

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**UMA METODOLOGIA PARA OBTENÇÃO DE PARÂMETROS ÓTIMOS
PARA SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE FILETES DE SOLDA**

por

Leonel Echer

Engenheiro Mecânico

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Fevereiro de 2015.

**UMA METODOLOGIA PARA OBTENÇÃO DE PARÂMETROS ÓTIMOS
PARA SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE FILETES DE SOLDA**

por

Leonel Echer

Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Rogério José Marczak

Aprovada por:

Prof^a. Dr^a. Cíntia Cristiane Petry Mazzaferro

PROMEC - UFRGS

Prof. Dr. Inácio Benvegnu Morsch

PPGEC - UFRGS

Prof. Dr. Walter Jesus Paucar Casas

PROMEC - UFRGS

Prof. Dr. Luiz Alberto Oliveira Rocha

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 27 de Fevereiro de 2015.

*If people do not believe that mathematics is simple, it is only
because they do not realize how complicated life is.*

(John von Neumann 1903-1957)

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, aos professores Rogério José "Rato" Marczak e Jun Sérgio Ono Fonseca pelo tempo dedicado e conhecimentos compartilhados.

Aos meus amigos e colegas do Grupo de Mecânica Aplicada, GMAp, pelos momentos de alegria e descontração.

À UFRGS, PROMEC e CAPES por todo o apoio e infraestrutura para a elaboração desta dissertação.

E por fim à minha família.

RESUMO

Um modelo de elementos finitos de casca capaz de representar estruturas soldadas, sem adicionar erros significativos em termos da rigidez estrutural, poderia ser amplamente empregado em problemas dinâmicos em que o método da tensão estrutural (hot spot) é aplicado para análises de vida em fadiga. O âmbito deste trabalho é formular uma técnica de modelagem capaz de fazê-lo. Para alcançar esse objetivo, uma otimização paramétrica para a representação de estruturas soldadas através de elementos de casca foi realizada. As variáveis de projeto propostas na formulação empregada foram definidas como o comprimento do tamanho de perna e a espessura do elemento de casca representando o filete de solda. O foco da otimização foi encontrar uma faixa de espessura/tamanho de perna que não modificasse significativamente as primeiras frequências naturais e conseguisse entregar resultados similares aos obtidos por um modelo sólido. Programação linear sequencial foi empregada na otimização. A estrutura analisada foi do tipo T, com seção constante e espessura e profundidade diversas, sob diferentes modos de carregamento. Uma vez que os parâmetros ótimos foram encontrados, duas diferentes metodologias de modelagem foram propostas e comparadas com outras três bem estabelecidas e apresentadas em normas e na literatura. Os resultados foram comparados quanto às primeiras frequências naturais, massa total, tensão estrutural e vida em fadiga.

Palavras-chave: União Soldada, Tensão Estrutural, HotSpot, MEF, Elementos de Casca, Otimização Paramétrica, Fadiga.

ABSTRACT

A finite element shell model capable of representing a welded structure without any significantly error on its stiffness could be widely applied to dynamic problems in which the structural stress method (hot-spot approach) is employed for fatigue analysis. The scope of the present work is to formulate a modeling technique capable of doing so. In order to accomplish it, a parametric optimization for simulating welded structures using shell elements is made, the design variables in the proposed formulation are defined as the weld leg length and thickness of the shell element representing the weld fillet. The main goal of the optimization was to find a range of thickness/leg length which would not change significantly the first natural frequencies, and still deliver results similar to the ones obtained by a solid model. Sequential linear programming optimizations are performed in a T-shaped structure under different loading scenarios, with constant section and different plate thicknesses and depths. Once the optimal parameters are found, two different modeling techniques are presented and compared with three well established methodologies presented in standards and the literature. The differences in the results are compared for first natural frequencies, total mass, hot spot stress and fatigue life.

Keywords: Welded Joint, Structural Stress, HotSpot, FEM, Shell Element, Parametric Optimization, Fatigue.

ÍNDICE

LISTA DE FIGURAS	xiv
LISTA DE TABELAS	xvi
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Revisão Bibliográfica	3
1.2 Objetivos	6
1.3 Organização do Trabalho	6
2 MÉTODO DA TENSÃO ESTRUTURAL	8
2.1 Distribuição de Tensão em uma Região de Descontinuidade	9
2.2 Tensão Estrutural	10
2.3 Análises de Tensão Estrutural via EF	10
2.3.1 Tensão Analisada	11
2.3.2 Tipos de Soldas	12
2.3.3 Distâncias δ	13
2.3.3.1 Extrapolação da Tensão	15
2.4 Metodologias de Modelagem e Representação do Filete de Solda	16
2.4.1 Representação do Filete de Solda por Elementos de Casca	17
2.4.2 Representação do Filete de Solda por Elementos Rígidos	18
2.4.3 Modelagem Equivalente do Filete de Solda Empregando uma Espes- sura Incrementada	19
3 CÁLCULO DE VIDA EM FADIGA	21
3.1 Fadiga	22
3.2 Cálculo de Vida em Fadiga em Uniões Soldadas	23
3.2.1 Curvas S-N para Componentes Soldados	24
3.2.1.1 Limitações	26
3.2.1.2 Detalhes estruturais	27

4	OTIMIZAÇÃO	29
4.1	Formulação de um Problema de Otimização	30
4.2	Programação Linear (LP) e Programação Linear Sequencial (SLP)	30
4.2.1	Limites Móveis	31
4.2.2	Sensibilidade	32
5	METODOLOGIA PROPOSTA	33
5.1	Geometria de Estudo	33
5.1.1	Material	35
5.2	Modelo Sólido	35
5.3	Formulação do Problema de Otimização	36
5.4	Processo de Otimização	38
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	41
6.1	Otimização Paramétrica	41
6.1.1	Parâmetros Ótimos Obtidos	41
6.1.2	Proposta I	42
6.1.3	Proposta II	43
6.2	Comparação Entre Metodologias	44
6.2.1	Modelos em EF	44
6.2.2	Massa Total da Estrutura	45
6.2.3	Rigidez	46
6.3	Aplicação do Método da Tensão Estrutural	47
6.3.1	Detalhe Estrutural Nº 6	48
6.3.2	Detalhe Estrutural Nº 3	51
6.3.3	Estimativa da Vida em Fadiga	53
6.4	Sugestões Quanto à Escolha da Metodologia de Modelagem	53
7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	56
7.1	Conclusões	56
7.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	57
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	58

APÊNDICE A	63
APÊNDICE B	69
APÊNDICE C	74
APÊNDICE D	83

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Tamanho da trinca	m
B	Módulo de compressibilidade do material	N/m ²
C	Constante do material para caracterização de resistência à fadiga	
d	Tamanho da perna do elemento de casca utilizado para representar o filete de solda	mm
da/dN	Taxa de propagação da trinca	m/ciclo
d_{ini}, d_{otim}	Estimativa inicial e solução ótima para d .	mm
d_{min}, d_{max}	Limites, inferior e superior, do parâmetro d .	mm
δ	Distância para coleta da tensão em relação ao pé da solda (hot spot)	mm
$\Delta\epsilon_K$	Variação da deformação de chanfro cíclica	
ΔF	Variação de carga cíclica	N
ΔK	Variação do fator de intensidade de tensão cíclico	
$\Delta\sigma$	Variação da tensão crítica na ponta da trinca	N/m ²
$\Delta\sigma_K$	Variação da tensão de chanfro cíclica	N/m ²
$\Delta\sigma_n$	Variação da tensão nominal cíclica	N/m ²
E	Módulo de elasticidade	N/m ²
$E1$	Tamanho do elemento que se estende da linha neutra das placas até	mm
	$E2$	
$E2$	Tamanho do elemento centralizado com a linha do pé da solda	mm
$Erro$	Erro associado às primeiras frequências de vibração da estrutura	
e	Espessura dos componentes da união	mm
F	Força pontual	N
F_{fh}	Força de flexão distribuída ao longo da extremidade da placa horizontal	N/m
F_{fv}	Força de flexão distribuída ao longo da extremidade da placa vertical	N/m

F_{th}	Força de tração distribuída ao longo da extremidade da placa horizontal	N/m
F_{tv}	Força de tração distribuída ao longo da extremidade da placa vertical	N/m
$f(x)$	Função objetivo	
f_i	i -ésima frequência natural de vibração da estrutura modelada com elementos de casca	Hz
\bar{f}_i	i -ésima frequência natural de vibração para comparação (estrutura sólida)	Hz
G	Coefficiente de cisalhamento	N/m ²
g	Tamanho da garganta do filete de solda	mm
$g(x)$	Restrição de igualdade	
γ	Índice para restrições de igualdade	
H	Matriz hessiana	
h	Altura da placa vertical de união em T	mm
$h(x)$	Restrição de desigualdade	
K	Matriz de rigidez	N/m
M	Matriz de Massa	kg
N	Vida em fadiga	ciclos
p	Profundidade da estrutura (dimensão na coordenada z)	m
ϕ	Ângulo entre a face da solda e a superfície da estrutura	graus
ρ	Densidade	kg/m ³
ρ_c	Densidade dos elementos de casca que representam o filete de solda	kg/m ³
t	Espessura de elemento de casca	mm
t_{min}, t_{max}	Limites, inferior e superior, do parâmetro t	mm
t_{ini}, t_{otim}	Estimativa inicial e solução ótima para t	mm
V	Volume do filete de solda	m ³
V_c	Volume dos elementos de casca representando o filete de solda	m ³
ν	Coefficiente de Poisson	
R^2	Coefficiente de determinação	

S_1	Primeira tensão principal	N/m^2
σ_b	Tensão de flexão	N/m^2
σ_{esc}	Tensão de escoamento	N/m^2
σ_m	Tensão de membrana	N/m^2
σ_{nl}	Parcela não linear da tensão	N/m^2
σ_{hs}	Tensão estrutural (hot spot)	N/m^2
σ_R	Tensão de ruptura	N/m^2
σ_{sH}	Tensão de Haibach	N/m^2
σ_{\perp}	Tensão perpendicular à face da solda	N/m^2
w	Largura da placa horizontal de união em T	mm
x	Variável de projeto	
ζ	Índice para restrições de desigualdade	
x, y, z	Eixos do sistema de coordenadas cartesianas	

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABS	Departamento Americano de Marinha Mercante (<i>American Bureau of Shipping</i>)
ASTM	Sociedade Americana de Testes e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
AWS	Associação Americana de Soldagem (<i>American Welding Society</i>)
BuShips	Escritório de Navios da Marinha Americana (<i>US Navy Bureau of Ships</i>)
CEN	Comite Europeu de Normatização (<i>Comité Européen de Normalisation</i>)
FAT	Classe de Fadiga (<i>Fatigue Assessment Tool</i>)
IIW	Instituto Internacional de Soldagem (<i>International Institute of Welding</i>)
MEC	Modelo de Elementos de Casca
MES	Modelo de Elementos Sólidos
MEF	Método dos Elementos Finitos
MER	Modelo de Elementos Rígidos
MTE	Método da Tensão Estrutural
LP	Programação Linear (<i>Linear Programing</i>)
SLP	Programação Linear Sequencial (<i>Sequential Linear Programing</i>)
USCG	Guarda Costeira dos Estados Unidos (<i>United States Coast Guard</i>)
WSA	Administração Naval de Guerra (<i>War Shipping Administration</i>)

LISTA DE FIGURAS

1.1	Navio T2 Tanker com casco rompido após retorno de testes em mar aberto, em 1943 [ABS, 2012].	2
2.1	Distribuição de tensão próxima a uma descontinuidade [adaptado de Hobbacher et al., 2009].	9
2.2	Tensão estrutural obtida através de extrapolação linear (σ_{hs}) a partir de pontos de referência, tensão obtida através da deformação medida a uma distância de 2 mm do pé da solda (σ_{sH}) e tensão total (σ) [adaptado de Radaj et al., 2009].	11
2.3	Dependência da tensão estrutural com o ângulo ϕ [adaptado de Hobbacher et al., 2009].	12
2.4	Configurações possíveis do ponto de ocorrência do pico de tensão em filetes de solda [adaptado de Fricke, 2001].	13
2.5	Tamanhos de δ para diferentes tipos de solda e tamanhos de malha [adaptado de Doerk et al., 2003].	14
2.6	Representação da solda por um elemento de casca oblíquo [adaptado de Niemi, 1995].	18
2.7	Representação do filete de solda através de elementos de barra rígidos [adaptado de Fayard et al., 1997].	19
2.8	Modelagem utilizando elementos de casca com espessura incrementada para a representação da rigidez do filete de solda [adaptado de Eriksson e Lignell, 2003].	20
3.1	Estágios de evolução de uma trinca [fluxograma adaptado de Radaj et al., 2006].	22
3.2	Diferentes métodos para análise de vida em fadiga [adaptado de Radaj et al., 2006].	23
3.3	Curvas S-N para aço sob ação de carga com amplitude constante [adaptado de Hobbacher et al., 2009].	25

3.4	Curvas S-N para alumínio sob ação de carga com amplitude constante [adaptado de Hobbacher et al., 2009].	25
3.5	Carga genérica com amplitude constante.	26
4.1	Otimização estrutural: (a) Topológica; (b) de Forma; (c) Paramétrica [adaptado de Ramm e Bletzinger, 1990].	29
5.1	Representação sólida e por EF de casca da estrutura.	33
5.2	Malha em elementos finitos da estrutura sólida de dimensões: 254 mm × 260,35 mm × 508 mm com espessura 6,35 mm.	36
5.3	Fluxograma do processo de otimização.	39
6.1	Parâmetros ótimos para diferentes e e p : (a) $p = 508$ mm; (b) $p = 1016$ mm; (c) $p = 1524$ mm; (d) $p = 2540$ mm.	41
6.2	Sobreposição dos parâmetros ótimos.	42
6.3	Proposta I.	43
6.4	Proposta II.	44
6.5	Modelos em EF analisados: (a) Eriksson e Lignell, 2003; (b) Fayard et al., 1997; (c) Niemi, 1995; (d) Proposta I; (e) Proposta II.	45
6.6	Erro quanto a massa total da estrutura.	46
6.7	Erro quanto às primeiras frequências naturais da estrutura.	47
6.8	Erro quanto às primeiras frequências naturais da estrutura, em detalhe.	47
6.9	Dimensões da união soldada tipo T.	48
6.10	Condições de contorno: (a) Tração; (b) Flexão.	49
6.11	Tensão estrutural para o caso de carregamento de tração.	50
6.12	Tensão estrutural para o caso de carregamento de flexão.	51
6.13	Estrutura representando detalhe estrutural N ^o 3.	52
6.14	Tensão estrutural para o componente de detalhe estrutural de N ^o 3.	52

LISTA DE TABELAS

2.1	Principais vantagens e desvantagens do MTE [adaptado de Aygül, 2012].....	8
3.1	Detalhes Estruturais [adaptado de Hobbacher et al., 2009]	28
5.1	Configurações geométricas dos casos de estudo.	34
5.2	Propriedades Mecânicas do Material. [Fonte: ASW, 1990]	35
6.1	Comparação de resultados para a tensão estrutural [MPa].....	53
6.2	Estimativa de vida em fadiga [10^6 ciclos]	54
6.3	Recomendações de modelagem	55
C.1	Caso 1 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 3,175 mm	74
C.2	Caso 2 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 6,35 mm	75
C.3	Caso 3 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 12,7 mm	75
C.4	Caso 4 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 19,05 mm	76
C.5	Caso 5 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 3,175 mm	76
C.6	Caso 6 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 6,35 mm	77
C.7	Caso 7 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 12,7 mm	77
C.8	Caso 8 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 19,05 mm	78
C.9	Caso 9 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 3,175 mm	78
C.10	Caso 10 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 6,35 mm	79
C.11	Caso 11 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 12,7 mm	79
C.12	Caso 12 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 19,05 mm	80
C.13	Caso 13 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 3,175 mm	80
C.14	Caso 14 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 6,35 mm	81
C.15	Caso 15 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 12,7 mm	81
C.16	Caso 16 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 19,05 mm	82
D.1	Elemento SOLID186 [adaptado de ANSYS, 2012].	83
D.2	Elemento SHELL281 [adaptado de ANSYS, 2012].	84

D.3 Elemento SHELL181 [adaptado de ANSYS, 2012].	85
D.4 Elemento MPC184 [adaptado de ANSYS, 2012].	86

1. INTRODUÇÃO

A união de metais tem sua origem nos primórdios da Idade do Ferro (1800 AEC). Contudo, o desenvolvimento efetivo do processo de soldagem ocorreu apenas em 1800 EC. O ápice deste processo de fabricação ocorreu durante a Primeira Guerra Mundial, em decorrência da demanda pela produção, em grande escala, de navios e de equipamento bélico [ABS, 2003]. Assim, a soldagem continuamente substituiu os demais processos de fabricação utilizados na construção naval. Rapidamente estavam sendo desenvolvidos navios com cascos e compartimentos de carga inteiramente construídos através do processo de soldagem [Cary, 1979].

Apesar da grande vantagem econômica que o processo de soldagem apresentava em relação aos demais, sua utilização passou a ser questionada quando severos problemas estruturais começaram a eclodir em diversos navios. Durante a Segunda Guerra Mundial diversos navios Liberty, cargueiros C2 e C1 e navios tanque T2 apresentaram falhas estruturais, aparentemente inexplicáveis. Em alguns casos, tais falhas foram severas o bastante a ponto de “rachar navios ao meio” (Figura 1.1). As causas destes defeitos foram investigadas por diversas entidades* distintas, sendo o mecanismo de falha por fragilização designado como a principal causa dos incidentes. Com isso, o processo de soldagem se consolidou na fabricação naval e o interesse em se avaliar a resistência e a vida em fadiga de uniões soldadas perdurou, sendo até hoje um campo de grande interesse e estudo [ABS, 2012].

Durante a década de 1970 o Método da Tensão Estrutural, MTE, foi formulado visando propiciar uma maneira confiável para a determinação da tensão atuante em membros de uniões soldadas. Esse método passou a ser empregado em conjunto com o Método dos Elementos Finitos, MEF. Em um primeiro momento, o método da tensão estrutural foi empregado exclusivamente em estruturas tubulares, tendo sua aplicação testada pela indústria naval somente na década seguinte. Posteriormente foi demonstrado [Radaj, 1990] que a empregabilidade desse método podia ser expandida, com sucesso, para estruturas compostas por placas metálicas. A partir de então, a indústria automobilística passou a demonstrar interesse no método e, com isso, começaram a ser propostas diferentes metodologias para

*Guarda Costeira dos Estados Unidos (USCG); Escritório de Navios da Marinha dos Estados Unidos (BuShips); Departamento Americano de Marinha Mercante (ABS); Administração Naval de Guerra (WSA)

modelagem de uniões soldadas [Fricke, 2003].

Apesar de existir um número significativo e crescente de metodologias para modelagem de estruturas soldadas, não há um consenso quanto a melhor maneira de se representar um filete de solda de modo a reproduzir a rigidez da estrutura original de maneira fidedigna, propiciando assim o cálculo da vida em fadiga [Radaaj et al., 2009]. Diversas entidades normativas publicam, e constantemente atualizam, recomendações[†] para a utilização de diferentes métodos para o cálculo da vida em fadiga de uniões soldadas. Essas recomendações facilitaram várias decisões que devem ser tomadas em tais análises. Escolhas quanto a qualidade da malha de Elementos Finitos (EF), distância até pontos de obtenção da tensão e tipo de tensão calculada se tornaram decisões simples que podem ser feitas seguindo análises lógicas do problema analisado. Contudo, a seleção da metodologia de modelagem da estrutura ainda não é algo bem definido. As normas e recomendações não descrevem quais deveriam ser os critérios adotados para selecionar uma entre as várias metodologias existentes, além de não esclarecer os pontos fortes e limitações das mesmas.

Neste contexto, a proposta deste trabalho é apresentar uma metodologia de modelagem de estruturas soldadas e testá-la comparativamente com outras encontradas na literatura.

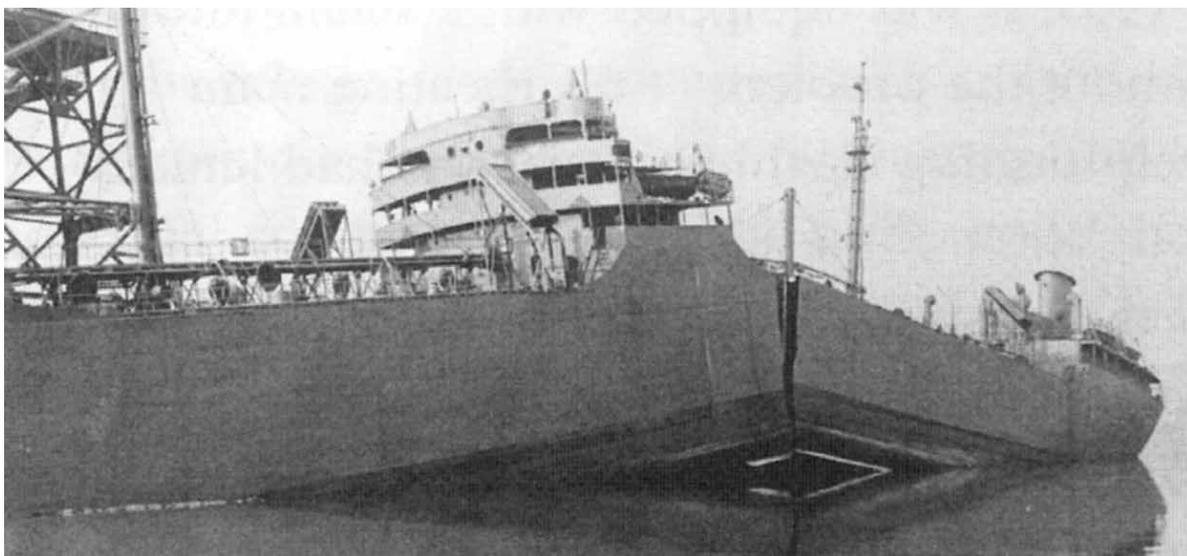


Figura 1.1 – Navio T2 Tanker com casco rompido após retorno de testes em mar aberto, em 1943 [ABS, 2012].

[†][Eurocode, 1993]; [ABS, 2003]; [Hobbacher et al., 2009]; [AWS, 2010]

1.1 Revisão Bibliográfica

Os primeiros estudos sobre o campo de tensões (que governa o surgimento e propagação de trincas) no entorno de soldas datam do início da década de 1960. Conforme apresentado por Radaaj et al., 2006, os primeiros a investigar a viabilidade de se avaliar a resistência à fadiga utilizando medidas de deformação a uma certa distância suficientemente próxima do pé da solda foram: Erwin Eugen Haibach[‡], Samuel Stanford Manson[§] e Rudolph Earl Peterson[¶]. Haibach, 1968 utilizou em suas análises uma distância igual a 2 mm (tensão de Haibach) para realizar a medição da deformação através de extensômetros. Entretanto, como foi demonstrado por Atzori e Meneghetti, 2001, a tensão obtida dessa forma ainda apresenta dependência do tipo de detalhe da solda.

Durante a década de 1970, análises em estruturas tubulares de parede semi-espessa mostraram que o efeito de elevação da tensão (pico), influenciado pela descontinuidade geométrica, ocorre em uma região que tem seu início no pé da solda podendo chegar até $0,3$ ou $0,4e$, onde e corresponde à espessura da estrutura. van Wingerde et al., 1995 cita esse resultado como uma das bases da formulação do, hoje bem definido, método da tensão estrutural. A definição apresentada caracterizava o método por utilizar pontos de referência para o cálculo da tensão. A localização de tais pontos possui dependência direta com a espessura da estrutura. Essa metodologia permitiu, com sucesso, análises de fadiga em estruturas tubulares de parede semi-espessa.

As primeiras tentativas de se aplicar a análise por tensão estrutural em estruturas construídas através de placas (não mais tubulares) ocorreram no início da década de 1980. Nesse período, a indústria naval japonesa fez avanços consideráveis quanto ao estudo do efeito de concentração de tensões. Matoba et al., 1983 apresentou alguns dos primeiros resultados do emprego da tensão estrutural em cascos de navios. Nos casos analisados, a tensão foi obtida através de análises pelo MEF, e linearizada pela espessura.

Radaaj, 1990 realizou um estudo de estruturas construídas por placas, onde a tensão

[‡]Gaßner E and Haibach E, 'Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung', Tragfähigkeitsermittlung bei Schweißverbindungen (Determination of Load-Carrying Capacity of Welded Joints), Düsseldorf, DVS-Verlag, 1968, Vol 1, pp 47–73.

[§]Manson S S, 'Fatigue: A complex subject – some simple approximations', Exp Mech, 1965, 5

[¶]Peterson R E, 'Fatigue of metals in engineering and design', ASTM Marburg Lecture, Philadelphia PA, ASTM, 1962.

estrutural σ_{hs} , ou tensão de *hot spot*, é apresentada como um parâmetro de engenharia sem significado físico. Contudo, empregando teorias estruturais clássicas, demonstrou-se que essa tensão pode ser definida como a soma das parcelas de flexão e de membrana da tensão linearizada atuante na superfície do pé da solda. Através da análise de diversos casos, o autor mostrou que o pico de tensão devido a não linearidade geométrica do pé da solda pode ser desconsiderado quando a tensão é obtida tanto por extrapolação quanto por linearização pela espessura. Petershagen et al., 1991 e Fricke e Petershagen, 1992 utilizaram estes resultados com a finalidade de propor uma metodologia generalizada para a aplicação da tensão estrutural em estruturas formadas por placas. Resultados de testes em diversas estruturas complexas foram apresentados pelos autores.

A partir da década de 1990, a empregabilidade do método da tensão estrutural se difundiu de maneira expressiva, acarretando o surgimento de diversas metodologias de modelagem para os filetes de solda. Recomendações quanto a determinação da tensão estrutural [Niemi, 1994] e a descrição de uma metodologia para modelagem empregando elementos de casca para representação dos filetes de solda foram apresentadas por Niemi, 1995.

Uma metodologia que sugere a utilização de elementos rígidos para representação do filete de solda foi proposta por Fayard et al., 1997. Essa proposta foi criada para estruturas de cascas finas sugerindo que a coleta de tensão fosse realizada diretamente no centro de gravidade dos elementos, sem a necessidade de extrapolação. Baseando-se nesta metodologia, Fermér et al., 1998 propôs uma técnica de modelagem que representa o filete com elementos de casca geometricamente alinhados de forma oblíqua. Essa metodologia foi inicialmente proposta para estruturas de cascas finas (método Volvo) e, mais tarde, estendida para estruturas de cascas semi-espessas [Fransson e Pettersson, 2000].

Eriksson e Lignell, 2003 propuseram uma técnica de modelagem em que o filete de solda não é modelado e os membros da união são acoplados de forma direta. Nessa metodologia, a rigidez da solda é representada somente por um incremento da espessura dos elementos que atuam na região que seria compreendida pelo filete.

Com um desenvolvimento acelerado de metodologias de modelagem empregando o método da tensão estrutural, tornaram-se evidentes os problemas que a utilização desse método pode apresentar quando empregado em conjunto com o MEF [Huther et al., 1999]. Recomendações para a modelagem via elementos finitos visando evitar problemas como

dependência de refino de malha e escolhas errôneas quanto ao tipo de formulação do elemento finito foram apresentadas por Fricke, 2001.

O método de escolha de pontos de referência para o cálculo da tensão foi questionado por Labesse e Recho, 1999. Os autores analisaram uma união do tipo T para testar escolhas de pontos de referência que levassem em conta não somente a geometria da estrutura mas também o modo de carregamento.

Dong, 2001 propôs duas metodologias (método Battelle) de modelagem: uma empregando elementos sólidos e outra empregando elementos de casca. Ambas metodologias foram baseadas na definição de tensão estrutural apresentada por Radaaj, 1990. A técnica que emprega elementos sólidos leva em consideração, além das tensões normais, a tensão transversal cisalhante para o cálculo de σ_{hs} . A técnica que emprega elementos de casca utiliza resultados quanto aos esforços nodais para calcular a tensão estrutural. Ao empregar tal metodologia, o autor apresenta as técnicas como sendo insensíveis ao refino da malha. Contudo, somente casos simples, em sua maioria bidimensionais, são apresentados. Posteriormente, foi demonstrado por Niemi e Tonskanen, 2000 que a metodologia proposta por Dong, 2001 é falha em casos complexos como reforços de curta extensão e quando a tensão cisalhante atuante sobre os elementos transversais (filete de solda) passa a ser muito mais significativa que as tensões normais. Visando contornar esses e outros problemas encontrados ao se trabalhar com esse tipo de estruturas, Fricke, 2003 apresentou uma proposta que sugere uma seleção dos pontos de referência, para cálculo de tensões, que ignoram a espessura dos membros da estrutura.

Através de uma iniciativa do IIW, Instituto Internacional de Soldagem, foi publicado um guia de recomendações [Hobbacher et al., 2009] para diferentes técnicas de modelagem visando o projeto de vida em fadiga de estruturas soldadas. Quanto ao uso do método da tensão estrutural, foram apresentadas sugestões sobre a quantidade e posição de pontos de referência a serem considerados para o cálculo de σ_{hs} , bem como o tipo de extrapolação a ser empregado em cada caso. Especificações com respeito a tamanhos de malha e tipos de elementos finitos foram sugeridos. Uma ampla abordagem sobre como proceder para o cálculo da vida em fadiga através da tensão estrutural também foi apresentada.

1.2 Objetivos

O objetivo principal desse trabalho é apresentar uma metodologia para modelagem de estruturas soldadas através de elementos de casca. Tal modelagem deve ser capaz de reproduzir de maneira fidedigna a rigidez da estrutura original, de modo a permitir uma análise de vida em fadiga através do método da tensão estrutural. Buscando uma melhor fluidez do trabalho, este objetivo principal foi fracionado em objetivos específicos, como apresentado a seguir:

- Utilizando um processo de otimização, propor metodologias para representação de uma estrutura soldada sólida através de elementos de casca.
- Aplicar o método da tensão estrutural em conjunto com as metodologias propostas para o cálculo de vida em fadiga.
- Comparar os resultados com metodologias apresentadas na literatura.

1.3 Organização do Trabalho

A estrutura do presente trabalho é dividida em 7 capítulos. O segundo capítulo apresenta a definição do método da tensão estrutural, suas peculiaridades e limitações. Nesse capítulo são introduzidas algumas das principais, e mais difundidas, metodologias de modelagem do filete de solda por elementos de casca.

No terceiro capítulo, é apresentada uma breve introdução aos conceitos de vida e resistência à fadiga em estruturas soldadas. São expostos os procedimentos mais difundidos para o cálculo da vida em fadiga empregando a tensão estrutural. Uma sucinta explanação sobre recomendações propostas em normas também é apresentada.

O quarto capítulo compreende uma resumida apresentação dos conceitos de otimização estrutural. O procedimento de formulação de um problema de otimização é apresentado e uma breve explanação sobre Programação Linear Sequencial, SLP, é exposta.

No quinto capítulo é apresentada a metodologia proposta. A geometria de estudo, os parâmetros selecionados para a otimização e a sequência de análise do algoritmo de otimização também são apresentados.

O sexto capítulo contém os resultados obtidos. Algumas comparações entre as metodologias propostas e as demais selecionadas são apresentadas. Tais comparações são realizadas em termos de diferenças quanto às primeiras frequências naturais, massa total da estrutura, σ_{hs} e vida total em fadiga. Por fim, são sugeridas algumas recomendações que visam facilitar a escolha da melhor metodologia a ser empregada dependendo dos objetivos que são buscados.

O sétimo e último capítulo é dedicado a apresentação das conclusões a respeito das comparações de resultados realizadas. Por fim são expostas algumas sugestões para trabalhos futuros.

Nos apêndices desse trabalho se encontra grande parte dos algoritmos e *scripts* de comandos gerados para a criação das análises numéricas realizadas. A maioria dos algoritmos são apresentados em sua íntegra e visam propiciar a reprodução de resultados. Com isso, também se busca facilitar a empregabilidade das metodologias propostas em programas comerciais de elementos finitos.

2. MÉTODO DA TENSÃO ESTRUTURAL

O Método da Tensão Estrutural, MTE, consiste em uma ferramenta de análise local que permite a determinação da resistência e vida em fadiga de estruturas soldadas. Sua concepção ocorreu com o intuito de permitir o estudo de estruturas com geometrias complicadas e/ou sujeitas a modos de carregamento complexos. Tais estruturas dificilmente se enquadram em classificações de detalhes de solda. Assim, outros métodos como o da tensão nominal não são propícios para análises quanto à fadiga nestas estruturas [Doerk et al., 2003].

O método da tensão estrutural foi proposto inicialmente para estruturas tubulares, sendo posteriormente expandido, com sucesso, para geometrias diversas. Como sua utilização normalmente ocorre em conjunto com o MEF, sua empregabilidade aumentou na medida em que o MEF tornou-se cada vez mais difundido.

Conforme apresentado por Aygül, 2012, algumas das principais vantagens e desvantagens do MTE são expostas na Tabela 2.1. Esses aspectos e outros serão melhor apresentados no decorrer deste capítulo.

Tabela 2.1 – Principais vantagens e desvantagens do MTE [adaptado de Aygül, 2012].

Vantagens	Desvantagens
Permite utilização de análises de EF;	Dependência do tamanho do elemento;
Menor esforço computacional;	Dependência do arranjo da malha;
Inclui efeitos de elevação da tensão devido aos membros da união;	Diferentes possibilidades para modelagem da solda;
Necessita de um número menor de curvas S-N.	Engloba somente defeitos que ocorrem no pé da solda.

O método da tensão estrutural consiste em avaliar uma tensão geométrica* que englobe os efeitos de elevação da tensão devido aos membros da união (macroestrutural).

*Tensão geométrica é uma nomenclatura arcaica também empregada para definir a tensão estrutural [Fricke, 2003]

Para isso exclui-se o efeito de pico de tensão causado pelo filete de solda. Assim, a distribuição de tensão na região de descontinuidade é representada por uma tensão que não engloba a parcela não linear da tensão total, σ , atuante sobre a solda [Fricke, 2003].

2.1 Distribuição de Tensão em uma Região de Descontinuidade

Nas proximidades de uma descontinuidade geométrica, como um filete de solda, a tensão assume um comportamento não linear. A Figura 2.1 apresenta um exemplo de distribuição de tensão nas proximidades de uma solda em uma estrutura de espessura e .

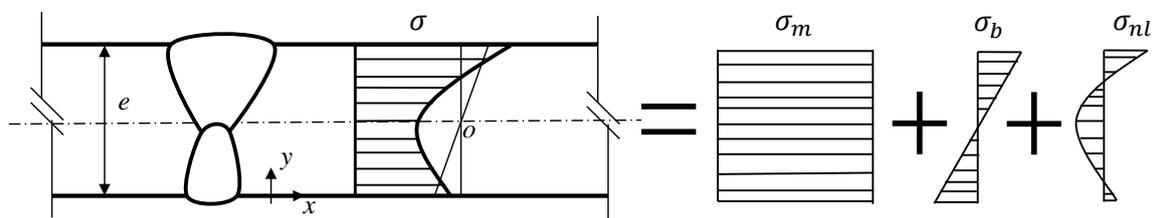


Figura 2.1 – Distribuição de tensão próxima a uma descontinuidade [adaptado de Hobbacher et al., 2009].

Assim, fica ilustrado que a tensão de membrana σ_m , a tensão de flexão σ_b , e a parcela responsável pelo pico não linear de tensão, σ_{nl} , são as componentes que constituem a tensão atuante σ . Ao se tomar a tensão σ como sendo uma distribuição de tensão pela espessura, $\sigma(y)|_{y=0}^{y=e}$, podemos escrever cada uma das componentes de σ de acordo com as Equações 2.1 à 2.3 [Hobbacher et al., 2009]:

$$\sigma_m = \frac{1}{e} \int_{y=0}^{y=e} \sigma(y) dy, \quad (2.1)$$

$$\sigma_b = \frac{6}{e^2} \int_{y=0}^{y=e} (\sigma(y) - \sigma_m) \left(\frac{e}{2} - y\right) dy, \quad (2.2)$$

$$\sigma_{nl} = \sigma(y) - \sigma_m - \left(1 - \frac{2y}{e}\right) \sigma_b. \quad (2.3)$$

Conforme apresentado, σ_m é igual a tensão média calculada através da espessura. A

tensão de flexão, σ_b , é distribuída linearmente através da espessura, podendo ser desenhada como uma linha inclinada cruzando o ponto o , apresentado na Figura 2.1. O gradiente da tensão de flexão, de casca, deve ser tal que a parcela da tensão restante (não linear) esteja em equilíbrio. Por fim, σ_{nl} engloba os termos remanescentes que compõem a tensão total, σ . Essa tensão não linear é desconsiderada no cálculo de σ_{hs} .

2.2 Tensão Estrutural

A tensão estrutural é influenciada pela ação de parâmetros dimensionais do componente (globais) e condições de contorno na vizinhança do filete de solda. Contudo, o efeito de descontinuidade, gerado pelo pé da solda, é desconsiderado. Assim, a tensão estrutural pode ser escrita conforme proposto por Radaj, 1990:

$$\sigma_{hs} = \sigma_m + \sigma_b. \quad (2.4)$$

A tensão σ_{hs} pode ser calculada diretamente ou determinada através de medições de deformação. Sua obtenção é realizada por meio de linearização através da espessura ou por extrapolação até o pé da solda. A extrapolação é a opção comumente empregada, sendo realizada sobre tensões calculadas em pontos de referência afastados uma distância δ do pé da solda. A Figura 2.2 ilustra comparativamente as tensões estrutural, de Haibach e total presentes na vizinhança do pé da solda.

A tensão estrutural é normalmente obtida através de análises numéricas empregando o MEF. O tipo de tensão que é obtida a fim de representar σ_{hs} depende de alguns fatores, entre eles o tipo de filete de solda.

2.3 Análises de Tensão Estrutural via EF

A análise analítica de uma região que comporte uma descontinuidade estrutural raramente se faz possível. Conseqüentemente, o emprego do MEF costuma ser a alternativa mais viável. Quando este método é empregado para o cálculo da tensão estrutural, as análises envolvidas consideram sempre uma estrutura idealizada [Hobbacher et al., 2009]. Ou seja, os modelos de EF não englobam possíveis desalinhamentos ou qualquer outro tipo de imperfeição. Caso alguma imperfeição como desalinhamento exista, essa é considerada

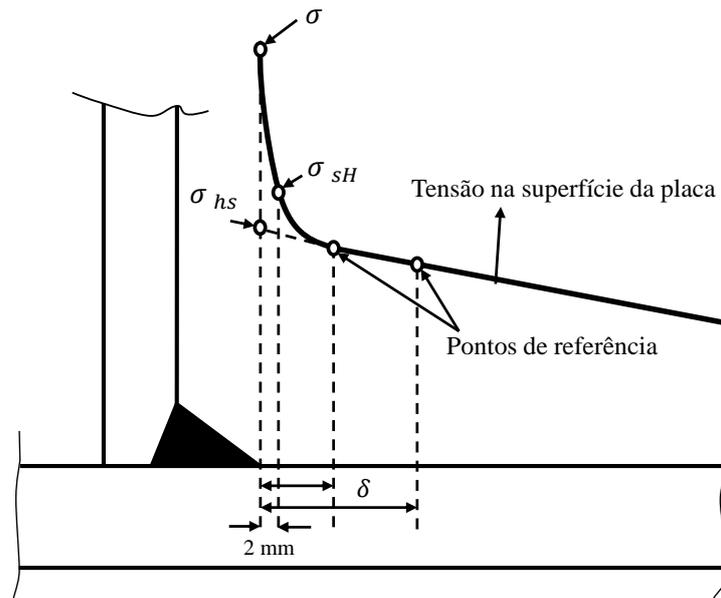


Figura 2.2 – Tensão estrutural obtida através de extrapolação linear (σ_{hs}) a partir de pontos de referência, tensão obtida através da deformação medida a uma distância de 2 mm do pé da solda (σ_{sH}) e tensão total (σ) [adaptado de Radaaj et al., 2009].

através de um fator de correção aplicado no cálculo de vida em fadiga, conforme será visto em detalhe no capítulo 3.

2.3.1 Tensão Analisada

Análises via EF permitem o cálculo direto de diversos tipos de tensões atuantes em determinada estrutura. Contudo não existe a possibilidade do cálculo direto[†] de σ_{hs} . Assim, a tensão escolhida deve ser aquela que atua de forma mais significativa para a falha do componente.

Nas proximidades do pé da solda, a tensão responsável pelo surgimento e propagação de trincas é aquela que atua com uma orientação perpendicular ao plano tangente à face da solda. Essa tensão é expressa como σ_{\perp} e, no caso de estruturas com filetes de solda simétricos (mesmo tamanho de perna), a primeira tensão principal (σ_1) pode ser considerada como sendo igual a σ_{\perp} [Radaaj et al., 2006]. Conforme apresentado por Hobbacher et al., 2009, em

[†]Programas comerciais direcionados para o cálculo de vida em fadiga são uma exceção. Normalmente, o cálculo direto da tensão estrutural é uma funcionalidade possível nesses casos.

casos em que uma linha de solda esteja sujeita a um estado biaxial de tensão, a escolha da tensão a ser empregada como σ_{hs} depende do ângulo ϕ . Se ϕ for menor ou igual a 60° , σ_1 é empregada como a tensão estrutural. Caso contrário, σ_\perp deve ser calculada e utilizada como σ_{hs} . A Figura 2.3 ilustra esses cenários.

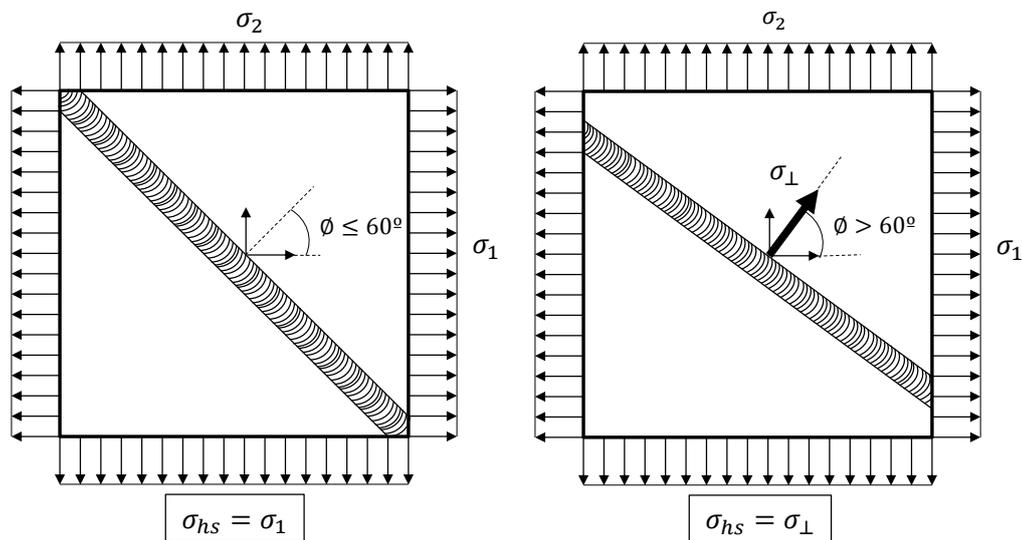


Figura 2.3 – Dependência da tensão estrutural com o ângulo ϕ [adaptado de Hobbacher et al., 2009].

2.3.2 Tipos de Soldas

O ponto de pico de tensão pode ocorrer em diferentes regiões de um filete de solda. Conforme apresentado por Fricke, 2001, um ponto de concentração de tensão pode ocorrer de três formas distintas quanto a sua localização. Essas configurações possíveis são ilustradas na Figura 2.4.

Cada uma das possíveis configurações depende diretamente dos membros que compreendem o ponto de pico de tensão. Assim, estes pontos podem ser definidos quanto a localização onde ocorrem como:

Tipo (a): entre o pé da solda e a superfície localizada na extremidade da união;

Tipo (b): entre o pé da solda e a superfície lateral (espessura) da estrutura;

Tipo (c): entre o pé da solda e a superfície de face de uma das placas.

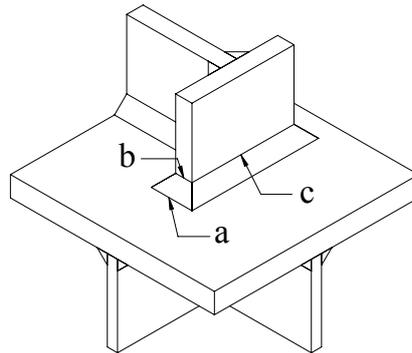


Figura 2.4 – Configurações possíveis do ponto de ocorrência do pico de tensão em filetes de solda [adaptado de Fricke, 2001].

Os tipos de pico de tensão (a) e (c) permitem que o cálculo da tensão estrutural seja realizado diretamente, conforme proposto por Niemi, 1994. O tipo (b) apresenta uma dificuldade maior para o cálculo de σ_{hs} . Nesse caso, a maneira mais prática para o cálculo da tensão estrutural seria a extrapolação da tensão total, σ , atuante a um certo distanciamento dos pontos extremos (vértices) da estrutura [Fricke, 2001].

Contudo, Hobbacher et al., 2009, ao apresentar recomendações para análises de vida em fadiga através do MTE, sugere que σ_{hs} seja calculada utilizando o mesmo procedimento independente do tipo de pico de tensão. Deste modo, a tensão estrutural pode ser obtida através da mesma metodologia de cálculo ainda que o pico de tensão seja do tipo (b). Porém, se a análise for sobre uma estrutura com uma solda tipo (b), σ_{hs} deve ser calculada utilizando pontos de referência, para extrapolação de tensão, com um distanciamento (δ) diferente dos casos de soldas tipos (a) e (c). Além disso, ao se realizar o cálculo de vida em fadiga de casos do tipo (b), a tensão estrutural calculada deve ser multiplicada por um fator de correção, conforme será discutido no capítulo 3.

2.3.3 Distâncias δ

Uma das principais fontes de discussão quanto ao uso do MTE é a escolha das distâncias δ a serem empregadas para cálculo da tensão. Diferentes procedimentos para a escolha de δ são apresentados em diversas normas e guias de projeto de diferentes instituições e setores industriais [Fricke, 2001]. Hobbacher et al., 2009 utiliza a proposta de Doerk et al.,

2003 para apresentar uma sequência lógica para a escolha dos pontos δ de acordo com o tipo de problema a ser resolvido (Figura 2.5). Basicamente, a escolha dos distanciamentos δ é feita de acordo com dois fatores principais. O primeiro é o tipo de pico de tensão presente na solda e o segundo consiste no tipo de refino de malha empregado no modelo de EF.

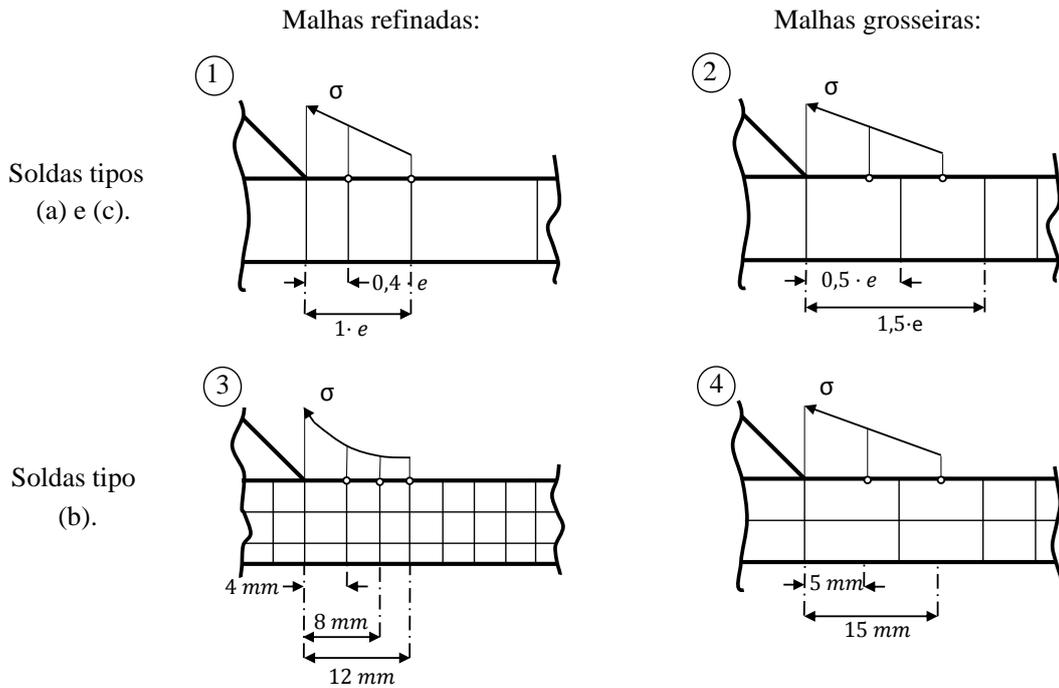


Figura 2.5 – Tamanhos de δ para diferentes tipos de solda e tamanhos de malha [adaptado de Doerk et al., 2003].

Como discutido anteriormente, problemas envolvendo soldas tipo (a) e (c) são tratados de forma diferenciada dos problemas envolvendo soldas tipo (b). Quando o tipo de pico de tensão for (a) ou (c), as distâncias δ são definidas em função da espessura dos componentes da estrutura (casos 1 e 2 da Figura 2.5). Para o tipo (b), as distâncias δ são definidas em valores absolutos. Isso ocorre pela independência da tensão com a espessura (casos 3 e 4 da Figura 2.5) [Doerk et al., 2003].

Assim, ao se analisar a Figura 2.5, podemos determinar que uma estrutura representada por um modelo de EF com malha refinada e que apresente solda tipo (c), deve apresentar distâncias $\delta_{0,4 \cdot e}$ e $\delta_{1 \cdot e}$ (caso 1). Deve-se salientar o fato de que ao se trabalhar com uniões de componentes de diferentes espessuras, somente a menor espessura deve ser

utilizada para determinação das distâncias δ [Hobbacher et al., 2009].

Após a obtenção dos pontos de distanciamento δ , as tensões nos respectivos pontos podem ser calculadas e posteriormente extrapoladas. Normalmente, essa extrapolação é linear. Contudo, existem alguns casos em que extrapolações de ordem superior (frequentemente quadrática) são recomendadas (caso 3). Existem também casos em que a metodologia de modelagem do filete de solda é tal que a extrapolação da tensão não é necessária.

2.3.3.1 Extrapolação da Tensão

Conforme ilustrado pela Figura 2.5, diferentes combinações de tipos de pico de tensão e refino de malha podem resultar em diferentes formas de extrapolação. De forma geral, os tipos de extrapolação da tensão mais comuns podem ser reduzidos em cinco variações. Das quais três são para casos de pico de tensão dos tipos (a) e/ou (c) e duas são para casos tipo (b). Essas formas de extrapolação são apresentadas a seguir, conforme proposto por Hobbacher et al., 2009:

- 1) Considerando uma união soldada do tipo (a) ou (c) em conjunto com um refino de malha com tamanho de EF igual ou inferior a $0,4 \cdot e$, a extrapolação recomendada é linear. Os pontos de referência para o cálculo da tensão devem ocorrer em $\delta = 0,4 \cdot e$ e $1 \cdot e$, conforme apresentado pela equação a seguir:

$$\sigma_{hs} = 1,67 \cdot \sigma_{0,4 \cdot e} - 0,67 \cdot \sigma_{1 \cdot e}. \quad (2.5)$$

- 2) Considerando o mesmo cenário anterior, mas com avaliação da tensão em três pontos: $\delta = 0,4 \cdot e$, $0,9 \cdot e$ e $1,4 \cdot e$. A extrapolação resultante é quadrática, de acordo com a Equação 2.6:

$$\sigma_{hs} = 2,52 \cdot \sigma_{0,4 \cdot e} - 2,24 \cdot \sigma_{0,9 \cdot e} + 0,72 \cdot \sigma_{1,4 \cdot e}. \quad (2.6)$$

- 3) Ainda no caso de uma solda tipo (a) ou (c), mas com uma malha grosseira, a interpolação pode ser linear com $\delta = 0,5 \cdot e$ e $1,5 \cdot e$. Tal extrapolação é apresentada como:

$$\sigma_{hs} = 1,50 \cdot \sigma_{0,5.e} - 0,50 \cdot \sigma_{1,5.e}. \quad (2.7)$$

- 4) Para o caso de uma solda tipo (b) com uma malha relativamente refinada (tamanho de elemento em torno de 4 mm ou menos), o procedimento de extrapolação deve ser quadrático. Conforme apresentado pela Equação 2.8, os pontos para cálculo da tensão devem ser escolhidos em pontos δ iguais a 4 mm, 8 mm e 12 mm.

$$\sigma_{hs} = 3 \cdot \sigma_{4\text{mm}} - 3 \cdot \sigma_{8\text{mm}} + \sigma_{12\text{mm}}. \quad (2.8)$$

- 5) Por fim, para o caso de solda tipo (b) com uma malha grosseira (tamanho de elemento igual ou superior a 10 mm), uma extrapolação linear pode ser empregada. Os pontos de cálculo da tensão devem ocorrer distanciados 5 mm e 15 mm do pé da solda.

$$\sigma_{hs} = 1,5 \cdot \sigma_{5\text{mm}} - 0,5 \cdot \sigma_{15\text{mm}}. \quad (2.9)$$

Os refinamentos de malha citados devem ser obedecidos na região de interesse, i.e., nas proximidades do pé da solda. A modelagem do restante da estrutura pode ser realizada com malha grosseira se comparada com a das regiões δ . O tamanho da malha de EF para modelar o restante da estrutura pode variar dependendo da metodologia de modelagem empregada.

Deve-se salientar que as equações apresentadas podem ser empregadas somente em conjunto com o método da tensão estrutural. Nada impede que a tensão nas regiões δ seja avaliada por outros métodos locais, um exemplo seria a obtenção da tensão de maneira experimental (método da deformação estrutural). Contudo outros métodos locais possuem regiões δ distintas para a avaliação da tensão e, conseqüentemente, seguem equações diferentes.

2.4 Metodologias de Modelagem e Representação do Filete de Solda

Ao se analisar determinada estrutura via EF visando o cálculo da tensão estrutural, diferentes maneiras de modelagem da estrutura real são viáveis. Tanto representações empregando modelos de elementos sólidos, MES, como as que empregam modelos de elementos de casca, MEC, são possíveis. Existem ainda técnicas de representação mista, empregando EF

sólidos e de casca simultaneamente. A literatura apresenta diversas metodologias distintas empregando ambos os tipos de elementos.

Metodologias que empregam elementos sólidos acarretam em um custo computacional elevado. Sendo que essa desvantagem pode ser agravada ao se considerar o fato de que a estrutura de análise pode ser muito grande, como cascos de navios, ou então, mesmo sendo relativamente pequena pode apresentar um número de uniões por solda muito alto (um veículo automotivo de passeio contém de 3000 à 5000 uniões por solda [Fermér e Svensson, 2001]). Além da vantagem computacional dos MEC, deve ser considerado que em muitas estruturas a modelagem por elementos de casca é a mais prática a ser adotada [Doerk et al., 2003]. Levando esses aspectos em consideração, modelagens empregando elementos de casca são preferíveis, de modo que foram o tipo de modelagem empregado neste trabalho.

Uma vez selecionado o tipo de elemento empregado para modelagem de estruturas soldadas, deve-se selecionar a metodologia para representação da solda. Existem metodologias que empregam elementos rígidos para a representação da rigidez de um filete, outras consideram o emprego dos mesmos elementos de casca utilizados para a modelagem do restante da estrutura, e ainda existem metodologias que não representam o filete de solda.

Algumas destas metodologias são apresentadas a seguir. Dois fatores foram considerados na seleção das metodologias aqui apresentadas: o primeiro aspecto levado em conta foi o quão estão difundidas na literatura e nas normas, o segundo aspecto foi a existência de informações suficientes para a reprodução destas metodologias. Todas as metodologias são apresentadas de modo estritamente fiel ao proposto por seu respectivo autor.

2.4.1 Representação do Filete de Solda por Elementos de Casca

Uma das primeiras formas de representação do filete de solda proposta foi a de Niemi, 1995. Esta proposta é baseada na ideia intuitiva de se utilizar elementos de casca (ou placa) para representar o filete de solda, bem como o restante da estrutura.

Nesta metodologia, a solda é representada por um elemento de casca oblíquo. A estrutura é modelada por elementos de casca posicionados na linha média dos membros da união. Os pontos que virtualmente corresponderiam ao pé da solda na estrutura real (projetados sobre a linha média das placas) devem ser empregados como os extremos do elemento que representa o filete de solda. Somente um elemento deve ser utilizado pela extensão

da solda (entre extremos). A rigidez do filete de solda pode ser reproduzida atribuindo aos elementos que o representam uma espessura igual ao tamanho da garganta da solda, g . Os elementos de casca empregados tanto para a representação da geometria como da solda devem ser de segunda ordem. A Figura 2.6 ilustra esta metodologia.

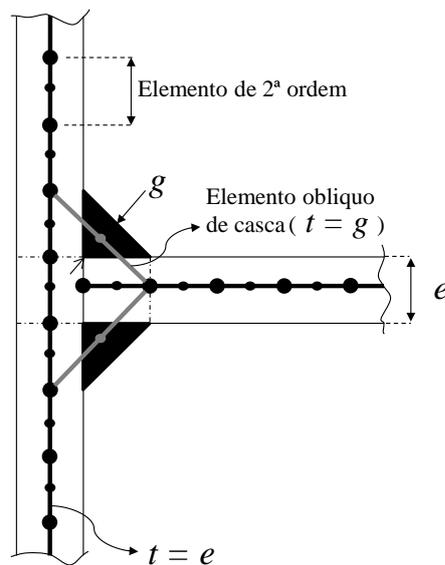


Figura 2.6 – Representação da solda por um elemento de casca oblíquo [adaptado de Niemi, 1995].

Conforme apresentado por Aygül, 2012, essa metodologia permite uma representação aproximada da rigidez do filete de solda. Isso, a princípio, permite o cálculo de tensões atuantes no filete (face da solda). Porém, isso não significa que tais resultados podem ser empregados para projetar uma união soldada quanto a falhas de garganta. Para utilização em tal finalidade, a rigidez da solda deve ser modelada de forma correta e não aproximada. Essa metodologia foi desenvolvida para análises de tensão estrutural a serem empregadas somente em cálculos de vida em fadiga considerando falhas no pé da solda.

2.4.2 Representação do Filete de Solda por Elementos Rígidos

Fayard et al., 1997 propôs uma metodologia que emprega elementos de barra rígidos para modelar a solda. Essa técnica propõe o cálculo da tensão estrutural diretamente no centro de gravidade do elemento de casca localizado na região correspondente ao pé da solda

na estrutura real. Com isso σ_{hs} pode ser obtida sem a necessidade de extrapolações.

A técnica utiliza elementos de barra rígidos para modelar somente o filete de solda, enquanto que elementos de casca de 4 nós são empregados para a representação do restante da estrutura. Elementos de casca adjacentes são unidos por elementos rígidos por toda extensão do comprimento da solda. A Figura 2.7 ilustra esta técnica de modelagem.

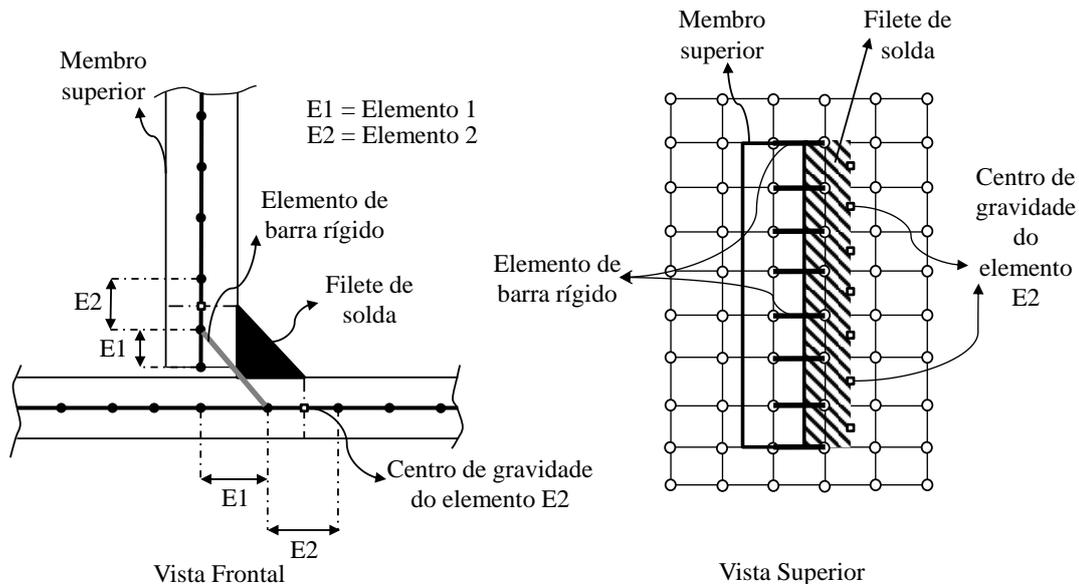


Figura 2.7 – Representação do filete de solda através de elementos de barra rígidos [adaptado de Fayard et al., 1997].

A união dos elementos de casca por elementos rígidos é realizada de modo a garantir um comprimento específico para os elementos $E1$ e $E2$. Esses comprimentos devem ser definidos de modo a forçar que o centro de gravidade de $E2$ coincida com a linha de ocorrência do pé da solda na estrutura real. Os nós compartilhados por $E1$ e $E2$ são os que comportam as extremidades dos elementos rígidos. Os elementos de casca que representam a estrutura são modelados na posição de linha neutra sem conexão direta entre os membros da união. Ou seja, os elementos rígidos são os únicos responsáveis pelo acoplamento da estrutura.

2.4.3 Modelagem Equivalente do Filete de Solda Empregando uma Espessura Incrementada

Uma técnica de modelagem em que o filete do solda não é representado geometricamente, mas possui sua rigidez computada, foi apresentada por Eriksson e Lignell, 2003.

A técnica em questão consiste em representar a estrutura através de elementos de casca posicionados na linha média dos membros da união. As extremidades devem ser estendidas até que ocorra união entre os membros que compreendem a solda.

A fim de reproduzir a rigidez atribuída à estrutura devido ao filete de solda, é empregado um incremento de espessura. Os elementos de casca que estão englobados na região onde ocorre a solda na geometria real têm sua espessura, t , acrescida de um incremento. Esse incremento é proporcional ao tamanho da garganta da solda, g . A espessura dos demais elementos, responsáveis por modelar o restante da estrutura, é definida normalmente. A Equação 2.10 rege a espessura incrementada:

$$t = g + e_i, \quad (2.10)$$

onde e_i é a espessura da i -ésimo membro. A Figura 2.8 exemplifica o emprego dessa metodologia de modelagem aplicada a uma união cruciforme.

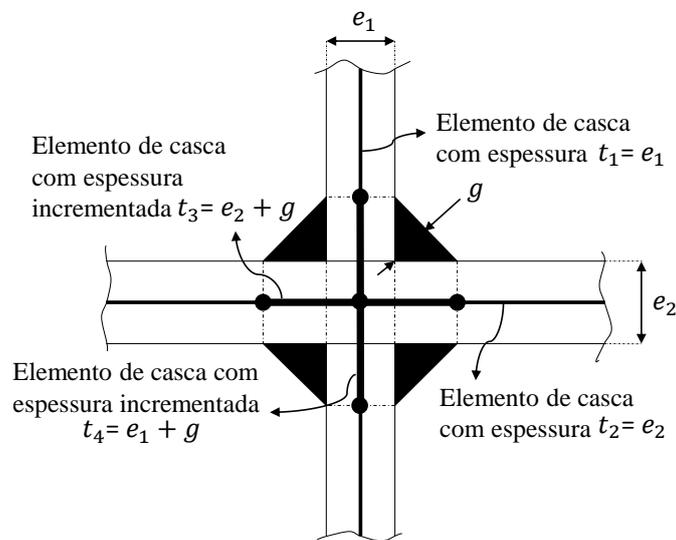


Figura 2.8 – Modelagem utilizando elementos de casca com espessura incrementada para a representação da rigidez do filete de solda [adaptado de Eriksson e Lignell, 2003].

3. CÁLCULO DE VIDA EM FADIGA

A expressão fadiga começou a ser empregada para se referir à falha em materiais metálicos no início de 1800 [Suresh, 1998]. Nos séculos XIX e XX, o estudo desse fenômeno foi impulsionado, principalmente, por diversos acidentes que acabaram se tornando históricos devido à sua gravidade. Dentre esses vale ressaltar um descarrilamento de trem, devido a quebra do eixo da locomotiva, nas proximidades de Versalhes, França. Decorrente desse acidente, surgiu o trabalho pioneiro de Rankine, 1843. Nesse trabalho foi sugerido que o fenômeno de falha teria ocorrido com o surgimento de uma pequena trinca que diminuiria a resistência do componente afetado.

Segundo Schijve, 2008, os primeiros estudos notáveis sobre fadiga foram realizados pelo engenheiro August Wöhler* (1819-1914). Trabalhando na indústria ferroviária alemã ele observou que a aplicação estática de determinada carga gerava uma tensão muito abaixo do limite de ruptura do material. Porém, quando aplicada repetidamente essa carga era capaz de levar a estrutura à falha. Vários testes experimentais levaram a construção das curvas de Wöhler. Essas curvas apresentam o comportamento de diferentes componentes em termos de limites da tensão suportada (σ_R) em função do número de ciclos (N) de carga aplicada até a falha. Esses resultados experimentais se tornaram a base das formulações de fadiga [Suresh, 1998].

O estudo de fadiga em uniões soldadas se tornou assunto de interesse a partir da década de 1940, principalmente devido aos incidentes envolvendo diversos navios de classe Liberty, conforme apresentado no capítulo 1. Resultante de estudos motivados por esse e outros incidentes, surgiram diferentes métodos de análise local. Dentre esses, vale salientar o método da tensão estrutural, que se tornou o mais difundido e empregado pelas indústrias naval e automobilística. Esse sucesso se deve, principalmente, ao fato de métodos convencionais de análise de fadiga possuírem diversas limitações quando se trabalha com componentes soldados, enquanto métodos de análise local contornam diversas dessas limitações e possibilitam o emprego de simulações de EF em conjunto com o MTE [Radaj et al., 2006].

*A. Z. Wöhler, Für Bauwesen, Vol. 8 (1858), Vol. 10 (1860), Vol. 16 (1866), Vol. 20 (1870).

3.1 Fadiga

Por ser um tópico complexo, diferentes ocorrências de falha são englobadas pelo fenômeno da fadiga, exemplo disso são as situações de fadiga térmica e química [Schijve, 2008]. Entretanto, no âmbito do presente trabalho a definição de fadiga em estruturas metálicas é simploriamente definida como o mecanismo de falha no qual um componente é levado à ruptura sob aplicação cíclica de carga, onde a carga não é capaz de atingir a tensão de falha do componente se aplicada de forma estática [Halfpenny, 2001]. Tal fenômeno ocorre devido à nucleação de trincas (escala microscópica) que se propagam até atingirem o estado crítico de falha.

Conforme apresentado por Schijve, 2008, o processo de evolução de uma falha por fadiga ocorre em dois estágios: o primeiro é caracterizado pela nucleação e micropropagação de trincas que ainda são imperceptíveis; o segundo estágio compreende o crescimento e propagação de trincas, já visíveis, até atingirem o ponto de falha. A Figura 3.1 apresenta um esquema do processo de evolução de uma trinca.

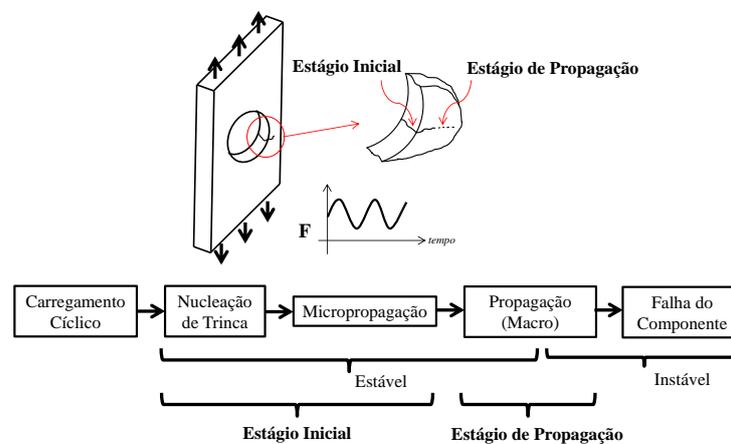


Figura 3.1 – Estágios de evolução de uma trinca [fluxograma adaptado de Radaç et al., 2006].

Por se tratar de um fenômeno localizado e por tender a propagar imperfeições e falhas internas do material, o cálculo da vida em fadiga é complexo [Branco et al., 2001]. Não é escopo deste trabalho apresentar uma análise completa sobre o mecanismo de nucleação e crescimento de trincas. Assim, esse processo é simploriamente apresentado como uma plastificação extremamente localizada.

3.2 Cálculo de Vida em Fadiga em Uniões Soldadas

Uniões soldadas são especialmente suscetíveis à falhas por fadiga. O processo de soldagem intrinsecamente irá produzir uma superfície com descontinuidades geométricas, além de modificar a microestrutura da região soldada. Esses são os principais motivos que limitam o emprego de métodos numéricos, como o MEF, para análises de vida em fadiga de uniões soldadas [Taylor et al., 2002].

Contudo, métodos de análise local, como o MTE, permitem a avaliação de tensões representativas do nível de sollicitação atuante em uniões soldadas. Conforme apresentado por Hobbacher et al., 2009, a vida em fadiga de componentes soldados pode ser calculada, com razoável precisão, com o auxílio de curvas de amplitude de tensão em função da vida em fadiga (S-N).

Conforme apresentado por Radaj et al., 2006, diferentes métodos de análise local se diferenciam pelos parâmetros requeridos e tipo de falha analisada. De maneira geral, pode-se decidir qual a melhor maneira de se analisar determinado problema de acordo com o tipo de falha característico e os parâmetros que podem ser calculados no problema em questão. A Figura 3.2 ilustra diferentes tipos de métodos locais e globais, os casos em que esses métodos podem ser empregados e os parâmetros requeridos por cada método.

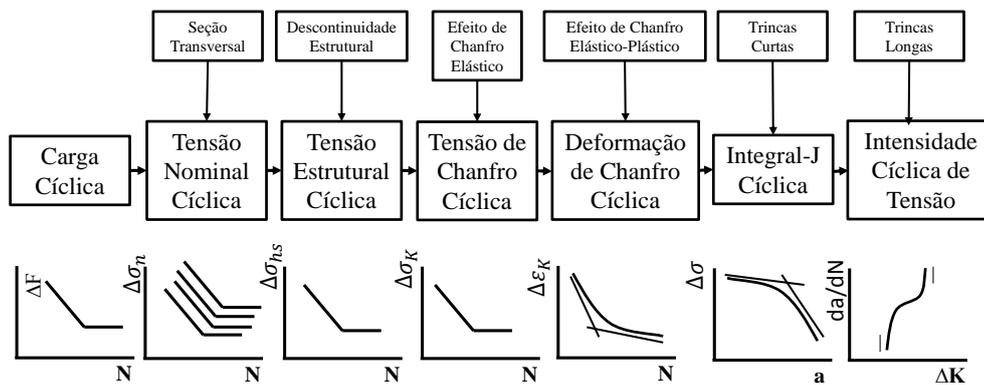


Figura 3.2 – Diferentes métodos para análise de vida em fadiga [adaptado de Radaj et al., 2006].

Os parâmetros apresentados na Figura 3.2 correspondem a: variação de carga cíclica, ΔF ; variação da tensão estrutural cíclica, $\Delta\sigma_{hs}$; variação da tensão nominal cíclica, $\Delta\sigma_n$; variação da tensão de chanfro cíclica, $\Delta\sigma_k$; variação da deformação de chanfro cíclica, $\Delta\epsilon_K$;

variação da tensão crítica na ponta da trinca, $\Delta\sigma$; taxa de propagação da trinca, da/dN ; tamanho de trinca, a , e variação do fator de intensidade de tensão cíclico, ΔK .

3.2.1 Curvas S-N para Componentes Soldados

Curvas S-N são obtidas para diferentes tipos de detalhes (estruturais) de solda e diferentes materiais. A equação que rege essas curvas pode ser expressa da seguinte forma:

$$N = \frac{C}{\Delta\sigma^m}, \quad (3.1)$$

onde C é uma constante dependente do detalhe de solda, m é a inclinação da curva e $\Delta\sigma$ é a faixa (diferença) entre tensões máxima e mínima. Essa equação é uma modificação da Lei de Paris-Erdogan.

Segundo Hobbacher et al., 2009, o levantamento experimental de curvas S-N engloba os seguintes efeitos que contribuem para a elevação da tensão:

- concentração de tensão devido ao detalhe de solda,
- concentração de tensão local devido à geometria do cordão de solda,
- direção de carga,
- tensão residual,
- fusão do metal base,
- imperfeições resultantes do processo de soldagem (somente se especificado),
- tratamento térmico posterior à soldagem (somente se especificado).

As Figuras 3.3 e 3.4 apresentam a resistência à fadiga para estruturas de aço e alumínio, respectivamente. As curvas foram construídas para uniões sujeitas a esforços representativos de condições normais de carregamento. São apresentadas diferentes classes de fadiga (FAT), onde cada classe é caracterizada, para diferentes detalhes estruturais, de acordo com o limite de resistência à fadiga, o qual sempre é avaliado em dois milhões de ciclos.

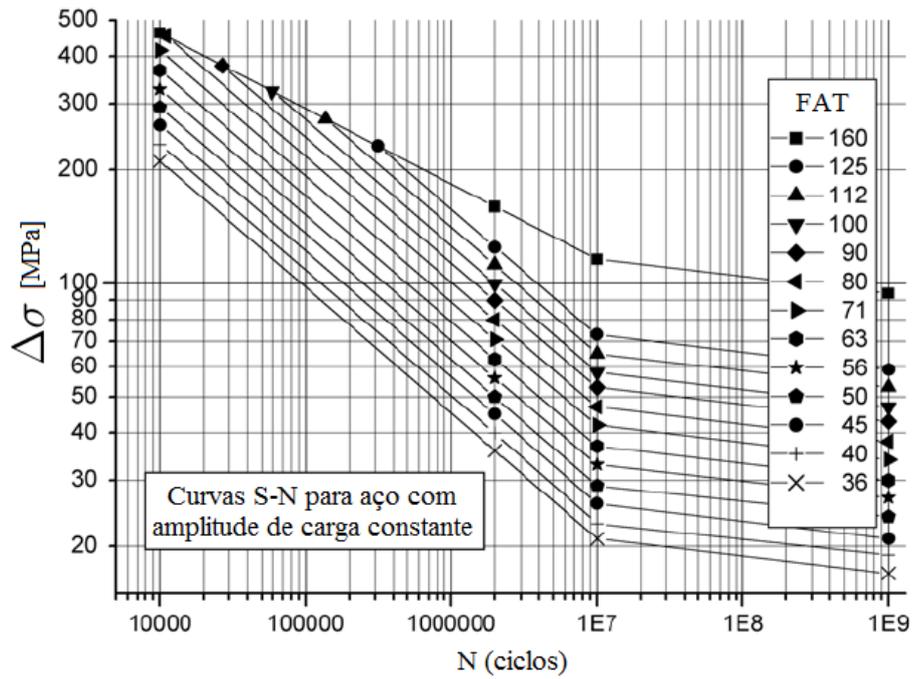


Figura 3.3 – Curvas S-N para aço sob ação de carga com amplitude constante [adaptado de Hobbacher et al., 2009].

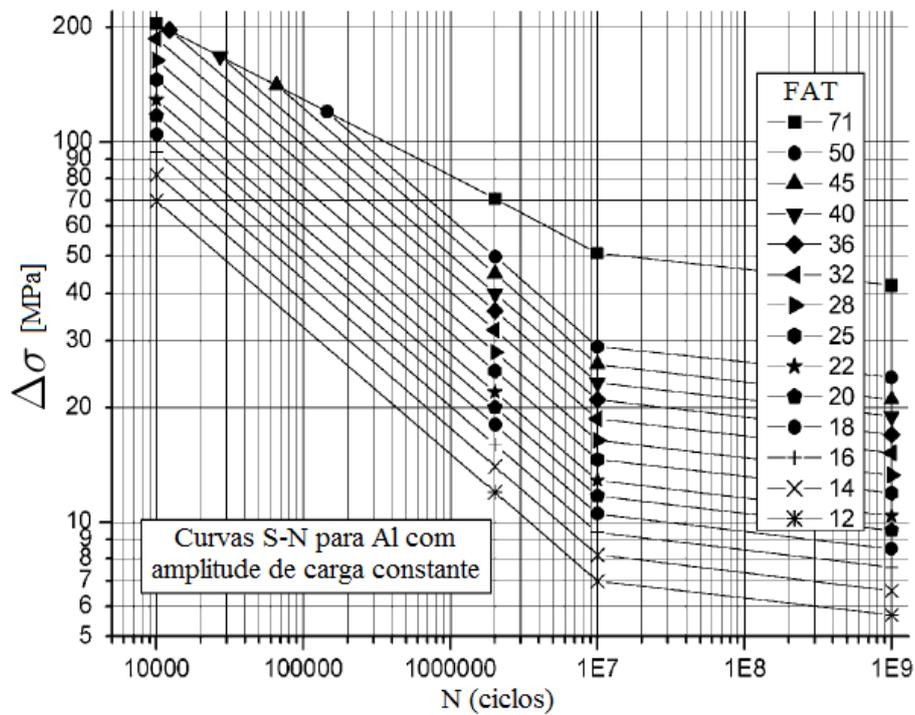


Figura 3.4 – Curvas S-N para alumínio sob ação de carga com amplitude constante [adaptado de Hobbacher et al., 2009].

As curvas apresentadas são válidas para cenários de carregamento cíclico com amplitude constante. Além disso, a tensão efetiva empregada para o cálculo de vida em fadiga não é a tensão média. Ao contrário de algumas teorias clássicas de fadiga, para estruturas não soldadas, a variação de tensão por ciclo de carga é empregada para determinação da resistência à fadiga [Radaj et al., 2006]. A Figura 3.5 apresenta a variação de tensão por ciclo, bem como os pontos máximo e mínimo para uma condição de carga genérica.

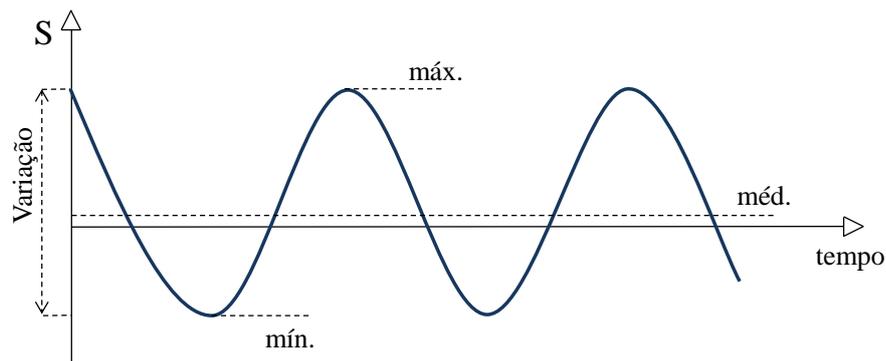


Figura 3.5 – Carga genérica com amplitude constante.

Pelas Figuras 3.3 e 3.4 é possível perceber que mesmo para estruturas construídas em aço as curvas não apresentam região de vida infinita. Normalmente, após determinado número de ciclos se considera que a estrutura atinge um patamar fixo de resistência limite e assim a curva assume um comportamento constante. No cálculo da vida em fadiga de uniões soldadas isso não ocorre. Mesmo após 10^7 ciclos as curvas apresentam decaimento. Na verdade, a região posterior a 10^7 ciclos é estimada, não existindo resultados experimentais para essa faixa de ciclos. Hobbacher et al., 2009 sugere que após esse número de ciclos a resistência à fadiga decai a uma taxa de aproximadamente 10% por década de ciclos. Contudo, apesar de diversos autores [Bathias e Pineau, 2010; Schijve, 2008; Radaj et al., 2006; Suresh, 1998] concordarem quanto à inexistência de vida infinita para uniões soldadas, não existe consenso, na literatura, quanto a essa taxa de decaimento.

3.2.1.1 Limitações

Existem diversos fatores que influenciam a vida em fadiga de estruturas soldadas e que podem não ser englobados pelas curvas S-N. Grande parte desses fatores é considerado

no cálculo de vida em fadiga através de coeficientes de correção. O uso desses coeficientes, normalmente, ocorre através de uma multiplicação (ou divisão) direta da tensão estrutural, σ_{hs} . Alguns exemplos de condições que podem exigir o emprego de fatores de correção são:

- desalinhamentos maiores que os especificados pelo detalhe estrutural,
- assimetria de filete maior que a especificada pelo detalhe estrutural,
- ambiente suscetível à corrosão e/ou temperaturas elevadas,
- tratamento térmico para alívio de tensões residuais,
- melhora do acabamento superficial do filete.

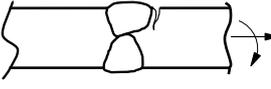
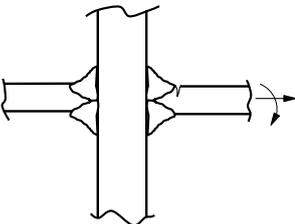
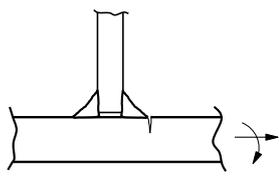
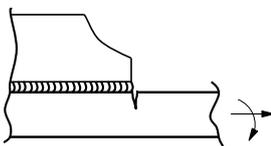
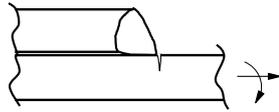
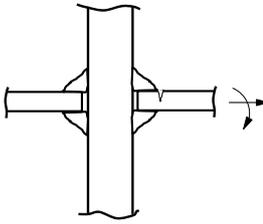
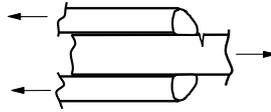
Outra limitação a ser considerada é o fato de que cada detalhe estrutural apresenta um modo de falha típico. Assim, se determinado detalhe estrutural apresentar uma categoria FAT para falhas no pé da solda, esse, e somente esse, será o modo de falha considerado pela respectiva curva S-N.

3.2.1.2 Detalhes estruturais

Conforme apresentado por Hobbacher et al., 2009, os principais detalhes estruturais para cálculo de vida em fadiga através do MTE podem ser expostos de acordo com a Tabela 3.1. Todos os detalhes estruturais da Tabela 3.1 assumem que o ponto de falha ocorre no pé da solda. Pequenos efeitos de desalinhamento, decorrentes de um processo normal de soldagem, estão incorporados em cada uma das curvas FAT.

Os casos em que o modo de carregamento possui transferência direta de carga, consideram uma estrutura em que o componente unido à placa principal está sob ação de algum carregamento (condição de contorno de Neumann). Nas situações em que o modo de carregamento não apresenta transferência direta de carga, o componente unido à placa principal não está sujeito a carregamentos (somente condições de contorno de Dirichlet). Contudo, existem situações em que detalhes estruturais, nos quais não há aplicação direta de carga, são considerados como se possuíssem aplicação direta de carga. Isso ocorre quando o membro unido à estrutura principal é muito maior que esta última. Modos mistos são tratados como se possuíssem transferência direta de carga [Hobbacher et al., 2009].

Tabela 3.1 – Detalhes Estruturais [adaptado de Hobbacher et al., 2009]

Nº	Detalhe Estrutural	Descrição	Requerimentos	FAT Aço	FAT Al
1		União de face e similares	Linhas de solda conforme ilustrado	100	40
2		Cruciforme ou união em T	Filetes com penetração total	100	40
3		Filete sem transferência direta de carga	Espessura e do membro unido \leq que a espessura da placa principal	100	40
4		Extremidade de reforços	Linhas de solda conforme ilustrado	100	40
5		Extremidade de uniões sobrepostas	Linhas de solda conforme ilustrado	100	40
6		Cruciforme com transferência direta de carga	Filetes sem penetração total	90	36
7		Sobreposição dupla com transferência direta de carga	Filetes conforme ilustrado	90	36

4. OTIMIZAÇÃO

Trabalhar em determinado processo buscando o melhor resultado possível pode ser definido como uma otimização [Haftka e Gürdal, 1992]. Matematicamente, um problema de otimização consiste na extremização de determinada função sujeita, ou não, a restrições sobre suas respectivas variáveis [Nocedal e Wright, 2006].

Conforme apresentado por Pedersen, 2003, dependendo das variáveis de projeto envolvidas, a otimização estrutural pode ser dividida em três tipos principais:

- Topológica: variáveis de projeto referentes à existência, ou não, de certo aspecto de projeto. Como o material, por exemplo;
- Forma: variáveis relativas ao domínio de referência do modelo. Como, por exemplo, o comprimento para vigas e barras;
- Paramétrica: variáveis pertinentes a parâmetros que não alteram o domínio do modelo. Como por exemplo: área de seção transversal, densidade mássica, orientação de material não isotrópico, entre outros.

A Figura 4.1 ilustra os tipos de otimização estrutural apresentados.

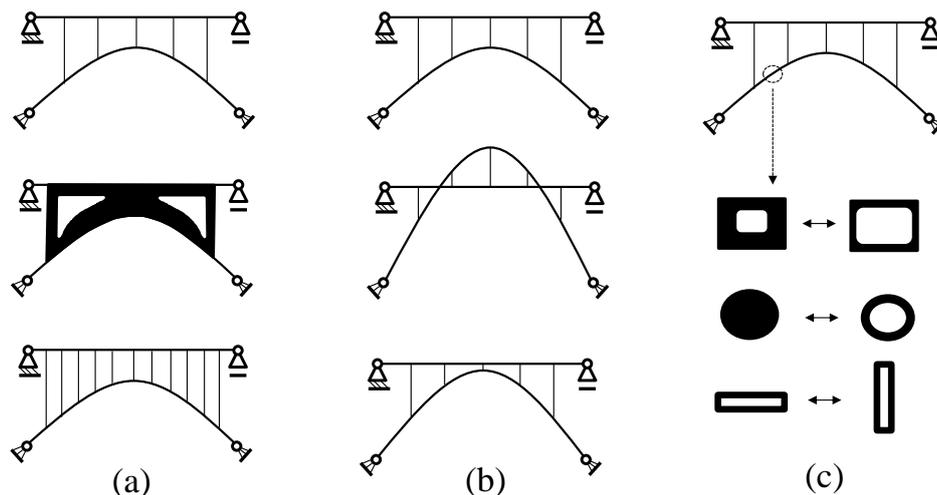


Figura 4.1 – Otimização estrutural: (a) Topológica; (b) de Forma; (c) Paramétrica [adaptado de Ramm e Bletzinger, 1990].

4.1 Formulação de um Problema de Otimização

Uma correta formulação do problema é parte crucial de uma análise de otimização. A solução de um problema de otimização será, no máximo, tão boa quanto sua formulação. A escolha da função objetivo, $f(x)$, das restrições (g, h) e variáveis de projeto, x , deve ser feita de modo a representar, adequadamente, o fenômeno analisado [Arora, 2004].

Um problema de otimização pode ser formulado matematicamente, de forma genérica, da seguinte maneira:

$$\begin{aligned} & \underset{x}{\text{minimizar}} && f(x) \\ & \text{sujeito a} && g_i(x) = 0, \quad i \in \gamma, \\ & && h_i(x) \leq 0, \quad i \in \zeta, \end{aligned} \tag{4.1}$$

onde γ e ζ são os índices para as restrições de igualdade e desigualdade, respectivamente.

Um problema de otimização pode ser classificado como restrito ou irrestrito. Essa classificação depende da existência ou inexistência de restrições. Em um único problema mais de uma função objetivo pode ser otimizada ao mesmo tempo. Nesse caso, o problema é dito multiobjetivo. Dependendo da natureza da função objetivo e das restrições, o problema pode ser definido como linear ou não linear. Problemas lineares são, normalmente, resolvidos através de programação linear, LP. Esses problemas são os mais comuns e apresentam uma ampla gama de diferentes formulações [Nocedal e Wright, 2006].

4.2 Programação Linear (LP) e Programação Linear Sequencial (SLP)

Conforme apresentado por Dantzig e Thapa, 1997, um problema linear exige restrições e função objetivo lineares. Porém, um problema que, naturalmente, obedeça tais restrições é algo raro. Problemas de otimização costumam envolver não linearidades, seja quanto a função objetivo ou quanto às restrições. Contudo, uma série de aproximações lineares pode ser executada, de modo a permitir que um problema, originalmente, não linear e restrito seja tratado como um problema de programação linear [Haftka e Gürdal, 1992; Cheng, 1992].

A técnica de programação linear pode ser considerada como relativamente simples e robusta [Silveira, 2012]. Se as funções envolvidas em um problema de otimização não forem

lineares, essas podem ser linearizadas por uma expansão em Série de Taylor [Arora, 2004; Haftka e Gürdal, 1992]. Assim, assumindo uma função não linear $f(x) \in \mathbb{R}$ e $x \in \mathbb{R}^n$, sua expansão, nas proximidades de x^* , é dada por:

$$f(x) = f(x^*) + \nabla^T f(x - x^*) + \frac{1}{2}(x - x^*)^T \mathbf{H}(x - x^*) + R, \quad (4.2)$$

onde ∇f é o gradiente da função $f(x)$, \mathbf{H} é sua matriz hessiana e R é o resíduo.

A aplicação de linearização implica em truncar a expansão em Série de Taylor no termo linear. Assim, os termos de ordem superior (matriz hessiana) são desconsiderados. Conforme apresentado anteriormente, a linearização obtida pela expansão em Série de Taylor é válida somente para uma região próxima à vizinhança do ponto x^* . Com isso é necessária a criação de uma nova restrição, artificial, quanto à variável x . Essa restrição adicional é conhecida como limites moveis:

$$x_i^l \leq x_i \leq x_i^u \quad (i = 1, 2, 3 \dots n), \quad (4.3)$$

onde x_i^l e x_i^u são os extremos inferior e superior dos limites móveis e n corresponde ao número de variáveis do problema.

O processo de programação linear abordado pode ser executado de forma iterativa até que o critério de convergência da otimização seja atingido. Essa é a ideia básica da programação linear sequencial, SLP.

4.2.1 Limites Móveis

Um fator crucial para o bom desempenho do algoritmo de SLP é a correta escolha dos limites móveis. Quando valores adequados são definidos como limites móveis e esses são corretamente ajustados durante o processo de otimização, o tempo de convergência pode ser diminuído consideravelmente. O ajuste dos limites móveis ocorre devido à necessidade de aumento da precisão próximo ao ponto de ótimo [Arora, 2004].

Haftka e Gürdal, 1992 sugerem o emprego de um valor inicial para os limites variando entre 10 e 30%, além de uma redução de 10 à 50% de seu valor inicial durante o processo de otimização.

4.2.2 Sensibilidade

Por se tratar de um método de primeira ordem, o SLP exige o cálculo da primeira derivada (gradiente) em função das variáveis de projeto. Quando o cálculo analítico do gradiente não é possível, ou de difícil obtenção, métodos numéricos (aproximados) podem ser empregados.

Um método numérico comumente empregado para a aproximação de derivadas é o método das diferenças finitas. Esse método consiste em mensurar a sensibilidade de uma função submetida a uma perturbação infinitesimal sobre suas variáveis. Assim, a variável x sofre um pequeno incremento finito, δx , e com isso sua variação pode ser calculada [Nocedal e Wright, 2006].

O equacionamento para uma aproximação do gradiente através do método das diferenças finitas para frente (ou diferenças finitas unilateral) pode ser apresentado da seguinte forma:

$$\frac{\partial f}{\partial x} \approx \frac{f(x + \delta x) - f(x)}{\delta x}, \quad (4.4)$$

essa aproximação deve ser aplicada para as n variáveis da função f .

5. METODOLOGIA PROPOSTA

A metodologia empregada para a modelagem da estrutura sólida utilizou EF de casca, tanto para a modelagem do filete de solda como para o restante da estrutura. Assim, os parâmetros considerados como variáveis de projeto foram: a espessura, t , dos elementos representando o filete; e a distância d , que corresponde ao comprimento de perna do filete de solda no modelo de elementos de casca, MEC.

A ideia de modelagem por EF de casca com emprego de distâncias δ selecionadas dependendo do tipo de solda e qualidade de malha de EF foi baseada nas recomendações propostas pelo IIW, conforme apresentado por Hobbacher et al., 2009. O diferencial deste trabalho é otimizar parâmetros representativos do filete de solda, ao contrário do que é apresentado nas recomendações do IIW, que seria simplesmente empregar parâmetros fixos baseados na área de seção transversal do filete ou então no tamanho de garganta da solda.

5.1 Geometria de Estudo

A Figura 5.1 apresenta a estrutura sólida e sua respectiva representação através de EF de casca. Os parâmetros considerados como variáveis de projeto também são ilustrados.

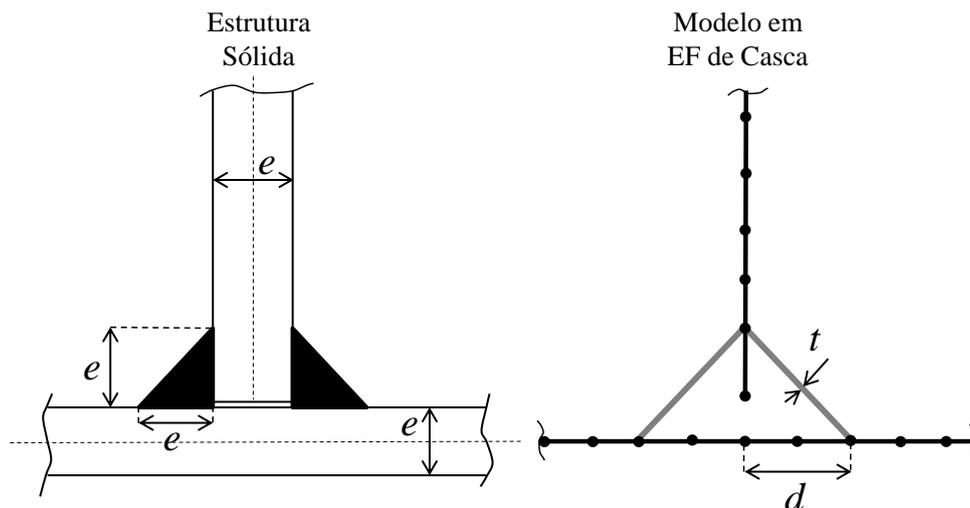


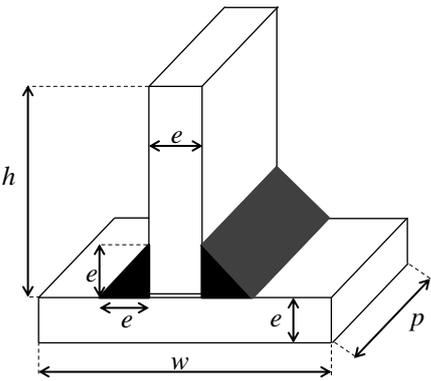
Figura 5.1 – Representação sólida e por EF de casca da estrutura.

Conforme apresentado, a estrutura de estudo consiste em uma união do tipo T sem penetração, ou seja, não existe união física entre os nós na intersecção das placas. Todos os membros da união possuem a mesma espessura e . Os filetes de solda são perfeitamente simétricos e possuem um tamanho de perna igual à espessura.

Mesmo sendo uma geometria simples, vários detalhes estruturais consistem em uniões tipo T. Como, por exemplo, uniões cruciformes que podem ser reduzidas a esse tipo de união. Essa categoria de geometria é uma das mais utilizadas para o desenvolvimento de metodologias de modelagem de componentes soldados. Vale salientar que as três metodologias empregadas para fins de comparação e apresentadas no capítulo 2 foram construídas em uniões T.

As dimensões da estrutura são definidas em função: da altura, h , da placa vertical; da largura, w , da placa horizontal; e profundidade, p . Na Tabela 5.1, é apresentada genericamente a forma da estrutura. Todos os casos analisados consideraram uma estrutura de altura e largura constantes. A profundidade assume valores distintos para os diferentes cenários testados. Os problemas de otimização englobaram 4 valores de espessura e 4 diferentes profundidades totalizando 16 casos. As dimensões de cada um dos casos de análise são apresentadas na Tabela 5.1:

Tabela 5.1 – Configurações geométricas dos casos de estudo.

	Espessura:		Altura:	Largura:	Profundidade:
	e [mm]	e [pol]	h [mm]	w [mm]	p [mm]
	3,175	1/8			$2w = 508$
	6,35	1/4			$4w = 1016$
	12,7	1/2	254	254	$6w = 1524$
	19,05	3/4			$10w = 2540$

5.1.1 Material

O material considerado em todas as análises realizadas foi o aço estrutural ASTM A36 de propriedades apresentadas na Tabela 5.2. Para fins de análise, as propriedades mecânicas do metal de solda são consideradas iguais as do aço.

Tabela 5.2 – Propriedades Mecânicas do Material. [Fonte: ASW, 1990]

ASTM A36 - Placa metálica			
Densidade	ρ	7830	kg/m ³
Tensão de Escoamento	σ_{esc}	250	MPa
Tensão de Ruptura	σ_R	400-500	MPa
Coefficiente de Poisson	ν	0.3	
Módulo de Elasticidade de Young	E	210	GPa
Módulo de Cisalhamento	G	140	GPa
Módulo de Compressibilidade	B	79.3	GPa

5.2 Modelo Sólido

O modelo de elementos sólidos empregado para se obter os resultados de comparação para o processo de otimização foi criado com elementos hexaédricos de alta ordem. A malha de elementos finitos empregada utilizou um tamanho global de elemento igual a espessura, e , da estrutura. Quatro elementos foram empregados pela espessura de cada uma das placas e a extensão de cada perna do filete de solda também foi construída com 4 elementos. A solução do MES buscou resultados, somente, quanto aos 2 primeiros modos de vibração da estrutura e massa total. A análise modal empregou o método de Lanczos por blocos para resolver o problema de autovalores/autovetores. A Figura 5.2 ilustra a malha de EF empregada na solução de uma das geometrias analisadas. O tipo e configurações do EF sólido empregado são apresentados no APÊNDICE D.

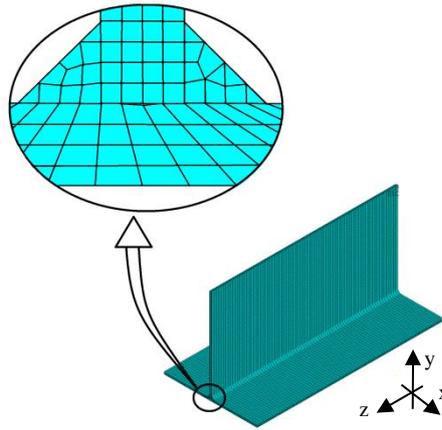


Figura 5.2 – Malha em elementos finitos da estrutura sólida de dimensões: 254 mm \times 260,35 mm \times 508 mm com espessura 6,35 mm.

5.3 Formulação do Problema de Otimização

O problema principal ao se modelar uma estrutura (sólida) soldada através de elementos de casca é a correta representação da rigidez original da estrutura. Ou seja, a linha de solda deve ser representada de tal modo que sua rigidez seja reproduzida de maneira fidedigna. Tendo isso em vista, o problema de otimização foi definido de modo a minimizar o erro quanto a rigidez estrutural do modelo de elementos de casca, MEC, em relação a um modelo de elementos sólidos, MES. Esse MES, empregado para fins de comparação, foi construído representando uma estrutura perfeita, i.e., união em T idealizada.

O cálculo direto da rigidez estrutural não foi empregado. Isso ocorreu devido à complexidade envolvida em se calcular a parcela da matriz de rigidez (e sua respectiva sensibilidade) associada aos elementos representando o filete de solda somente. Assim, o erro quanto à rigidez da estrutura modelada por EF de casca foi calculado através das primeiras frequências naturais da estrutura. Essa consideração é perfeitamente viável uma vez que a criação do MEC foi realizada de modo a garantir uma reprodução exata da massa do MES. Ou seja, os elementos de casca representando o filete de solda empregaram uma densidade virtual, ρ_c . Assim, a conservação de massa com relação à estrutura sólida é garantida.

O cálculo da densidade virtual empregada é bastante simples e intuitivo, sendo expresso por:

$$rho_c = \rho \frac{V}{V_c} = \rho \frac{e^2}{2\sqrt{2}dt}, \quad (5.1)$$

onde V é volume do filete de solda na estrutura sólida, V_c é o volume do filete representado por EF de casca, e ρ é a densidade mássica do material.

Uma vez que as primeiras frequências naturais são definidas como a base para o cálculo do erro associado a rigidez, pode-se escrever:

$$Erro = \sqrt{(\bar{f}_1 - f_1)^2 + (\bar{f}_2 - f_2)^2}, \quad (5.2)$$

onde \bar{f}_i representa a i -ésima frequência natural do modelo de comparação (estrutura sólida idealizada) e f_i é a i -ésima frequência natural do modelo de EF de casca.

Diferentes formas para a função *Erro* foram testadas, sendo que, a forma expressa pela Equação 5.2 forneceu os melhores resultados em testes preliminares. Por incorporar informações sobre as duas primeiras frequências naturais da estrutura e os respectivos modos de vibração, essa função é superior à outras baseadas em um parâmetro único, como deslocamento por exemplo. Outro fator positivo quanto ao uso dessa forma para a função *Erro* é o emprego de uma densidade virtual que garanta a reprodução da massa da estrutura original. Devido aos aspectos citados, a Equação 5.2 foi definida como função objetivo. Assim, o problema restrito de otimização pode ser expresso por:

$$\begin{aligned} & \underset{t,d}{\text{minimizar}} && Err(f_1(t, d), f_2(t, d)) \\ & \text{sujeito a} && t_{max} \leq 10e, \\ & && t_{min} \geq 0.01e, \\ & && d_{max} \leq \frac{w}{2}, \\ & && d_{min} \geq \frac{e}{2}, \end{aligned} \quad (5.3)$$

onde t_{max} e t_{min} são, respectivamente, os limites inferior e superior para a espessura t ; e, analogamente, d_{min} e d_{max} são os limites inferior e superior para a distância d . Os limites referentes a d foram definidos pelas limitações físicas da estrutura, i.e., largura w e espessura e . Os limites quanto à espessura dos EF de casca, t , foram definidos considerando um valor máximo igual a 10 vezes a espessura e , e mínimo igual 1% de e .

5.4 Processo de Otimização

As análises referentes ao problema de otimização empregaram um programa matemático [MATLAB, 2011] em conjunto com um programa para simulações em EF [ANSYS, 2012], ambos programas comerciais. As simulações quanto às análises de cálculo da tensão estrutural empregaram somente o programa de EF.

A metodologia empregada na solução do problema de estudo pode ser resumidamente apresentada de acordo com a seguinte sequência lógica:

1. Criar e resolver o MES, obtendo assim as $freq_i$;
2. Realizar a estimativa inicial aleatória para as variáveis t e d ;
3. Iniciar o laço de otimização;
4. Construir e resolver o MEC, obtendo assim as f_i ;
5. Calcular a função *Erro*;
6. Verificar o critério de parada:
 - se a tolerância foi alcançada, ir para o último passo;
 - se a tolerância não foi atingida, seguir para o próximo passo;
7. Realizar uma perturbação nas variáveis de projeto;
8. Calcular sensibilidades para cada uma das variáveis de projeto;
9. Resolver o problema de LP;
10. Modificar os limites móveis de acordo com o histórico de iterações;
11. Retornar ao passo 4;
12. Salvar a solução ótima e plotar os resultados.

Esse processo pode ser melhor visualizado através do fluxograma apresentado na Figura 5.3.

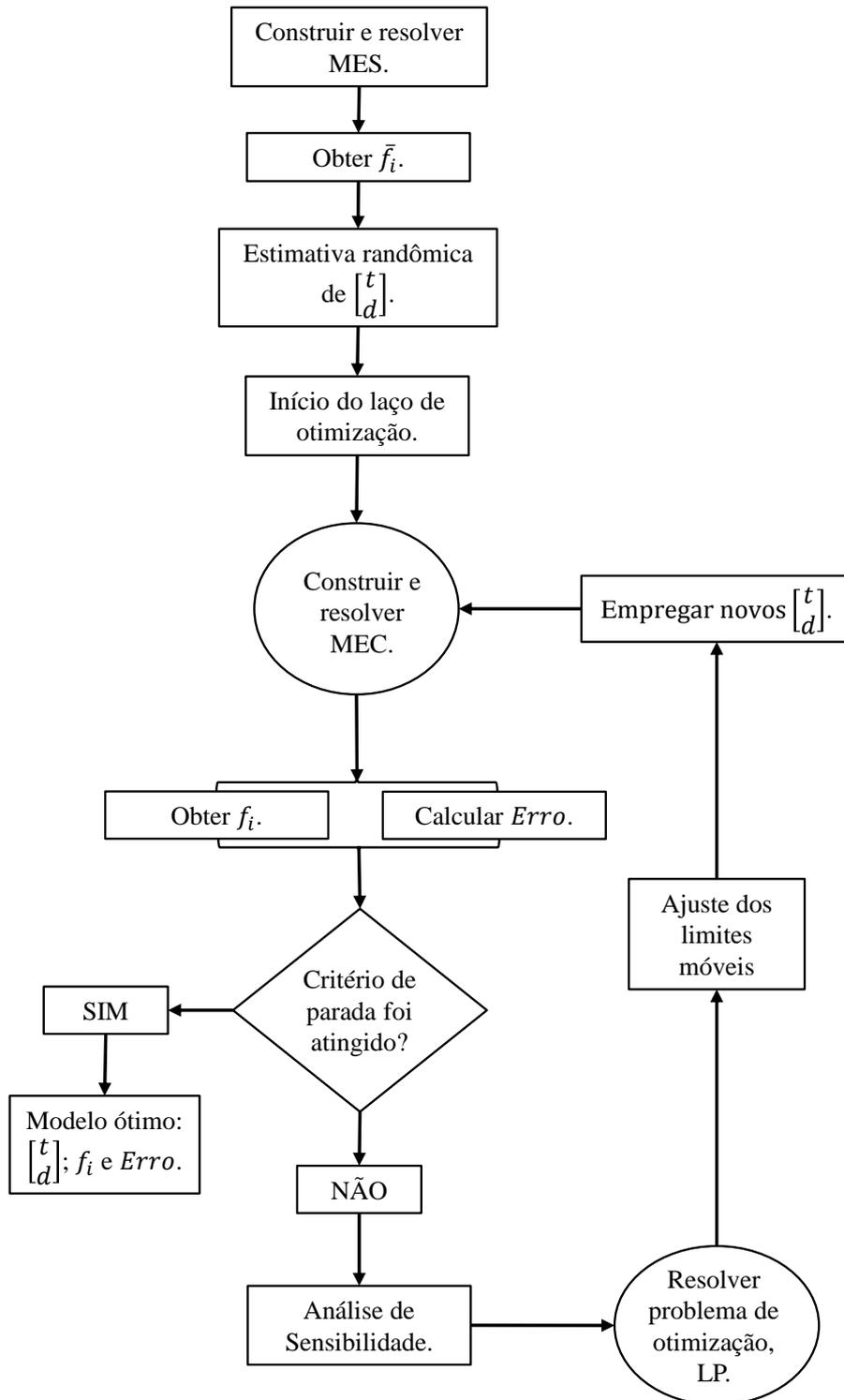


Figura 5.3 – Fluxograma do processo de otimização.

Durante o processo de otimização, sempre que a solução de um modelo através do MEF é necessária, o programa matemático inicializa o programa de EF e realiza a análise.

O critério de parada adotado foi a obtenção de um valor menor ou igual a 10^{-4} para a função *Erro* (Equação 5.2). A sensibilidade foi calculada empregando a Equação 4.4, sendo que o incremento, Δx , utilizado foi fixado em 10^{-5} .

O algoritmo empregado para a solução do problema de LP foi o LINPROG, o qual pertence ao pacote de otimização do programa matemático empregado. Esse algoritmo define os novos limites móveis do problema empregando um algoritmo de ponto interior baseado em um método *primal-dual* proposto por Mehrotra, 1992. Esses algoritmos buscam a solução do problema a partir de uma solução viável dentro do espaço *dual*, essa solução é então sucessivamente melhorada, otimizando assim o problema *primal* [Haftka e Gürdal, 1992].

O ajuste dos limites móveis ao longo das iterações é baseado no histórico do comportamento das variáveis. Dependendo do sinal da diferença de variáveis de projeto entre sucessivas iterações, os limites móveis podem sofrer um incremento ou decremento. Os limites móveis sofrem um acréscimo caso a variável esteja continuamente aumentando (ou diminuindo). Se ocorrer mudança de sinal, ou seja, a variável de projeto esteja aumentando e diminuindo alternadamente, então os limites móveis sofrem decréscimo.

O algoritmo responsável pela solução do problema de otimização está disponibilizado em sua íntegra no APÊNDICE A. Os *scripts* necessários para a criação e solução dos modelos em EF durante o processo de otimização são apresentados no APÊNDICE B.

6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Otimização Paramétrica

Conforme apresentado pela Figura 5.1, os casos de estudo analisados foram estruturas tipo T com filetes de solda sem penetração. Essas estruturas se enquadram nos detalhes estruturais tipos 3 e 6 da Tabela 3.1. Foi considerada uma situação de engaste em ambas as extremidades da placa horizontal em todas as análises modais realizadas.

6.1.1 Parâmetros Ótimos Obtidos

Os parâmetros obtidos no processo de otimização para cada um dos 16 casos analisados são apresentados, em função das diferentes espessuras e profundidades testadas, na Figura 6.1. O APÊNDICE C contém resultados obtidos individualmente para cada um dos casos analisados juntamente com suas respectivas curvas de convergência.

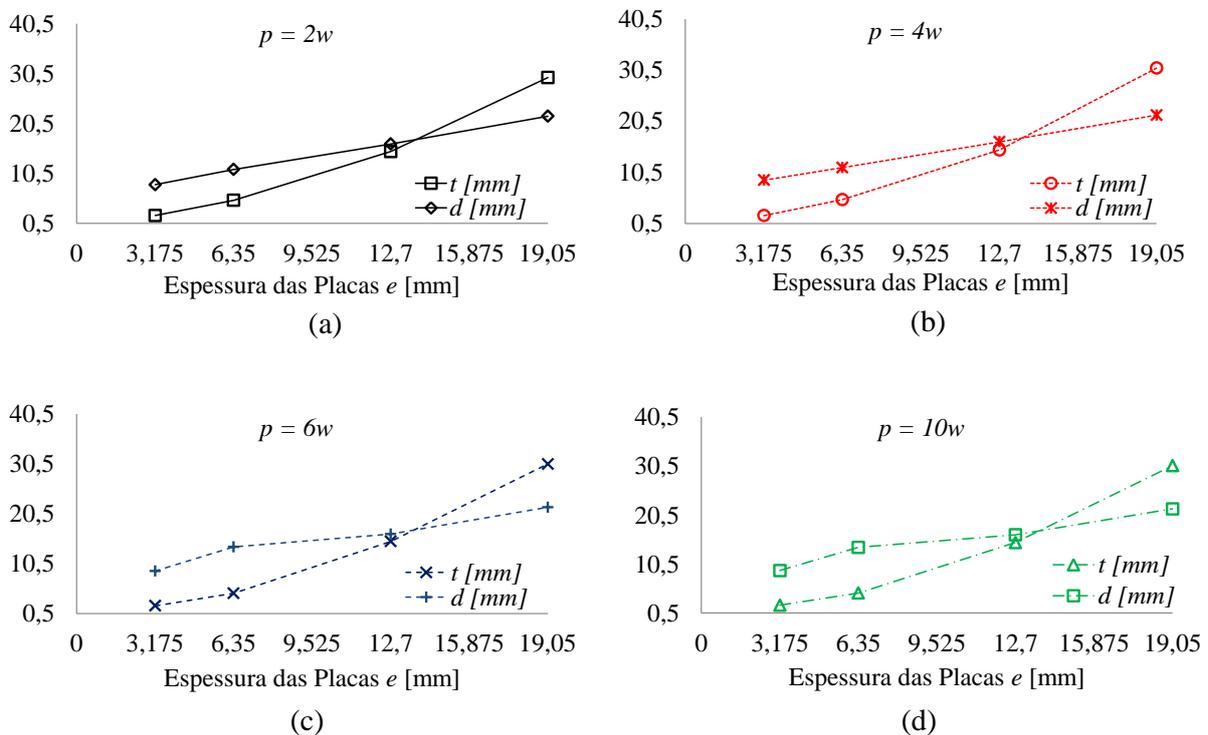


Figura 6.1 – Parâmetros ótimos para diferentes e e p : (a) $p = 508$ mm; (b) $p = 1016$ mm; (c) $p = 1524$ mm; (d) $p = 2540$ mm.

A Figura 6.2 apresenta esses resultados de forma sobreposta. É possível perceber concordância entre as curvas para estruturas com diferentes profundidades. Isso implica em uma independência em termos de p por parte das variáveis de projeto.

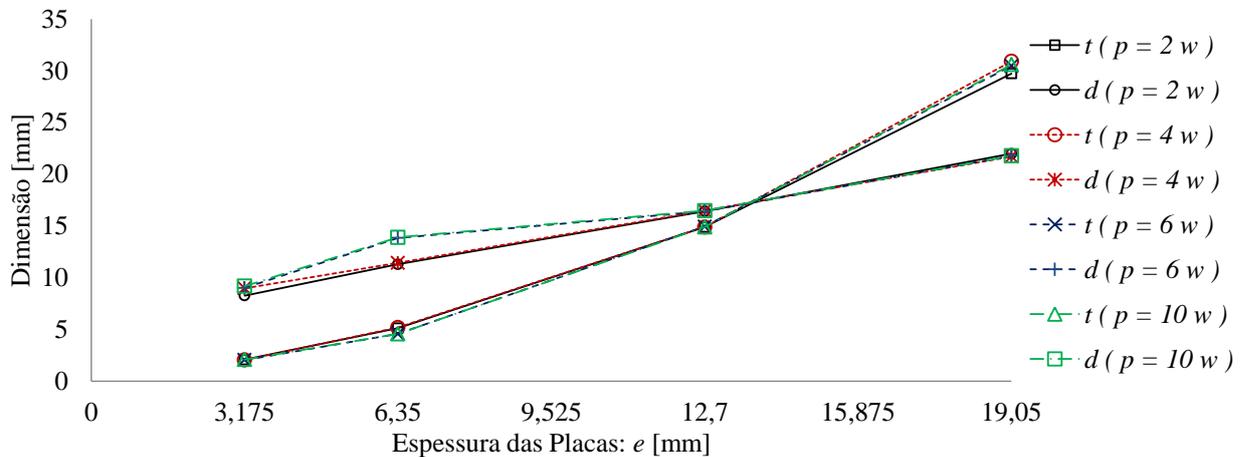


Figura 6.2 – Sobreposição dos parâmetros ótimos.

Nota-se uma pequena discordância entre as curvas para a variável d para estruturas com espessura igual a 6,35 mm. Porém, essa discordância não chegou a atingir 20% do valor máximo obtido para o parâmetro d calculado nesse ponto.

Através das curvas obtidas pela solução do problema de otimização (Figura 6.2), foram propostas duas metodologias para modelagem do filete de solda através de elementos finitos de casca. Ambas as propostas sugeridas consideram somente a dependência dos parâmetros t e d com a espessura e da estrutura, desconsiderando-se assim a influência de p . Isso é feito aproximando o comportamento das diferentes curvas para diferentes valores de p em duas curvas somente. Essas duas curvas, uma para t e uma para d , são geradas pelos valores médios das curvas para diferentes profundidades.

6.1.2 Proposta I

A primeira proposta consiste em duas aproximações: uma para o parâmetro t e uma para d . A aproximação quanto ao comprimento d consiste em um ajuste de curva linear e o ajuste de curva para a espessura t é quadrático. A Figura 6.3 apresenta as curvas da Proposta I.

Os ajustes de curva empregados na Proposta I são governados pelas Equações 6.1

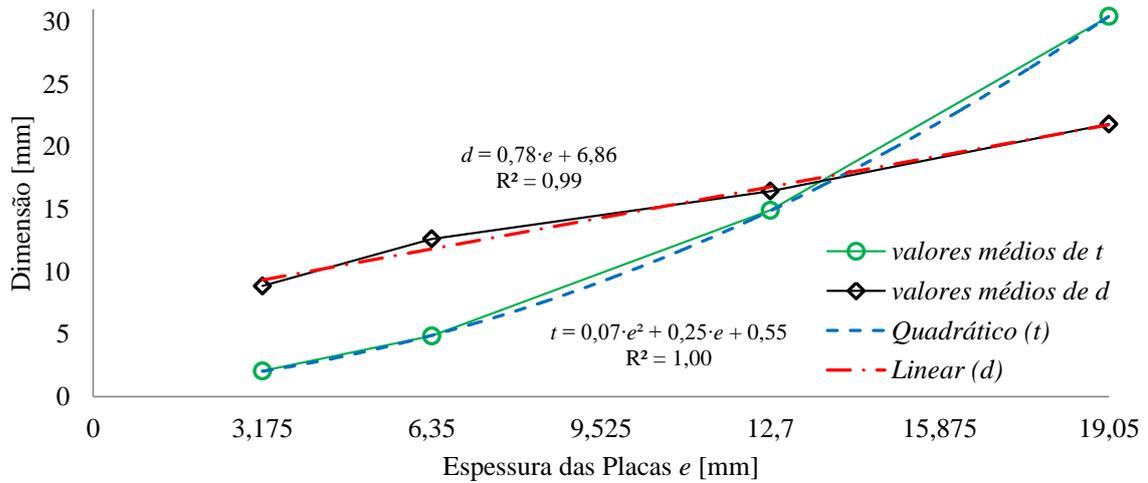


Figura 6.3 – Proposta I.

e 6.2. Esses ajustes foram capazes de representar o comportamento dos parâmetros analisados com um resíduo muito pequeno no caso linear e nulo no ajuste quadrático. Para o ajuste linear, o coeficiente de determinação, R^2 , foi igual a 0,99 e o ajuste quadrático apresentou um R^2 igual a 1. Deve-se salientar que os coeficientes de determinação são calculados com relação à curva de valores médios para os parâmetros ótimos. Assim, eles representam a qualidade dos ajustes realizados quanto às aproximações somente.

$$t = 0,07 \cdot e^2 + 0,25 \cdot e + 0,55, \quad (6.1)$$

$$d = 0,78 \cdot e + 6,86. \quad (6.2)$$

6.1.3 Proposta II

A segunda metodologia proposta considera um cenário em que $t = d$. Assim, ambos parâmetros são aproximados pela mesmo ajuste linear. Esse ajuste é realizado sobre uma curva que iguala os parâmetros considerando a média de ambos. A Figura 6.4 apresenta a curva de comportamento da Proposta II.

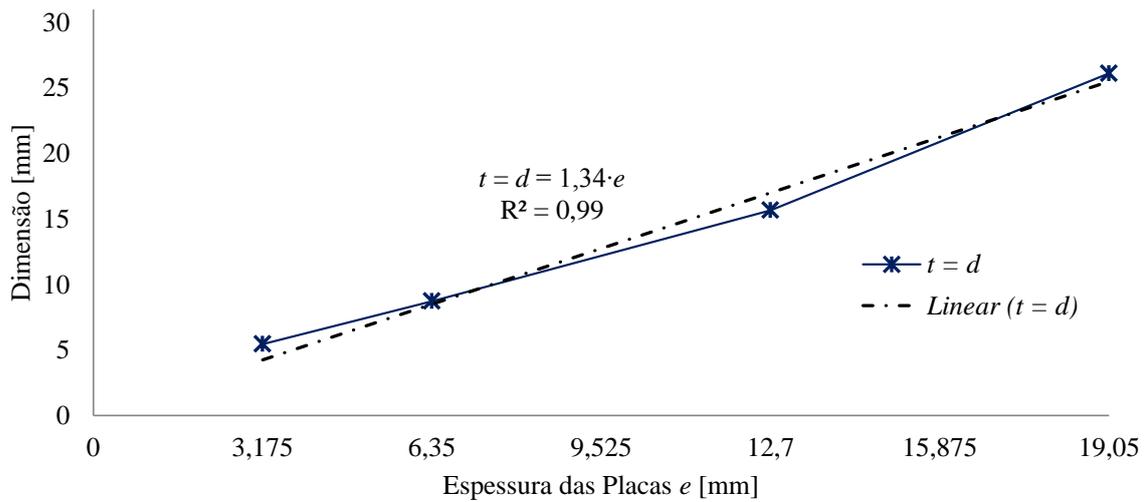


Figura 6.4 – Proposta II.

A Equação 6.3 governa o ajuste de curva apresentado na Figura 6.4:

$$d = t = 1,34 \cdot e. \quad (6.3)$$

6.2 Comparação Entre Metodologias

A estrutura de estudo foi modelada e analisada através de três metodologias estabelecidas na literatura e apresentadas no Capítulo 2. Os resultados obtidos a partir dessas análises foram comparados com os produzidos pelas metodologias propostas. Quanto à análise modal, as comparações foram realizadas em termos da massa total da estrutura e primeiras frequências naturais de vibração.

6.2.1 Modelos em EF

A forma característica de falha considerada foi a de uma solda tipo (c) (Figura 2.4). Os modelos em EF foram construídos de modo a empregar malhas refinadas (Caso 1 da Figura 2.5). Para todas as simulações realizadas, a profundidade p da estrutura foi fixada em 508 mm. Essa escolha foi feita de modo a economizar tempo computacional.

As três metodologias utilizadas para fins de comparação foram construídas conforme recomendado por seus respectivos autores. A metodologia proposta por Fayard et al., 1997 foi criada com elementos de casca de 4 nós, com integração reduzida, para representar a

estrutura e elementos de barra rígidos representando a linha de solda. O refinamento de malha empregado nessa metodologia utilizou EF de tamanho igual ao do elemento $E2$. As demais metodologias, incluindo as duas propostas, empregaram EF de casca de 8 nós com tamanho de elemento igual a $0,4 \cdot e$. A Figura 6.5 apresenta a representação por EF da região de união da estrutura para cada uma das metodologias empregadas.

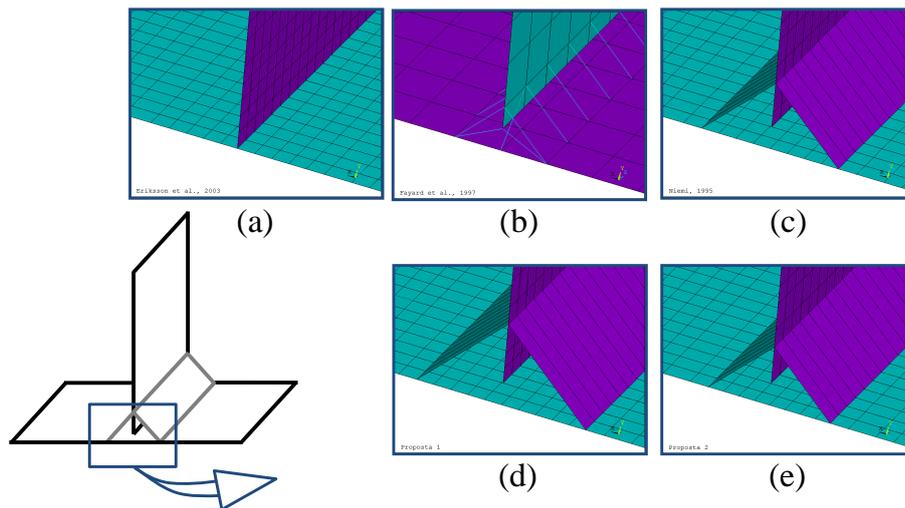


Figura 6.5 – Modelos em EF analisados: (a) Eriksson e Lignell, 2003; (b) Fayard et al., 1997; (c) Niemi, 1995; (d) Proposta I; (e) Proposta II.

Uma breve apresentação de cada um dos tipos de EF utilizados, bem como as suas configurações, é apresentada no APÊNDICE D.

6.2.2 Massa Total da Estrutura

Ambas as metodologias propostas não apresentam um erro significativo em relação à massa da estrutura original. O mesmo não ocorre com as demais metodologias testadas. Uma vez que essas metodologias somente aproximam a rigidez do filete de solda, a massa da estrutura construída em EF de casca não é perfeitamente equivalente à da estrutura de referência. A Figura 6.6 apresenta o erro percentual em relação a massa da estrutura em EF de casca comparada com a estrutura sólida.

As dimensões w , h da estrutura foram mantidas constantes e somente a espessura foi variada durante as simulações. Com altura e largura constantes, um incremento na espessura implica em uma maior participação da massa do filete de solda no valor da massa total da

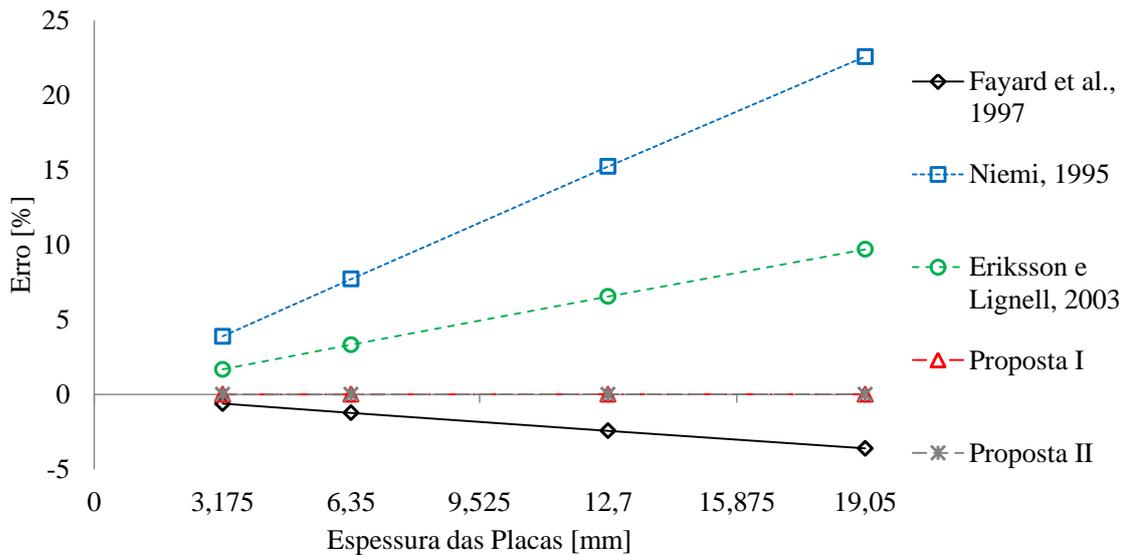


Figura 6.6 – Erro quanto a massa total da estrutura.

estrutura. Com isso, as três metodologias de comparação apresentaram um erro crescente com a espessura e . Entre essas, a metodologia de Fayard et al., 1997 foi a que apresentou um melhor desempenho. Essa metodologia obteve erros percentuais de 2 a 3 vezes menores que as dos demais autores. As metodologias de Eriksson e Lignell, 2003 e Niemi, 1994 sobrestimaram a massa total da estrutura, ao contrário da de Fayard et al., 1997.

6.2.3 Rigidez

As duas metodologias propostas também foram testadas em termos da função *Erro* (Equação 5.2). Os resultados obtidos para as propostas I e II foram contrapostos com os obtidos através das três metodologias empregadas para comparação. A Figura 6.7 apresenta o erro ao reproduzir as primeiras frequências naturais da estrutura através de EF de casca.

A metodologia de Fayard et al., 1997 apresenta um erro muito superior as demais, de modo a permitir uma melhor visualização do erro apresentado pelas demais metodologias, os mesmo resultados são apresentados na Figura 6.8, onde, os resultados utilizando a metodologia de Fayard et al., 1997 são omitidos.

A Proposta I apresenta os melhores resultados, sendo capaz de reproduzir a rigidez da estrutura sólida com um erro muito pequeno (valor máximo: $Erro = 0,78$). As demais metodologias apresentam um erro crescente com a espessura. Para a espessura $e = 3,175$ mm

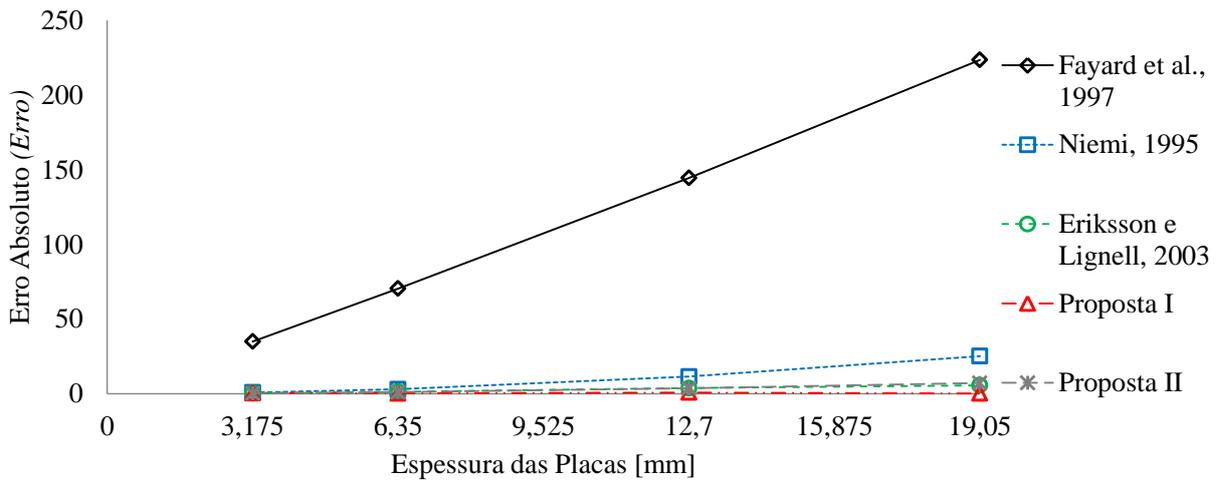


Figura 6.7 – Erro quanto às primeiras frequências naturais da estrutura.

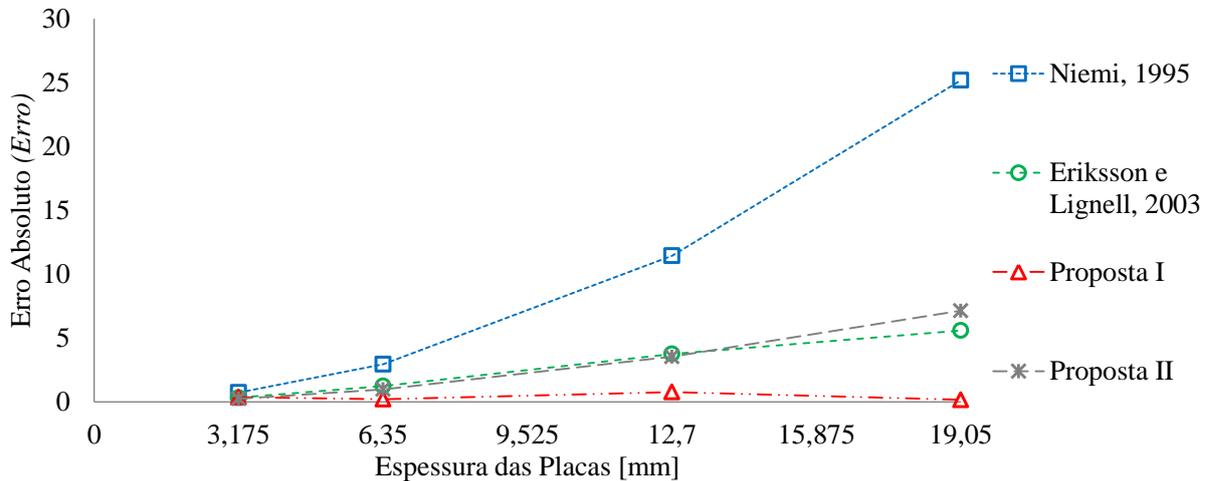


Figura 6.8 – Erro quanto às primeiras frequências naturais da estrutura, em detalhe.

todas as quatro metodologias apresentaram um erro pequeno. A metodologia de Eriksson e Lignell, 2003 e a Proposta II demonstraram um desempenho similar. Essa afirmação é válida para todos os valores de espessura testados, com exceção de $e = 19,05$ mm, onde a metodologia de Eriksson e Lignell, 2003 foi levemente superior à Proposta II.

6.3 Aplicação do Método da Tensão Estrutural

Ambas as metodologias propostas foram aplicadas em conjunto com o MTE à estruturas cruciformes. A tensão estrutural obtida foi comparada com valores calculados a partir das demais metodologias. Todos os casos analisados consideram uma mesma estrutura de

dimensões $254 \text{ mm} \times 260,35 \text{ mm} \times 508 \text{ mm}$ ($w \times h + e \times p$). O que destoou os diferentes casos foram as condições de contorno impostas à estrutura. A Figura 6.9 apresenta as dimensões da estrutura analisada.

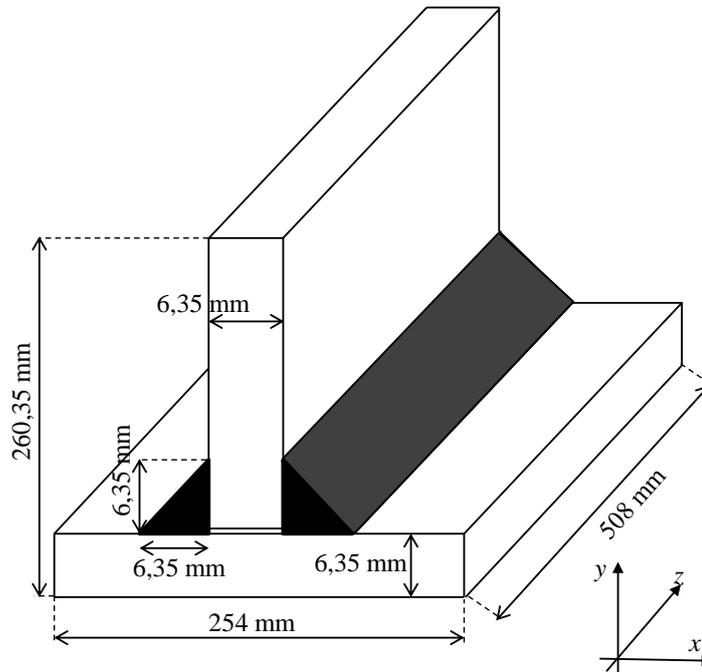


Figura 6.9 – Dimensões da união soldada tipo T.

6.3.1 Detalhe Estrutural Nº 6

O primeiro caso analisado em termos de σ_{hs} foi uma estrutura tipo T com transferência direta de carga. Essa estrutura é equivalente a um componente de detalhe estrutural Nº 6 (Tabela 3.1).

Dois diferentes carregamentos foram analisados: um representando um caso de tração pura e outro de flexão. Ambos carregamentos foram aplicados na extremidade superior da placa vertical da estrutura (eixo y). Em ambos os casos as extremidades (no eixo x) da placa horizontal foram engastadas. O carregamento de tração consistiu em uma força distribuída, F_{tv} , aplicada no sentido positivo do eixo y . Essa força F_{tv} foi definida de modo a ser equivalente a uma força pontual, F , de 20 kN. O carregamento de flexão consistiu em uma força distribuída, F_{fv} , aplicada no sentido negativo do eixo x . Essa força F_{fv} foi definida de modo a ser equivalente a uma força pontual de 2 kN.

A representação das condições de contorno para ambos os casos são apresentadas na Figura 6.10.

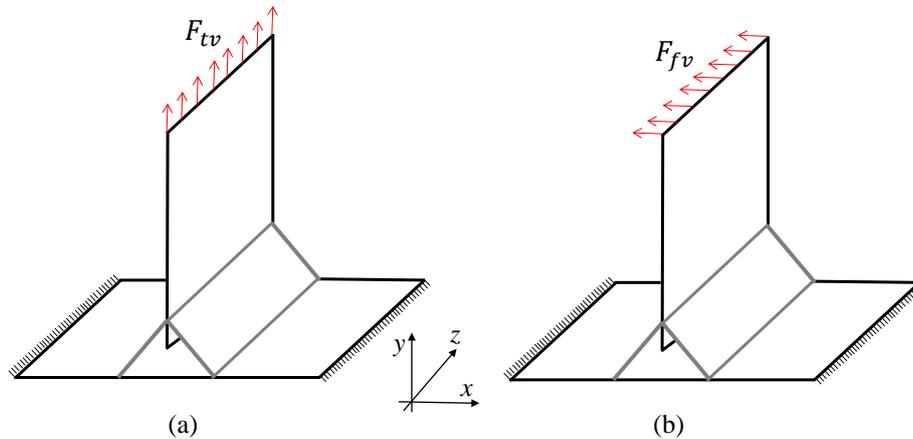


Figura 6.10 – Condições de contorno: (a) Tração; (b) Flexão.

Devido à forma de construção da metodologia proposta por Fayard et al., 1997, essa não comportaria uma análise do caso de flexão. Assim, essa metodologia foi empregada somente para o caso de tração. O procedimento de cálculo da tensão foi realizado, em cada uma das metodologias de modelagem, de acordo com o recomendado por seus respectivos autores. Uma vez que os modelos em EF empregaram malhas refinadas e foi assumida a ocorrência do pico de concentração de tensão entre as faces dos membros da união (solda tipo (c) da Figura 2.4), a extrapolação, quando necessária, foi realizada de acordo com a Equação 2.5.

A Figura 6.11 apresenta os resultados obtidos para o caso de carregamento de tração. Os resultados obtidos pelas metodologias de Niemi, 1995, Eriksson e Lignell, 2003 e a Proposta I foram similares (diferença máxima de 1,46%). Os resultados obtidos pela Proposta II e a metodologia de Fayard et al., 1997 apresentaram uma pequena diferença entre si (igual a 2,27%), porém, apresentaram valores por volta de 8% menores que os obtidos pelas outras três metodologias. Contudo, mesmo a maior diferença entre resultados (8,19%) ainda é relativamente pequena se comparada com as diferenças obtidas em termos das primeiras frequências naturais da estrutura.

Esses resultados mostram que apesar de as metodologias empregadas para comparação não serem capazes de representar de maneira precisa a rigidez da estrutura analisada,

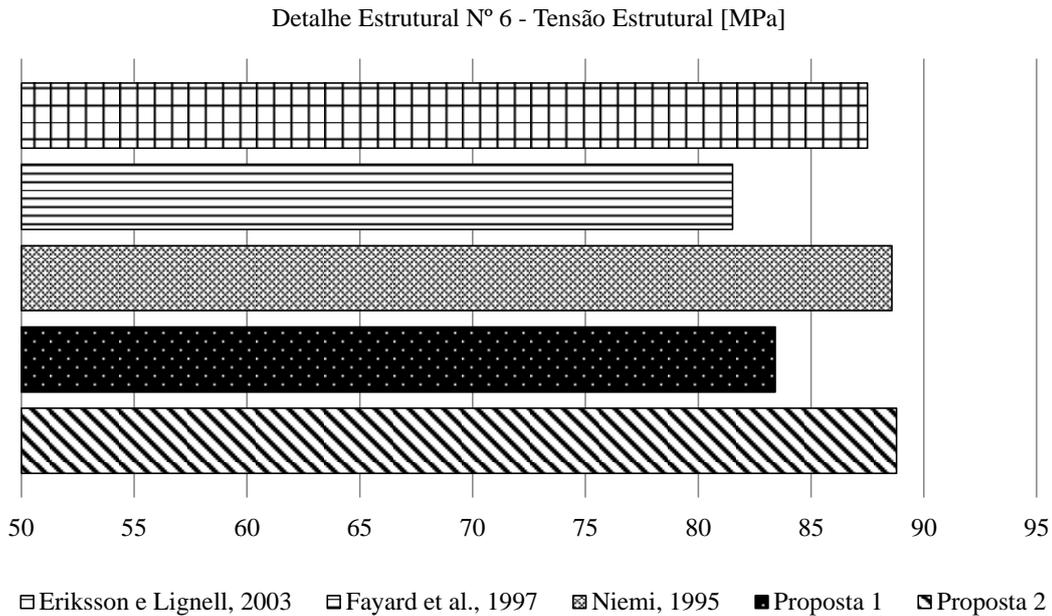


Figura 6.11 – Tensão estrutural para o caso de carregamento de tração.

os valores de σ_{hs} obtidos por elas foram bastante próximos aos obtidos pela Proposta I. Uma vez que a metodologia de Fayard et al., 1997 apresentou um desempenho muito inferior as demais em termos da função *Erro*, seria esperado que isso viesse a se repetir quanto ao cálculo de σ_{hs} , o que não se concretizou. Apesar de não ter reproduzido a rigidez da estrutura de forma desejável, essa metodologia forneceu um valor para a tensão estrutural similar aos obtidos pelas demais.

Em parte, isso ocorre pelo fato de que o emprego de elementos de barra rígidos, que apesar de modificarem consideravelmente a rigidez da estrutura, conseguem transferir carga de um componente da união para outro de modo similar ao das demais metodologias. Outro fator que poderia ser citado é a não utilização da extrapolação para o cálculo da tensão estrutural. A metodologia de Fayard et al., 1997, por implicar no cálculo direto de σ_{hs} no centro de cada elemento *E2*, utiliza elementos de casca de quatro nós com integração reduzida. Essa configuração superestima a rigidez desse tipo de elemento finito [Zienkiewicz e Taylor, 2000; Moaveni, 2003]. Assim, apesar de a modelagem do filete por elementos rígidos de barra diminuir a rigidez da estrutura como um todo, o uso de elementos de casca de quatro nós com integração reduzida acaba suavizando esse problema.

Os resultados obtidos para o caso do carregamento de flexão são apresentados na

Figura 6.12.

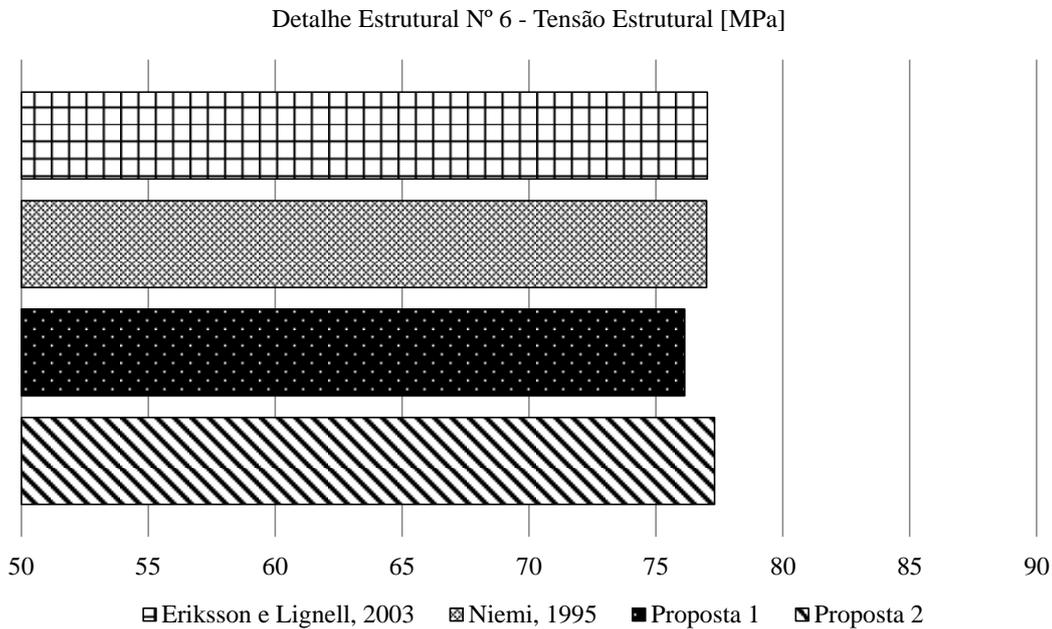


Figura 6.12 – Tensão estrutural para o caso de carregamento de flexão.

É possível perceber uma concordância entre resultados ainda maior do que para o caso de tração. A diferença máxima, de 1,12%, ocorre entre a Proposta I e a metodologia de Eriksson e Lignell, 2003. Novamente, os erros obtidos quanto à reprodução da rigidez da estrutura não se refletiram no cálculo de σ_{hs} .

6.3.2 Detalhe Estrutural Nº 3

O segundo caso analisado foi uma estrutura tipo T equivalente ao detalhe estrutural Nº 3 (Tabela 3.1). Essa estrutura é idêntica às anteriormente analisadas, porém com condições de contorno diferentes. Engastes foram aplicados em uma das extremidades da placa horizontal e na extremidade superior da placa vertical. Dois carregamentos distribuídos foram aplicados na extremidade da placa horizontal oposta à de engaste. Essas condições de contorno podem ser melhor visualizadas pela Figura 6.13.

O carregamento aplicado consistiu em duas forças uniformemente distribuídas, F_{th} e F_{fh} , de tração e flexão, respectivamente. Ambas as forças foram definidas de modo a serem equivalentes a uma força pontual de 5 kN cada. Os resultados obtidos para essa estrutura são apresentados pela Figura 6.14.

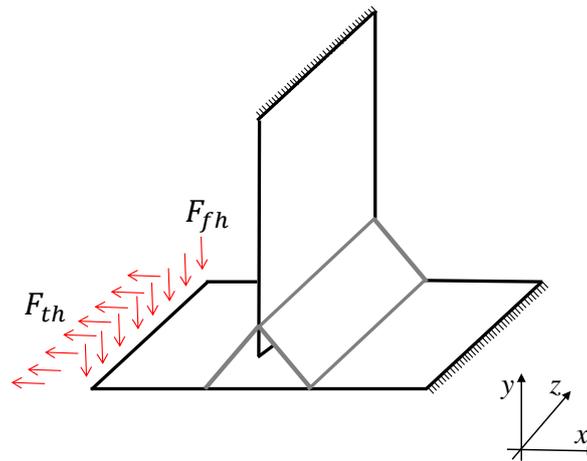


Figura 6.13 – Estrutura representando detalhe estrutural N° 3.

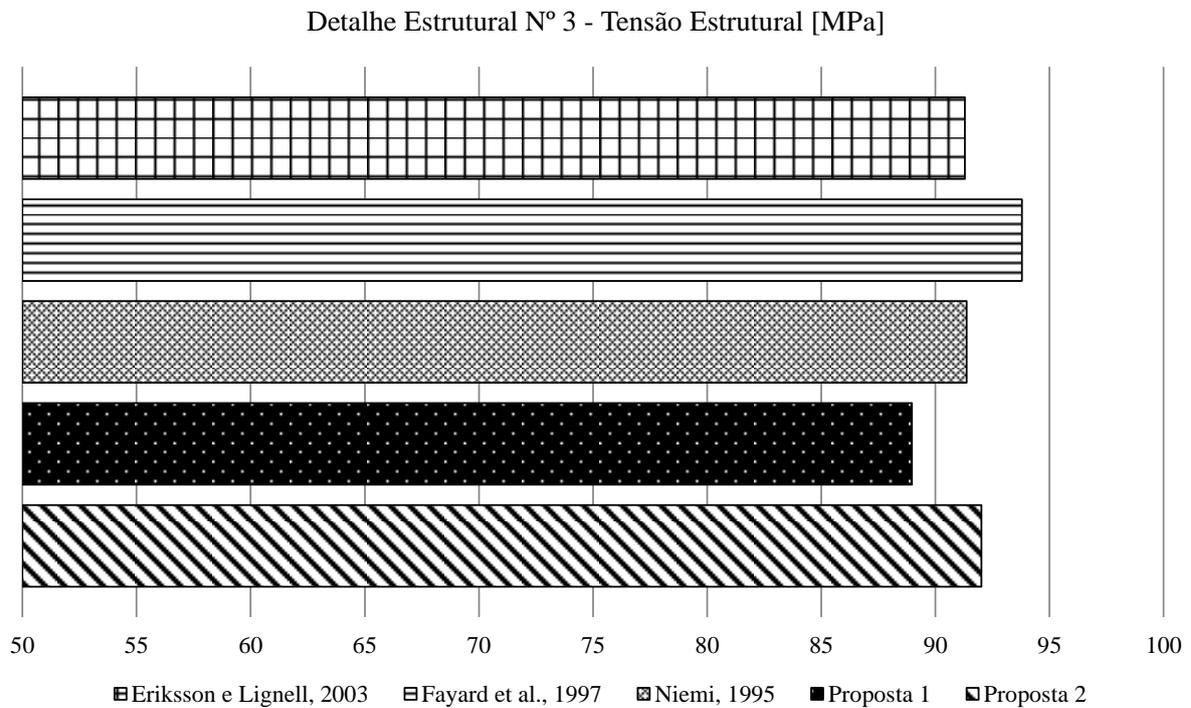


Figura 6.14 – Tensão estrutural para o componente de detalhe estrutural de N° 3.

Neste caso, a Proposta I apresentou um resultado para σ_{hs} aproximadamente 2,7% inferior ao das metodologias de Niemi, 1995 e Eriksson e Lignell, 2003 e a Proposta II. Essas três metodologias forneceram resultados similares, sendo que a diferença máxima, entre elas, foi de 0,8%. A tensão estrutural calculada a partir da metodologia de Fayard et al., 1997 foi em torno de 2% superior a essas metodologias e 5,4% superior à Proposta I.

Os resultados quanto a tensão estrutural, para todas as técnicas de modelagem testadas, apresentaram boa concordância entre si. Novamente, os erros quanto a reprodução da rigidez da estrutura não se refletiram no cálculo de σ_{hs} .

6.3.3 Estimativa da Vida em Fadiga

A Tabela 6.1 apresenta os valores de σ_{hs} obtidos a partir de cada uma das diferentes metodologias de modelagem utilizadas. A partir desses resultados é possível estimar a vida em fadiga para cada uma das estruturas analisadas com cada uma das metodologias empregadas.

Tabela 6.1 – Comparação de resultados para a tensão estrutural [MPa].

Estratégia de modelagem	Detalhe estrutural N° 6		Detalhe estrutural N° 3
	Flexão	Tração	
Eriksson e Lignell, 2003	77,03	87,50	91,29
Fayard et al., 1997	-	81,52	93,79
Niemi, 1995	76,99	88,58	91,38
Proposta I	76,14	83,42	88,98
Proposta II	77,31	88,79	92,03

Considerando que os cenários de carga analisados preenchem todos os requisitos necessários para a validade das curvas S-N apresentadas pela Figura 3.3, foi estimada a vida em fadiga. Ou seja, o carregamento foi considerado como cíclico com amplitude constante e igual ao carregamento estático simulado. Esses resultados são apresentados na Tabela 6.2. Uma vez que os resultados obtidos para a tensão estrutural foram similares para as diferentes metodologias, o mesmo se repetiu quanto à estimativa de vida em fadiga.

6.4 Sugestões Quanto à Escolha da Metodologia de Modelagem

Analisando os resultados obtidos e considerando o desempenho apresentado por cada metodologia, bem como suas limitações, são apresentadas algumas sugestões quanto ao melhor cenário de aplicação:

Tabela 6.2 – Estimativa de vida em fadiga [10^6 ciclos]

Estratégia de Modelagem	FAT 100		FAT 90
	Detalhe Estrutural N ^o 6		Detalhe Estrutural N ^o 3
	Flexão	Tração	
Eriksson e Lignell, 2003	4,2	2,9	1,9
Fayard et al., 1997	-	3,8	1,8
Niemi, 1995	4,2	3	1,9
Proposta I	4,4	3,4	2,1
Proposta II	4,3	3	1,9

- A metodologia de Fayard et al., 1997 apresentou o maior erro ao reproduzir a rigidez da estrutura, porém forneceu valores de σ_{hs} em acordo com os das demais metodologias. O modelo em EF dessa metodologia é o mais demorado de ser construído uma vez que requer que a extensão do filete seja discretizada em diversos elementos de barra rígidos. Contudo, por empregar elementos de casca de 4 nós para modelar o restante da estrutura e refino de malha inferior ao das demais metodologias, o tempo computacional requerido é o menor de todas as metodologias testadas. Assim, em situações onde tempo computacional é vital e a fiel reprodução da rigidez da estrutura não é o ponto de maior interesse, essa metodologia é aplicável.
- A metodologia de Eriksson e Lignell, 2003 obteve um erro razoavelmente baixo ao reproduzir a rigidez da união analisada. Por não requerer a representação geométrica do filete de solda, o modelo em EF dessa metodologia é o mais fácil de ser implementado. Porém, por exigir conexão física entre os membros da união, essa metodologia não permite distinção entre detalhes estruturais com e sem penetração total. Em casos onde é necessário representar estruturas complexas e que se deseje que a modelagem em EF seja rápida, essa metodologia é recomendável.
- A metodologia de Niemi, 1995 apresentou erros consideráveis ao reproduzir a rigidez da estrutura de estudo. Uma vez que sua implementação possui o mesmo grau de dificuldade e requer o mesmo tempo computacional que o da Proposta I, não possuiu

nenhuma vantagem significativa sobre a metodologia proposta.

- A Proposta II busca uma metodologia de modelagem extremamente simples, onde um mesmo fator constante é empregado para definir os parâmetros geométricos da solda. Porém, tal simplificação implica em um pequeno erro ao reproduzir a rigidez da estrutura. Como esse erro é praticamente o mesmo que o da metodologia de Eriksson e Lignell, 2003, a única vantagem da Proposta II sobre essa metodologia é a possibilidade de distinguir diferentes detalhes estruturais.
- A Proposta I apresentou uma representação fidedigna da rigidez das estruturas analisadas. Por possuir um grau de simplicidade, em termos de implementação, similar ao das demais metodologias é recomendada quando se busca um erro mínimo quanto a reprodução da rigidez estrutural. Isso é algo desejável especialmente ao se trabalhar com componentes muito grandes ou complexos, onde a existência de várias linhas de solda torna a rigidez de uma das uniões dependente da rigidez das demais.

De forma resumida a Tabela 6.3 apresenta essas sugestões:

Tabela 6.3 – Recomendações de modelagem

Cenário	O que se busca?	Recomendação
Geometria simples	Baixo tempo computacional	Fayard et al., 1997
Geometria simples e/ou complexa	Simplicidade do modelo em EF	Eriksson e Lignell, 2003
Geometria simples e/ou complexa	<i>Erro</i> mínimo	Proposta I

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo de encerramento, são apresentadas algumas conclusões quanto aos resultados anteriormente analisados e discutidos. Uma sucinta lista de sugestões para trabalhos futuros também é apresentada.

7.1 Conclusões

A Proposta I foi eficaz ao reproduzir a rigidez de uniões em T através de EF de casca. A Proposta II apresentou um erro superior ao tentar o mesmo, porém, menor que o das demais metodologias de comparação empregadas. A densidade virtual empregada em ambas as Propostas I e II conseguiu reproduzir a massa da estrutura sólida sem apresentar erros significativos. Isso é altamente desejável, especialmente ao se trabalhar com grandes estruturas, onde a linha de solda é responsável por uma parcela significativa da massa total da estrutura.

Todas as metodologias de comparação testadas apresentaram erros consideráveis ao reproduzir a rigidez da estrutura sólida. Esses erros apresentaram comportamento crescente com a espessura e . Apesar disso, os resultados obtidos para a tensão estrutural foram bastante próximos dos obtidos para as duas metodologias propostas. Mesmo a metodologia de Fayard et al., 1997, que apresentou o pior desempenho em termos da função *Erro*, obteve valores para σ_{hs} próximos dos obtidos pelas demais metodologias. Uma vez que os resultados quanto à tensão estrutural foram próximos para todas as metodologias, o mesmo se repetiu para os resultados quanto à vida em fadiga.

O principal diferencial da Proposta I para as demais metodologias é permitir uma representação precisa da rigidez original de uniões cruciformes. Para avaliar o seu desempenho em outros tipos de estruturas, mais análises são necessárias. Assim, para componentes formados pelos detalhes estruturais considerados, a representação do filete de solda através da Proposta I permite a construção e análise de toda a estrutura através de EF de casca sem necessidade de análises globais-locais. Ou seja, o mesmo modelo pode ser empregado para a simulação do comportamento mecânico da estrutura, em sua totalidade, e da vida em fadiga das uniões soldadas presentes na estrutura.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Análise experimental de componentes cruciformes para validação dos resultados quanto a vida em fadiga.
- Obtenção experimental das frequências naturais para comparação (\bar{f}_i) empregadas na solução do problema de otimização.
- Análise experimental dos detalhes estruturais analisados para validação das propostas apresentadas.
- Obtenção de parâmetros ótimos para outros tipos de uniões, como por exemplo: estruturas cruciforme com filetes com penetração total; uniões sobrepostas e uniões com sobreposição dupla. Estes casos corresponderiam aos detalhes estruturais números 2, 5 e 7 da Tabela 3.1, respectivamente.
- Testar as propostas apresentadas em outros detalhes estruturais, visando assim verificar o desempenho dessas propostas em detalhes estruturais diferentes daqueles para os quais as propostas foram construídas.
- Propor metodologias de modelagem que empreguem parâmetros geométricos fixos e otimizem a rigidez da estrutura através da otimização de parâmetros do material.
- Analisar estruturas complexas diretamente com as metodologias propostas, comparando o desempenho das mesmas com demais metodologias já estabelecidas na literatura.
- Verificar a validade das propostas apresentadas para estruturas operando em regime não-linear.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABS. **Guide for the Fatigue Assessment of Offshore Structures**. American Bureau of Shipping, New York, 2003.

ABS. **The History of the American Bureau of Shipping. 150th Anniversary**. American Bureau of Shipping, New York, 2012.

ANSYS, R. **ANSYS Mechanical APDL Product Release 13.0 (2012)**. Ansys Inc., Canonsburg, Pennsylvania, 2012.

Arora, J. **Introduction to optimum design**. Academic Press, 2004.

ASW. **ASW Handbook: Vol. 1, Properties and Selection**. The Material Information Company, Materials Park, Ohio, 10 edition, 1990.

Atzori, B.; Meneghetti, G. Fatigue Strength of Fillet Welded Structural Steels: Finite Elements, Strain Gauges and Reality, **International Journal of Fatigue**, vol. 23(8), p. 713–721, 2001.

AWS. **Structural Welding Code - Steel**. ANSI/AWS D1.1/D1.1M:2010. American Welding Society, Miami, Florida, 22 edition, 2010.

Aygül, M. **Fatigue Analysis of Welded Structures Using the Finite Element Method**, Tese de doutorado, Chalmers University of Technology, 2012.

Bathias, C.; Pineau, A. **Fatigue of materials and structures**. Wiley Online Library, 2010.

Branco, C.; Maddox, C.; Sonsino, C. **EUR 19972 - Special and Alloy Steels - Fatigue Design of Welded Stainless Steels**. European Commission, 2001.

Cary, H. B. **Modern Welding Technology**. Prentice-Hall, 1979.

Cheng, G. **Introduction to Structural Optimization: Theory, Methods and Solution**. Lecture notes, Dalian University of Technology, 1992.

Dantzig, G. B.; Thapa, M. N. **Linear programming 1: Introduction**. Springer, 1997.

Doerk, O.; Fricke, W.; Weissenborn, C. Comparison of different calculation methods for structural stresses at welded joints, **International journal of fatigue**, vol. 25(5), p. 359–369, 2003.

Dong, P. A Structural Stress Definition and Numerical Implementation for Fatigue Analysis of Welded Joints, **International Journal of Fatigue**, vol. 23(10), p. 865–876, 2001.

Eriksson, Å.; Lignell, A. **Weld Evaluation Using FEM: A Guide to Fatigue-loaded Structures**. Industrilitteratur, 2003.

Eurocode, E. 3: Design of steel structures–Part 1.2: General rules–Structural fire design, **Brussels: European Committee for Standardization. DD ENV**, pages 1–2, 1993.

Fayard, J.-L.; Bignonnet, A.; Van, K. D. Fatigue Design of Welded Thin Sheet Structures, **European Structural Integrity Society**, vol. 22, p. 145–152, 1997.

Fermér, M.; Andréasson, M.; Frodin, B. **Fatigue Life Prediction of MAG-Welded Thin-Sheet Structures**. In *SAE Conference Proceedings P.*, pages 49–56. SOC Automotive Engineers INC, 1998.

Fermér, M.; Svensson, H. Industrial experiences of FE-based fatigue life predictions of welded automotive structures, **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, vol. 24(7), p. 489–500, 2001.

Fransson, P.; Pettersson, G. **Fatigue Life Prediction Using Forces in Welded Plates of Moderate Thickness**. Master's thesis, University of Karlskrona, Suécia, 2000.

Fricke, W. **Recommended Hot Spot Analysis Procedure for Structural Details of FPSO's and Ships Based on Round-Robin FE Analyses**. In *Proc. 11th International Offshore and Polar Engineering Conference*, volume 4, pages 89–96, 2001.

Fricke, W. Fatigue Analysis of Welded Joints: State of Development, **Marine Structures**, vol. 16(3), p. 185–200, 2003.

Fricke, W.; Petershagen, H. Detail Design of Welded Ship Structures Based on Hot-Spot Stresses, 1992.

Haftka, R. T.; Gürdal, Z. **Elements of structural optimization.** volume 11. Springer, 1992.

Haibach, E. Fatigue Strength of Welded Joints from Viewpoint of Local Strain Measurement (in German), **Report FB-77, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt**, 1968.

Halfpenny, A. A practical discussion on fatigue, **Environmental engineering**, vol. 14(3), p. 21–25, 2001.

Hobbacher, A. et al. **Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components.** Welding Research Council, 2009.

Huther, I.; Laborde, S.; Gorski, S.; Lieurade, H. IIS/IIW-1435-98 (ex. doc. XV-982-98/XIII-1739-98): Longitudinal non-Loaded Welding Joints-Geometrical Stress Approach, **Welding in the World -London-**, vol. 43, p. 20–26, 1999.

Labesse, F.; Recho, N. Geometrical Stress Level at the Weld Toe and Associated Local Effects, **Welding in the World -London-**, vol. 43, p. 23–32, 1999.

MATLAB. **version 7.12.0.635 (R2011a).** The MathWorks Inc., Natick, Massachusetts, 2011.

Matoba, M.; Kawasaki, T.; Fujii, T.; Yamauchi, T. Evaluation of Fatigue Strength of Welded Steel Structures-hull's Members, Hollow Section Joints, Piping and Vessel Joints, **IIW-Doc. XIII-1082-83, International Institute of Welding**, 1983.

Mehrotra, S. On the implementation of a primal-dual interior point method, **SIAM Journal on Optimization**, vol. 2(4), p. 575–601, 1992.

Moaveni, S. **Finite Element Analysis: Theory and Application with Ansys.** Prentice Hall, 2003.

Niemi, E. **Recommendations Concerning Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components.** IIW doc. University of Technology, 1994.

Niemi, E. **Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components**. Woodhead Publishing, 1995.

Niemi, E.; Tonskanen, P. IIS/IIW-1477-99 Hot Spot Stress Determination for Welded Edge Gussets, **Welding in the World -London-**, vol. 44(5), p. 31–37, 2000.

Nocedal, J.; Wright, S. J. **Numerical Optimization**. Springer, 2006.

Pedersen, P. **Optimal Designs-Structures and Materials-Problems and Tools**. Technical report, 2003.

Petershagen, H.; Fricke, W.; Massel, T. **Application of the Local Approach to the Fatigue Strength Assessment of Welded Structures in Ships**. Dt. Verlag für Schweißtechnik, 1991.

Radaaj, D. **Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures**. Elsevier, 1990.

Radaaj, D.; Sonsino, C.; Fricke, W. **Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches**. Woodhead Publishing Series in Welding and Other Joining Technologies. Elsevier Science, 2006.

Radaaj, D.; Sonsino, C.; Fricke, W. Recent developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints, **International Journal of Fatigue**, vol. 31(1), p. 2–11, 2009.

Ramm, E.; Bletzinger, K.-U. **Structural Optimization**. Lecture notes, University of Stuttgart, 1990.

Rankine, W. J. M. **On the Causes of the Unexpected Breakage of the Journals of Railway Axles; and in the Means of Preventing Such Accidents by Observing the Law of Continuity in Their Construction**. In *Minutes of the Proceedings*, volume 2, pages 105–107. Thomas Telford, 1843.

Schijve, J. **Fatigue of Structures and Materials**. Springer, 2008.

Silveira, O. A. A. **Projeto Simultâneo de Otimização Topológica e Controle para Redução de Vibrações Utilizando Material Piezelétrico**, Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2012.

Suresh, S. **Fatigue of materials**. Cambridge University Press, 1998.

Taylor, D.; Barrett, N.; Lucano, G. Some new methods for predicting fatigue in welded joints, **International Journal of Fatigue**, vol. 24(5), p. 509–518, 2002.

van Wingerde, A. M.; Packer, J. A.; Wardenier, J. Criteria for the fatigue assessment of hollow structural section connections, **Journal of Constructional Steel Research**, vol. 35(1), p. 71–115, 1995.

Zienkiewicz, O. C.; Taylor, R. L. **The Finite Element Method: Solid Mechanics**. volume 2. Butterworth-heinemann, 2000.

APÊNDICE A

Algoritmo de Otimização Empregado

A seguir é apresentado o algoritmo empregado para solução dos problemas de otimização. Essa versão está configurada para uma geometria com profundidade igual a 1016 mm e espessura de 6.35 mm. O primeiro algoritmo é o mestre, sendo responsável por invocar os demais.

```

1 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% Algoritmo para otimizacao %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
2 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% atraves de SLP %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
3 %%__By Goryunov__%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
4 %%
5 %%===== Limpa o sistema =====%%
6 clear all
7 close all
8 clc
9 tic
10 %%
11 %%===== Configura fontes =====%%
12 set(0, 'DefaultAxesFontName', 'Times New Roman')
13 set(0, 'DefaultAxesFontSize', 14)
14 set(0, 'DefaultTextFontname', 'Times New Roman')
15 set(0, 'DefaultTextFontSize', 14)
16 %%
17 %%===== Parametros geometricos fixos =====%%
18 altura = 254e-3;           % Altura das placas que compoem a estrutura
19 largura = 254e-3;         % Largura da placa inferior
20 profundidade = 4*altura;  % Profundidade da estrutura
21 espessura = 6.35e-3;      % Espessura das placas que compoem a estrutura
22 %%
23 %%===== Parametros da solucao de comparacao =====%%
24 freq1 = 79.6929093;       % Frequencia natural do primeiro modo
25 freq2 = 92.5454963;      % Frequencia natural do segundo modo

```

```

26 %%
27 %%===== Limites das variaveis de projeto =====%%
28 perna_limup = 0.99*(largura/2); % Impede que a extremidade seja o engaste
29 perna_limdown = espessura/2; % Impede que a solda saia do dominio
30 esp_limup = 10*espessura; % Espessura maxima = 10 X espessura da placa
31 esp_limdown = 0.01*espessura; % Impede uma espessura = zero
32 minim = [esp_limdown; perna_limdown];
33 maxim = [esp_limup; perna_limup];
34 %%
35 %%===== Dados p/ inicio do loop de otimizacao =====%%
36 Erro = 1e10;
37 tol = 1E-4;
38 i = 1;
39 delta = espessura/100;
40 Alpha = [15/100; 15/100];
41 golden = 1.6180;
42 x_dad = [0; 0];
43 %%
44 %%===== Calcula os valores iniciais =====%%
45 esp_calc = (esp_limup + esp_limdown)/2;
46 perna_calc = (perna_limup - perna_limdown)/2;
47 esp_calc = rand(1)*(esp_limup - esp_limdown) + esp_limdown;
48 perna_calc = rand(1)*(perna_limup - perna_limdown) + perna_limdown;
49 x(:,i) = [esp_calc; perna_calc];
50 ponto_inicial = x;
51 % x(:,i) = [0.5*espessura; 0.5*espessura]; %Teste p/ ponto inicial
52 %%
53 %%===== Inicio do loop de otimizacao =====%%
54 while Erro > tol
55     disp('Ponto atual em funcao da espessura:');
56     fprintf('\ttt = %d \n\td = %d\n',x(1,i)/espessura,x(2,i)/espessura);
57     for k = 1:2
58         Alpha(k) = min(Alpha(k),Erro/(50 + i));
59     end
60     if i > 2
61         for j = 1:2
62             if teste(j) > 0

```

```

63         Alpha(j) = 1.3*Alpha(j);
64     else
65         Alpha(j) = 0.6*Alpha(j);
66     end
67 end
68 end
69 lb = x(:,i) - Alpha.*x(:,i);
70 ub = x(:,i) + Alpha.*x(:,i);
71 for k = 1:2
72     lb(k,1) = max(lb(k,1),minim(k,1));
73     ub(k,1) = min(ub(k,1),maxim(k,1));
74 end
75 str = sprintf...
76     ('----- Iteracao: %d -----',i);
77 disp(str);
78 str = sprintf...
79     ('Parametros calculados: \n\tespessura = %d \n\tperna = %d'...
80     ,x(1,i),x(2,i));
81 disp(str);
82 %%
83 %%===== Gera o arquivo com parametros iniciais p/ analise FEM =====%%
84 w = fopen('dados.mac','w');
85 fprintf(w,'espessura_solda = ');    % Espessura do elemento de solda
86 fprintf(w,'%d \n',x(1,i));
87 fprintf(w,'perna = ');              % Distancia "d" de atuacao da solda
88 fprintf(w,'%d \n',x(2,i));
89 fclose(w);
90 %%
91 %%===== Solucao da funcao e seu gradiente no ponto atual =====%%
92 [freq,erro,grad] = inicial(x(:,i),delta,freq1,freq2);
93 F(:,i) = freq;
94 G(:,i) = grad;
95 E(i) = erro;
96 Erro = E(i);
97 graficos
98 %%
99 %%===== Otimizacao do novo ponto a ser calculado SLP =====%%

```

```

100     if Erro > tol
101         x(:,i+1) = linprog(G(:,i), [], [], [], [], lb, ub);
102         Erro = E(i);
103         x_grandpa = x_dad;
104         x_dad = x(:,i);
105         dx_dad = x_dad - x_grandpa;
106         dx = x(:,i+1) - x_dad;
107         teste = dx_dad.*dx;
108         i = i + 1;
109     end
110 %%
111 %%===== Parada forçada pelo numero de maximo de iteracoes =====%%
112     if i >= 1000
113         str = sprintf('NUMERO MAXIMO DE ITERACOES ULTRAPASSADO');
114         disp(str);
115         break
116     end
117 end
118 toc

```

O próximo algoritmo é o responsável por inicializar o programa de EF para a solução do MEC. O cálculo das sensibilidades também é executado por esse algoritmo.

```

1 function [freq, erro, grad] = inicial(x, delta, freq1, freq2)
2 %%
3 %%===== Inicializa o software de FEM e resolve o modelo =====%%
4 disp('Resolvendo problema de FEM. ');
5 !"C:\caminho_FEM" -b -i "C:\entrada" -o "C:\saida"
6 %%
7 %%===== Le os resultados gerados em FEM =====%%
8 freq = load('freqs.dat');    % Frequencias naturais da estrutura
9 str = sprintf('\tF1 = %d \n\tF2 = %d', freq(1), freq(2));
10 disp(str);
11 erro = sqrt(((freq(1)-freq1)^2+(freq(2)-freq2)^2));
12 disp('Erro associado a configuracao atual');
13 str = sprintf('Erro = %d', erro);
14 disp(str);

```

```

15 %%
16 %%===== Calculo do gradiente da solucao =====%%
17 xmod_t = x + [delta; 0];
18 xmod_d = x + [0; delta];
19 %%===== Perturbacao em t =====%%
20 w = fopen('dados.mac','w');
21 fprintf(w,'espessura_solda = '); % Espessura do elemento de solda
22 fprintf(w,'%d \n',xmod_t(1));
23 fprintf(w,'perna = '); % Distancia "d" de atuacao da solda
24 fprintf(w,'%d \n',xmod_t(2));
25 fclose(w);
26 disp('Resolvendo gradiente - perturbacao em t. ');
27 !"C:\caminho_FEM" -b -i "C:\entrada" -o "C:\saida"
28 freq_t = load('freqs.dat'); % Frequencias naturais da estrutura
29 erro_t = sqrt(((freq_t(1)-freq1)^2+(freq_t(2)-freq2)^2));
30 %%===== Perturbacao em d =====%%
31 w = fopen('dados.mac','w');
32 fprintf(w,'espessura_solda = '); % Espessura do elemento de solda
33 fprintf(w,'%d \n',xmod_d(1));
34 fprintf(w,'perna = '); % Distancia "d" de atuacao da solda
35 fprintf(w,'%d \n',xmod_d(2));
36 fclose(w);
37 disp('Resolvendo gradiente - perturbacao em d. ');
38 !"C:\caminho_FEM" -b -i "C:\entrada" -o "C:\saida"
39 freq_d = load('freqs.dat'); % Frequencias naturais da estrutura
40 erro_d = sqrt(((freq_d(1)-freq1)^2+(freq_d(2)-freq2)^2));
41 %%===== Montagem do vetor gradiente =====%%
42 grad = [(erro_t - erro)/delta; (erro_d - erro)/delta];
43 str = sprintf('Gradiente = %d\n\t\t\t%d',grad(1),grad(2));
44 disp(str);
45 end

```

Por fim é apresentado o algoritmo que configura a plotagem dos resultados obtidos após cada iteração.

```

1 figure (1)
2 hold on;

```

```
3 axis tight;
4 plot(i,E(i), 'r+', 'linewidth',2)
5 xlabel('Iteracoes');
6 ylabel('Erro');
7 zlabel('Erro');
8 str = sprintf('Convergencia');
9 title(str, 'fontsize', 12);
10 grid on;
11
12 figure (2)
13 hold on
14 axis tight;
15 plot3(x(1,i),x(2,i),E(i), 'b-o', 'MarkerFaceColor','b', 'MarkerSize',5)
16 hold on;
17 % quiver3(x(1,i),x(2,i),erro(i),S(1,i),S(2,i),alpha(i), 'r', 'filled',...
18 %      'linewidth',2);
19 xlabel('"d" [m]');
20 ylabel('"t" [m]');
21 zlabel('Erro');
22 str = sprintf('Posicao Espacial dos Pontos Calculados');
23 title(str);
24 %view([90,90,90]);
25 grid on;
```

APÊNDICE B

Scripts para Construção dos Modelos em EF

A seguir são apresentados os *scripts* de comandos responsáveis por criar e resolver os MEC. Os *scripts* aqui apresentados foram criados para uma geometria com profundidade igual a 1016 mm e espessura de 6.35 mm. O primeiro *script* é o mestre e sua única função é a de ordenadamente invocar os demais.

- *Script* mestre (go.mac)

```

1 !by Goryunov!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
2 !!! Le as macros
3 inicia
4 dados
5 geo
6 prop
7 malha
8 cont
9 roda
10 sai

```

- Configurações iniciais (inicia.mac)

```

1 !!! Limpa o sistema
2 finish
3 /clear
4 !!! Define o titulo do trabalho
5 /title , Analise de Rigidez
6 !!! Define sistema de unidades
7 /units , si
8 !!! Inicia o pre processamento
9 /prep7

```

- Parâmetros gerados pelo SLP (dados.mac)

```

1 espessura_solda =
2 perna =

```

- Geração da geometria (geo.mac)

```

1  !!! Parametros geometricos definidos
2  perna_real  =   6.35e-3
3  espessura   =   6.35e-3
4  altura      =  254e-3 + espessura
5  largura     =  254e-3
6  profundidade =  4*largura
7  !!! Definicao da geometria
8  !Cria os keypoints da estrutura
9  k   ,   1   ,   largura/2   ,   espessura/2   ,   0
10 k   ,   2   ,  -largura/2   ,   espessura/2   ,   0
11 k   ,   3   ,   0           ,   espessura    ,   0
12 k   ,   4   ,   0           ,   altura    ,   0
13 k   ,   5   ,   0           ,   espessura/2 ,   0
14 k   ,   6   ,   0           ,   espessura/2 ,  profundidade
15 k   ,   7   ,   perna      ,   espessura/2 ,   0
16 k   ,   8   ,  -perna     ,   espessura/2 ,   0
17 k   ,   9   ,   0         ,   perna + espessura/2
18 !Une os keypoints por linhas
19 l   ,   1   ,   2
20 l   ,   3   ,   4
21 l   ,   5   ,   6
22 l   ,   7   ,   9
23 l   ,   8   ,   9
24 !Cria areas atraves das linhas
25 adrag   ,   1   ,   ,   ,   ,   ,   ,   3
26 adrag   ,   2   ,   ,   ,   ,   ,   ,   3
27 adrag   ,   4   ,   ,   ,   ,   ,   ,   3
28 adrag   ,   5   ,   ,   ,   ,   ,   ,   3
29 !Une as areas em um unico corpo
30 a glue   ,   all
31 alls

```

- Propriedades do material (prop.mac)

```

1  E   =  2.1e11  ! modulo de elasticidade de Young [Pa]
2  u   =  0.3     ! coeficiente de Poisson
3  densidade =  7830  ! densidade [kg/m3]

```

```

4  !!! Definicao do elemento
5  et , 1 , shell281 !Elemento empregado
6  sectype , 1 , shell !Espessura das placas
7  secdata , espessura
8  sectype , 2 , shell !Espessura das soldas
9  secdata , espessura_solda
10 !!! Definicao das propriedades do material
11 ! Material das placas
12 mat , 1 ! material 1 - estrutura
13 mp , ex , 1 , E
14 mp , prxy , 1 , u
15 mp , dens , 1 , densidade
16 ! Material dos elementos de solda
17 vol_real = ((perna_real*perna_real)/2)*profundidade
18 ! volume da solda no modelo real
19 vol_casca = sqrt(2*perna*perna)*espessura_solda*profundidade
20 ! volume da solda no modelo de cascas
21 densidade_modif = densidade*vol_real/vol_casca
22 ! densidade modificada
23 mat , 2 ! material 2 - soldas
24 mp , ex , 2 , E
25 mp , prxy , 2 , u
26 mp , dens , 2 , densidade_modif

```

- Geração da malha de EF (malha.mac)

```

1  !!! Criacao da malha
2  alls
3  !!! Definicao da quantidade de elementos pela profundidade
4  numel = 40*2
5  esize , 13e-3 !Tamanho geral dos elementos
6  !Tamanho dos elementos na regioao de solda
7  lsel , s , , , 4
8  lsel , a , , , 5
9  lsel , a , , , 12
10 lsel , a , , , 18
11 lesize , all , , , 1 , , , , , 0
12 !Tamanho dos elementos na regioao de aplicacao de carga
13 lsel , s , loc , y , altura

```

```

14 lesize , all , , , numel
15 alls
16 !!! Gerando a malha nas soldas
17 aclear , all !Limpa qualquer malha existente
18 type , 1 !Definicao do elemento, material e espessura
19 mat , 2
20 secnum , 2
21 mshape , , 2d
22 mshkey , 0
23 asel , s , , , 3 !Solda
24 asel , a , , , 5
25 chkmsk , 'area'
26 amesh , all
27 !!! Gerando a malha
28 secnum , 1
29 mat , 1
30 alls
31 asle , u !Restante da estrutura
32 amesh , all
33 alls

```

- Aplicação das condições de contorno do problema (cont.mac)

```

1 !!! Condições de contorno
2 nsel , s , loc , x , largura/2
3 !Aplicação da condição de engaste nas extremidades
4 nsel , a , loc , x , -largura/2
5 d , all , all , 0
6 alls
7 finish ! encerra o pré processamento

```

- Resolve o problema de EF (roda.mac)

```

1 !!! Solução do modelo
2 finish
3 /solu ! inicia processo de solução
4 alls
5 antype , 2 ! análise modal
6 modopt , lanb , 2 ! usa algoritmo de Lanczos, p/ 2 modos

```

```

7 eqslv   ,   spar           ! solver p/ matriz esparsa
8 mxpand  ,   2              ! expande 2 modos
9 solve   ,                   ! resolve o sistema de equacoes resultante
10 finish
11 /post1           ! Pos processamento
12 !!! Salva arquivo com as frequencias naturais
13 *get     ,   f1 ,   mode   ,   1   ,   freq
14 *get     ,   f2 ,   mode   ,   2   ,   freq
15 *dim     ,   freqs ,   array ,   2   ,   1
16 freqs(1,1) = f1
17 freqs(2,1) = f2
18 *create  ,   ansuitmp
19 *cfopen  ,   'freqs' ,   'dat'
20 *vwrite  ,   freqs(1,1)
21 (1PG16.9)
22 *cfclose
23 *end
24 /input   ,   ansuitmp

```

- Encerra a análise e finaliza o programa de EF (sai.mac)

```

1 !!! Encerra o modelo e exclui os arquivos desnecessarios
2 finish
3 /exit,nosave

```

APÊNDICE C

Resultados Individuais para os Problemas de Otimização

A seguir são apresentados os resultados para cada um dos 16 problemas de otimização simulados. O ponto de partida ocorre em diferentes partes do domínio viável de cada um dos problemas. Deste modo, o caminho percorrido até o ponto de mínimo difere entre os 16 casos analisados. É possível perceber uma convergência mais acelerada para determinados problemas, nos quais a estimativa inicial foi mais fortuita.

As tabelas a seguir apresentam a estimativa inicial, solução ótima, curva de convergência e avanço da solução para os casos analisados.

Tabela C.1 – Caso 1 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 3,175 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
30,40	121,37	2,07	8,26

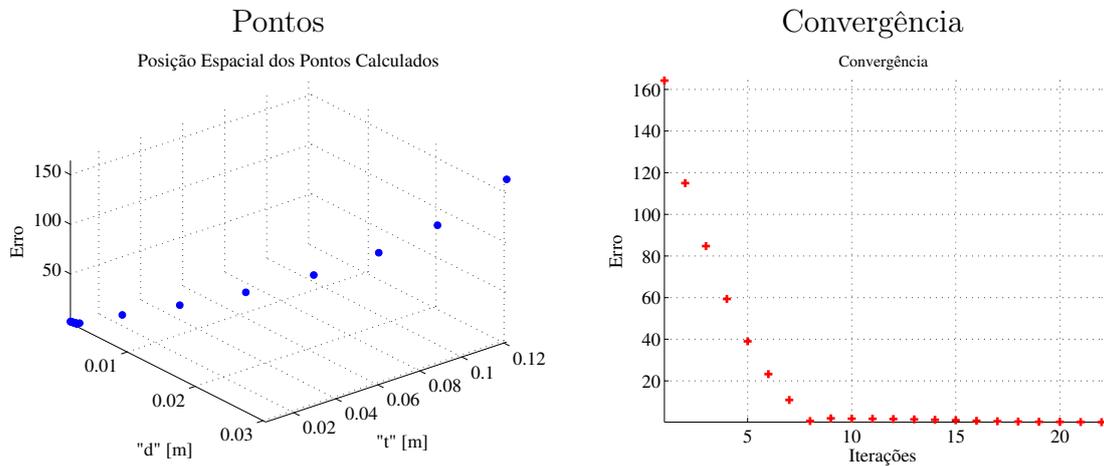


Tabela C.2 – Caso 2 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 6,35 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
51,75	114,18	5,12	11,30

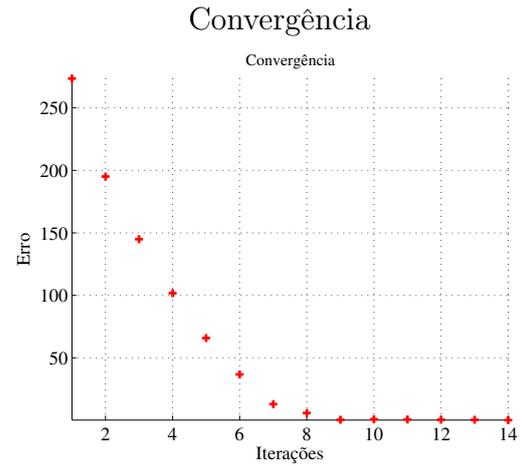
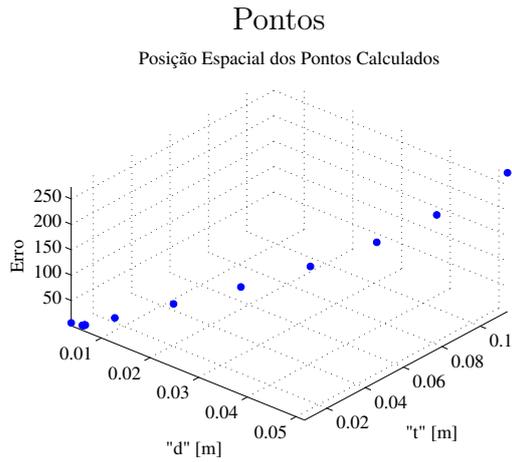


Tabela C.3 – Caso 3 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 12,7 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
103,49	114,48	14,90	16,42

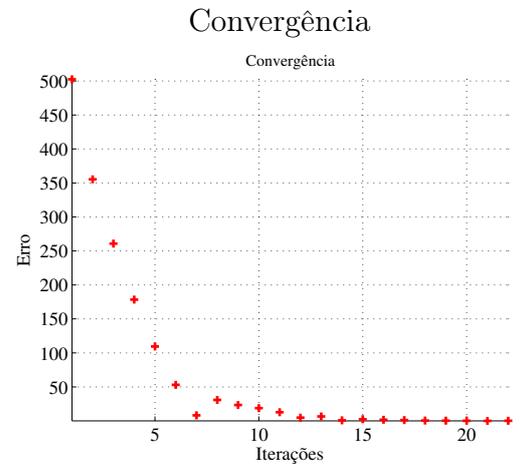
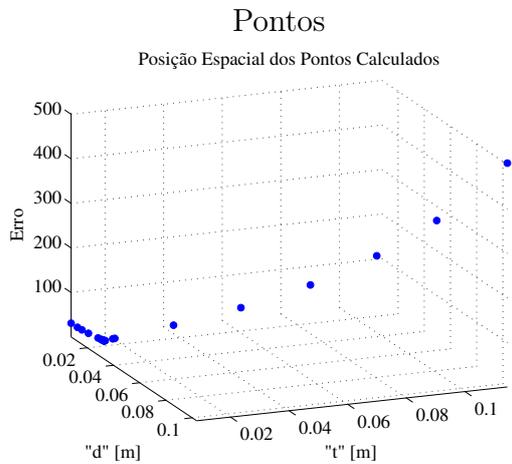


Tabela C.4 – Caso 4 - Profundidade = 508 mm; Espessura = 19,05 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
155,24	114,78	29,73	21,98

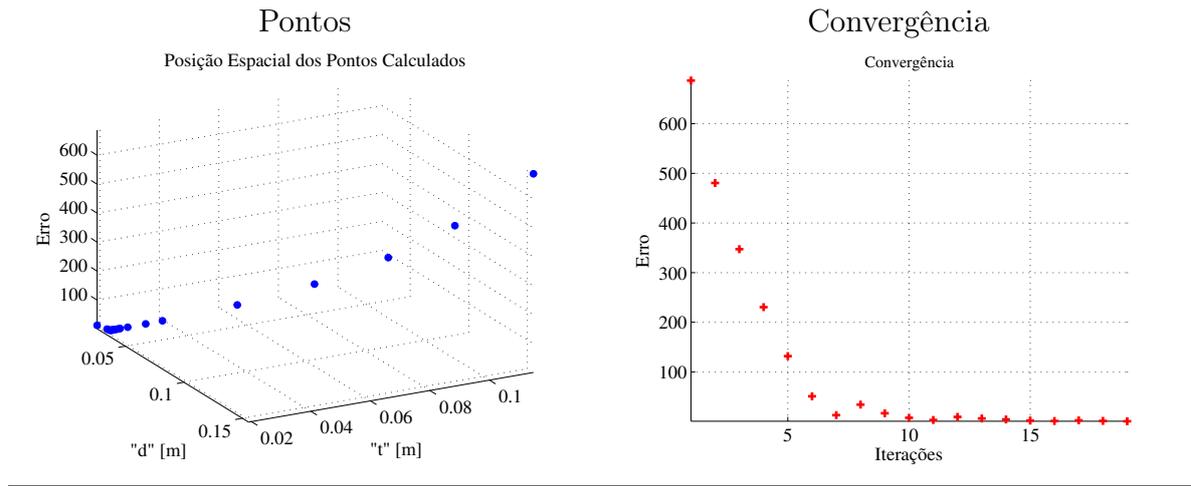


Tabela C.5 – Caso 5 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 3,175 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
114,00	25,87	2,04	11,43

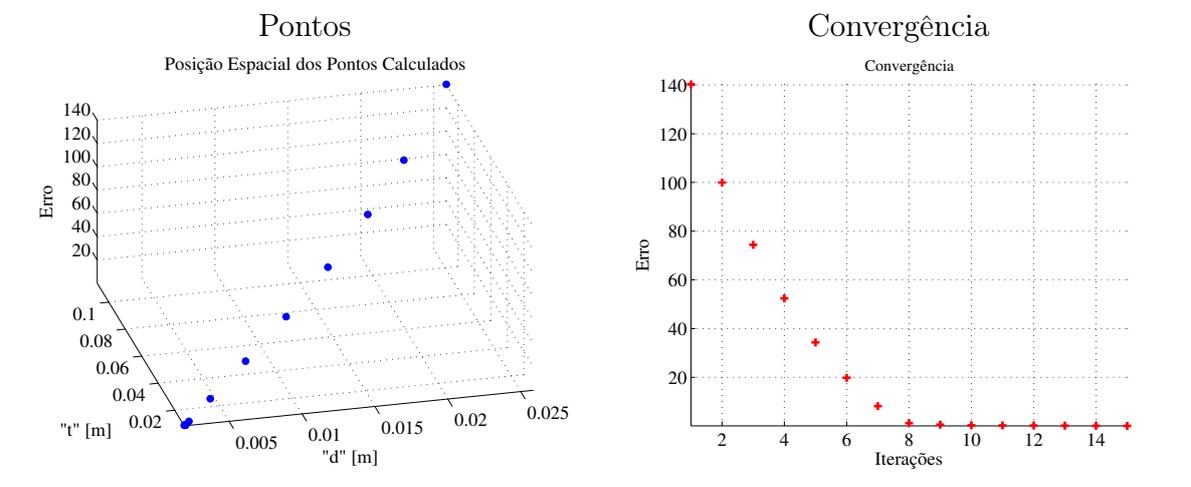


Tabela C.6 – Caso 6 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 6,35 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
51,75	114,18	5,18	11,43

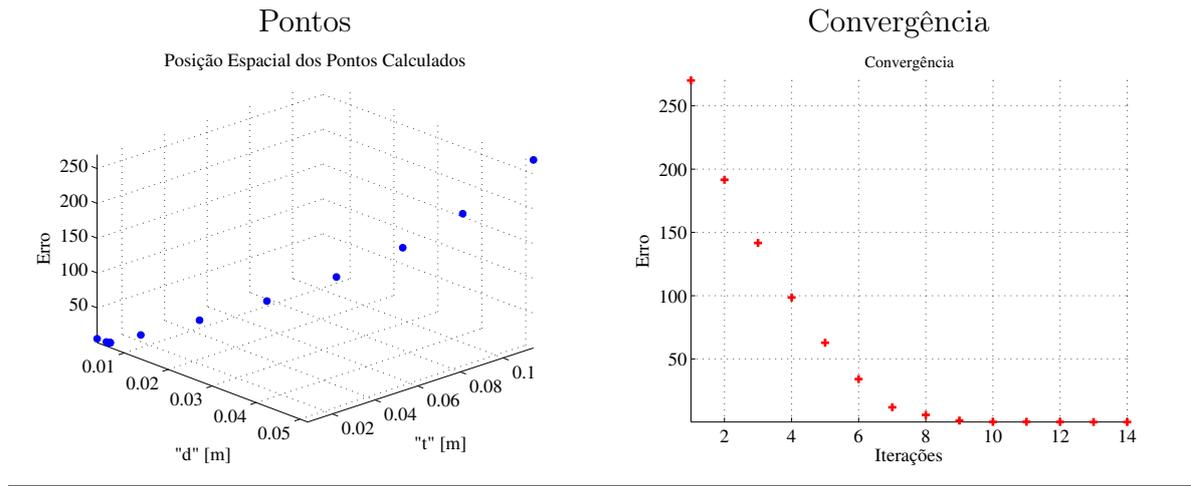


Tabela C.7 – Caso 7 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 12,7 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
103,56	114,50	14,89	16,47

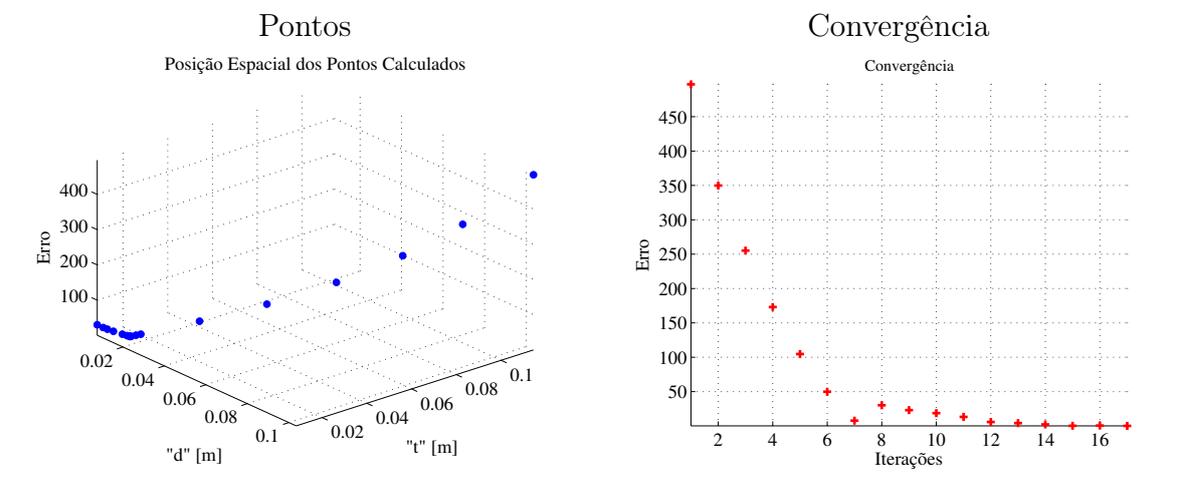


Tabela C.8 – Caso 8 - Profundidade = 1016 mm; Espessura = 19,05 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
155,24	114,78	30,93	21,71

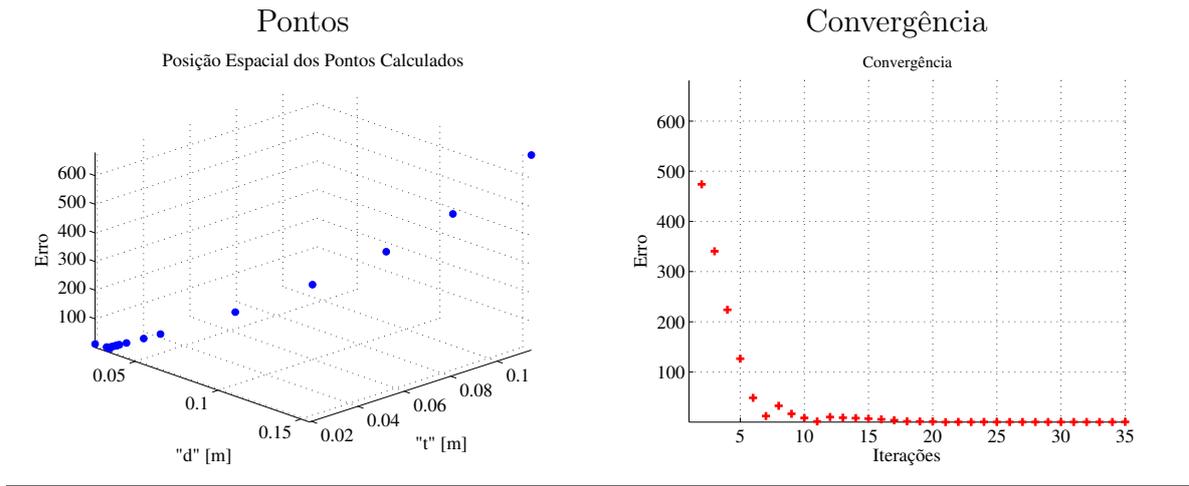


Tabela C.9 – Caso 9 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 3,175 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
25,87	114,03	2,04	9,01

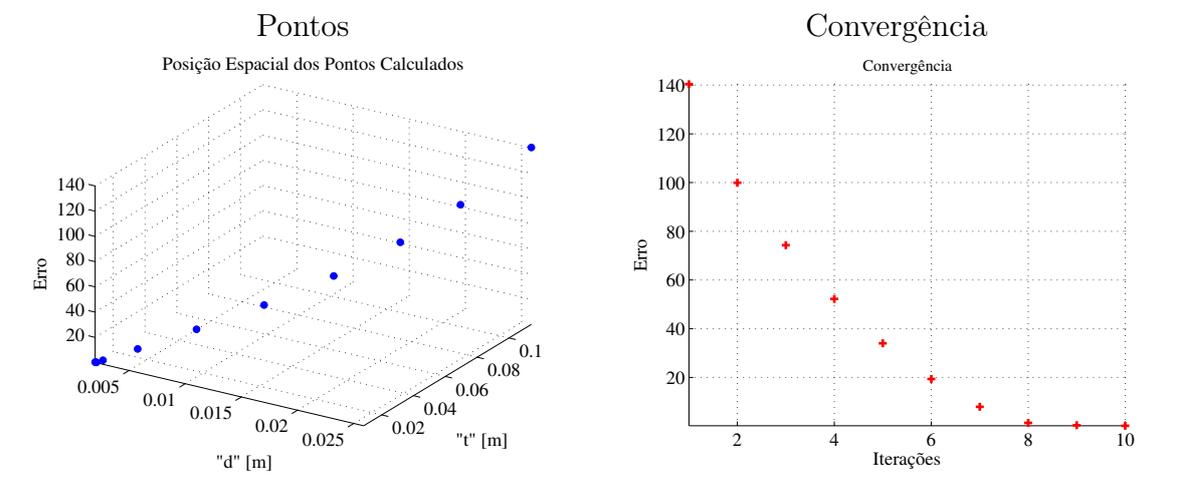


Tabela C.10 – Caso 10 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 6,35 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
40,18	15,13	4,56	13,84

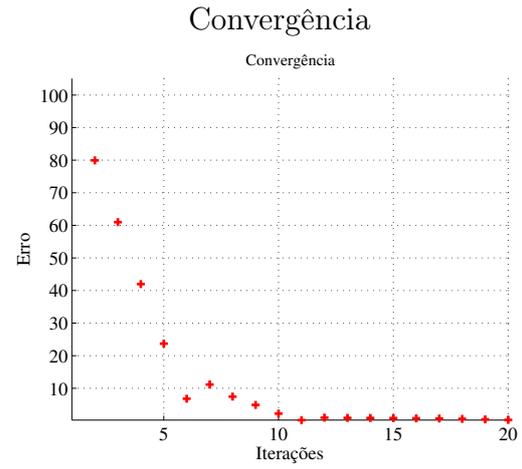
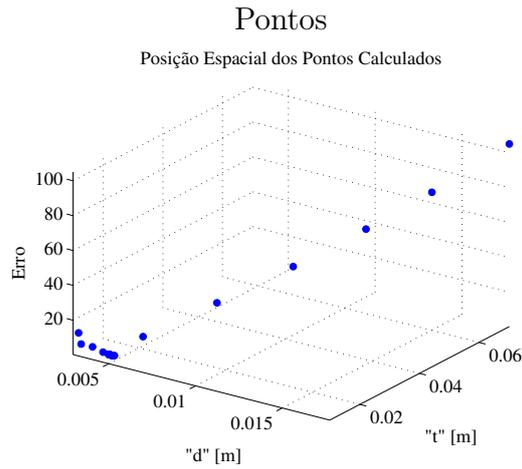


Tabela C.11 – Caso 11 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 12,7 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
103,49	114,48	14,94	16,41

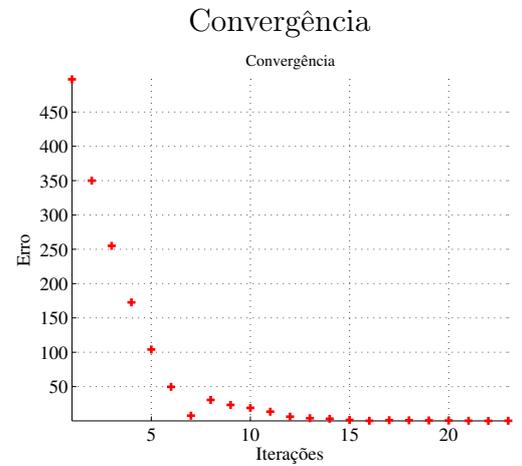
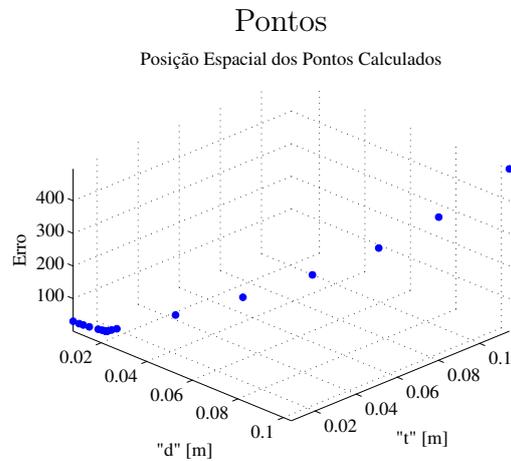


Tabela C.12 – Caso 12 - Profundidade = 1524 mm; Espessura = 19,05 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
155,24	114,78	30,47	21,80

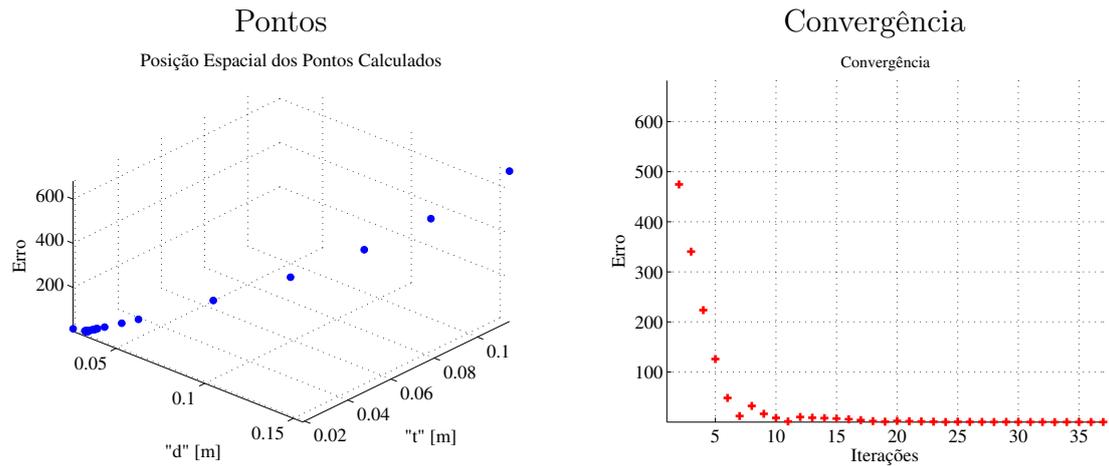


Tabela C.13 – Caso 13 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 3,175 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
25,85	113,99	2,08	9,17

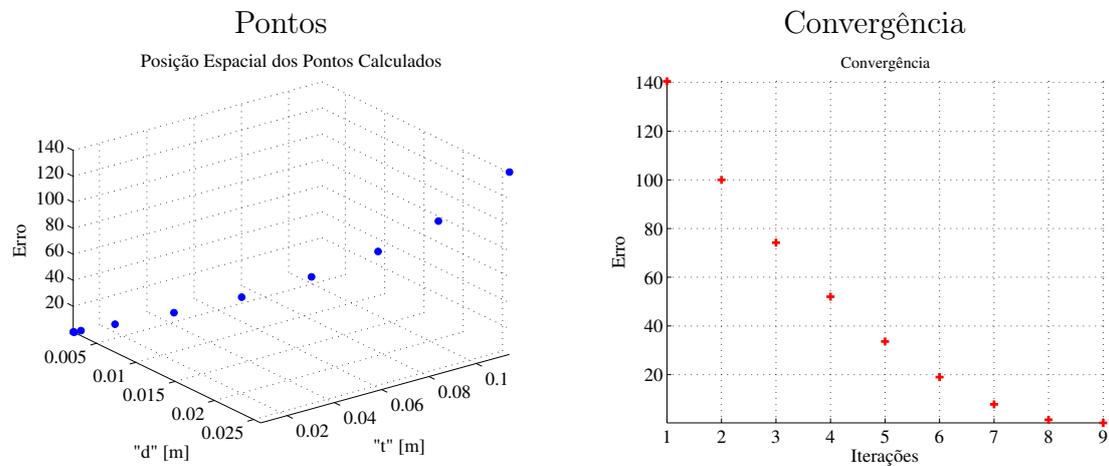


Tabela C.14 – Caso 14 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 6,35 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
17,73	70,20	4,57	13,90

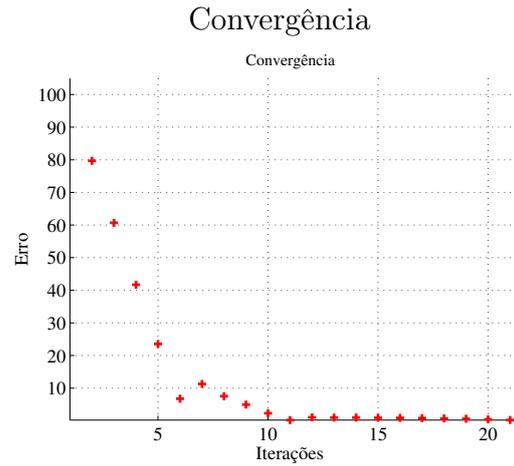
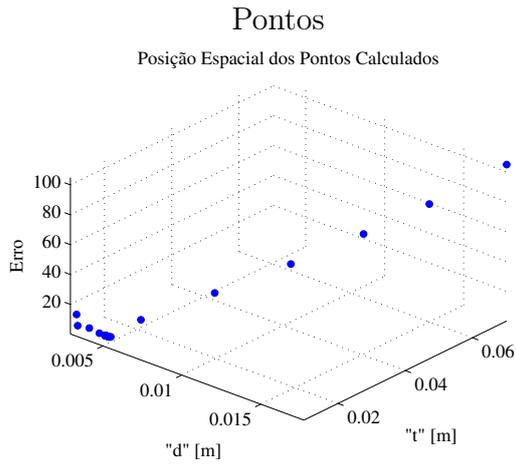


Tabela C.15 – Caso 15 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 12,7 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
103,49	114,48	14,89	16,47

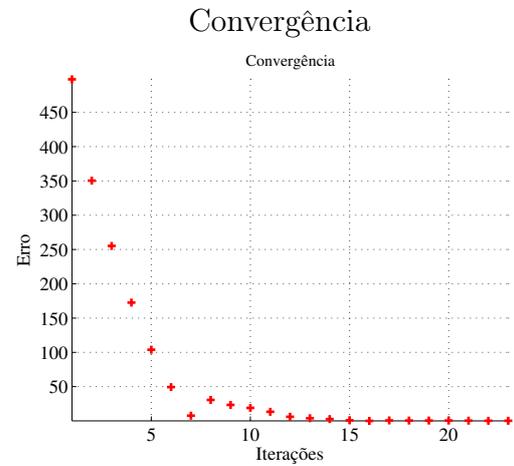
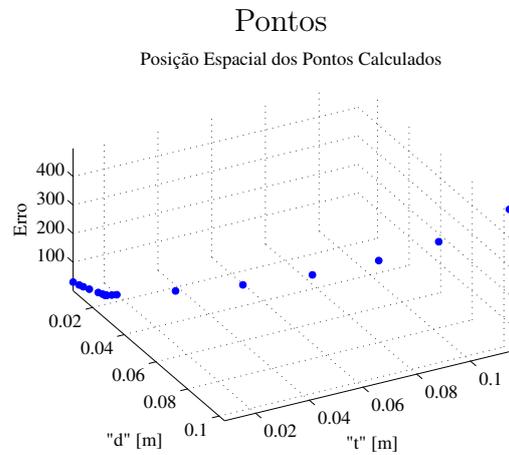
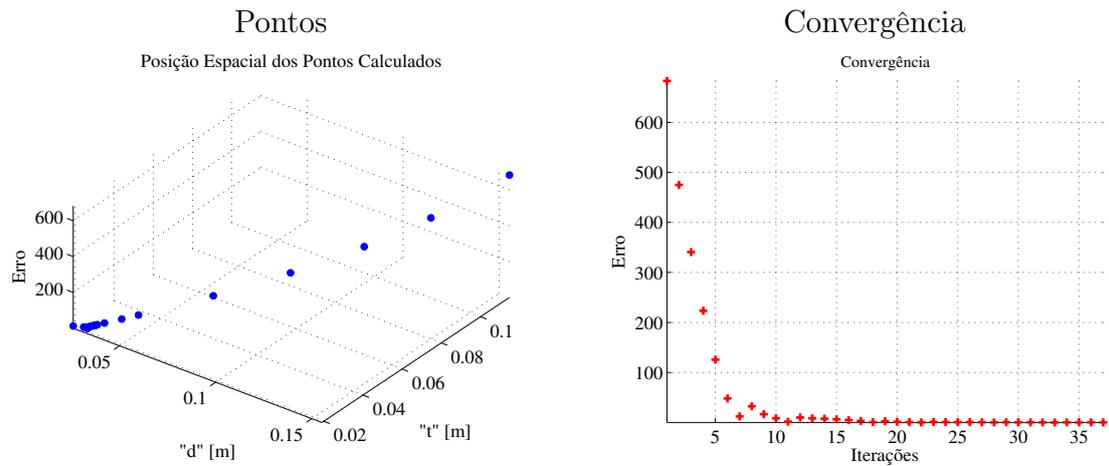


Tabela C.16 – Caso 16 - Profundidade = 2540 mm; Espessura = 19,05 mm

t_{ini} [mm]	d_{ini} [mm]	t_{otim} [mm]	d_{otim} [mm]
155,24	114,78	30,60	21,78



APÊNDICE D

Elementos Empregados

A seguir são apresentados os diferentes tipos de EF empregados nas análises realizadas. Ao todo 4 tipos de elementos foram utilizados: SOLID186, SHELL281, SHELL181 e MPC184.

Elemento Sólido

O SOLID186 é um elemento sólido de alta ordem de 20 nós tridimensional. O elemento possui três graus de liberdade por nó: deslocamento de translação em cada uma das direções cartesianas. A formulação desse tipo de elemento permite diferentes tipos de análises e suporta malhas irregulares [ANSYS, 2012]. Esse EF foi empregado em todas as análises modais, os resultados obtidos por essas análises, \bar{f}_i , foram empregados como resultados de comparação.

As malhas geradas utilizaram esse elemento em sua forma hexaédrica, a mais recomendada. A Tabela D.1 apresenta esse elemento nessa forma e os comandos necessários para configurá-lo do mesmo modo como foi empregado nesse trabalho.

Tabela D.1 – Elemento SOLID186 [adaptado de ANSYS, 2012].

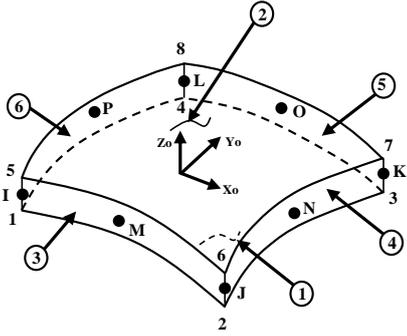
Elemento hexaédrico de alta ordem e 20 nós:	
	<pre> 1 !!!Configuracao 2 et , 1 , solid186 3 !Elemento empregado 4 keyopt , 1 , 2 , 0 5 !Integracao uniforme 6 keyopt , 1 , 3 , 0 7 !Estrutural homogeneo 8 keyopt , 1 , 6 , 0 9 !Puro deslocamento </pre>

Elemento de Casca de Alta Ordem

O SHELL281 é um elemento de casca de alta ordem de 8 nós. O elemento possui seis graus de liberdade por nó: deslocamentos de translação e rotação com respeito a cada uma das direções cartesianas. A formulação desse tipo de elemento permite análises de cascas finas e moderadamente espessas. Esse EF comporta análise em multicamadas e é governado por uma teoria de cisalhamento de primeira ordem (comumente conhecida como teoria de cascas de Mindlin-Reissner). Análises não lineares, grandes deslocamentos e/ou rotações e malhas irregulares também são suportadas [ANSYS, 2012]. Esse EF foi empregado em todas as análises das metodologias propostas e de comparação, com exceção da metodologia de Fayard et al., 1997.

As malhas geradas utilizaram esse elemento em sua forma quadrilateral, a mais recomendada. A Tabela D.2 apresenta esse elemento nessa forma e os comandos necessários para configurá-lo do mesmo modo como foi empregado nesse trabalho.

Tabela D.2 – Elemento SHELL281 [adaptado de ANSYS, 2012].

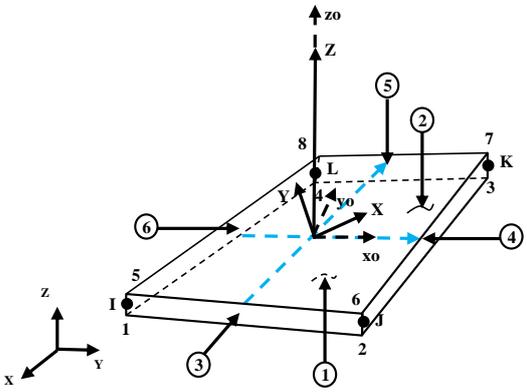
Elemento quadrilatero de alta ordem e 8 nós:	
	<pre> 1 !!!Configuracao 2 et , 1 , shell281 3 !Elemento empregado 4 sectype , 1 , shell 5 !Espessura 6 secdata , espessura 7 keyopt , 1 , 1 , 0 8 !Rigidez de flexao e membrana 9 keyopt , 1 , 8 , 0 10 !Resultados superficie sup. e inf. 11 keyopt , 1 , 9 , 0 12 !Espessura uniforme </pre>

Elemento de Casca de 4 Nós

O SHELL181 é um elemento de casca de 4 nós. O elemento possui seis graus de liberdade por nó: deslocamentos de translação e rotação com respeito a cada uma das direções cartesianas. A formulação desse tipo de elemento é extremamente similar à do SHELL281. A principal diferença é que por não ser um elemento de alta ordem, o SHELL181 emprega aproximações lineares para o campo de deslocamentos. Esse EF foi empregado somente para a metodologia de Fayard et al., 1997. Um esquema de integração reduzida, somente 1 ponto de integração de Gauss, foi utilizado.

As malhas geradas utilizaram esse elemento em sua forma quadrilateral, a mais recomendada. A Tabela D.2 apresenta esse elemento nessa forma e os comandos necessários para configurá-lo do mesmo modo como foi empregado nesse trabalho.

Tabela D.3 – Elemento SHELL181 [adaptado de ANSYS, 2012].

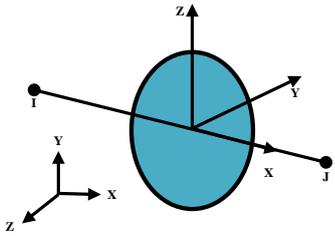
Elemento quadrilátero de 4 nós:	
	<pre> 1 !!!Configuracao 2 et , 1 , shell181 3 !Elemento empregado 4 sectype , 1 , shell 5 !Espessura 6 secdata , espessura 7 keyopt , 1 , 1 , 0 8 !Rigidez de flexao e membrana 9 keyopt , 1 , 3 , 0 10 !Integracao reduzida 11 keyopt , 1 , 8 , 0 12 !Resultados superficie sup. e inf. 13 keyopt , 1 , 9 , 0 14 !Espessura uniforme </pre>

Elemento de Barra Rígido

O MPC184 é um elemento de viga/barra rígido de 2 nós. O elemento possui seis (viga) ou três (barra) graus de liberdade por nó: deslocamentos de translação (barra e viga)

e rotação (viga) com respeito a cada uma das direções cartesianas. A formulação desse tipo de elemento permite a união rígida entre dois corpos deformáveis. O elemento foi empregado como uma barra rígida, assim as restrições cinemáticas foram impostas através de um método de eliminação direta. Nesse método a restrição cinemática é imposta em uma equação MPC, assim o grau de liberdade do nó dependente da equação MPC é eliminado em favor de um nó independente [ANSYS, 2012]. Esse EF foi empregado somente para a metodologia de Fayard et al., 1997. A Tabela D.4 apresenta esse elemento e os comandos necessários para configurá-lo do mesmo modo como foi empregado nesse trabalho.

Tabela D.4 – Elemento MPC184 [adaptado de ANSYS, 2012].

Elemento de barra rígido:	
	<pre> 1 !!!Configuracao 2 et , 2 , mpc184 3 !Elemento das soldas 4 keyopt , 2 , 1 , 0 5 !Barra 6 keyopt , 2 , 2 , 0 7 !Eliminacao direta </pre>