

ALEXANDRE CAMPOS BEZERRA

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA SOLDAGEM COM
APLICAÇÃO À CARACTERIZAÇÃO DO
COMPORTAMENTO DINÂMICO DE ESTRUTURAS
SOLDADAS**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2006

ALEXANDRE CAMPOS BEZERRA

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA SOLDAGEM COM APLICAÇÃO À
CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO DE
ESTRUTURAS SOLDADAS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos e Vibrações.

Orientador: Prof. Dr. Domingos Alves Rade

Co-orientador: Prof. Dr. Américo Scotti

UBERLÂNDIA – MG

2006

A Deus

À minha esposa Camila e filha Bruna

Aos meus pais Valdeci e Mirian

Aos meus irmãos Eduardo e Eliana

AGRADECIMENTOS

Ao professor e orientador Domingos Alves Rade, pela amizade, incentivos, sugestões e apoio durante o doutorado.

Ao professor e co-orientador Américo Scotti, pela amizade, dicas e contribuições que foram de fundamental importância para o andamento do trabalho.

À professora Raquel Santini Leandro Rade, pelas contribuições e conhecimentos transmitidos, especialmente no que se refere à teoria da plasticidade.

Aos professores Gilmar Guimarães e Paulo Sérgio Varoto e ao pesquisador João Carlos Ribeiro Plácido pelas contribuições e disponibilidade em participar da banca examinadora.

Aos professores da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU, por se mostrarem sempre disponíveis em ajudar, tanto conceitualmente quanto disponibilizando equipamentos para realização dos experimentos.

Ao aluno de Iniciação Científica e amigo Leandro Coutinho Vieira pelo companheirismo e ajuda na realização do trabalho.

Aos amigos Duda, Alessandra e Temico que sempre se mostraram interessados e disponíveis em ajudar.

Aos amigos do Laboratório de Mecânica de Estruturas (LMest) e do Laboratório para o Desenvolvimento de Processos de Soldagem (LAPROSOLDA) pela amizade e o apoio na realização deste trabalho.

Aos funcionários da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU pela infraestrutura e auxílio na preparação de corpos de prova.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) pelo apoio financeiro através do projeto TEC 317/03.

BEZERRA, A.C. **Simulação Numérica da Soldagem com Aplicação à Caracterização do Comportamento Dinâmico de Estruturas Soldadas**. 2006. 138 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

Atualmente, estruturas soldadas encontram-se amplamente aplicadas em projetos de engenharia. Normalmente, estas estruturas apresentam tensões internas (residuais) devidas ao ciclo térmico ao qual são submetidas durante a soldagem. Em muitos casos, estas tensões não são minimizadas por meio de tratamento térmico, havendo assim a necessidade de inclusão destas em projeto. Entretanto, a determinação do campo de tensões residuais não é tarefa fácil e, no caso de uma produção em série, é importante avaliar a qualidade do componente confeccionado. Sendo assim, aproveitando o bem conhecido fato de o comportamento mecânico de componentes e estruturas sofrer influência do estado de tensão (enrijecimento por tensão), propõe-se avaliar a viabilidade de uma metodologia de controle de qualidade de peças soldadas por meio de respostas dinâmicas. Desta forma foi verificada experimentalmente a sensibilidade das frequências naturais de vibração ao estado de tensões residuais de soldagem em diferentes estruturas. Confirmou-se que estruturas esbeltas são mais sensíveis ao enrijecimento por tensões residuais de soldagem. Com a finalidade de avaliar este efeito numericamente, um procedimento para simulação da soldagem foi validado utilizando-se dados experimentais da literatura. Na sequência, utilizou-se tal procedimento para, após a determinação das tensões residuais de soldagem, realizar uma análise modal e avaliar as alterações nas frequências naturais de vibração (e conseqüentemente o efeito do enrijecimento por tensão). Os resultados numéricos foram confrontados com os resultados experimentais obtidos neste trabalho, apresentando uma boa concordância. Finalizando o trabalho, propõe-se utilizar a técnica da impedância eletromecânica para avaliar o enrijecimento por tensão. Uma avaliação dos resultados mostra ser possível utilizar o enrijecimento por tensão para implementar uma metodologia para controle de qualidade de componentes soldados.

Palavras-Chave: Enrijecimento por tensão. Tensão residual. Soldagem. Simulação numérica.

BEZERRA, A.C. **Numerical Simulation of Welding with Application on the Dynamic Behavior Characterization of Welded Structures.** 2006. 138 f. PhD Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia.

Abstract

Nowadays, welded structures are widely employed in engineering design. Generally, these structures have internal stresses (residual stresses) generated by the thermal cycle to which these parts are submitted during welding process. In many cases, these stresses are not minimized by means of thermal treatment. Thus, one must take into account the residual stresses in the design of welded components. However, computation of residual stress field is not an easy task and, besides, it is important to evaluate the quality of welded components. Therefore, by using the advantage of the fact that the stress state influences the mechanical behavior of components and structures (stress stiffening effect), it was proposed to evaluate the viability of a methodology to control the quality of welded components, by means of dynamic responses. This way, it was verified experimentally the sensitivity of vibrating natural frequencies to welding residual stress in different structures. It was confirmed that thin structures are more sensitive to the stress stiffening effect. To evaluate this effect numerically, a procedure to simulate welding was validated by using experimental data from literature. This procedure was used to obtain the residual stress field. This stress field is included in a modal analysis to verify the modifications of natural frequencies. Numerical results were compared to experimental results obtained here, showing a good agreement. It was also proposed to use the electromechanic impedance technique to evaluate the stress stiffening effect. An analysis of the results shows the possibility of use the stress stiffening effect to implement a methodology for quality control of welded components.

Keyword: Stress stiffening. Residual stress. Welding. Numerical simulation.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Ilustração das tensões residuais. T = tração e C = compressão adaptado de Cullity (1978).....	6
Figura 2.2	Desenho esquemático ilustrando os três tipos de tensões residuais.....	7
Figura 2.3	Distribuição de temperatura e de tensão durante a soldagem (AWS, 1991).....	9
Figura 2.4	Distribuições típicas das componentes de tensão residual de soldagem ao longo de diferentes seções (Kaldas e Dickinson, 1981-a).....	10
Figura 2.5	Relação física entre distorções e tensões residuais.....	11
Figura 2.6	Contrações longitudinal e transversal, e distorções angular e de flexão que ocorrem devido à soldagem (adaptado de Radaj, 2003).....	12
Figura 2.7	Calor latente de fusão na formulação de capacidade térmica (a) e de entalpia (b).....	13
Figura 2.8	Superfície de escoamento de von Mises em duas dimensões.....	15
Figura 2.9	Alteração da superfície de escoamento no encruamento isotrópico (a) e no encruamento cinemático (b).....	16
Figura 2.10	Exemplos de modelos de distribuições superficiais de entrada de calor.....	18
Figura 2.11	Exemplos de modelos de distribuições volumétricas de entrada de calor.....	18
Figura 2.12	Modelos bidimensionais normalmente adotados (Depradeux, 2004).....	20
Figura 2.13	Esquema da perfuração e da roseta utilizada nos métodos furo cego e anel (Lu et al., 1996).....	22
Figura 2.14	Furo cego: perfuração do furo no centro da roseta (Grant e Lord, 2002).....	22
Figura 3.1	Superfície de variação da FRF pontual com a potência térmica (Vieira Jr., 2003).....	33
Figura 3.2	FRFs obtidas experimentalmente comprovando o efeito de tensões de membrana nas respostas vibratórias em flexão de placas (Vieira Jr. e Rade, 2003).....	34
Figura 3.3	Comparação entre componentes de tensão identificados e numéricos (Vieira Jr. et al. 2003).....	34
Figura 3.4	Comparação entre o resultados obtidos por Kamtekar e MEF (Kamtekar, 1978).....	36
Figura 3.5	Comparação das tensões residuais experimentais e numéricas (Cho et al, 2004).....	39

Figura 3.6	Isovalores das tensões residuais de soldagem obtido com modelo 3D (extraído de Depradeux, 2004).....	40
Figura 3.7	Comparação entre resultados numéricos e experimentais – face inferior da placa: (a) tensões residuais longitudinais e (b) transversais (Depradeux, 2004)	41
Figura 3.8	Comparação entre resultados numéricos e experimentais (Ji et al., 2005).....	42
Figura 4.1	Vista esquemática e fotos da placa com enrijecedores (dimensões em mm).....	44
Figura 4.2	Vista esquemática do aparato experimental para o ensaio dinâmico e a malha desenhada na placa.....	45
Figura 4.3	Fotos da placa enrijecida após a soldagem do chanfro de 3 mm, com destaque para os apêndices no início e fim da placa.....	47
Figura 4.4	Desenho esquemático do chanfro de 7,5 mm.....	48
Figura 4.5	Comparação entre FRFs da placa no seu estado inicial e com chanfro de 3 mm.....	49
Figura 4.6	FRFs da placa no seu estado inicial, com chanfro de 3 mm e solda de 3 mm...	50
Figura 4.7	FRFs da placa para os chanfros de 6 mm (a) e 7,5 mm (b) e respectivas soldas.....	51
Figura 4.8	Dispositivo de soldagem circunferencial de tubos: 1 – controlador de velocidade; 2 –motor elétrico de indução; 3 – suporte para fixação do tubo.....	52
Figura 4.9	Foto do tubo de 200 mm (de aço carbono) após a soldagem.....	53
Figura 4.10	Posição dos pontos de medição das FRFs.....	53
Figura 4.11	FRFs do tubo no estado inicial e soldado.....	54
Figura 4.12	Modos de “respiração” do tubo obtido através de simulação numérica.....	54
Figura 4.13	Disposição dos cordões de solda (a) e foto do tubo de 400 mm de comprimento durante a soldagem (b).....	55
Figura 4.14	Posição dos pontos de medição das FRFs.....	56
Figura 4.15	FRFs do tubo de 400 mm no estado inicial e após primeira solda.....	56
Figura 4.16	FRFs do tubo de 400 mm no estado inicial e após cada uma das três soldas...	57
Figura 4.17	Montagem das chapas no tubo de 800 mm.....	58
Figura 4.18	Cinco primeiros modos de vibrar obtidos numericamente.....	58
Figura 4.19	Posição dos pontos de medição das FRFs.....	59
Figura 4.20	FRFs do tubo de 800 mm de comprimento no estado inicial e após soldagem..	60

Figura 4.21	Montagem experimental para os testes dinâmicos nos tubos espessos.....	61
Figura 4.22	Pontos utilizados para obtenção das FRFs para os dois tubos.....	61
Figura 4.23	FRFs obtidas para o estado inicial de cada tubo.....	62
Figura 4.24	FRFs dos dois tubos antes e após a soldagem.....	63
Figura 4.25	Pontos utilizados para obtenção das FRFs para placas de alumínio.....	64
Figura 4.26	FRFs obtidas para as placas no estado inicial.....	65
Figura 4.27	FRFs das três placas de alumínio após a soldagem.....	66
Figura 5.1	Modelo de elementos finitos da placa (a) e seção transversal (b).....	71
Figura 5.2	Distribuição da entrada de calor na face superior (a) e no plano 2,0 mm abaixo (b).....	71
Figura 5.3	Seção transversal usada para comparação de resultados numéricos e experimentais: (a) face inferior; e (b) face superior.....	72
Figura 5.4	Curva tensão-deformação em função da temperatura (Depradeux, 2004).....	73
Figura 5.5	Seções transversais e pontos usados para comparação de resultados.....	74
Figura 5.6	Evolução da temperatura em função do tempo para a face inferior.....	76
Figura 5.7	Evolução da temperatura em função do tempo para a face superior.....	76
Figura 5.8	Perfil de temperatura ao longo da seção transversal $x=95$ mm em função do tempo.....	77
Figura 5.9	Campo de temperatura da placa em diferentes instantes de tempo (expressa em K).....	78
Figura 5.10	Comparação da zona fundida obtida numericamente (isotermas são as mesmas da Figura 5.9) e experimentalmente por Depradeux (2004).....	78
Figura 5.11	Evolução dos deslocamentos em função do tempo nos pontos P1 a P6.....	79
Figura 5.12	Forma deformada final das seções S1 e S2 nas faces inferior (a) e superior (b).....	80
Figura 5.13	(a) campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa (em μm) e (b) a forma deformada final (amplificada 20 $\times$).....	80
Figura 5.14	Campo de tensões residuais (em MPa) na direção longitudinal (a) e transversal (b).....	81
Figura 5.15	Tensões residuais na face inferior nas direções longitudinal (a) e transversal (b) na seção $x=150$ mm.....	82
Figura 6.1	Propriedades do aço ASTM A36 (Hong et al., 1998).....	84

Figura 6.2	Modelo de elementos finitos da placa de Kaldas e Dickinson.....	85
Figura 6.3	Distribuição de calor superficial aplicada na placa de Kaldas e Dickinson.....	85
Figura 6.4	Variação das frequências naturais da placa de Kaldas e Dickinson para testes iniciais (experimentais obtidos por Kaldas e Dickinson).....	86
Figura 6.5	Variação das frequências naturais da placa de Kaldas e Dickinson para diferentes distribuições de calor.....	88
Figura 6.6	Seis primeiros modos de vibrar da placa de Kaldas e Dickinson.....	88
Figura 6.7	Tensões residuais longitudinais de soldagem ao longo da seção transversal central da placa de Kaldas e Dickinson.....	89
Figura 6.8	Propriedades do alumínio 5052-O em função da temperatura (estimadas com base nas do alumínio 5052-H32 em Zhu e Chao, 2002).....	90
Figura 6.9	Malha do modelo de elementos finitos gerado para a placa de alumínio.....	91
Figura 6.10	Esquema da placa de alumínio e posições dos apoios.....	91
Figura 6.11	Entrada de calor para a Placa 01 na face superior (a) e num plano a 1,59 mm abaixo da superfície (b).....	92
Figura 6.12	Entrada de calor para a Placa 02 na face superior (a); num plano 1,59 mm abaixo da superfície (b); e num plano 3,18 mm abaixo da superfície (c).....	93
Figura 6.13	Entrada de calor para a Placa 03 na face superior (a) e num plano 1,59 mm abaixo da superfície (b).....	93
Figura 6.14	Comparação das zonas fundidas experimentais e numéricas para as três placas na seção $x=170$ mm.....	94
Figura 6.15	Montagem experimental para medição das distorções da soldagem.....	95
Figura 6.16	Resultados numéricos e experimentais de distorção para Placa 01.....	95
Figura 6.17	Resultados numéricos e experimentais de distorção para Placa 02.....	96
Figura 6.18	Resultados numéricos e experimentais de distorção para Placa 03.....	96
Figura 6.19	Forma distorcida final obtida numericamente para Placa 01 apresentada na forma de isovalores, em μm , (a) e amplificada $20\times$ (b).....	96
Figura 6.20	Campo de tensões residuais na direção longitudinal obtidos numericamente (em MPa).....	97
Figura 6.21	Os seis primeiros modos de vibrar da placa de alumínio sem tensões residuais.....	98

Figura 6.22	Zonas fundidas em $x=170$ mm e campos de tensão residual para as Placas 04 e 05 (contornos para as tensões residuais são os mesmos da Fig. 6.20).....	100
Figura 6.23	Modelo de elementos finitos do tubo e sua seção transversal.....	102
Figura 6.24	Entrada de calor para o Tubo 01 na superfície externa (a) e nas superfícies internas: 1,775 (b), 3,55 (c) e 5,325 mm (d).....	103
Figura 6.25	Entrada de calor para o Tubo 02 na superfície externa (a) e nas superfícies internas: 1,775 (b), 3,55 (c) e 5,325 mm (d).....	104
Figura 6.26	Macrografia da zona fundida do Tubo 02 com e sem exposição dos contornos.	104
Figura 6.27	Zona fundida do Tubo 02 após 45 s de soldagem nas seções $z=160$ mm (a), $z=155$ mm (b) e a superposição das duas regiões (c).....	105
Figura 6.28	Comparação da zona fundida para os dois tubos na seção $z=160$ mm.....	105
Figura 6.29	Campo de tensões residuais na direção longitudinal obtidos numericamente (em MPa).....	106
Figura 6.30	Os quatro primeiros modos de vibrar do tubo.....	106
Figura 7.1	Modelo unidimensional do acoplamento eletromecânico utilizado pelo método baseado em impedância (Moura Jr., 2004).....	111
Figura 7.2	(a) impedancímetro HP 4194A, (b) placa de alumínio e (c) detalhe do PZT colado na placa.....	113
Figura 7.3	Desenho esquemático da placa de alumínio ilustrando o posicionamento do PZT (dimensões em mm).....	113
Figura 7.4	Sinais de impedância obtidos para o estado inicial de cada placa: (a) de 8 a 20 kHz e (b) de 10 a 12,5 kHz.....	115
Figura 7.5	Sinais de impedância obtidos para os estados inicial e soldado das placas 01 e 03.....	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1	Dimensões dos tubos de aço inoxidável austenítico AISI 316L.....	60
Tabela 4.2	Parâmetros de soldagem ajustados e monitorados para cada tubo.....	62
Tabela 4.3	Freqüências naturais para os tubos nas condições inicial e soldada.....	63
Tabela 4.4	Parâmetros de soldagem ajustados e monitorados para cada placa.....	65
Tabela 4.5	Freqüências naturais para as três placas nas condições inicial e soldada.....	66
Tabela 5.1	Propriedades térmicas do aço AISI 316L (Depradeux, 2004).....	70
Tabela 5.2	Módulo de elasticidade e coeficiente de dilatação térmica em função da temperatura (Depradeux, 2004).....	74
Tabela 6.1	Dados da placa testada experimentalmente por Kaldas e Dickinson (1981-b)..	84
Tabela 6.2	Diferentes formas de distribuição de calor aplicada na placa de Kaldas e Dickinson.....	87
Tabela 6.3	Parâmetros de soldagem utilizados na simulação de cada placa.....	92
Tabela 6.4	Variações percentuais das freqüências naturais das placas devidas à soldagem.....	98
Tabela 6.5	Valores das variações percentuais das freqüências naturais devidas à soldagem para as cinco placas simuladas numericamente.....	100
Tabela 6.6	Variações percentuais das freqüências naturais de vibração devidas à soldagem e exclusivamente às distorções de soldagem (obtidas numericamente).....	101
Tabela 6.7	Parâmetros de soldagem utilizados na simulação de cada tubo.....	102
Tabela 6.8	Variações percentuais das freqüências naturais dos tubos devidas à soldagem.....	107
Tabela 7.1	Valores de freqüência correspondentes aos picos do sinal de impedância para as placas 01 e 03.....	116

LISTA DE SÍMBOLOS

SÍMBOLOS LATINOS

A	Área da seção transversal
a	Comprimento da placa
a_g	Constante geométrica
b	Largura da placa
c	Calor específico
C	Capacitância
$[C]$	Matriz de amortecimento
d_{3x}	Constante de acoplamento piezoelétrico
E	Módulo de elasticidade
f	Frequência da corrente alternada
$\{f\}$	Vetor das forças excitadoras
f_e	Função de escoamento
h	Coeficiente de convecção
H	Entalpia
$[H(\omega)]$	Matriz de flexibilidade dinâmica
i	Corrente elétrica
I	Corrente de saída do PZT
i_c	Amplitude da corrente
$[I]$	Matriz identidade
K	Constante acusto-elástica
K_x	Condutividade térmica na direção x
K_y	Condutividade térmica na direção y
K_z	Condutividade térmica na direção z
$[K]$	Matriz de rigidez
L	Indutância
M	Momento fletor
$[M]$	Matriz de massa
n	Número de graus de liberdade
$[N]$	Matriz diagonal dos autovalores
q	Calor gerado por unidade de volume
$\dot{Q}$	Entrada real de calor por unidade de tempo
Q_{nom}	Calor nominal da fonte de soldagem

R	Parte real da impedância elétrica
R_d	Raio do disco que representa a distribuição de calor
R_g	Raio da gaussiana que representa a distribuição de calor
T	Temperatura
t	Tempo
T_∞	Temperatura ambiente
th	Espessura da placa
T_l	Temperatura <i>liquidus</i>
T_{ref}	Temperatura de referência na qual a dilatação térmica é nula
T_s	Temperatura <i>solidus</i>
$\{u\}$	Vetor de respostas temporais
$\{u(\Omega)\}$	Vetor das amplitudes da resposta harmônica
U	Diferença de potencial elétrico (voltagem)
$\{U_i\}$	Autovetores
$[U]$	Matriz modal
V	Voltagem de entrada no atuador PZT
V_0	Velocidade de uma onda ultra-sônica num meio livre de tensão
V_a	Velocidade de alimentação
V_s	Velocidade de soldagem
X	Parte imaginária da impedância elétrica
X_C	Reatância capacitiva
X_L	Reatância indutiva
Y	Admitância
Y_{xx}^E	Módulo de Young
z	Matriz de rigidez dinâmica
Z	Impedância elétrica
$[Z(\Omega)]$	Matriz de rigidez dinâmica

SÍMBOLOS GREGOS

α	Coeficiente de dilatação térmica
Δf	Resolução em frequência
ΔT	Variação da temperatura
$\bar{\epsilon}_{33}^T$	Constante dielétrica do PZT com tensão zero
ϵ	Emissividade

ε_e	Deformação elástica
ε_p	Deformação plástica
ε_{term}	Deformação térmica
η	Eficiência térmica do arco
λ	Autovalores
λ_r	Autovalores
λ_p	Multiplicador plástico
$[\Lambda]$	Matriz espectral
ν	Coeficiente de Poisson
ρ	Densidade
σ	Constante de Stefan-Boltzmann
$\sigma_1, \sigma_2 \text{ e } \sigma_3$	Tensões normais principais
σ_e	Tensão de escoamento
σ_n	Tensão normal
σ_{VM}	Tensão de von Mises
σ_x	Tensão normal na direção x
σ_y	Tensão normal na direção y
τ_{xy}	Tensão de cisalhamento nas direções x e y
ω_r	Frequência natural angular
ω	Frequência angular
Ω	Frequência de excitação

LISTA DE ABREVIações

<i>DBCP</i>	Distância bico de contato-peça
<i>DEP</i>	Distância eletrodo-peça
<i>Exp</i>	Experimental
<i>FRF</i>	Função de resposta em frequência
<i>MEF</i>	Método dos elementos finitos
<i>Num</i>	Numérico
<i>Preaq</i>	Preaquecimento
<i>rpm</i>	Rotações por minuto
<i>TDF</i>	Técnica das diferenças finitas
<i>ZAC</i>	Zona afetada pelo calor

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - Introdução.....	1
CAPÍTULO 2 - Conceitos Fundamentais.....	5
2.1. Tensões Residuais.....	5
2.2. Tensões Residuais e Distorções de Soldagem.....	8
2.3. Formulação do Problema Térmico da Soldagem.....	12
2.4. Formulação do Problema Mecânico na Soldagem.....	14
2.5. Simulação Numérica da Soldagem.....	16
2.5.1. <i>Análise Térmica</i>	17
2.5.2. <i>Análise Estrutural</i>	20
2.6. Técnicas Experimentais de Medição de Tensões Residuais.....	21
2.6.1. <i>Métodos do Furo Cego (Hole-Drilling) e do Anel (Ring-Core)</i>	21
2.6.2. <i>Método da Remoção de Camada</i>	23
2.6.3. <i>Método da Difração de Raios-X</i>	23
2.6.4. <i>Método da Difração de Nêutrons</i>	24
2.6.5. <i>Método Ultra-sônico</i>	24
2.6.6. <i>Método Magnético</i>	25
2.7. Enrijecimento por Tensão.....	26
2.8. Caracterização Dinâmica de Estruturas.....	26
CAPÍTULO 3 - Revisão Bibliográfica.....	31
3.1. Enrijecimento por Tensão em Estruturas.....	31
3.2. Tensões Residuais de Soldagem via Métodos Numéricos.....	36
CAPÍTULO 4 - Caracterização Experimental do Enrijecimento por Tensão de Componentes Soldados.....	43
4.1. Considerações Iniciais.....	43
4.2. Placa com Enrijecedores.....	44
4.2.1. <i>Estado Inicial</i>	46
4.2.2. <i>Usinagem de um Chanfro de 3 mm</i>	46
4.2.3. <i>Soldagem do Chanfro de 3 mm</i>	46
4.2.4. <i>Usinagem de um Chanfro de 6 mm</i>	47
4.2.5. <i>Soldagem do Chanfro de 6 mm</i>	47
4.2.6. <i>Usinagem de um Chanfro de 7,5 mm</i>	48
4.2.7. <i>Soldagem do Chanfro de 7,5 mm</i>	48
4.2.8. <i>Resultados e Discussão</i>	49
4.3. Tubo de 200 mm de Comprimento.....	51

4.4. Tubo de 400 mm de Comprimento.....	54
4.5. Tubo de 800 mm de Comprimento.....	57
4.6. Tubos Espessos de 400 mm de Comprimento.....	60
4.7. Placas de Alumínio.....	64
4.8. Considerações Finais.....	67
CAPÍTULO 5 - Modelagem Computacional da Soldagem TIG via Elementos Finitos....	69
5.1. Considerações sobre a Análise Térmica.....	69
5.2. Considerações sobre a Análise Estrutural.....	73
5.3. Resultados e Discussão.....	75
5.4. Considerações Finais.....	82
CAPÍTULO 6 - Avaliação Numérica da Influência de Tensões Residuais de Soldagem sobre o Comportamento Dinâmico de Estruturas.....	83
6.1. Placa de Kaldas e Dickinson.....	83
6.2. Placas de Alumínio.....	89
6.3. Tubos Espessos de 400 mm de Comprimento.....	101
6.4. Considerações Finais.....	107
CAPÍTULO 7 - Caracterização Experimental do Enrijecimento por Tensão de Componentes Soldados pela Técnica da Impedância Eletromecânica.....	109
7.1. Conceitos de Impedância Mecânica e Elétrica.....	110
7.2. Técnica da Impedância Eletromecânica.....	111
7.3. Procedimento Experimental.....	112
7.4. Resultados.....	114
7.5. Considerações Finais.....	116
CAPÍTULO 8 - Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros.....	119
8.1. Conclusões.....	119
8.2. Sugestões para Trabalhos Futuros.....	121
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	123
ANEXO - Efeito do Preaquecimento sobre as Tensões Residuais de Soldagem.....	131
A.1. Materiais e Modelo.....	132
A.2. Resultados.....	133
A.3. Conclusões.....	137

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pelo Sistema de Bibliotecas da UFU / Setor de Catalogação e Classificação

B574s Bezerra, Alexandre Campos.
Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas / Alexandre Campos Bezerra. - Uberlândia, 2006.
138f. : il.
Orientador: Domingos Alves Rade.
Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.
1. Soldagem - Teses. 2. Tensões residuais - Teses. 3. Método dos elementos finitos - Teses. I. Rade, Domingos Alves. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621.791

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A soldagem é um dos processos de fabricação mais utilizados em diversos ramos da atividade industrial, incluindo as indústrias petroquímica, automobilística, naval, nuclear, dentre outras. Sabe-se também que neste processo são produzidas nos componentes soldados as denominadas tensões térmicas, que resultam do forte gradiente térmico a que tais componentes são sujeitos, levando à geração de tensões internas (tensões residuais) não uniformemente distribuídas e causando também distorções geométricas. Na maioria das vezes, estas tensões são indesejáveis devido à possibilidade de prejudicarem a qualidade de componentes soldados (Parlane *et al.*, 1981). Assim, fazem-se freqüentemente tratamentos térmicos de alívio de tensões visando minimizar as conseqüências das tensões residuais, o que resulta em aumento de custos e tempo dispendido no processo de fabricação. Em muitos casos, este tipo de tratamento torna-se inviável técnica e/ou economicamente. Sendo assim, a convivência com estas tensões é inevitável, as quais devem ser incluídas em projeto, sob pena de a estrutura entrar em colapso com níveis de carregamento inferiores aos previstos.

Com base no exposto, observa-se que a caracterização das tensões residuais de soldagem tem sido objeto de numerosos estudos realizados nos últimos anos, os quais utilizam tanto métodos experimentais quanto métodos numéricos. Entretanto, as técnicas experimentais para medição de tensões residuais apresentam sérias limitações, como, em muitos casos, serem destrutivas ou semidestruativas. Ademais, outras desvantagens típicas são que, dependendo da técnica empregada, as medidas de tensão devem ser realizadas em um ponto por vez, podem ser restritas a tipos de materiais específicos e podem até mesmo fornecer resultados incorretos quando ocorrerem deformações plásticas (Lu *et al.*, 1996; Cullity, 1978).

Por outro lado, os métodos numéricos de previsão de tensões residuais, principalmente aqueles baseados na técnica de discretização por elementos finitos, têm sido cada vez mais empregados e seu desenvolvimento deve-se, principalmente, à evolução da micro-informática. Contudo, estes métodos ainda são limitados, devido às dificuldades em modelar precisamente os complexos fenômenos envolvidos na soldagem, tais como variações das propriedades termofísicas dos materiais com a temperatura, ocorrência de deformações plásticas, transformações de fase, dentre outros. Além disso, ocorrem problemas relacionados com a

resolução computacional (alto custo computacional, problemas de convergência dos algoritmos de resolução, erros de discretização, etc.).

Em virtude das limitações das técnicas experimentais e numéricas, há a tendência de se combinarem ambas em estudos mais abrangentes de tensões residuais de soldagem. Em particular, pode-se utilizar resultados de medições experimentais para ajustar modelos numéricos e, inversamente, utilizar modelos numéricos para planejar os experimentos. De toda forma, é hoje reconhecida a utilidade de modelos numéricos para análises preditivas quantitativas e qualitativas de tensões residuais de soldagem (Yaghi e Becker, 2004). Porém, outras abordagens para medição ou predição das tensões residuais deverão ser propostas e testadas para, de forma substitucional ou complementar, desmentir o alcance das técnicas hoje empregadas.

Do ponto de vista do comportamento estrutural, um fenômeno importante e bem conhecido é o fato das características estáticas e dinâmicas de componentes estruturais serem influenciados por seu estado de tensões. Este efeito é conhecido como enrijecimento por tensão (*stress-stiffening*). É interessante mencionar que este estado de tensões pode ser proveniente tanto de carregamentos externos como pode ser um estado de tensões residuais auto-equilibrado de qualquer origem, incluindo a soldagem. Este efeito foi evidenciado em diversos estudos experimentais e numéricos (Kaldas e Dickinson, 1981-b; Yang e Shieh, 1987; Almeida e Hansen, 1997), os quais demonstraram que, em certas circunstâncias, o enrijecimento por tensão pode influenciar de maneira significativa o comportamento mecânico de componentes estruturais, devendo, portanto, ser considerado nas etapas de projeto e análise destes componentes.

Com base neste fenômeno, Vieira Jr (2003) propôs utilizar as alterações das características dinâmicas geradas pelas tensões residuais de soldagem para avaliar, e até quantificar, estas tensões residuais. Vieira Jr levanta também a possibilidade de utilizar este efeito no controle de qualidade de componentes soldados, onde critérios de aceitação/rejeição quanto aos níveis de tensões residuais poderiam ser estabelecidos com base nas respostas dinâmicas medidas. Entretanto, em seus trabalhos (Vieira Jr e Rade, 2003; Vieira Jr *et al.*, 2003), apenas placas retangulares finas foram estudadas.

Neste contexto, o objetivo geral deste trabalho é estudar com mais detalhes a influência das tensões residuais de soldagem no comportamento dinâmico de componentes estruturais.

Os objetivos específicos são os seguintes:

- desenvolvimento de metodologias para avaliação numérica das tensões residuais de soldagem em diferentes tipos de elementos estruturais, utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF);

- quantificação da influência dos campos de tensões residuais de soldagem sobre as respostas dinâmicas de diferentes tipos de elementos estruturais (esbeltos e espessos), por meio de simulações numéricas e ensaios experimentais;
- avaliação numérica e experimental da influência dos parâmetros de soldagem sobre as características dinâmicas de componentes soldados;
- avaliação da viabilidade de uma metodologia para o controle de qualidade de juntas soldadas utilizando respostas dinâmicas.

Além deste capítulo introdutório, esta tese está estruturada nos seguintes capítulos:

CAPÍTULO II – CONCEITOS FUNDAMENTAIS. Em virtude da natureza interdisciplinar do estudo reportado, neste capítulo apresenta-se uma síntese dos diversos conceitos envolvidos. É primeiramente introduzido o conceito de tensões residuais, sendo descritos os tipos e origens destas tensões. Em seguida, aborda-se especificamente as tensões residuais provenientes do processo de soldagem, bem como as distorções geométricas causadas por este processo de fabricação. Discute-se ainda as técnicas para obtenção destes campos de tensões via métodos numéricos e experimentais. Para tanto, a formulação para resolução dos problemas térmico e estrutural da soldagem é sumariada, seguida de uma fundamentação sobre a simulação da soldagem utilizando o MEF. Algumas das principais técnicas experimentais de medição de tensões residuais são brevemente comentadas. Introduz-se ainda o conceito de enrijecimento por tensão. A caracterização dinâmica de estruturas por meio de frequências naturais de vibração é formulada sucintamente.

CAPÍTULO III – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA. Este capítulo visa caracterizar o estado-da-arte referente aos aspectos abordados e contextualizar o estudo realizado no esforço de pesquisa conduzido sobre o tema. Inicialmente é realizada uma revisão bibliográfica sobre o enrijecimento por tensão, dando-se ênfase à influência dos campos de tensões sobre o comportamento dinâmico de estruturas. Na sequência do capítulo, aborda-se o tema da obtenção das tensões residuais de soldagem via métodos numéricos.

CAPÍTULO IV – CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO ENRIJECIMENTO POR TENSÃO DE COMPONENTES SOLDADOS. Nesta parte do trabalho, diferentes estruturas (esbeltas e espessas) são avaliadas experimentalmente com relação à magnitude da influência dos campos de tensão sobre suas respostas dinâmicas (por meio das funções de resposta em frequência e frequências naturais de vibração). Avalia-se também a sensibilidade do efeito de enrijecimento por tensão relativo a modificações na energia de soldagem. Todo o procedimento

experimental adotado é descrito e os resultados obtidos são apresentados e discutidos, os quais demonstraram ser viável a possibilidade de utilização das variações no comportamento dinâmico para o controle de qualidade de componentes soldados.

CAPÍTULO V – MODELAGEM COMPUTACIONAL DA SOLDAGEM TIG VIA ELEMENTOS FINITOS. Tendo em vista a obtenção dos campos de tensões residuais e distorção oriundos do processo de soldagem TIG, apresenta-se neste capítulo uma simulação computacional de tal processo aplicado a uma placa retangular. Para isto, o programa ANSYS® é utilizado, o qual é baseado no MEF. Todo o procedimento de modelagem é descrito. Os resultados numéricos são comparados e validados com resultados experimentais disponíveis na literatura. Uma aplicação do procedimento de modelagem aqui descrito está apresentada no Anexo (caso do preaquecimento).

CAPÍTULO VI – AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA INFLUÊNCIA DE TENSÕES RESIDUAIS DE SOLDAGEM SOBRE O COMPORTAMENTO DINÂMICO DE ESTRUTURAS. Nesta etapa, utiliza-se o procedimento de modelagem descrito no capítulo anterior para avaliar numericamente o efeito do enrijecimento por tensões residuais de soldagem sobre as frequências naturais de placas soldadas. Inicialmente, estuda-se uma placa cujos resultados de enrijecimento são extraídos do trabalho de Kaldas e Dickinson (1981-b). Na seqüência, alguns componentes empregados na parte experimental do presente trabalho de tese são utilizados para validar o procedimento aqui aplicado. Os resultados mostraram ser possível prever numericamente as alterações no comportamento dinâmico de componentes soldados, inclusive sua sensibilidade à energia de soldagem adotada.

CAPÍTULO VII – CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL POR ENSAIO DE IMPEDÂNCIA DO ENRIJECIMENTO POR TENSÃO DE CORPOS SOLDADOS. Descreve-se aqui um procedimento experimental para avaliação do efeito de enrijecimento por tensões residuais de soldagem, o qual é baseado no ensaio de impedância eletro-mecânica.

CAPÍTULO VIII – CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS. As principais conclusões deste trabalho de tese são apresentadas neste capítulo, onde se pode destacar a possibilidade de utilização das variações no comportamento dinâmico para o controle de qualidade de componentes soldados. Algumas propostas para trabalhos futuros são também apresentadas.

CAPÍTULO II

CONCEITOS FUNDAMENTAIS

Em virtude do caráter multidisciplinar deste trabalho, considerou-se oportuno apresentar um resumo teórico sobre alguns conceitos e técnicas utilizados em seu desenvolvimento.

2.1. Tensões Residuais

Segundo Kandil *et al.* (2001), tensões residuais se definem como aquelas que permanecem em um corpo na ausência de forças externas e gradientes térmicos. Por exemplo, considere-se o conjunto mostrado na Fig. 2.1. Este consiste de uma seção vazada através da qual é passada uma barra com extremidades rosqueadas. Se porcas são colocadas nestas extremidades e apertadas, os flancos do conjunto são comprimidos e a barra é colocada sob tração. As tensões presentes são residuais já que não há nenhuma força externa agindo sobre o conjunto como um todo. Note-se também que as tensões de tração em uma parte do conjunto são balanceadas por tensões de compressão em outras partes. Este balanceamento de tensões opostas, requerida pelo fato de o conjunto estar em equilíbrio, é característico de todos os estados de tensão residual. Sendo assim, a força e o momento resultantes devidos a essas tensões devem ser nulos, ou seja:

$$\int_A \sigma_n \cdot dA = 0 \text{ e } \int_A dM = 0 \quad (2.1)$$

onde σ_n é tensão normal, A é área da seção transversal e M é momento fletor.

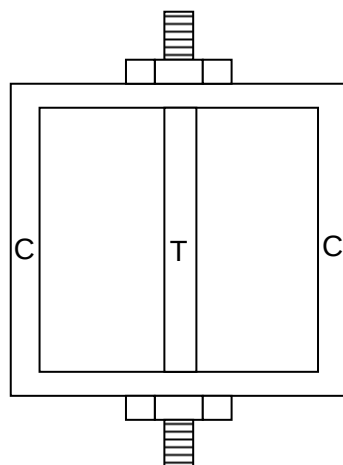


Figura 2.1 – Ilustração das tensões residuais. T = tração e C = compressão adaptado de Cullity (1978).

Geralmente, pode-se distinguir três principais tipos de tensões residuais de acordo com a distância ou região sobre a qual elas podem ser observadas (Lu *et al.*, 1996). As tensões residuais do Tipo I, também conhecidas com macro tensões, se estendem por uma região muito maior que o tamanho de grão. Já as tensões do Tipo II e Tipo III, também conhecidas como micro tensões, são resultados de diferenças dentro da microestrutura de um material, sendo que a primeira (Tipo II) varia ao nível do tamanho de grão e a segunda (Tipo III) ao nível atômico. Resumindo, pode-se classificar as tensões residuais da seguinte forma (Kandil *et al.* 2001):

- Tipo I - são aquelas que se desenvolvem no componente numa escala maior que o tamanho de grão do material;
- Tipo II - são aquelas que variam na escala de um grão individual. Podem existir em materiais de uma fase, devido à anisotropia no comportamento de cada grão, ou em materiais multifásicos, devido às diferentes propriedades das diferentes fases;
- Tipo III - são aquelas que existem dentro de um grão essencialmente como um resultado da presença de discordâncias e outros defeitos cristalinos.

A Figura 2.2 ilustra esquematicamente os três tipos de tensões residuais em um material bifásico. Nesta figura, observam-se as fases α e β distintas, além da variação das tensões residuais ao longo de um eixo x . Notam-se as tensões residuais dos tipos I, II e III, sendo σ^I a tensão residual do Tipo I ao longo do eixo x , σ^I_α a tensão residual do Tipo I na fase α , σ^I_β a tensão residual do Tipo I na fase β . Da mesma forma, estão indicadas as tensões residuais dos tipos II e III.

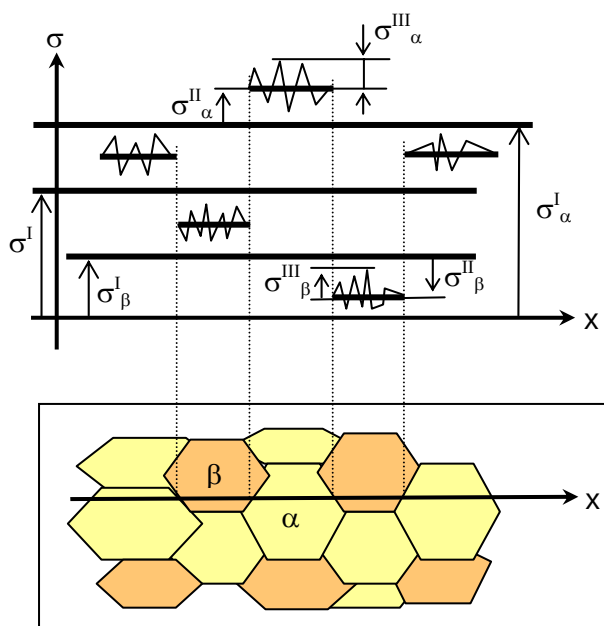


Figura 2.2 – Desenho esquemático ilustrando os três tipos de tensões residuais.

De acordo com Withers e Bhadeshia (2001), tensões residuais desenvolvem-se durante a maioria dos processos de manufatura envolvendo a deformação do material, tratamento térmico, usinagem ou operações que alterem a forma ou mudem as propriedades do material. Tais tensões podem ser elevadas o suficiente para causar escoamento local e deformação plástica, tanto em escala microscópica quanto macroscópica, além de poder alterar severamente a performance do componente (Kandil *et al.*, 2001).

Lu *et al.* (1996) citam alguns exemplos de operações e processos que geram tensões residuais, dividindo-os em três grupos:

1. Deformação ou conformação plástica, incluindo laminação, estampagem, extrusão, flexão, forjamento, prensagem e jateamento de granalha;
2. Processos de manufatura tais como soldagem, recobrimento, revestimento, eletrodeposição, esmerilhamento, etc.;
3. Aquecimento ou tratamento termoquímico incluindo têmpera, tratamento a plasma e laser, carbonetação, nitretação, cementação, fundição e resfriamento de um material multifásico.

Em geral, as origens de tensões residuais podem ser classificadas como segue (Kandil *et al.*, 2001):

- Mecânica – tensões residuais geradas mecanicamente são freqüentemente o resultado de processos de manufatura que produzem deformação plástica não-uniforme. Elas podem se desenvolver naturalmente durante o processamento ou tratamento, ou podem ser introduzidas deliberadamente para desenvolver um perfil de tensão particular em um componente;
- Térmica – em um nível macroscópico, tensões residuais geradas termicamente são freqüentemente consequência de operações de aquecimento ou resfriamento não-uniforme. Juntamente com as restrições de deslocamento do material, isto pode levar a severos gradientes térmicos e o desenvolvimento de elevadas tensões internas. Tensões residuais microscópicas geradas termicamente podem também se desenvolver durante manufatura e processamento como consequência das diferenças entre os coeficientes de expansão térmica das diferentes fases ou constituintes;
- Físico-Química – as tensões residuais geradas físico-quimicamente podem se desenvolver devido a mudanças de volume associadas a reações químicas, precipitação ou transformação de fase. Tratamentos e recobrimentos superficiais químicos podem levar à geração de substanciais gradientes de tensões residuais nas camadas superficiais do componente.

Após esta revisão conceitual sobre tensões residuais, é tratado a seguir o caso específico da soldagem, que é o processo considerado neste trabalho.

2.2. Tensões Residuais e Distorções de Soldagem

A soldagem é um processo de união amplamente difundido. Em geral, durante este processo, ocorre forte aquecimento de certas regiões das peças a serem unidas, enquanto que o restante destas permanecem a temperaturas bem inferiores, havendo assim uma distribuição de temperatura não-uniforme e transiente (variável com o tempo). Desta forma, com a tendência natural de dilatação térmica das partes aquecidas, a qual é restringida pelas regiões adjacentes menos aquecidas, são geradas deformações elásticas e plásticas não-uniformes. Estas últimas são as responsáveis por grande parte das tensões residuais de soldagem, já que as transformações de estado sólido do material, que levam a variações de volume (expansões e contrações), também geram tensões residuais.

As variações de temperatura e de tensão normal longitudinal (direção x) durante a soldagem de uma placa estão mostradas esquematicamente na Fig. 2.3 (AWS, 1991). Neste caso, um cordão de solda está sendo depositado ao longo da linha $x-x$. O arco de soldagem está se movendo a uma velocidade V_s e está localizado no ponto O , mostrado na Fig. 2.3(a). A Figura 2.3(b) ilustra as distribuições de temperatura ao longo de seções transversais à linha x -

x, nas posições A, B, C e D. Ao longo da seção A-A, que está à frente do arco de soldagem, a variação de temperatura devida à soldagem é essencialmente nula. No entanto, a distribuição de temperatura apresenta fortes gradientes na seção B-B, na qual está localizado o arco. A alguma distância atrás, ao longo da seção C-C, a distribuição de temperatura tem gradientes menos significativos. E a uma distância maior, na seção D-D, a temperatura retornou a uma distribuição uniforme.

A distribuição de tensão σ_x ao longo da direção y está mostrada na Fig. 2.3(c). Na seção A-A, as tensões térmicas devidas à soldagem são quase nulas. As tensões na região da poça de fusão na seção B-B também são praticamente nulas, pois o metal fundido não pode suportar nenhum carregamento. Já nas zonas afetadas pelo calor em ambos os lados do cordão de solda, existem tensões compressivas porque a expansão destas áreas está restringida pela vizinhança, que está a uma temperatura mais baixa. A magnitude da tensão em compressão atinge seu valor máximo a uma certa distância da poça. Um pouco mais distante, surgem tensões de tração para assegurar as condições de equilíbrio. Na seção C-C, as zonas fundida e termicamente afetada já se resfriaram. Como estas tentam se contrair, tensões de tração são induzidas. Tensões de compressão tomam lugar no metal de base para manter o equilíbrio. A distribuição final de tensão, que é a distribuição de tensão residual, é a mostrada na seção D-D. Ao longo desta seção, elevadas tensões trativas existem nas zonas fundida e termicamente afetada, enquanto tensões compressivas existem no metal de base em regiões afastadas do cordão de solda.

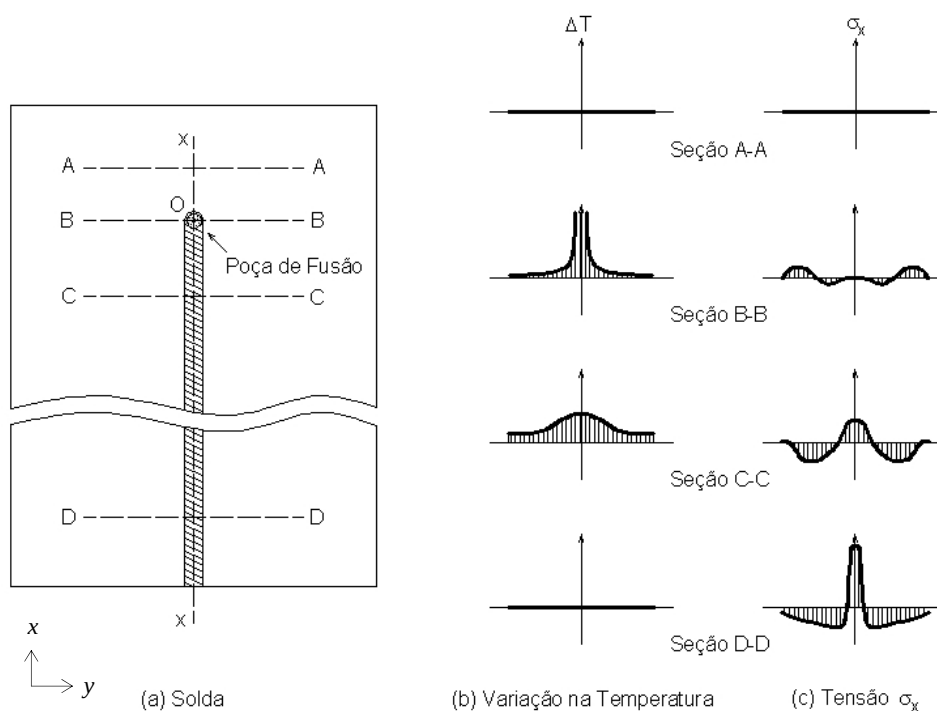


Figura 2.3 – Distribuição de temperatura e de tensão durante a soldagem (AWS, 1991).

Devido às características das distribuições de temperatura experimentadas pela placa soldada, as tensões residuais resultantes do processo de soldagem também apresentam distribuições com elevados gradientes. Normalmente os valores da componente de tensão longitudinal (σ_x), ou seja, paralela ao cordão de solda, são bastante superiores aos das componentes transversal (σ_y) e cisalhante (τ_{xy}). O perfil da componente σ_x mantém-se aproximadamente constante ao longo do eixo x , apresentando variações expressivas apenas nas extremidades do cordão de solda. As outras componentes (σ_y e τ_{xy}) tendem a apresentar valores mais significativos apenas nas extremidades da placa próximas ao início e ao fim do cordão de solda (Vieira, 2003). Uma distribuição típica das tensões residuais de soldagem, obtidas por simulações numéricas, está ilustrada na Fig. 2.4 (Kaldas e Dickinson, 1981-a)

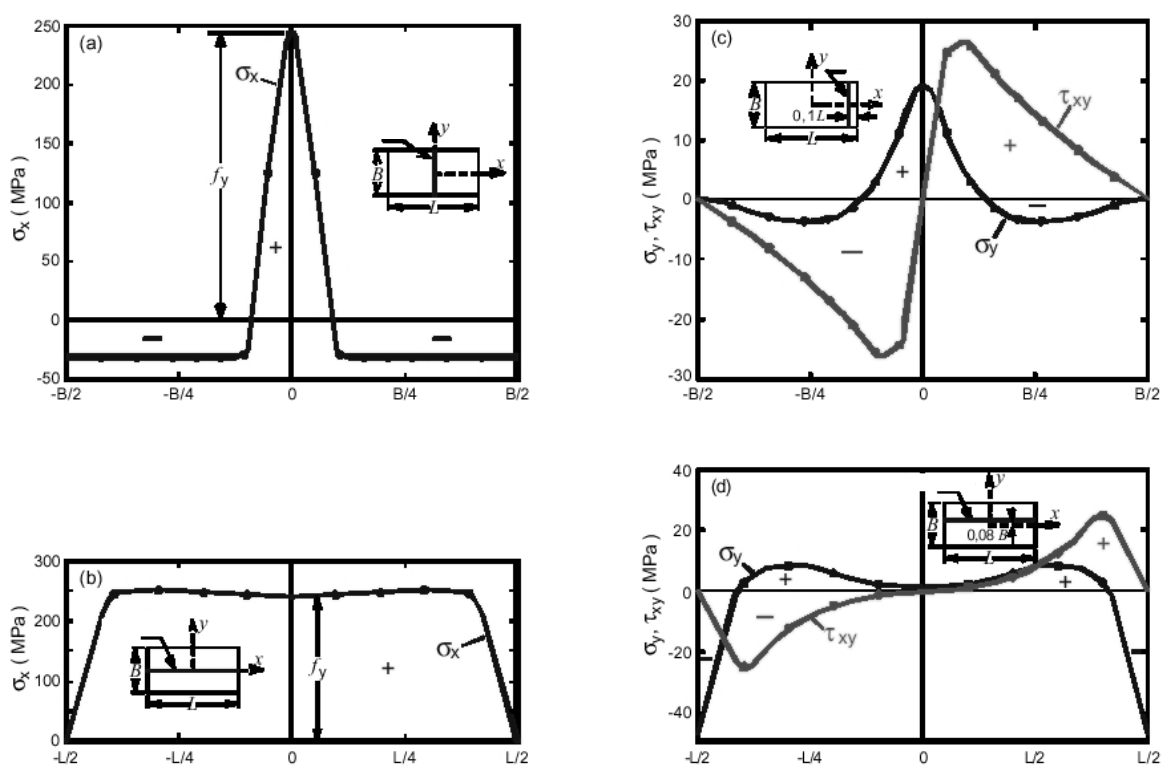


Figura 2.4 – Distribuições típicas das componentes de tensão residual de soldagem ao longo de diferentes seções (Kaldas e Dickinson, 1981-a).

A formação de tensões residuais de soldagem em uma estrutura qualquer segue o mesmo mecanismo apresentado acima, diferindo apenas no tocante às restrições de deslocamento por parte das condições de contorno e das regiões circunvizinhas mais frias.

No caso da soldagem de tubos, por exemplo, existem algumas possibilidades dentre as quais pode-se citar a soldagem circunferencial e longitudinal. Em princípio, a soldagem

longitudinal é semelhante à soldagem de uma placa que esteja engastada nas duas arestas paralelas ao cordão de solda. No entanto, a soldagem circunferencial é mais complexa para se fazer uma analogia devido ao fato que, normalmente, a tocha retorna ao ponto de origem do cordão.

Os meios de obtenção de tensões residuais de soldagem podem ser divididos em *numéricos* e *experimentais*. No seguimento do capítulo, será abordada a determinação destas tensões por métodos numéricos e via técnicas experimentais.

Além das tensões residuais, a soldagem também gera deformações (deslocamentos e rotações) inicialmente transientes e, após o completo resfriamento, permanentes. Estas deformações são normalmente chamadas de distorções. Em geral, a afirmação de que a distorção é resultado das tensões residuais não é correta (Radaaj, 2003). Na verdade, as distorções e as tensões residuais são antagônicas. Tensões altas ocorrem quando as deformações são restringidas, e tensões baixas surgem quando as deformações não são restringidas (Fig. 2.5).

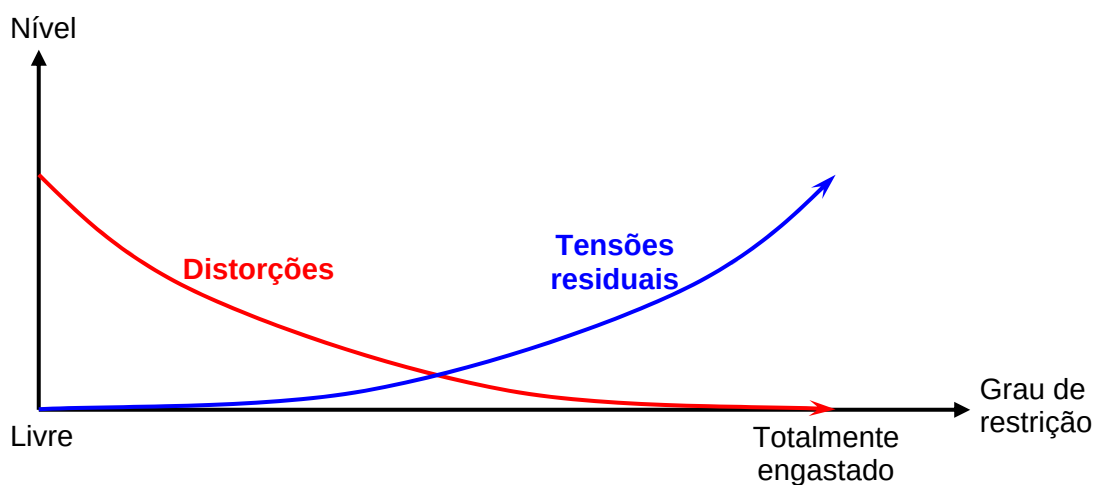


Figura 2.5 – Relação física entre distorções e tensões residuais.

Os quatro tipos básicos de deformação em soldagem para uma placa retangular com uma solda centrada estão mostrados na Fig. 2.6 (Radaaj, 2003).

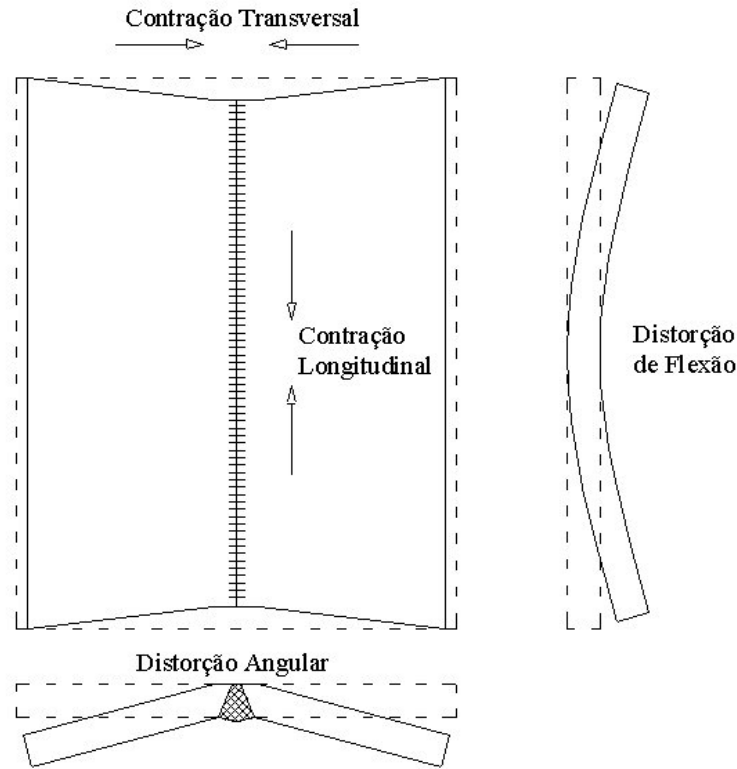


Figura 2.6 – Contrações longitudinal e transversal, e distorções angular e de flexão que ocorrem devido à soldagem (adaptado de Radaj, 2003).

2.3. Formulação do Problema Térmico da Soldagem

Durante a soldagem a arco, uma fonte elétrica fornece uma diferença de potencial U entre um eletrodo e a peça a ser soldada. Esta voltagem induz a formação de um arco elétrico, através do qual passa uma corrente i . A potência total gerada é calculada pela multiplicação destes dois parâmetros. No entanto, devido a perdas que ocorrem por diferentes mecanismos, como convecção e radiação no arco e no eletrodo, somente uma parte desta potência é realmente aproveitada para o aquecimento do material. A razão entre a potência útil e a potência total é conhecida como eficiência do arco, η . Assim, a entrada real de calor por unidade de tempo pode ser expressa por:

$$\dot{Q} = \eta \cdot U \cdot i \quad (2.2)$$

A equação da difusão de calor é escrita da seguinte forma (Incropera e de Witt, 1990):

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x}\left(K_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(K_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(K_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) \quad (2.3)$$

onde $\rho(T)$ é a densidade, $c(T)$ é o calor específico, q é o calor gerado por unidade de volume, $K_x(T)$, $K_y(T)$ e $K_z(T)$ são os coeficientes de condutividade térmica nas três direções, T é a temperatura e t é o tempo. Note-se que o problema é regido por uma equação diferencial não-linear devido ao fato das propriedades termofísicas dos materiais serem dependentes da temperatura.

Levando em consideração que a entalpia é definida por:

$$H = \int \rho(T)c(T)dT \quad (2.4)$$

é possível obter a formulação entálpica para a difusão de calor:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2.5)$$

Na temperatura de fusão, a capacidade térmica (que é a energia necessária para a elevação da temperatura do corpo) sofre uma descontinuidade, que se traduz pelo calor latente de fusão. No caso de materiais puros, a fusão ocorre numa temperatura constante. No entanto, em materiais compostos, a fusão ocorre entre as temperaturas *solidus* (T_s) e *liquidus* (T_l). A Figura 2.7 ilustra como o calor latente de fusão pode ser levado em conta na solução do problema térmico para um metal não-puro.

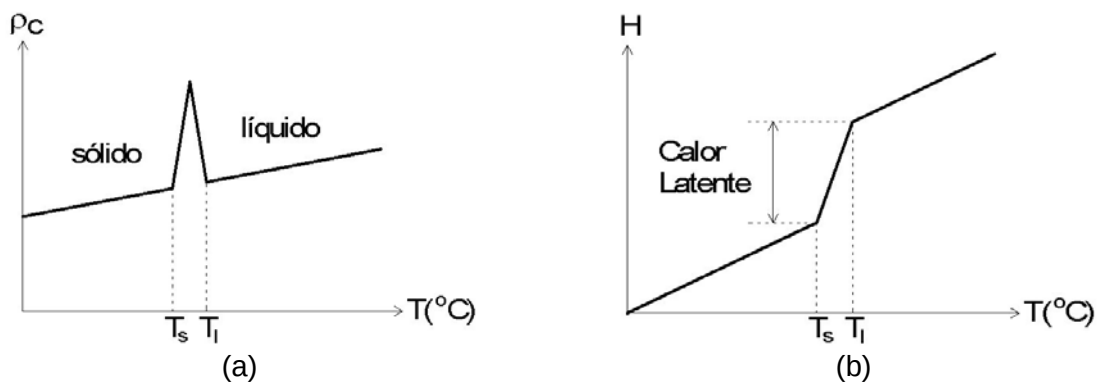


Figura 2.7 – Calor latente de fusão na formulação de capacidade térmica (a) e de entalpia (b).

As perdas de calor por convecção e radiação são avaliadas usando as seguintes relações (Incropera e de Witt, 1990):

$$q_c = h(T - T_\infty) \quad (2.6)$$

$$q_r = \varepsilon \sigma (T^4 - T_\infty^4) \quad (2.7)$$

onde h é o coeficiente de convecção, T_∞ é a temperatura ambiente, ε é a emissividade da superfície do corpo e σ é a constante de Stefan-Boltzmann.

2.4. Formulação do Problema Mecânico na Soldagem

Na formulação aqui apresentada, não serão consideradas as deformações devidas a transformações de fase, já que os testes foram realizados em materiais com matriz estável durante a totalidade ou a maior parte da faixa de temperatura alcançada.

A deformação total ocorrida durante o processo de soldagem pode ser expressa por:

$$\varepsilon_{Total} = \varepsilon_e + \varepsilon_{term} + \varepsilon_p \quad (2.8)$$

onde ε_e é a deformação elástica, ε_{term} é a deformação térmica e ε_p é a deformação plástica.

A componente elástica da deformação pode ser determinada diretamente pela lei de Hooke, utilizando o módulo de elasticidade, dentro da faixa delimitada pelo limite elástico do material. Vale lembrar que estas propriedades dependem da temperatura.

A deformação térmica é obtida utilizando a relação física da dilatação térmica:

$$\varepsilon_{term} = \alpha(T - T_{ref}) \quad (2.9)$$

onde α é o coeficiente de dilatação térmica, T é a temperatura instantânea e T_{ref} é a temperatura de referência na qual a dilatação térmica é nula.

A modelagem da plasticidade é bem mais complexa. A teoria da plasticidade fornece uma relação matemática que caracteriza a resposta elasto-plástica do material. Primeiramente, é necessário definir o domínio elástico, o qual normalmente é definido com base no critério de escoamento de von Mises (Lemaitre, e Chaboche, 1988):

$$f_e = \sigma_{VM} - \sigma_e < 0 \quad (2.10)$$

onde f_e é a função de escoamento, σ_e é a tensão de escoamento e σ_{VM} é a tensão equivalente de von Mises, a qual é definida por:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.11)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões normais principais. O escoamento irá ocorrer quando:

$$f_e = \sigma_{VM} - \sigma_e = 0 \quad (2.12)$$

Note-se que a tensão equivalente nunca pode exceder o escoamento do material, já que, neste caso, deformações plásticas se desenvolverão instantaneamente, levando então a tensão para o novo limite de escoamento do material (Ansys, 1997).

A superfície representada pela Eq. (2.12) é conhecida como superfície de escoamento. A Figura 2.8 ilustra uma superfície de escoamento no plano (σ_1, σ_2) .

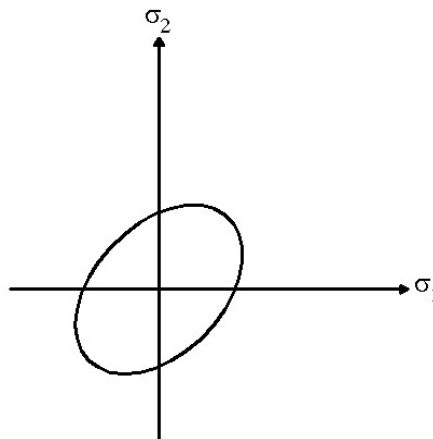


Figura 2.8 – Superfície de escoamento de von Mises em duas dimensões.

O encruamento do material descreve a mudança no domínio elástico com a progressão do escoamento, de tal forma que a condição para o escoamento subsequente pode ser estabelecida. Dentre os modelos existentes, dois se destacam para o caso da soldagem: encruamento isotrópico e encruamento cinemático.

No encruamento isotrópico, a superfície de escoamento permanece centrada em um ponto e expande em tamanho com o desenvolvimento das deformações plásticas (Fig. 2.9a). Este tipo de encruamento representa adequadamente um carregamento monotônico, o qual faz analogia à soldagem de um único passe. Já o encruamento cinemático assume que a superfície de escoamento permanece constante em tamanho, mas translada no espaço das tensões com a progressão do escoamento (Fig. 2.9b). Este tipo de encruamento, associado ao encruamento isotrópico, é normalmente utilizado para representar soldagem multipasse (Murthy *et al.*, 1996).

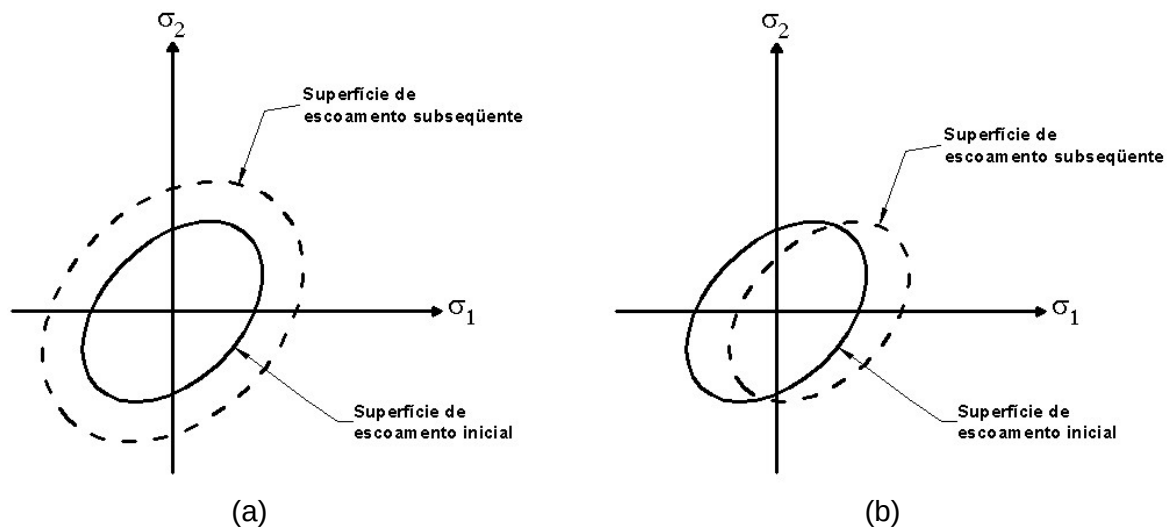


Figura 2.9 – Alteração da superfície de escoamento no encruamento isotrópico (a) e no encruamento cinemático (b).

Quando o material sofre deformação plástica, a regra do escoamento (*flow rule*) define o incremento plástico (Lemaitre, e Chaboche, 1988):

$$d\varepsilon_p = \lambda_p \frac{\partial f_e}{\partial \sigma} \quad (2.13)$$

onde λ_p é o multiplicador plástico, o qual determina o montante de deformação plástica. A equação de consistência, $df_e = 0$, permite determinar o multiplicador plástico λ_p .

2.5. Simulação Numérica da Soldagem

Pesquisadores têm se esforçado para estabelecer aproximações empíricas para a modelagem do comportamento dos materiais durante a soldagem. Isto tem sido dificultado pela grande complexidade do processo, o qual envolve altos gradientes de temperatura, dilatação e contração térmica e transformações de fase (Francis, 2002). Além disso, existe a necessidade de se levar em conta a não linearidade das leis constitutivas (como a plasticidade) e a dependência da temperatura.

Inicialmente, foram propostos métodos analíticos para a resolução do problema térmico da soldagem, onde foi considerada uma fonte de calor concentrada. Estes métodos tratam de resolver a equação governante da transferência por condução numa peça, eventualmente submetida à ação de uma fonte em movimento (Depradeux, 2004). Dentre estes métodos,

destaca-se o de Rosenthal (1941). Segundo Depradeux (2004), os modelos analíticos são bem adaptados quando se considera a peça a soldar em uma escala “macroscópica”, onde o tamanho da zona fundida é muito pequeno em comparação com as dimensões da peça. No entanto, novas soluções analíticas vêm sendo propostas, as quais leva em consideração uma fonte de calor distribuída (Nguyen *et al.*, 1999; Fassani e Trevisan, 2003).

Dentre os métodos numéricos, o Método dos Elementos Finitos (MEF) tem sido o mais utilizado pela comunidade científica para simulação da soldagem. A técnica das diferenças finitas também é usada para este fim, sendo considerada um dos métodos mais simples (Vieira Jr, 2003).

Independentemente da técnica empregada, normalmente é necessária a realização de duas análises separadas: inicialmente uma análise térmica e, em seguida, uma análise estrutural. Isto porque é considerado que mudanças no estado mecânico não causam mudanças no estado térmico, ou seja, uma variação na tensão e deformação não causa uma variação na temperatura (desprezam-se os efeitos mecânicos dissipativos). No entanto, uma mudança no estado térmico causa uma mudança no estado de tensões e deformações. Assim, é primeiramente realizado o cálculo da história térmica da soldagem e, em seguida, este campo de temperatura transiente é aplicado ao modelo estrutural para obtenção das tensões residuais (Francis, 2002).

Neste trabalho, será abordado o MEF. Existem muitos códigos de elementos finitos disponíveis comercialmente que são capazes de realizar simulações de soldagem, tais como: ABAQUS®, ANSYS®, SYSWELD®, dentre outros.

2.5.1. Análise Térmica

Com diversas vantagens em relação às técnicas analíticas, o MEF permite levar em consideração a dependência das propriedades termofísicas do material (condutividade térmica, calor específico, densidade) em relação à temperatura, além da possibilidade de levar-se em conta as trocas de calor com o meio por convecção e radiação. No entanto, uma análise tridimensional transiente necessita de grandes tempos de cálculo e recursos de informática relativamente sofisticados (Depradeux, 2004).

Para efetuar uma simulação por elementos finitos, inicialmente é necessária a criação de um modelo que, no caso da soldagem, pode ser em duas ou três dimensões. A geração de uma malha adequada é um dos fatores preponderantes na modelagem. Segundo Francis (2002), devido aos fortes gradientes de temperatura, é necessário um tamanho de elemento muito pequeno nas proximidades do cordão de solda. Da mesma forma, o passo de tempo (*time step*) deve ser pequeno o suficiente para obter-se uma boa precisão nos resultados. Uma

forma de evitar modelos com grande número de nós e de reduzir o tempo de cálculo é a utilização da técnica da malha adaptativa (Lindgren *et al.*, 1997).

Um ponto muito importante para a simulação da soldagem é a modelagem da fonte de calor ou, mais especificamente, a distribuição da entrada de calor. Em geral, a distribuição da entrada de calor pode ser classificada como *superficial* (considerando essencialmente a contribuição do plasma) e *volumétrica* (incluindo também a contribuição da poça de fusão).

De acordo com Depradeux (2004), dentre os modelos de distribuição superficial mais freqüentemente utilizadas, pode-se mencionar a repartição constante sobre um disco de raio R_d , a repartição gaussiana infinita e a repartição gaussiana finita sobre um raio R_g , as quais estão ilustradas na Fig. 2.10. Para uma distribuição volumétrica, as repartições gaussianas 3D finita sobre um elipsóide e sobre um duplo elipsóide são os modelos mais comumente usados (Fig. 2.11). A escolha de um modelo e suas características (dimensões e intensidades) depende do processo de soldagem e dos parâmetros utilizados e, conforme foi observado no estudo aqui reportado, tem grande influência sobre os resultados da simulação numérica. Portanto, é interessante ter alguma informação obtida experimentalmente, como as dimensões da zona fundida e/ou a temperatura em função do tempo em alguns pontos, para possibilitar uma comparação com resultados numéricos e, assim, ajustar o modelo.

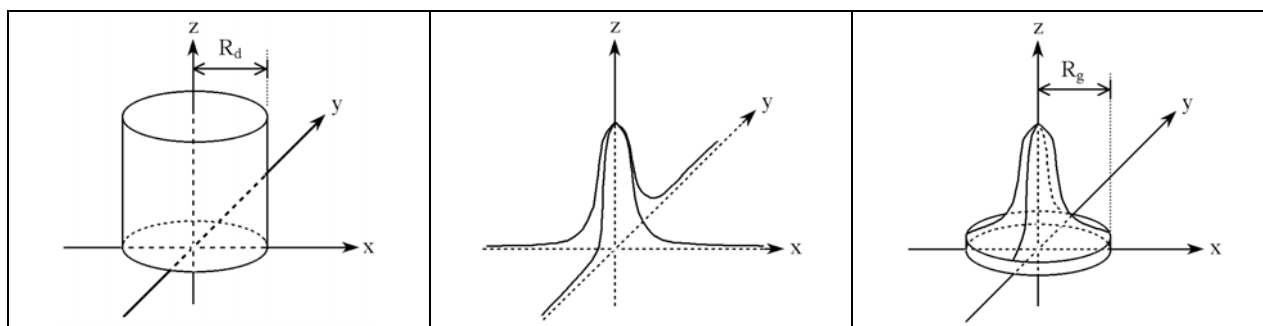


Figura 2.10 – Exemplos de modelos de distribuições superficiais de entrada de calor.

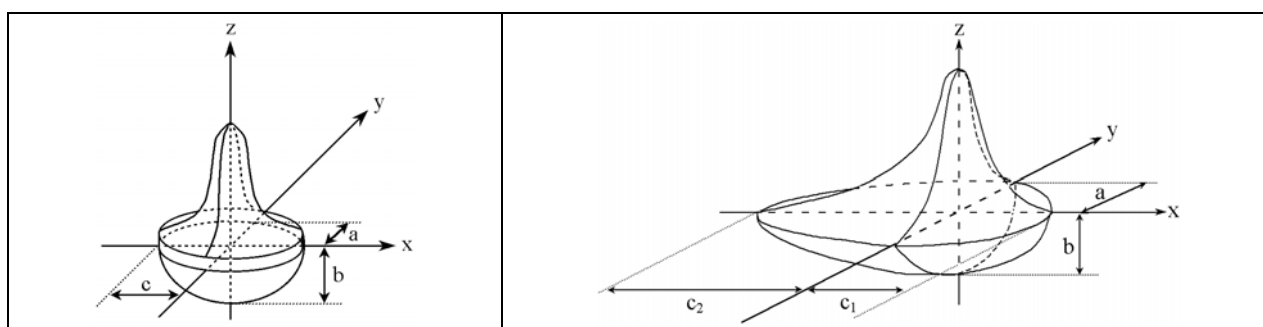


Figura 2.11 – Exemplos de modelos de distribuições volumétricas de entrada de calor.

Com relação à modelagem da estrutura a ser soldada, modelos com diferentes níveis de complexidade podem ser utilizados, dentre os quais estão (Depradeux, 2004):

- Tridimensional transiente: neste caso, é necessário definir o movimento da fonte de calor sobre a malha. Uma das maiores dificuldades é conciliar uma malha que seja suficientemente refinada em torno da fonte de calor, com os tempos de cálculo e a capacidade de memória necessária. Assim, um método muito utilizado para resolver este problema é a já mencionada técnica da malha adaptativa, que consiste em refinar automaticamente a malha em torno da fonte de calor (à medida que esta avança) e retornar à malha original após a sua passagem;
- Tridimensional quase-estacionário: sabe-se que as dimensões da estrutura soldada são muito importantes para que um regime permanente seja estabelecido. Quando o regime permanente (chamado quase-estacionário) é atingido, a distribuição de temperatura, em relação a uma referência colocada na fonte de calor, não depende do tempo, mas somente das variáveis espaciais. Sendo assim, nenhuma discretização temporal é efetuada;
- Bidimensional: dentre os modelos aqui incluídos, o mais usado é o da seção transversal, perpendicular ao avanço da tocha de soldagem (Fig. 2.12a). São também utilizados modelos axissimétricos, que são, por exemplo, adotados para o caso da soldagem de peças cilíndricas (Fig. 2.12b). Em ambos os casos, considera-se um comprimento unitário, ou seja, o calor é depositado simultaneamente sobre todo o comprimento (ou sobre toda a circunferência para o modelo axissimétrico). O aporte de calor é, então, aplicado sobre a malha em função do tempo, de forma a reproduzir a aproximação e distanciamento da tocha. Outro modelo praticado é o do plano médio (Fig. 2.12c). Neste caso, o movimento da fonte de calor é definido, sendo possível obter o campo de temperatura no plano da placa. No entanto, o gradiente de temperatura ao longo da espessura não é obtido.

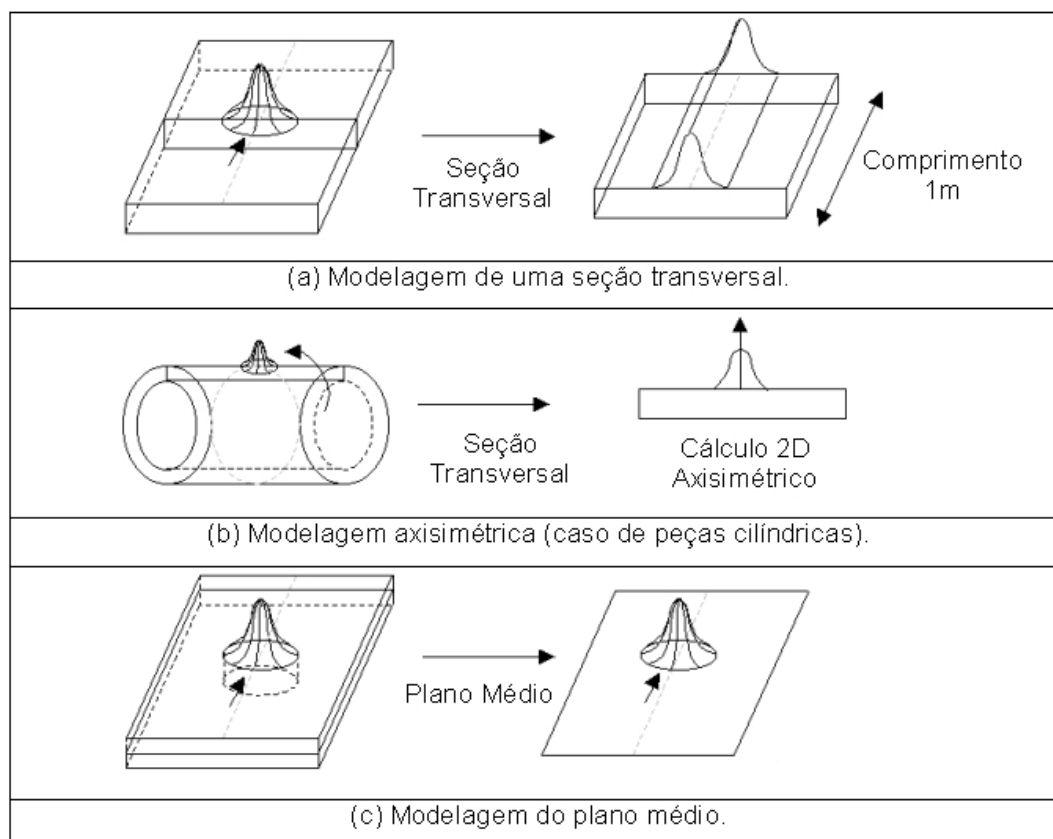


Figura 2.12 – Modelos bidimensionais normalmente adotados (Depradeux, 2004).

2.5.2. Análise Estrutural

A análise estrutural constitui um problema cuja resolução é bem mais complexa e demorada do que a análise térmica. Isto se deve a diversos fatores, tais como o maior número de graus de liberdade por nó dos elementos estruturais e o fato do problema ser fortemente não-linear (não-linearidade de material e geométrica, além da dependência das propriedades com temperatura). Além disso, existem problemas de instabilidade numérica devido ao fato de o material apresentar rigidez muito baixa em altas temperaturas. Isto é muitas vezes um motivo de não-convergência do algoritmo de resolução das equações não lineares. Assim, adota-se freqüentemente o conceito de *temperatura de corte*, acima da qual a história do material é removida do elemento (Radaj, 2003). Esta temperatura não é necessariamente a temperatura de fusão do material (SYSWELD, 2005).

De acordo com Francis (2002), um outro aspecto muito importante, que tem chamado cada vez mais a atenção da comunidade científica, é a transformação de fase no estado sólido. A deformação plástica que surge devido à transformação de fase é conhecida por plasticidade de transformação. Esta deformação é irreversível porque o retorno à fase original não desfaz

esta deformação, podendo, inclusive, aumentá-la. O mecanismo primário responsável por esta plasticidade de transformação é a variação de volume que ocorre durante a transformação.

Outro detalhe da análise estrutural é que, apesar de não ser obrigatório, normalmente a mesma malha da análise térmica é utilizada. Entretanto, os elementos possuem características diferentes, notadamente em termos das funções de interpolação e do número de graus de liberdade (Depradeux, 2004).

Da mesma forma que na análise térmica, é possível resolver o problema tridimensional completo, bem como utilizar modelos bidimensionais simplificados. No entanto, a resolução do problema estrutural, quando desacoplado do problema térmico, consiste em uma análise de equilíbrio estático para cada instante de tempo considerado. Isto porque, de acordo com Lemaitre e Chaboche (1988), deformação plástica pode ser definida como deformação irreversível independente do tempo. Assim, não há a necessidade de realizar integração no tempo para determinação do estado de deformação ao final do processo de aquecimento e resfriamento.

2.6. Técnicas Experimentais de Medição de Tensões Residuais

Diversas técnicas experimentais de medição de tensões residuais foram desenvolvidas. Normalmente, estas técnicas são classificadas como destrutivas e não-destrutivas. A primeira série geralmente baseia-se na destruição do estado de equilíbrio de tensões residuais do componente e medição das deformações devido ao relaxamento das tensões. Já a segunda série baseia-se na relação entre parâmetros físicos ou cristalográficos e a tensão residual (Lu *et al.*, 1996).

Serão abordados sucintamente alguns dos principais métodos de medição: furo cego (hole-drilling); anel (ring core); remoção de camada; difração de raios-X; difração de nêutrons; ultra-sônico; e magnético.

2.6.1. Métodos do Furo Cego (Hole-Drilling) e do Anel (Ring Core)

Os métodos do furo cego e do anel são dois dos mais amplamente utilizados para medição de tensões residuais. O equipamento utilizado pode ser de laboratório ou portátil, e a técnica é aplicável a uma larga faixa de materiais e componentes (Kandil *et al.*, 2001).

O método do furo cego requer a perfuração de um pequeno furo, tipicamente de 1mm a 4mm de diâmetro, com profundidade aproximadamente igual ao diâmetro. Uma roseta especial de três elementos (Fig. 2.13) mede o alívio das deformações superficiais no material na região

próxima ao furo. A Figura 2.14 ilustra a realização do método do furo cego. O método do anel é similar, exceto que um anel, tipicamente de 15 mm a 150 mm de diâmetro interno, é perfurado ao invés de um furo. A medição da deformação aliviada é feita na superfície do material remanescente dentro do anel (Fig. 2.13). Neste caso, a profundidade típica da perfuração varia entre 25 % a 150 % do diâmetro interno. Nos dois métodos, as tensões residuais existentes no material antes da perfuração podem ser calculadas a partir das deformações medidas (Lu *et al.*, 1996).

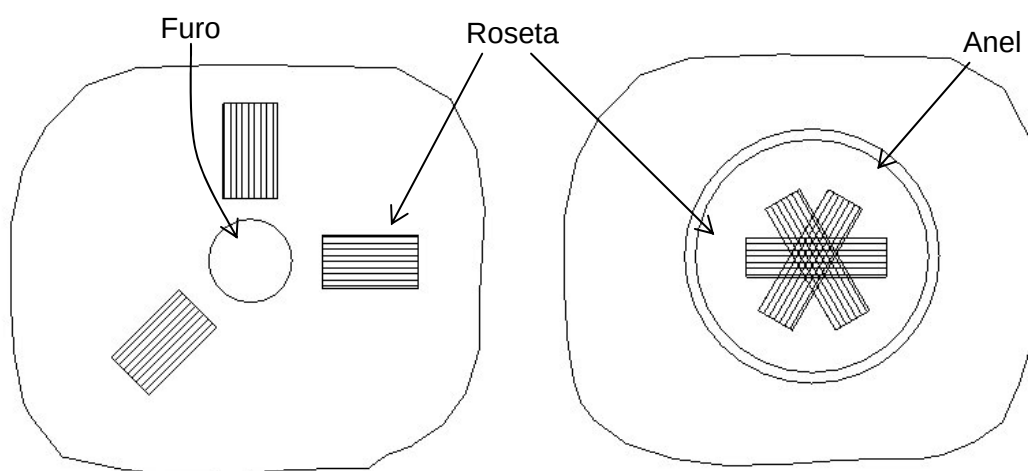


Figura 2.13 – Esquema da perfuração e da roseta utilizada nos métodos furo cego e anel (Lu *et al.*, 1996).

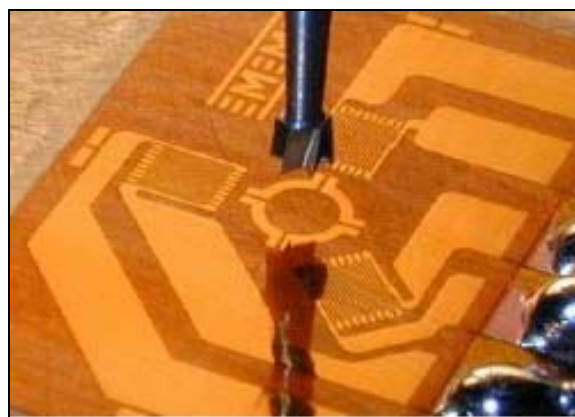


Figura 2.14 – Furo cego: perfuração do furo no centro da roseta (Grant e Lord, 2002).

Estes métodos são freqüentemente considerados como “semi-destrutivos”. A remoção de material é limitada e pode ser tolerada ou reparada. Ambos métodos são relativamente rápidos e baratos (Lu *et al.*, 1996).

As principais vantagens destes dois métodos são: rapidez, simplicidade, técnica largamente disponível, equipamento portátil e aplicabilidade a uma grande faixa de materiais. As desvantagens são: difícil interpretação dos dados obtidos, método semi-destrutivo e sensibilidade limitada.

2.6.2. Método da Remoção de Camada

A técnica de remoção de camada é freqüentemente usada para medir tensões residuais em peças e componentes de geometria simples. É um método geralmente rápido e requer apenas cálculos simples para relacionar a curvatura com as tensões residuais (Kandil *et al.*, 2001).

O princípio deste método é simples. Quando camadas são removidas de um lado de uma peça plana contendo tensões residuais, estas se tornam desbalanceadas, tendo como consequência a deformação da peça em questão, de forma a restabelecer o equilíbrio estático. Esta deformação, normalmente representada por uma curvatura, depende da distribuição original de tensão presente na camada removida e das propriedades elásticas do material. Após várias remoções de camada, seguidas de medição, é possível deduzir o estado de tensão original da peça (Kandil *et al.*, 2001; Lu *et al.*, 1996).

A curvatura da amostra pode ser medida usando uma gama de métodos incluindo microscopia óptica, varredura de laser e extensometria, dependendo da resolução necessária para a medição (Kandil *et al.*, 2001).

Este método tem como principais vantagens a simplicidade, aplicabilidade a uma grande variedade de materiais e a possibilidade de combinação com outras técnicas para obtenção de perfis de tensão. Ser um método destrutivo e limitado a formas simples são as desvantagens.

2.6.3. Método da Difração de Raios-X

A técnica de difração de raios-X baseia-se nas deformações elásticas dentro de um material policristalino para medição das tensões internas. As deformações causam uma mudança no espaçamento dos planos cristalográficos na situação livre de tensão para um novo valor que depende da magnitude da tensão aplicada. Este novo espaçamento será o mesmo para qualquer plano orientado similarmente com relação à tensão aplicada e, portanto, a rede cristalina age efetivamente como um extensômetro muito pequeno (Kandil *et al.*, 2001).

Quando um feixe de raios-X monocromático é irradiado em um material sólido, ele é espalhado pelos átomos que compõem o material. As intensidades das ondas espalhadas se

somam numa interferência construtiva quando a lei de Bragg é satisfeita, fazendo com que os feixes incidente e difratado sejam simétricos em relação à normal aos planos da rede cristalográfica (Lu *et al.*, 1996).

Existem diversos métodos que podem ser usados para avaliar tensões internas de um material via difração de raios-X, dentre os quais estão: método das duas exposições; método do feixe paralelo; e método do $\sin^2\psi$ (Kandil *et al.*, 2001).

A difração de raios-X pode ser considerada uma técnica não destrutiva para medição de tensões superficiais. No entanto, é possível combiná-la com alguma técnica de remoção de camada para a obtenção de perfil de tensão. Neste caso, o método se torna destrutivo (Kandil *et al.*, 2001).

A versatilidade, disponibilidade, aplicabilidade a uma gama de materiais e a existência de sistemas portáteis são as vantagens do método. Uma das maiores desvantagens é a limitação imposta à geometria da peça. Esta deve ser tal que o feixe de raios-X possa atingir a área de medição e ainda ser difratado para o detector sem obstruções. Outras desvantagens estão relacionadas com o tamanho da amostra, condição superficial e a necessidade de o material ser cristalino. No caso da soldagem, uma grande desvantagem é fato de este método não indicar a tensão verdadeira em pontos onde houver ocorrido deformação plástica (Cullity, 1978).

2.6.4. Método da Difração de Nêutrons

Os princípios físicos de medição de deformação por difração de raios-X e de nêutrons são os mesmos. No entanto, a profunda penetração de nêutrons em materiais de engenharia possibilita a avaliação de tensões internas ao longo da espessura do material (Lu *et al.*, 1996). Assim, é possível um mapeamento tridimensional das tensões residuais de um componente, tornando esta técnica muito útil para validação de modelo teóricos e numéricos (Kandil *et al.*, 2001). Entretanto, comparada com a difração de raios-X, o custo é muito maior e a disponibilidade muito menor. Dentre as vantagens estão a excelente penetração e a possibilidade do mapeamento tridimensional (Kandil *et al.*, 2001).

2.6.5. Método Ultra-sônico

O método ultra-sônico utiliza as variações da velocidade de onda elástica em um material sólido em função do nível de tensão dentro deste (Kandil *et al.*, 2001). Isto pode ser conceitualmente descrito pela relação (Lu *et al.*, 1996):

$$V = V_0 + K\sigma_n \quad (2.14)$$

onde V_0 é a velocidade de uma onda num meio livre de tensão, σ_n é a tensão normal e K é um parâmetro conhecido como constante acusto-elástica.

A motivação primária para o uso desta técnica é a obtenção de informação sobre tensões no interior do material. A variação da velocidade é proporcional à tensão média na região através da qual a onda se propaga (Lu *et al.*, 1996). Desta forma, a resolução espacial deste método é baixa (Kandil *et al.*, 2001).

Algumas vantagens do método são: vasta disponibilidade, rapidez, baixo custo, instrumentação portátil e ausência de radiação perigosa. Como desvantagens, além da baixa resolução espacial, existe a susceptibilidade de alterações na velocidade da onda ultra-sônica devido a efeitos microestruturais e variações de temperatura, e a necessidade da medição precisa de tempos (Lu *et al.*, 1996).

2.6.6. Método Magnético

Sabe-se que uma peça metálica, quando magnetizada, se alongará na direção de magnetização e, quando alongada, será magnetizada na mesma direção. Este fenômeno é causado pela magnetoestricção, que é a deformação espontânea resultante do alinhamento dos momentos magnéticos atômicos em certas direções cristalográficas “favoráveis” (Lu *et al.*, 1996).

As propriedades ferromagnéticas de aços e outros materiais ferromagnéticos são sensíveis ao estado de tensão interno devido à magnetoestricção e ao conseqüente efeito magnetoelástico. Assim, uma variação no estado de tensão resultará numa mudança no número de domínios alinhados ao longo de cada eixo “favorável”, levando a uma redução na energia magnetoelástica. Embora esta dependência entre os parâmetros magnéticos e o estado de tensão seja muito forte, existem muitas outras variáveis, tal como dureza, textura, tamanho de grão, etc., que também afetam as medidas. Por esta razão, uma combinação de técnicas magnéticas é requerida de tal forma que o efeito destas outras variáveis seja eliminado (Kandil *et al.*, 2001).

Trata-se de um método não-destrutivo, barato, simples, portátil e rápido. As principais desvantagens são: o fato de ser aplicável somente a materiais ferromagnéticos e a necessidade de separar o sinal devido às tensões, do sinal devido à microestrutura.

2.7. Enrijecimento por Tensão

O enrijecimento por tensão (*stress-stiffening*) é definido como a alteração da rigidez a flexão de componentes estruturais (cabos, vigas, tubos, placas, etc.) devido ao seu estado de tensão. As tensões normais e/ou cisalhantes aplicadas na seção transversal de tais elementos possuem efeito predominante neste fenômeno, o qual pode ser verificado por meio de variações no comportamento estático (deflexões e cargas de flambagem) e dinâmico (frequências naturais e funções de resposta em frequência).

Estas tensões podem ser tanto provenientes de carregamentos externos como de tensões residuais, que podem ser oriundas de diferentes processos termomecânicos (soldagem, laminação, forjamento, etc.).

2.8. Caracterização Dinâmica de Estruturas

Neste trabalho, a caracterização das estruturas testadas é realizada basicamente através das frequências naturais de vibração. Numericamente, é possível obtê-las através da resolução de um problema de autovalor, conforme formulado abaixo.

As equações do movimento para um sistema de n graus de liberdade, expresso em notação de matrizes, são dadas por (Meirovitch, 1997):

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [C]\{\dot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{f(t)\} \quad (2.15)$$

onde $[M]$ é a matriz de massa, $[C]$ é a matriz de amortecimento, $[K]$ é a matriz de rigidez, $\{u(t)\}$ é o vetor de respostas temporais, $\{f(t)\}$ é o vetor das forças excitadoras e t é o tempo. A matriz $[M]$ é simétrica e definida positiva, ao passo que $[K]$ e $[C]$ são simétricas e podem ser definidas positivas ou semi-definidas positivas.

Para o sistema livre não amortecido, as equações do movimento ficam reduzidas a:

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = 0 \quad (2.16)$$

Escrevemos a solução da Eq. (2.16) sob a forma:

$$\{u(t)\} = \{u\}e^{i\omega t} \quad (2.17)$$

Introduzindo a Eq. (2.17) na Eq. (2.16), obtemos o seguinte problema de autovalor:

$$([K] - \lambda[M])\{u\} = 0 \quad (2.18)$$

O problema acima admite n pares de soluções não-nulas $(\lambda_r, \{U_r\})$, chamadas auto-soluções, onde λ_r são os autovalores e $\{U_r\}$ são os autovetores ou modos naturais de vibração. As frequências naturais são dadas por $\omega_r = (\lambda_r)^{1/2}$, $r=1, \dots, n$.

Os autovalores são obtidos impondo-se a condição:

$$\det([K] - \lambda[M]) = 0 \quad (2.19)$$

O desenvolvimento deste determinante conduz a um polinômio de grau n em λ , do tipo:

$$\lambda^n + a_{n-1}\lambda^{n-1} + \dots + a_0 = 0 \quad (2.20)$$

A Equação (2.20) é chamada equação característica e suas n soluções são os autovalores. Para cada um dos n autovalores, a Eq. (2.18) fornece o autovetor $\{U_r\}$ correspondente. É usual agrupar as auto-soluções nas seguintes matrizes:

$$[U] = [\{u_1\} \{u_2\} \dots \{u_n\}] \quad (2.21)$$

$$[\Lambda] = \text{diag}\{\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n\} \quad (2.22)$$

onde $[U]$ é a matriz modal e $[\Lambda]$ é a matriz espectral.

Para vibrações harmônicas de um sistema de n graus de liberdade não amortecido, podemos expressar as equações do movimento sob a forma:

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{f(t)\} = \{f\}e^{i\Omega t} \quad (2.23)$$

onde $\{f\}$ é o vetor das amplitudes das forças excitadoras e Ω é a frequência de excitação.

Buscamos a solução da Eq. (2.23) em regime harmônico permanente sob a forma:

$$\{u(t)\} = \{u(\Omega)\}e^{i\Omega t} \quad (2.24)$$

onde $\{u(\Omega)\}$ é o vetor das amplitudes da resposta harmônica. Introduzindo a Eq. (2.24) em (2.23), obtemos:

$$([K] - \Omega^2[M])\{u(\Omega)\} = \{f\} \quad (2.25)$$

ou

$$[Z(\Omega)]\{u(\Omega)\} = \{f\} \quad (2.26)$$

onde $[Z(\Omega)] = [K] - \Omega^2[M]$ é a matriz de rigidez dinâmica. Multiplicando a Eq. (2.26) por $[Z(\Omega)]^{-1}$, obtemos:

$$\{u(\Omega)\} = [H(\Omega)]\{f\} \quad (2.27)$$

onde:

$$[H(\Omega)] = [Z(\Omega)]^{-1} = ([K] - \Omega^2[M])^{-1} \quad (2.28)$$

é a matriz de flexibilidade dinâmica, matriz FRFs ou matriz de receptâncias. Para melhor entendimento, vamos expandir as Eqs. (2.26) e (2.27) sob as formas:

$$\begin{bmatrix} Z_{11}(\Omega) & Z_{12}(\Omega) & \cdots & Z_{1n}(\Omega) \\ Z_{21}(\Omega) & Z_{22}(\Omega) & \cdots & Z_{2n}(\Omega) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{n1}(\Omega) & Z_{n2}(\Omega) & \cdots & Z_{nn}(\Omega) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1(\Omega) \\ u_2(\Omega) \\ \vdots \\ u_n(\Omega) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_n \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

$$\begin{bmatrix} H_{11}(\Omega) & H_{12}(\Omega) & \cdots & H_{1n}(\Omega) \\ H_{21}(\Omega) & H_{22}(\Omega) & \cdots & H_{2n}(\Omega) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ H_{n1}(\Omega) & H_{n2}(\Omega) & \cdots & H_{nn}(\Omega) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1(\Omega) \\ u_2(\Omega) \\ \vdots \\ u_n(\Omega) \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

Com base nas expressões acima, podemos interpretar das seguintes formas os elementos das matrizes $[Z(\Omega)]$ e $[H(\Omega)]$:

- Para um dado valor de Ω , o elemento $Z_{ij}(\Omega)$ da matriz de rigidez dinâmica representa a amplitude da força que surge na coordenada i quando é imposto um deslocamento unitário na coordenada j , permanecendo nulos os deslocamentos nas demais coordenadas;
- Para um dado valor de Ω , o elemento $H_{ij}(\Omega)$ da matriz de flexibilidade dinâmica representa a amplitude do deslocamento na coordenada i quando se aplica uma força única de amplitude unitária na coordenada j .

É muito conveniente expressar a matriz $[H(\Omega)]$ em termos de autovalores e autovetores. Para isto, partindo da Eq. (2.28), procedemos ao seguinte desenvolvimento:

$$[U]^T [H(\Omega)]^{-1} [U] = [U]^T [K] [U] + \Omega^2 [U]^T [M] [U] \quad (2.31)$$

Fazendo uso das relações de ortogonalidade:

$$[U]^T [M] [U] = [N] \quad (2.32)$$

$$[U]^T [K] [U] = [N] [\Lambda] \quad (2.33)$$

onde $[N] = \text{diag}\{\eta_r\}$, a Eq. (2.31) acima pode ser expressa sob a forma:

$$[U]^T [H(\Omega)]^{-1} [U] = [N] ([\Lambda] - \Omega^2 [I]) \quad (2.34)$$

donde:

$$[H(\Omega)]^{-1} = [U]^T [N] ([\Lambda] - \Omega^2 [I]) [U]^{-1} \quad (2.35)$$

e

$$[H(\Omega)] = [U] ([\Lambda] - \Omega^2 [I])^{-1} [N]^{-1} [U]^T \quad (2.36)$$

Notando na Eq. (2.36) que as duas matrizes a serem invertidas são matrizes diagonais, podemos expressar aquela equação da seguinte forma:

$$[H(\Omega)] = \sum_{r=1}^n \frac{1}{\eta_r (\omega_r^2 - \Omega^2)} \{u_r\} \{u_r\}^T \quad (2.37)$$

Cada elemento da matriz $[H(\Omega)]$ tem a forma geral:

$$H_{ij}(\Omega) = \sum_{r=1}^n \frac{1}{\eta_r (\omega_r^2 - \Omega^2)} u_{r_i} u_{r_j} \quad (2.38)$$

onde u_{r_i} designa a i -ésima componente do autovetor $\{u_r\}$.

Se o sistema possui “ p ” modos de corpo rígido ($\omega_r = 0$, $r = 1, \dots, p$):

$$[H(\Omega)] = -\sum_{r=1}^p \frac{1}{\eta_r \Omega^2} + \sum_{r=1}^n \frac{1}{\eta_r (\omega_r^2 - \Omega^2)} \{u_r\} \{u_r\}^T \quad (2.39)$$

É possível observar que, a partir das Eqs. (2.38) e (2.39), tem-se picos de ressonância (amplitudes tendendo ao infinito) quando a frequência de excitação se iguala a uma das frequências naturais. Desta forma, as frequências naturais de vibração podem ser determinadas a partir da Função de Resposta em Frequência da estrutura mediante a identificação dos valores de frequência aos quais correspondem os picos de ressonância.

Através de ensaios dinâmicos, a estrutura é excitada por forças externas, sendo medidas as respostas vibratórias correspondentes. Tendo os sinais de entrada e de saída do sistema linear é possível obter as FRFs experimentalmente para uma determinada banda de frequência, por procedimentos usualmente empregados em ensaios dinâmicos (McConnel, 1995).