



**Universidade  
Federal de Itajubá**

**TESE DE DOUTORADO**

**Análise da variação das respostas dinâmicas em  
placas retangulares delgadas soldadas**

**Autora: Vanessa Bawden de Paula Macanhan**

**Orientador: Prof. Dr. Edmilson Otoni Correa**

**INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Itajubá, Setembro de 2016**

**Minas Gerais – Brasil**

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

TESE DE DOUTORADO

# **Análise da variação das respostas dinâmicas em placas retangulares delgadas soldadas**

Autora: **Vanessa Bawden de Paula Macanhan**

Orientador: **Prof. Dr. Edmilson Otoni Correa**

Curso: **Doutorado em Engenharia Mecânica**

Área de Concentração: **Projeto, Materiais e Processos**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Doutora em Ciências em Engenharia Mecânica.

Itajubá, Setembro de 2016

Minas Gerais – Brasil

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

TESE DE DOUTORADO

# **Análise da variação das respostas dinâmicas em placas retangulares delgadas soldadas**

**Autora: Vanessa Bawden de Paula Macanhan**

**Orientador: Prof. Dr. Edmilson Otoni Correa**

Composição da banca examinadora:

**Prof. Dr. Carlos Alberto Carvalho Castro – CEFET/MG**

**Prof. Dr. Wanderley Xavier Pereira – CEFET/MG**

**Prof. Dr. Sebastião Carlos da Costa – IEM/UNIFEI**

**Prof. Dr. Sebastião Simões da Cunha Júnior – IEM/UNIFEI**

**Prof. Dr. Edmilson Otoni Correa (Orientador) – IEM/UNIFEI**

## **Dedicatória**

*Ao meu amor Marcio.*

*Às minhas amadas filhas Daniela e Carina.*

*Obrigada por vocês existirem e me fazerem tão feliz!*

*Amo muito vocês!*

# Agradecimentos

Agradeço ao meu Orientador, o Professor Doutor Edmilson Otoni Correa, pela excelente orientação no desenvolvimento de todo o meu trabalho e também por ter confiado em mim e acreditado que eu conseguiria realizá-lo, mesmo com tantos acontecimentos paralelos durante os anos de seu desenvolvimento.

Agradeço ao Professor Doutor José Juliano de Lima Junior pelo grande apoio concedido a mim na realização das matérias como aluna de atualização, possibilitando conciliar meu doutorado na UNIFEI ao meu trabalho no Laboratório Nacional de Astrofísica (LNA).

Agradeço ao Professor Doutor Antônio Marcos Gonçalves de Lima pela co-orientação no início deste trabalho.

Agradeço ao Técnico do Laboratório de Vibrações e Acústica da UNIFEI, Ângelo de Souza, e ao Pesquisador Doutor Julio Cesar Silva Souza por todo auxílio na realização de todos os testes das análises modais experimentais.

Agradeço ao Técnico em Mecânica do LNA, José Tadeu da Silva, pela realização da soldagem das placas de aço na análise experimental.

Agradeço ao Técnico do Laboratório de Metalurgia e Materiais da UNIFEI, Jonas Mendes, pela execução do teste metalográfico.

Agradeço ao Pesquisador do Laboratório de Transferência de Calor da UNIFEI, o Mestre Wilson Altair da Silva, pelo auxílio na obtenção das temperaturas durante o processo de soldagem.

Agradeço ao meu amado esposo Marcio Vital de Arruda pela grande ajuda na realização de todos os experimentos, pelos ensinamentos para a modelagem computacional, por me ajudar a conseguir tempo quando parecia impossível, pelo apoio nas horas difíceis e pelas cervejas nas horas de estresse.

Mais importante, agradeço a Deus por me dar força e luz para que nestes últimos anos eu tenha conseguido me tornar Doutora, esposa e mãe, mesmo com tantos percalços e aventuras pelo caminho.

## Resumo

MACANHAN, V.B.P. (2016), **Análise da variação das respostas dinâmicas em placas retangulares delgadas soldadas**, Itajubá, 125p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Este trabalho estuda a variação das frequências naturais em placas delgadas de aço inoxidável soldadas, ocasionada por tensões residuais de soldagem. Sabe-se que as tensões residuais de soldagem influenciam significativamente nas respostas dinâmicas de placas delgadas soldadas e, portanto, aprimorar o entendimento deste fenômeno pode culminar, no futuro, no desenvolvimento de um novo método de detecção de tensões residuais de soldagem. Foram realizadas análises experimentais e simulações numéricas, utilizando o método dos elementos finitos, em placas de aço inoxidável AISI316L de 302 x 150,5 milímetros, para duas diferentes espessuras, 2,95 e 6,30 milímetros. Foram realizadas soldas de deposição (*bead-on-plate*) e soldas de topo, em diferentes energias de soldagem, e as frequências naturais das mesmas foram medidas antes e após as soldagens. Ao se calcular as variações para os seis primeiros modos de vibrar, foi observado que é esperado que as variações das respostas dinâmicas sejam negativas, devido à predominância das tensões residuais de compressão. Detectou-se que as maiores magnitudes ocorrem para o primeiro modo de torção e que as variações para o modo de flexão longitudinal são relativamente próximas de nulo. Variações diferentes das esperadas podem ser indicativas de tensões residuais de soldagem inesperadas ou indesejadas. Observou-se ainda que testes *bead-on-plate* nem sempre geram maiores variações nas respostas dinâmicas para maiores energias de soldagem, como seria esperado e como ocorre nas juntas soldadas. Ainda, foi detectado que para as mesmas energias e velocidades de soldagem, as variações são maiores para as juntas soldadas que nos testes *bead-on-plate*. Também se observou que testes *bead-on-plate* e simulações numéricas nem sempre detectam problemas que são detectáveis nas juntas soldadas, como energia de soldagem insuficiente para penetração total da solda, por exemplo.

### Palavras-chave:

Placas soldadas, frequências naturais, tensões residuais, método dos elementos finitos.

## **Abstract**

MACANHAN, V.B.P. (2016), *Analysis of dynamic response variation of welded rectangular plates*, Itajubá, 125p. *PhD. Thesis (Mechanical Engineer)* – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

*This research investigates natural frequency variations in welded thin stainless steel plates resulting from welding residual stresses. It is known that welding residual stress can considerably influence thin plate dynamic responses, and improving this phenomenon understanding would turn possible to, in near future, develop a new welding residual stress detection method. Experimental analysis and numerical simulations, using finite element method, were performed for AISI316L SS plates, with dimensions of 302 x 150.5 millimeters, for two different thickness, 2.95 and 6.30 millimeters. In the experimental analysis, sixteen plates were welded, bead-on-plate and butt welded, with different heat inputs, and the natural frequencies were taken, for all plates, before and after welding for the first six vibration modes. It was observed that the modal variations should be negative, due to compressive residual stress predomination. In addition, it was detected that the higher variations occur for the first torsion mode, and that the variation for the longitudinal flexion mode is around zero. Variations different from what is expected shall indicate undesirable residual stresses. Moreover, it was detected that bead-on-plate welds do not result in higher modal variations for higher heat inputs, as it is theoretically expected, and as it occurs with butt welds. It was also detected that for the same heat input and speed, modal variations are higher for butt welds than bead-on-plate tests. In addition, it was observed that bead-on-plate tests and numerical simulations do not always detect some welding problems which can be normally detect in butt welds, such as bad weld penetration due to insufficient heat input, for example.*

### **Keywords:**

*Welded plates, natural frequencies, residual stress, finite element method.*

## Lista de figuras

Figura 2.1	Exemplo de ciclo térmico de soldagem	8
Figura 2.2	Linhas isotérmicas obtidas na soldagem de alumínio	8
Figura 2.3	Isotermas na soldagem de placas delgadas (duas dimensões)	9
Figura 2.4	Isotermas na soldagem de placas grossas (três dimensões)	9
Figura 2.5	Modelo da dupla elipsoidal de Goldak	10
Figura 2.6	Representação tridimensional do comportamento de tensão e temperatura durante a soldagem	12
Figura 2.7	Tensão residual longitudinal resultante	12
Figura 2.8	Representação bidimensional do comportamento da temperatura e tensão durante a soldagem	13
Figura 2.9	Deformações de soldagem de placas	14
Figura 2.10	Deformações combinadas em uma placa soldada	15
Figura 2.11	Sistema vibratório com dois graus de liberdade	17
Figura 4.1	Dimensões da placa de 6,30 milímetros de espessura	39
Figura 4.2	Configuração de testes	41
Figura 4.3	Medição das frequências naturais, com o vibrômetro laser VQ-500-D e o analisador de sinais SR780, antes da soldagem	43
Figura 4.4	Resultados da análise modal inicial experimental para as placas de 2,95 milímetros de espessura	44
Figura 4.5	Resultados da análise modal inicial experimental para as placas de 6,30 milímetros de espessura	44
Figura 4.6	Corte da Placa 6.3 por eletroerosão	45
Figura 4.7	Soldagem da Placa 6.7	46
Figura 4.8	Solda interrompida por excesso de calor	47
Figura 4.9	Ensaio metalográfico da Placa 6.7	49
Figura 4.10	Resultados da análise modal final experimental para as placas de 2,95 milímetros de espessura	50
Figura 4.11	Resultados da análise modal final experimental para as placas de 6,30 milímetros de espessura	50
Figura 4.12	Variações das frequências naturais nas placas de 2,95 milímetros de espessura	52

Figura 4.13	Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura	52
Figura 4.14	Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura e corrente de soldagem de 250A	53
Figura 5.1	Passos para a execução da simulação numérica	55
Figura 5.2	Geometrias e malhas da placa em estudo	58
Figura 5.3	Análise modal inicial da placa de 2,95 (mm): 6 primeiros modos de vibrar	60
Figura 5.4	Análise modal inicial da placa de 6,30 mm: 6 primeiros modos de vibrar	61
Figura 5.5	Modelo da dupla elipsoidal de Goldak	62
Figura 5.6	Simulação da soldagem da Placa 6.5	63
Figura 5.7	Simulação do resfriamento da Placa 6.5	64
Figura 5.8	Ciclos térmicos de pontos selecionados na simulação da Placa 6.5	65
Figura 5.9	Ciclos térmicos para diferentes energias	65
Figura 5.10	Simulação estrutural da Placa 6.5	67
Figura 5.11	Tensões residuais de soldagem na direção longitudinal	69
Figura 5.12	Frequências naturais teóricas após a soldagem	71
Figura 5.13	Variações teóricas da frequências naturais	72
Figura 5.14	Análise modal final da Placa 6.5 de 6,30(mm) com $E=1122(J/mm)$ 6 primeiros modos de vibrar	73
Figura 6.1	Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura soldadas com 250 Amperes	77
Figura 6.2	Seis primeiros modos de vibrar das placas	79
Figura 6.3	Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura	82
Figura 6.4	Variações das frequências naturais nas placas de 2,95 milímetros de espessura	84
Figura 6.5	Comparação entre propriedades do aço AISI316L e alumínio 5052-H32	87
Figura 6.6	Análise modal inicial – Placas de 2,95(mm) – Valores teórico e experimentais	89
Figura 6.7	Análise modal inicial – Placas de 6,30(mm) – Valores teórico e experimentais	90
Figura 6.8	Análise modal final – Placas de 6,30(mm) – Valores teóricos e experimentais	96
Figura 6.9	Variações das respostas dinâmicas – Placas de 6,30(mm) – Valores teóricos e experimentais	96

Figura 6.10	Variações das respostas dinâmicas – Placas 6.5 a 6.8 – Valores teóricos e experimentais	97
Figura A.1	Análise modal das placas de 2,95(mm) cortadas	110
Figura A.2	Análise modal das placas de 6,30(mm) cortadas	110
Figura A.3	Modos de vibrar da placa de 2,95(mm) de espessura cortada	112
Figura A.4	Modos de vibrar da placa de 6,30(mm) de espessura cortada	112
Figura B.1	Exemplo de um ensaio macrográfico de uma junta soldada atacada quimicamente	115
Figura B.2	Método do furo cego	116
Figura B.3	Sistema de medição de tensão residual pelo método do furo cego	116
Figura B.4	Equipamento portátil de difração de raios-X	117
Figura B.5	Reator nuclear FRM II e instrumento STRESS-SPEC para medição por difração de nêutrons	118
Figura B.6	Medição da tensão residual de um componente soldado utilizando um dispositivo de ultrassom	119
Figura B.7	Medição de tensão residual pelo método do ruído magnético de <i>Barkhusen</i>	120
Figura B.8	Tensões residuais longitudinais medidas em amostras soldadas, utilizando diferentes técnicas	121

## Lista de tabelas

Tabela 4.1	Frequências naturais (Hz) das placas medidas em laboratório antes da soldagem	43
Tabela 4.2	Parâmetros de soldagem	48
Tabela 4.3	Frequências naturais (Hz) das placas medidas em laboratório após a soldagem	49
Tabela 4.4	Variação das frequências naturais – análise experimental	51
Tabela 5.1	Propriedades térmicas e mecânicas do AISI 316L	56
Tabela 5.2	Frequências naturais (Hz) antes da soldagem simuladas numericamente	59
Tabela 5.3	Frequências naturais (Hz) após a soldagem simuladas numericamente	71
Tabela 5.4	Variação das frequências naturais calculadas numericamente	72
Tabela 6.1	Variação das frequências naturais obtidas experimentalmente Placas de 6,30(mm) – 250(A)	76
Tabela 6.2	Variações das frequências naturais em placas delgadas soldadas experimentalmente – Comparativo entre autores	80
Tabela 6.3	Ordem das variações dos modos – Comparativo entre autores	81
Tabela 6.4	Variação das frequências naturais obtidas experimentalmente Placas de 6,30 milímetros	83
Tabela 6.5	Variação das frequências naturais obtidas experimentalmente Placas de 2,95 milímetros	85
Tabela 6.6	Condutividade térmica à temperatura ambiente	86
Tabela 6.7	Análise modal inicial – Comparativo entre valores teórico e experimentais	89
Tabela 6.8	Resultados apresentados por Charette et al. (2007)	93
Tabela A.1	Frequências naturais (Hz) das placas cortadas	109
Tabela A.2	Variações das frequências naturais das placas cortadas	111

## Lista de abreviaturas e siglas

ABAQUS <sup>®</sup>	<i>Finite element computer code</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANSYS <sup>®</sup>	<i>Analysis System</i>
ASTER <sup>®</sup>	<i>Analysis of Structures and Thermomechanics</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BOP	<i>Bead-on-plate</i>
c	Calor específico (J/kg.K)
E	Energia de soldagem (J/mm)
E	Módulo de elasticidade (N/m <sup>2</sup> )
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding
h	Coefficiente de convecção (W/m <sup>2</sup> K)
I	Corrente de soldagem (A)
k	Condutividade térmica do material (W/mK)
LNA	Laboratório Nacional de Astrofísica
MEF	Método dos Elementos Finitos
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
SIFDRIM	<i>Stress Identification from Dynamic Responses – Inverse Method</i>
SYSWELD <sup>®</sup>	<i>Welding Simulation Solution</i>
t	Tempo de soldagem (s)
T	Temperatura (K)
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
U	Tensão de soldagem (V)
UNIFEI	Universidade Federal de Itajubá
v <sub>s</sub>	Velocidade de soldagem (mm/s)
VSR	<i>Vibratory Stress Relief</i>
WELDSIM	<i>Welding Simulation Code</i>
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada
$\alpha$	Coefficiente de expansão térmica ( $\mu/m^{\circ}C$ )
$\epsilon$	Emissividade

$\eta$	Eficiência térmica do processo de soldagem
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\rho$	Densidade (kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma_s$	Tensão de escoamento (MPa)
$\omega_n$	Frequência natural (Hz)

# Sumário

Capítulo 1	1
Introdução	1
1.1 Considerações iniciais	1
1.2 Objetivos	3
1.3 Justificativa	3
1.4 Estrutura do trabalho	5
Capítulo 2	7
Fundamentação teórica	7
2.1 Tensões residuais de soldagem	7
2.2 Análise de vibrações e respostas dinâmicas	16
Capítulo 3	20
Revisão bibliográfica	20
3.1 Simulação computacional de soldagem	20
3.2 Estudos sobre a variação das respostas dinâmicas em componentes soldados	29
Capítulo 4	37
Análise experimental	37
4.1 Escolha dos parâmetros para o estudo	37
4.2 Análise modal inicial	42
4.3 Soldagem	45
4.4 Análise modal final	49
Capítulo 5	54
Simulação numérica	54
5.1 Pré-processamento	56
5.2 Análise modal inicial	58
5.3 Análise térmica	62

5.4	Análise estrutural	66
5.5	Análise modal final	70
Capítulo 6		75
Análise dos resultados		75
6.1	Análise dos resultados experimentais	75
6.2	Análise da simulação numérica	88
6.3	Método proposto	97
Capítulo 7		99
Conclusão		99
7.1	Conclusões	99
7.2	Sugestões para trabalhos futuros	101
Referências bibliográficas		102
Apêndice A		109
Frequências naturais das placas cortadas		109
Apêndice B		113
Métodos de detecção de tensões residuais de soldagem		113
B.1.	Métodos destrutivos	113
B.2.	Métodos semidestrutivos	115
B.3.	Métodos não destrutivos	116
Anexo A		122
Certificado de qualidade do material		122

# Capítulo 1

## Introdução

Neste capítulo introdutório são feitas considerações iniciais a respeito de tensões residuais de soldagem e da identificação de que as mesmas podem influenciar nas respostas dinâmicas, ou seja, nas frequências naturais, dos componentes soldados. Em seguida, são apresentados os objetivos principal e específicos deste trabalho. Na justificativa, é explanada a relevância do trabalho e o contexto no qual o mesmo se enquadra. Finalmente, é apresentada a estrutura na qual estão organizados os capítulos seguintes.

### 1.1 Considerações iniciais

Os processos de soldagem são amplamente utilizados em diversos ramos da indústria, como a petroquímica, naval, aeroespacial, nuclear, automobilística, entre outras. Ainda, a soldagem de placas delgadas é largamente empregada na fabricação de aviões, foguetes, navios, submarinos, tanques de combustível, entre outros diversos componentes que exigem estrita qualidade e segurança dos produtos fabricados. Durante sua execução, os processos de soldagem geram tensões térmicas que causam tensões residuais de soldagem. A previsão e o controle dessas tensões residuais e das deformações oriundas dos processos de soldagem são significativamente importantes, pois sua presença pode ocasionar efeitos indesejáveis como trincas, fraturas, fadiga, empenamentos imprevisíveis, durante ou após a soldagem, e até mesmo afetar a resistência à corrosão do material. Tratamentos térmicos para o alívio das tensões residuais podem ser feitos para minimizar suas consequências, entretanto nem sempre são possíveis, viáveis ou desejáveis devido a uma série de fatores como tamanho e geometria dos componentes soldados, viabilidade técnica e econômica, entre outros. Assim, a detecção das tensões residuais de soldagem é importante para garantir a qualidade e confiabilidade do componente soldado.

Foi detectado, em trabalhos anteriores, que as tensões residuais de soldagem influenciam o comportamento dinâmico dos componentes soldados. Kaldas & Dickinson (1981a) observaram que as tensões residuais de soldagem, quando não aliviadas, podem alterar as características vibracionais dos elementos e da estrutura soldada, variando os valores de suas frequências naturais. Vieira Jr. et al. (2002), Thomas & Champliand (2005), Bezerra (2006) e Charette (2011) confirmaram tal influência. Dentre os componentes até então pesquisados, Bezerra (2006) identificou que as placas delgadas, aquelas cujas espessuras são iguais ou inferiores a 1/20 de suas larguras, são mais sensíveis às variações nos valores das frequências naturais.

Os estudos com relação a este tema, que aborda a variação nas respostas dinâmicas geradas por tensões residuais de soldagem, ainda não são muitos e estão em fase inicial. Entretanto, dentre os autores que o abordaram, acredita-se na possibilidade de se desenvolver um método que seja capaz de detectar e avaliar tais tensões analisando-se as frequências naturais dos componentes soldados. Para tanto, deve-se buscar melhor entendimento da influência das tensões residuais de soldagem nas frequências naturais e como a mesma atua nos diferentes componentes para diferentes materiais. Com este intuito, foi desenvolvido este trabalho.

Para o desenvolvimento deste trabalho, optou-se por estudar o comportamento dinâmico de placas delgadas soldadas experimentalmente, tanto na forma *bead-on-plate* como juntas soldadas, e também desenvolvendo um modelo numérico, pelo método dos elementos finitos, que simule as soldas executadas experimentalmente. O foco do trabalho não é calcular tensões residuais por si só, tema sobre o qual já existem inúmeras publicações. O foco deste trabalho é pesquisar sobre as variações que ocorrem nas frequências naturais das placas, comparando-as antes e após a soldagem e, ainda, analisar o comportamento da variação destas frequências para cada modo de vibrar. Este trabalho é mais uma etapa para o entendimento do tema proposto, sobre o qual ainda há muito a ser pesquisado. Pode-se dizer, também, que este trabalho é mais um passo no desenvolvimento do desejado novo método de detecção de tensões residuais de soldagem.

## 1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é estudar, através de análises experimentais e simulações numéricas, a variação nas respostas dinâmicas resultantes das tensões residuais de soldagem em placas retangulares delgadas.

Os objetivos específicos são:

- Analisar experimentalmente o comportamento dinâmico de amostras de placas retangulares delgadas, medindo suas frequências naturais antes e após a execução da solda e, então, calcular e avaliar as variações das intensidades das frequências naturais para os diferentes modos de vibrar.
- Analisar experimentalmente o comportamento dinâmico de amostras de placas retangulares delgadas, de mesmo material e dimensões, porém soldadas de forma diferente, BOP – *bead on plate* e junta soldada, e comparar e avaliar os resultados.
- Simular numericamente, utilizando o método dos elementos finitos, os experimentos realizados e comparar os resultados obtidos experimental e numericamente. Ainda, avaliar a utilização do emprego do método dos elementos finitos na simulação numérica de processos de soldagem para o estudo da variação das respostas dinâmicas, analisando sua viabilidade, vantagens e desvantagens.

## 1.3 Justificativa

Sabe-se que as tensões residuais oriundas dos processos de soldagem são indesejadas e, portanto, sua detecção é desejada e para a qual existem diferentes métodos. Dentre os métodos de detecção de tensões residuais, dentre os quais se enquadram também as tensões residuais de soldagem, há os métodos destrutivos, que nem sempre são desejados justamente por inutilizarem o componente após sua aplicação. Há os métodos semidestrutivos, como o método do furo cego, por exemplo, que é bastante utilizado, porém assim como os métodos destrutivos, podem também ser indesejados por prejudicarem o componente, mesmo que de forma menos agressiva. Os métodos semidestrutivos requerem equipamentos relativamente mais simples que os métodos não destrutivos. Estes últimos tem a vantagem de não inutilizarem ou prejudicarem o componente, mas requerem equipamentos específicos operados por mão-de-obra especializada, tais como o método de difração de raios-X e método com ultrassom. Ainda, podem ser significativamente caros, tal como o método de difração de

nêutrons, que requer que o componente a ser analisado seja levado a um reator nuclear. Cada método apresenta suas vantagens e limitações e sua utilização deve ser avaliada considerando suas capacidades, profundidades de análise com relação à superfície do componente, custos, tempos de análise e, também, o tamanho e a possibilidade de deslocamento do componente a ser analisado.

O fenômeno de que as tensões residuais de soldagem influenciam as respostas dinâmicas do componente fez com que se fosse atendida a possibilidade do desenvolvimento de um novo método de detecção destas tensões. Dentre as vantagens deste novo método, se viabilizado, seria, primeiramente, o fato de ser um método não destrutivo. Em comparação aos demais métodos não destrutivos, este método teria como vantagens menor custo, menor tempo empregado para análise, maior flexibilidade e maior facilidade de uso, uma vez que os equipamentos para medição de frequências naturais, tais como o acelerômetro e o vibrômetro laser, são mais baratos, rápidos, portáteis e mais fáceis de utilizar.

Para o desenvolvimento de tal método, se faz necessário, portanto, o entendimento da influência das tensões residuais de soldagem nas variações das frequências naturais. Para tal, pesquisas devem ser desenvolvidas no sentido de se coletar dados que levem a um conhecimento empírico do assunto, que é restrito até o momento. Pelos poucos trabalhos publicados até a atualidade, sabe-se que as placas delgadas são mais sensíveis às variações nas frequências naturais. Sabe-se ainda que a influência em placas espessas e tubos pode ser significativamente baixa. Entretanto, ainda há muito a se pesquisar sobre o tema para o desenvolvimento de um método confiável.

Para que este método seja viavelmente aplicável ao chão de fábrica e oficinas, é imprescindível que as pesquisas reflitam, o quanto melhor possível, a realidade destes ambientes e das soldas neles executadas. Como na significativa maioria dos estudos apresentados na revisão bibliográfica foram analisados testes BOP, considerou-se necessário, neste trabalho, executar juntas soldadas a fim de compará-las com as soldas por deposição. Ainda, muito se tem publicado sobre a simulação de soldagem pelo método dos elementos finitos. Assim, buscou-se, também, avaliar se a simulação pelo método dos elementos finitos é suficiente para o levantamento de dados para a pesquisa deste tema, ou se se fazem necessários os experimentos laboratoriais.

Assim, busca-se estudar o comportamento dinâmico de placas delgadas soldadas de forma mais próxima possível à realidade daqueles que utilizariam um método de detecção de tensões residuais de soldagem através da análise das frequências naturais do componente, caso este venha a ser viabilizado.

## **1.4 Estrutura do trabalho**

No Capítulo 2, é apresentada a fundamentação teórica dos conceitos utilizados neste trabalho. É feita uma explanação sobre as tensões residuais de soldagem com suas causas e efeitos. Em seguida, são apresentados conceitos sobre análise de vibrações e respostas dinâmicas, fundamentais para o desenvolvimento dos estudos realizados no trabalho.

O Capítulo 3 é a revisão bibliográfica dividida em duas seções. Na primeira, são apresentadas as publicações sobre simulações numéricas de soldagem, cujo tema é parte deste trabalho, e o desenvolvimento dos estudos realizados na área nos últimos anos e alguns dos problemas encontrados, devido a não trivialidade das simulações deste processo. Na segunda, é apresentada a revisão bibliográfica dos trabalhos publicados especificamente sobre a influência das tensões residuais de soldagem nas variações das respostas dinâmicas dos componentes soldados, que é o tema principal deste trabalho. Como são poucos os trabalhos publicados nesta área, e os estudos até agora desenvolvidos estão em fase consideravelmente inicial, os mesmos são abordados de forma mais detalhada.

O Capítulo 4 descreve a análise experimental. Primeiro, é justificada a escolha dos parâmetros de estudo e relatado o desenvolvimento dos experimentos. Então, é relatada a análise modal inicial, na qual foram medidas no laboratório as frequências naturais das placas antes da soldagem, e apresentados os resultados obtidos. Em seguida, é descrita a execução da soldagem, juntamente com a relação dos parâmetros de soldagem utilizados. Finalmente, é apresentada a análise modal final, na qual as placas tiveram suas frequências naturais novamente medidas, agora após a soldagem. São apresentados os resultados obtidos e as variações modais calculadas para cada uma das placas.

O Capítulo 5 descreve a simulação numérica. Primeiramente, aborda as considerações iniciais e os parâmetros utilizados para as quatro análises executadas, como não linearidade e plasticidade do material e desenvolvimento da geometria e da malha empregadas. Então, são descritas as quatro análises. A análise modal inicial é a mais simples e calcula as frequências

naturais da placa simulada considerando apenas geometria e material. A análise térmica é aquela na qual é inserido o calor no centro da placa, variando a posição de inserção com o tempo, simulando assim o processo de soldagem e aquecendo a placa simulada e, então, resfriando a mesma até a temperatura ambiente. Na análise estrutural, são calculadas as tensões e deslocamentos gerados, na placa simulada, pela variação das temperaturas resultantes da análise anterior. Como a análise térmica simula um processo de soldagem, as tensões calculadas na análise estrutural após o resfriamento, na placa livre de carregamentos externos, são as chamadas tensões residuais de soldagem. Finalmente, na análise modal final são calculadas as frequências naturais após a soldagem e as variações das mesmas para comparação com os resultados experimentais.

No Capítulo 6, é apresentada a análise dos resultados. Primeiramente, é feita a análise dos resultados experimentais e do comportamento das respostas dinâmicas para os diferentes modos de vibrar. Então, é feita a análise da simulação numérica, a comparação dos resultados numéricos com os experimentais e, ainda, uma análise de viabilidade, vantagens e desvantagens da utilização do método dos elementos finitos no estudo do comportamento dinâmico de componentes soldados. Finalmente, é proposto um método simplificado de se avaliar preliminarmente a qualidade de placas soldadas analisando sua resposta dinâmica. Trata-se de uma proposta bastante inicial para o desenvolvimento de um método de detecção das tensões residuais de soldagem através do comportamento dinâmico do componente soldado.

Finalmente, o Capítulo 7 apresenta a conclusão e sugestões para os trabalhos futuros que podem ser desenvolvidos dando continuidade ao estudo deste tema.

## Capítulo 2

### Fundamentação teórica

Neste capítulo são abordados alguns dos conceitos teóricos utilizados no desenvolvimento deste trabalho. Primeiramente, aborda-se o tema tensões residuais de soldagem com suas causas e efeitos. Na segunda parte, aborda-se o tema análise de vibrações e respostas dinâmicas, explanando-se alguns dos conceitos principais e as equações utilizadas nos cálculos da simulação numérica.

#### 2.1 Tensões residuais de soldagem

Qualquer processo de manufatura que altera a forma de um sólido, ou o sujeita a significativos gradientes de temperatura durante o processo, ocasiona tensões residuais (MASUBUCHI, 1980; RUUD, 2002). Por definição, tensões residuais são aquelas que permanecem em um corpo na ausência de forças externas e gradientes térmicos (MASUBUCHI, 1980; KANDIL et al. apud BEZERRA, 2006; SOUL & HAMDY, 2012). Em relação aos processos de soldagem, Soul & Hamdy (2012) explicam que o calor transiente altamente concentrado na região da solda aliado aos campos de temperatura não lineares nas fases de aquecimento e resfriamento da soldagem geram dilatações e contrações térmicas não uniformes, que resultam em deformações plásticas na zona fundida (ZF) e na zona termicamente afetada (ZTA) e, conseqüentemente, em tensões residuais e distorções permanentes nas estruturas soldadas. Afirmam também que este efeito é ainda mais proeminente em placas delgadas, que não são suficientemente rígidas para resistir às forças de contração induzidas na soldagem.

Conforme explicado por Taniguchi (1992), durante o processo de soldagem os materiais são submetidos a ciclos térmicos que influenciam diretamente sua estrutura cristalina e, portanto, suas propriedades finais. Um ciclo térmico de soldagem está esquematicamente representado na Figura 2.1. Esse ciclo térmico representa as temperaturas que o ponto em estudo atinge durante o processo. O ciclo térmico de soldagem consiste basicamente de três fases: a fase de aquecimento vigoroso do material no início do processo

de soldagem, a fase em que a temperatura máxima do ciclo é atingida e a fase de resfriamento gradual, até que a temperatura retorne ao valor inicial. O instante indicado com  $t=0$  representa o momento em que o calor atinge o ponto em estudo, ou o ponto mais próximo deste, quando a temperatura é máxima. Em  $t<0$  estão os instantes em que a fonte de calor se aproxima de tal ponto e  $t>0$  os instantes em que ela se afasta.

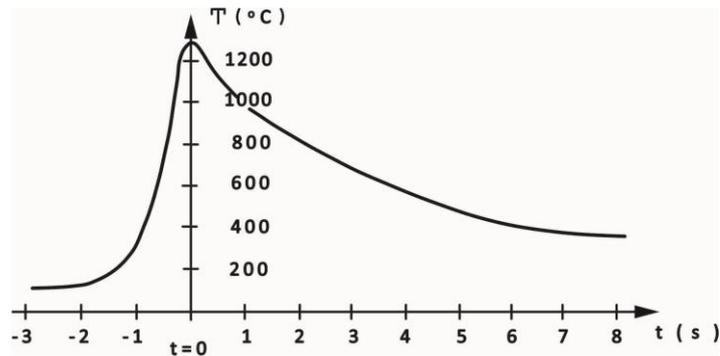


Figura 2.1 – Exemplo de ciclo térmico de soldagem  
Fonte: Taniguchi (1992)

Cada ponto do material processado passa por um ciclo térmico específico para este ponto, cuja intensidade é função de sua localização em relação à fonte de calor. O conjunto de temperaturas é função da intensidade da fonte de calor, das propriedades termodinâmicas do material soldado, da temperatura inicial do sólido, da energia de soldagem e das coordenadas do ponto estudado. As propriedades finais do material processado dependem dos picos de temperatura obtidos e das velocidades de resfriamento e, conseqüentemente, dependem indiretamente da energia de soldagem e da temperatura inicial da junta. Pelos ciclos térmicos podem-se obter as isotermas, que é o conjunto dos pontos do sólido com a mesma temperatura em um dado instante do processo como mostrado nas Figuras 2.2, 2.3 e 2.4.

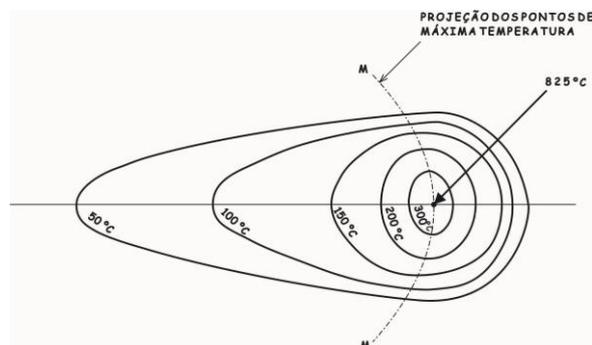


Figura 2.2 – Linhas isotérmicas obtidas na soldagem de alumínio  
Fonte: Taniguchi (1992)

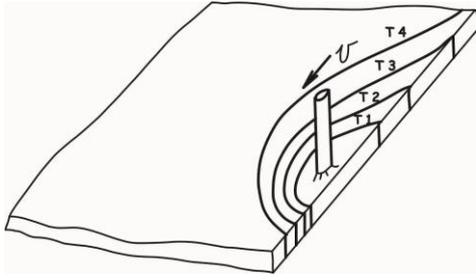


Figura 2.3 – Isotermas na soldagem de placas delgadas (duas dimensões)

Fonte: Taniguchi (1992)

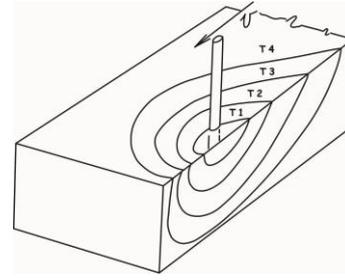


Figura 2.4 – Isotermas na soldagem de placas grossas (três dimensões)

Fonte: Taniguchi (1992)

Os ciclos térmicos e as isotermas podem ser calculados utilizando-se equações ou programas computacionais de análise de elementos finitos. A Equação 2.1 fornece a temperatura de um ponto em estudo para placas grossas enquanto que a Equação 2.2 fornece a temperatura no caso de placas delgadas (TANIGUCHI, 1992).

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi\lambda} e^{-\alpha w} \left[ \frac{e^{-\alpha}}{R} + \sum_{n=1}^{\infty} \left( \frac{e^{-\alpha R_n}}{R_n} + \frac{e^{-\alpha R'_n}}{R'_n} \right) \right] \quad (2.1)$$

$$T = T_0 + \frac{q}{2\pi\lambda} e^{-\alpha} K_0 \alpha r \quad (2.2)$$

Onde:

$w = x - vt$  – posição da fonte móvel de calor na coordenada  $x$

$x, y, z$  – coordenadas da placa

$v$  – velocidade de soldagem

$\alpha = v/2k$

$k = \lambda/\rho c$  – difusividade térmica do material

$\lambda$  – condutibilidade térmica do material, dependente da temperatura ( $\text{J/s mm}^0\text{C}$ )

$\rho$  – densidade do material ( $\text{g/mm}^3$ )

$c$  – calor específico do material no estado sólido ( $\text{J/g}^0\text{C}$ )

$T_0$  – temperatura inicial da placa ( $^0\text{C}$ )

$Q$  e  $q$  – quantidade total de energia disponível na fonte de calor

$R = \sqrt{w^2 + y^2 + z^2}$  (mm)

$R_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh - z)^2}$  (mm)

$R'_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh + z)^2}$  (mm)

$h$  – espessura da placa (mm)

$K_0 \alpha r$  – função modificada de Bessel, de segunda espécie e ordem zero.

A energia de soldagem, ou aporte de térmico, é definida como a quantidade de energia fornecida à junta por unidade de comprimento da mesma e é expressa pela Equação 2.3 (MARQUES et al, 2007).

$$E = \eta \frac{UI}{v_s} \quad (2.3)$$

Onde:

$\eta$  – eficiência térmica do processo de soldagem

$U$  – tensão de soldagem

$I$  – corrente de soldagem

$v_s$  – velocidade de soldagem

Os programas computacionais de elementos finitos têm sido amplamente utilizados para análises térmicas, como será discutido posteriormente. Além de calcular os ciclos térmicos e as isothermas e gerar os gráficos de qualquer ponto desejado muito mais rapidamente, pelos programas pode-se observar ainda o movimento da fonte de calor ao longo do tempo simulando a operação de soldagem, visualizando a movimentação das isothermas ao longo do processo.

Atualmente, o modelo mais completo e mais utilizado para a simulação da fonte de calor é a dupla elipsoidal de Goldak (MALIK et al., 2007; DENG & MURAKAWA, 2008; FACHINOTTI & CARDONA, 2008; DENG, 2009; CHARETTE, 2011; DARMADI et al., 2012; ALORAIER & JOSHI, 2012; LAZIC et al., 2014; BARBAN, 2014; CHEN et al., 2014). Este modelo combina duas formas elipsoidais, sendo uma na parte frontal e outra na parte posterior em relação ao centro, conforme mostrado na Figura 2.5.

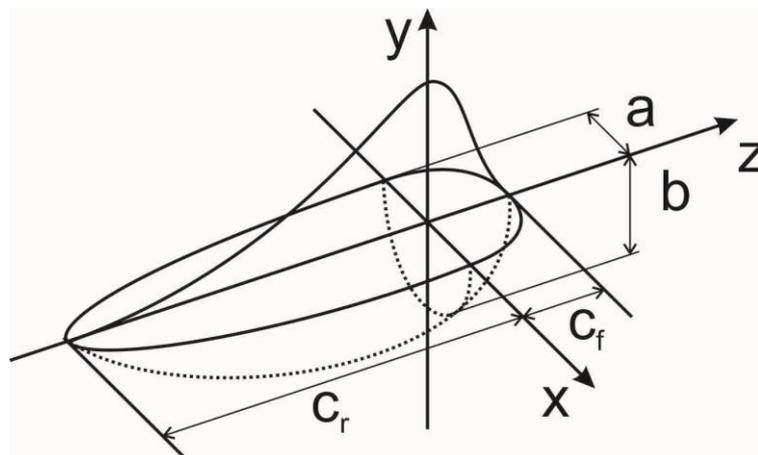


Figura 2.5 – Modelo da dupla elipsoidal de Goldak.

Fonte: Adaptado de Goldak et al. (1984) apud. Malik et al. (2007)

O fluxo de calor na parte frontal é calculado pela Equação 2.4, enquanto que o fluxo na parte posterior é obtido pela Equação 2.5, apresentadas a seguir.

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Qf_f}{abc_f\pi\sqrt{\pi}} e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3(z/c_f)^2} \quad (2.4)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Qf_r}{abc_r\pi\sqrt{\pi}} e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3(z/c_r)^2} \quad (2.5)$$

Onde:

$a, b, c_f, c_r$  – parâmetros geométricos da dupla elipsoide

$f_f, f_r$  – frações do calor depositado nas partes frontal e posterior, respectivamente.

Os parâmetros geométricos buscam descrever o tamanho característico da poça de fusão e podem ser obtidos experimentalmente pela medição dos limites da zona fundida em ensaio macrográfico. As frações de calor devem satisfazer a condição  $f_f + f_r = 2$ , sendo que ao se adotar  $f_f = 0,6$  e  $f_r = 1,4$  obtém-se uma boa convergência entre resultados numéricos e experimentais (GOLDAK, 2005 apud. BARBAN, 2014). Pelo modelo da dupla elipsoidal de Goldak, o tamanho e a forma da fonte de calor podem ser facilmente adaptados tanto para processos que produzem uma penetração menor por passe, como soldagem a arco voltaico, por exemplo, como para processos que produzem penetração por passe mais profunda, como soldagem a laser ou por feixe de elétrons (MALIK et al., 2007).

Segundo Taniguchi (1992), a ocorrência de deformações residuais, e consequente aparecimento de tensões residuais na junta soldada e suas adjacências, é praticamente inerente a todos os processos de soldagem. O fenômeno das deformações residuais de soldagem pode ser classificado como sendo de origem térmica e de natureza plástica, uma vez que a distribuição não uniforme das temperaturas acarreta as expansões e contrações do material na zona de solda, podendo atingir níveis tais que levem a uma deformação plástica. Nessas condições, criam-se incompatibilidades no campo de deformações daquela zona, levando ao aparecimento de tensões residuais necessárias para manter o equilíbrio de forças na região. O aparecimento de tensões residuais, por sua vez, pode produzir efeitos bastante indesejáveis na região da solda, ligados a problemas de propagação de trincas, corrosão sob tensão, fadiga, entre outros.

A variação da temperatura e da tensão residual longitudinal resultante para o caso da soldagem de topo de uma placa é representada na Figura 2.6. O ponto onde está a solda é onde há a maior temperatura. Na linha da solda, quando há o início da elevação da temperatura com a aproximação da fonte de calor, o material sofre uma tensão negativa ou compressão na direção longitudinal, que se transforma em tensão positiva ou tração longitudinal com a passagem do ponto de temperatura máxima.

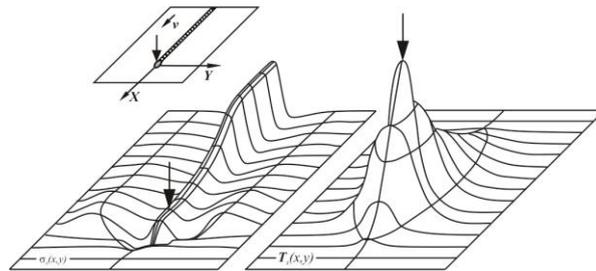


Figura 2.6 – Representação tridimensional do comportamento de tensão e temperatura durante a soldagem. Fonte: Adaptado de Pilipenko (2001).

A Figura 2.7 representa o campo de tensões longitudinais resultante após o resfriamento, com altas tensões residuais de tração na região próxima à solda que se transformam em tensões compressivas a uma determinada distância da solda.

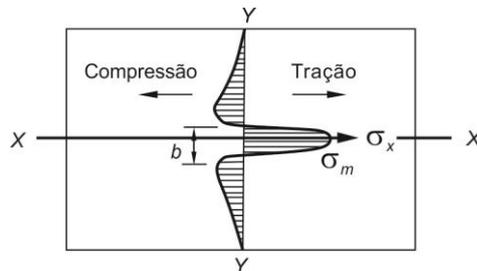


Figura 2.7 – Tensão residual longitudinal resultante. Fonte: Adaptado de Masubushi (1980).

Nos pontos mais distantes da solda, observa-se que as tensões vão diminuindo até que se anulam em áreas que não sofreram influência da variação de temperatura de soldagem. Essa distribuição de tensões longitudinais pode ser aproximada pela Equação 2.6 (MASUBUCHI, 1980).

$$\sigma_x(y) = \sigma_m \left[ 1 - \left( \frac{y}{b} \right)^2 \right] e^{-[1/2(y/b)^2]} \quad (2.6)$$

Onde:

$\sigma_m$  – tensão máxima na linha da solda

$y$  – distância da linha da solda

$b$  – largura da tensão de tração.

Esta mesma representação pode ser visualizada bidimensionalmente na Figura 2.8. A Figura 2.8a representa a passagem da fonte de calor durante a solda, enquanto que as Figuras 2.8b e 2.8c representam a variação da temperatura e tensão, respectivamente, nas diferentes seções. Na seção A-A ainda não houve a soldagem, logo a temperatura é a ambiente e não há tensões. Na seção B-B é o momento da soldagem, quando a temperatura é máxima. Na seção C-C a placa está no processo de resfriamento após a passagem da solda e na seção D-D o gráfico de tensões mostra a tensão residual após o resfriamento do material.

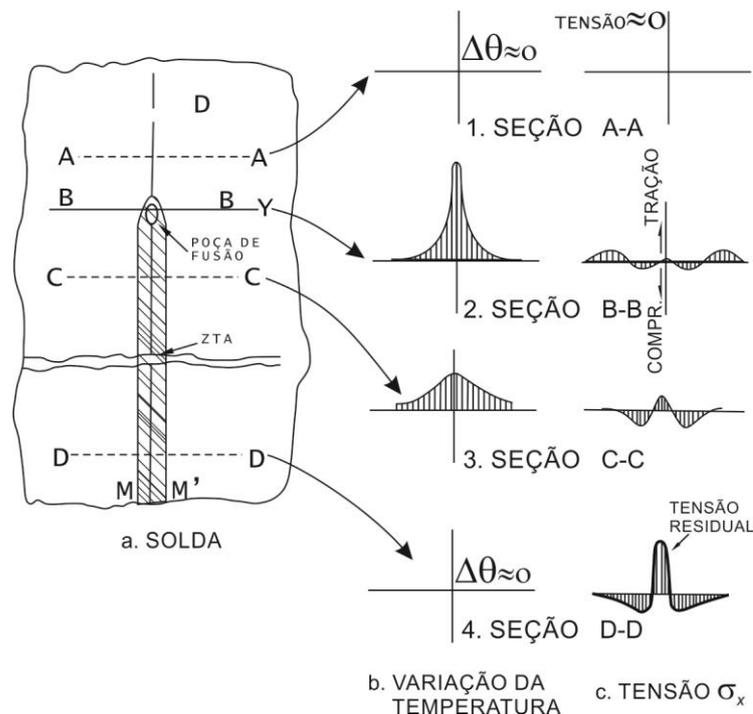


Figura 2.8 – Representação bidimensional do comportamento da temperatura e tensão durante a soldagem. Fonte: Adaptado de Papazoglou et al. (1982).

Segundo Brandi (1992), a tensão residual na ZTA depende, entre outros fatores, do grau de restrição da junta soldada, isto é, da resistência que ela oferece para se deformar ou

distorcer de tal maneira que alivie as tensões geradas durante o processo de soldagem. O tipo de junta também influi na restrição: uma junta topo-a-topo é menos restrita que uma junta em ângulo que, por sua vez, é menos restrita que uma junta cruciforme, mantendo-se as outras variáveis constantes.

Segundo Zinn & Scholtes (2002), além da temperatura atingida no cordão de solda e na ZTA durante a soldagem e da velocidade de resfriamento, também são determinantes para a geração de tensões residuais a composição química e a tensão de escoamento dos materiais e o grau de rigidez do sistema construtivo na qual a peça está sendo soldada. Isso torna a previsão das tensões residuais para casos individuais significativamente difícil, dado o grande número de parâmetros envolvidos e suas interdependências.

A previsão e o controle das tensões residuais e deformações provenientes dos processos de soldagem são significativamente importantes. Altas tensões residuais de tração na soldagem ocasionam trincas, fraturas e redução da resistência à fadiga, enquanto que tensões residuais de compressão ocasionam empenamentos indesejados, e frequentemente imprevisíveis, durante ou após a soldagem, o que é particularmente evidente em grandes placas delgadas, como as utilizadas na construção de automóveis e navios (PAPAZOGLU et al., 1982; ZHU & CHAO, 2002). A ocorrência de fraturas é agravada pelas baixas temperaturas (MARQUES et al., 2007). As tensões residuais podem até mesmo afetar a resistência à corrosão do material exposto a ambientes agressivos (PAPAZOGLU et al., 1982; MARQUES et al., 2007; LU apud. CHARETTE, 2007).

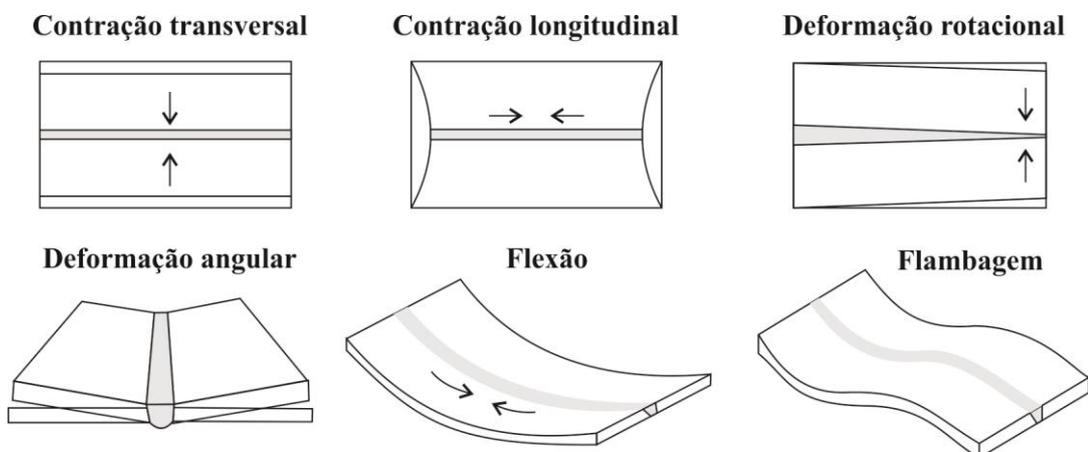


Figura 2.9 – Deformações de soldagem de placas.

Fonte: Adaptado de Masubuchi (1980).

Ainda, durante o resfriamento do componente soldado, como consequência das tensões geradas durante e após a soldagem, podem ocorrer as deformações que podem ser transientes ou residuais. A Figura 2.9 mostra seis tipos de deformações esperadas na soldagem de placas: contração transversal, contração longitudinal, deformação rotacional, deformação angular, flexão e flambagem.

Não é incomum ocorrerem dois ou mais tipos de deformações simultâneas. A Figura 2.10a mostra uma placa soldada em topo fletida longitudinalmente, enquanto a Figura 2.10b mostra a placa combinando a flexão longitudinal com a deformação angular. Segundo Soul & Hamdy (2012), o primeiro caso tende a ocorrer em placas mais “longas” do que as do segundo caso. Isto é, em placas nas quais a relação entre comprimento e largura são maiores, tende a ocorrer apenas a flexão longitudinal. Enquanto que em placas mais “curtas”, nas quais a relação entre comprimento e largura são menores, tende a ocorrer a combinação de flexão longitudinal com a deformação angular. Os autores explicam que essas deformações ocorrem porque o calor é depositado em uma superfície da placa e a energia de absorção varia ao longo da espessura da mesma. Essa variação do calor através da espessura da placa causa a variação nas tensões longitudinais ao longo da espessura, gerando momentos de flexão e consequentes deformações. Diferentes técnicas de controle dinâmico e estático do calor e da temperatura vêm sendo estudadas no intuito de minimizar o problema das deformações de soldagem.

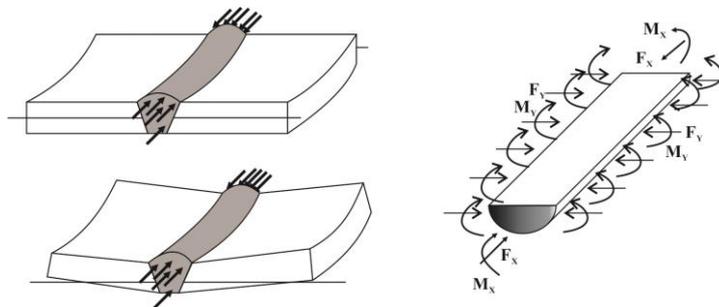


Figura 2.10 – Deformações combinadas em uma placa soldada.  
Fonte: Adaptado de Soul & Hamdy (2012)

Outro efeito indesejado das tensões residuais de soldagem é a instabilidade dimensional nas estruturas. Quando um componente soldado é usinado ou submetido a outra operação de remoção de material, é perturbado o equilíbrio das forças responsáveis pelas tensões residuais. Para restaurar o equilíbrio destas forças, o componente sofre pequenas distorções redistribuindo as tensões residuais. Estas pequenas distorções podem ser utilizadas

para medir as tensões residuais existentes no material, mas por outro lado, compromete a precisão dimensional das peças (MARQUES et al., 2007).

As tensões residuais, assim como as tensões provenientes de carregamentos externos oriundas de processos termomecânicos, também ocasionam o enrijecimento por tensão. O enrijecimento por tensão é definido como a alteração da rigidez à flexão de componentes estruturais – como cabos, vigas, placas, tubos, entre outros – devido ao seu estado de tensão. As tensões normais e/ou cisalhantes aplicadas na seção transversal destes elementos possuem efeito predominante neste fenômeno, ocasionando variações no comportamento estático e dinâmico das estruturas. As variações no comportamento estático podem ser verificadas por meio de deflexões e cargas de flambagem. As variações no comportamento dinâmico das estruturas enrijecidas sob tensão podem ser verificadas por meio de alterações de suas frequências naturais e funções de resposta em frequência. Observa-se que o efeito de enrijecimento por tensões residuais é mais significativo em estruturas esbeltas (BEZERRA, 2006). São estas variações no comportamento dinâmico das estruturas ocasionadas por tensões residuais originárias de processos de soldagem, que o presente trabalho aborda.

## **2.2 Análise de vibrações e respostas dinâmicas**

Conforme é explicado por Rao (2008), vibração ou oscilação é a denominação dada a qualquer movimento que se repita após um intervalo de tempo, como o balançar de um pêndulo e o movimento de uma corda dedilhada, por exemplo. A teoria de vibração estuda os movimentos oscilatórios de corpos e as forças associadas a eles. A maioria das atividades humanas envolve vibração, desde a audição, visão e respiração, associadas à vibração dos tímpanos, das ondas de luz e dos pulmões, respectivamente, até o projeto de máquinas, fundações, estruturas, motores e turbinas, e o desequilíbrio ou desbalanceamento dos mesmos podem causar falhas mecânicas graves. Apesar de seus efeitos danosos, a vibração pode ser positivamente utilizada em várias aplicações industriais e de consumo, como esteiras transportadoras, peneiras, testes de materiais, entre várias outras aplicações. Pode ser utilizada também para otimizar certos processos de usinagem, fundição, forjamento e soldagem.

O mesmo autor define que quando um sistema, após uma perturbação inicial, continuar a vibrar por conta própria, sem que nenhuma força externa atue sobre o mesmo, a vibração resultante é denominada vibração livre e a frequência na qual ele oscila é denominada frequência natural. Quando um sistema estiver sujeito a uma força externa,

geralmente repetitiva, a vibração resultante é denominada vibração forçada. Ainda, quando a frequência de excitação externa coincide com uma das frequências naturais do sistema, ocorre um fenômeno conhecido como ressonância, e o sistema sofre oscilações perigosamente grandes, que resultam em deflexões excessivas e falhas significativas.

Geralmente, um sistema vibratório inclui um meio para armazenar energia potencial (rigidez ou elasticidade), um meio para armazenar energia cinética (massa ou inércia) e um meio de dissipação de energia (amortecedor). A Figura 2.11 representa um típico sistema vibratório com dois graus de liberdade.

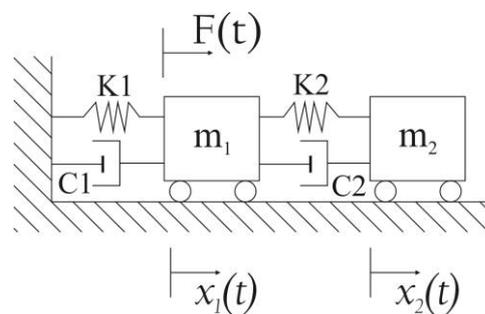


Figura 2.11 – Sistema vibratório com dois graus de liberdade.

Fonte: Elaborada pela autora.

Vibração não amortecida é aquela na qual nenhuma energia é perdida ou dissipada por atrito ou outra resistência durante a oscilação, enquanto vibração amortecida é aquela na qual há perda de energia. Em muitos casos o amortecimento pode ser desprezado por ser muito pequeno, porém não deve ser desprezado em sistemas vibratórios próximos à ressonância. A vibração resultante de um sistema vibratório é denominada vibração linear ou vibração não linear se todos os componentes básicos deste sistema – mola, massa e amortecedor – se comportarem linearmente ou não, e suas equações diferenciais de comportamento são lineares ou não lineares, respectivamente (RAO, 2008).

O número mínimo de coordenadas generalizadas independentes requeridas para determinar completamente as posições de todas as partes do sistema a qualquer instante define o número de graus de liberdade do sistema. Um sistema em vibração livre, isto é, que após uma perturbação inicial continua a vibrar por si próprio, sem ações de forças externas, com  $n$  graus de liberdade terá  $n$  frequências naturais de vibração distintas (RAO, 2008).

Em geral, as respostas estruturais para problemas de sistemas vibratórios são expressas basicamente em termos dos deslocamentos das estruturas, pelas equações de movimento. O termo respostas dinâmicas é utilizado por se tratar de respostas – deslocamentos – que variam com o tempo (CLOUGH & PENZIEN, 1975).

A equação diferencial de movimento que representa um sistema vibratório com muitos graus de liberdade é definida por (ALMEIDA, 1999):

$$[M].\{\ddot{q}\} + [C].\{\dot{q}\} + [K].\{q\} = \{Q(t)\} \quad (2.7)$$

Onde:

$[M]$  – matriz massa

$[C]$  – matriz de amortecimento

$[K]$  – matriz de rigidez

$\{q\}$  – vetor de coordenadas generalizadas

$\{Q(t)\}$  – vetor das forças externas de excitação.

Considerando o sistema em vibração livre sem amortecimento, o vetor de forças externas e a matriz de amortecimento são nulos:

$$[C] = [0] \text{ e } \{Q(t)\} = \{0\}$$

e a equação (2.7) é simplificada para (CLOUGH & PENZIEN, 1975; ALMEIDA, 1999):

$$[M].\{\ddot{q}\} + [K].\{q\} = \{0\} \quad (2.8)$$

cuja solução é dada pela equação:

$$[K]\{\phi_i\} = \omega_i^2[M]\{\phi_i\} \quad (2.9)$$

Onde:

$[K]$  – matriz de rigidez

$\{\phi_i\}$  – autovetor que corresponde ao modo de vibração na frequência natural  $i$

$\omega_i^2$  – autovalor que corresponde à frequência natural  $i$  ao quadrado

$[M]$  – matriz massa.

A Equação 2.9 é a equação utilizada para o cálculo das frequências naturais na simulação numérica deste trabalho. As  $i$  frequências naturais obtidas representam os  $i$  modos de vibrar possíveis para o sistema. O modo que tem a frequência mais baixa é denominado primeiro modo, o próximo é o segundo modo, e assim sucessivamente. Segundo Clough & Penzien (1975), é provado que para matrizes de rigidez e massa definidas reais, simétricas e positivas que pertençam a sistemas estruturais estáveis, todas as raízes da equação de frequência são reais e positivas.

Atualmente, o método dos elementos finitos é o método mais conhecido e utilizado para o cálculo das frequências naturais de um componente ou estrutura, através do qual pode-se simular com precisão as respostas às deformações, aos carregamentos e tensões associadas, em função dos parâmetros vibracionais do sistema mecânico sobre o qual se realiza a análise (RAIA et al., 2011).

## Capítulo 3

### Revisão bibliográfica

No capítulo 3, é feita a revisão bibliográfica das publicações de maior interesse relacionadas aos temas tratados neste trabalho. No primeiro tópico, são discutidos alguns dos principais trabalhos que vem sendo apresentados sobre a simulação computacional de soldagem e seus resultados. Dentre os vários trabalhos publicados nesta área, foram escolhidos para esta revisão aqueles cujos conteúdos foram considerados mais relevantes aos objetivos deste estudo.

No segundo tópico, são focados os trabalhos que abordam especificamente a variação das respostas dinâmicas ocasionada pelas tensões residuais de soldagem, foco deste trabalho. Para este tema específico, são poucos os trabalhos publicados e, portanto, todos eles são revisados neste subcapítulo.

#### 3.1 Simulação computacional de soldagem

Inicialmente, as simulações numéricas de soldagem para determinar o comportamento térmico dos materiais soldados, e suas consequências, eram feitas analiticamente. Devido à complexidade dos cálculos, as primeiras tentativas em simular tal processo eram simplificadas e unidimensionais. Masubuchi (1959) apud. Papazoglou et al. (1982) desenvolveu um método analítico para estimar tensões residuais de soldagens para casos um pouco mais complexos, baseando-se na teoria de Moriguchi (1948) apud. Papazoglou et al. (1982). Kaldas & Dickinson (1981b) realizaram um estudo no qual simularam numericamente placas retangulares soldadas para determinar as tensões residuais, utilizando a técnica de diferenças finitas, e realizar uma análise de vibrações, pelo método de Rayleigh-Ritz. Ainda, observaram que as tensões residuais de soldagem alteram as frequências de vibração das placas. Entretanto, simular o comportamento termo-mecânico dos processos de soldagem analiticamente era extremamente complicado e, em muitos casos, impossível.

Com o início da era computacional, alguns trabalhos começaram a ser desenvolvidos no intuito de simular o processo de soldagem e estimar as tensões residuais computacionalmente. Papazoglou et al. (1982) apresentaram um modelo de simulação computacional que busca analisar as tensões residuais de soldagem, suas formações e consequências. Mas foi com a evolução da computação, que as simulações passaram a ser feitas com a utilização do método de elementos finitos (MEF), sejam com programas específicos para simulação de processos de soldagem, como o Welding Simulation Code - WELDSIM (ZHU & CHAO, 2002; ZHU & CHAO, 2004), por exemplo, sejam com programas computacionais de MEF comerciais aplicáveis a diversos tipos de simulação, como o ABAQUS<sup>®</sup> (FRICKE et al, 2001; PILIPENKO, 2001), SYSWELD<sup>®</sup> (FRANCIS, 2002; ALORAIER & JOSHI, 2012; GANESH et al., 2014), ASTER<sup>®</sup> (DEPRADEAUX, 2004; LAZIC et al., 2014), ANSYS<sup>®</sup> (BEZERRA,2006; MORIN, 2006; ARMENTANI et al., 2007; CHARETTE, 2007, 2011; CAPRICCIOLI & FROSI, 2009; STAMENKOVIC & VASOVIC, 2009; VEMANABOINA, 2014), entre outros. Com isso, pôde se observar um significativo aumento no número de trabalhos publicados na área de simulação do processo de soldagem, incluindo trabalhos para determinação das tensões residuais. Atualmente, o programa de MEF mais utilizado para simulação numérica de processos de soldagem é o ANSYS<sup>®</sup>. A simulação é feita em duas etapas: primeiramente é feita a análise térmica simulando a solda através da entrada de um fluxo de calor ao longo do componente, gerando como resultado as variações de temperatura com o tempo em todos os nós da malha. A segunda etapa é a análise estrutural, quando a distribuição de temperaturas é inserida como carregamento térmico e são obtidos resultados estruturais de tensões e deslocamentos em todos os nós do componente após a soldagem.

Na simulação computacional dos processos de soldagem, a modelagem do material é um aspecto fundamental. Zhu & Chao (2002) investigaram o efeito das propriedades dos materiais dependentes da temperatura na temperatura transiente, nas tensões residuais e na deformação, em simulações computacionais de processos de soldagem. Para tanto, realizaram simulações tridimensionais térmicas e termomecânicas de soldagem de placas de liga de alumínio 5052-H32, através do programa WELDSIM desenvolvido pelos autores, usando três configurações de propriedades do material: valor da propriedade à temperatura ambiente, valor da propriedade no valor médio dos valores históricos variando em uma determinada faixa de temperatura e valor da propriedade variando em função da temperatura. Na análise térmica, as propriedades analisadas foram densidade  $\rho$ , calor específico  $c$  e condutividade

térmica  $k$ . Na análise termomecânica, as propriedades analisadas foram módulo de elasticidade  $E$ , tensão de escoamento  $\sigma_s$  e coeficiente de expansão térmica  $\alpha$ .

Foi observado que para as propriedades densidade  $\rho$ , calor específico  $c$  e coeficiente de expansão térmica  $\alpha$  obtiveram-se resultados muito próximos para as três configurações, podendo-se usar para estas propriedades os valores constantes à temperatura ambiente nas simulações, sendo que os valores das médias históricas são ainda melhores. Para a condutividade térmica  $k$ , obteve-se uma boa previsão utilizando-se a média histórica, mas os resultados são ainda melhores quando variando o valor desta propriedade com a temperatura. Para o módulo de elasticidade  $E$ , Zhu & Chao (2002) observaram que o valor da propriedade à temperatura ambiente é aceitável e melhor que a média histórica, mas ainda melhor se for variado em função da temperatura. Já o valor da tensão de escoamento  $\sigma_s$  tem que ser em função da temperatura, pois seus valores à temperatura ambiente e média histórica provocam resultados errôneos. Se for usado o valor constante à temperatura ambiente para  $\sigma_s$  na modelagem de elementos finitos, tensão residual e deformação plástica resultam como nulas, porque apenas a deformação elástica, e não a deformação plástica, ocorre sob tal circunstância. Variações nos Coeficiente de Poisson  $\nu$  e módulo de endurecimento plástico não influenciam nas deformações (TEKRIVAL & MAZUMDER, 1991 e CANAS et al., 1996 apud ZHU & CHAO, 2002).

Dada à importância da variação da tensão de escoamento com a temperatura nas simulações de soldagem e à dificuldade de obtenção de tais valores para altas temperaturas, Zhu & Chao (2002) apresentam uma proposta de aproximação para os casos nos quais esta propriedade não é conhecida:

$$\sigma_s = \begin{cases} \sigma_{s0}, & 0 \leq T \leq 100^\circ\text{C} \\ 0,05 \sigma_{s0} + \frac{T_1 - T}{T_1 - 100} \cdot 0,95 \sigma_{s0}, & 100 < T < T_1 \\ 0,05 \sigma_{s0}, & T \geq T_1 \end{cases} \quad (3.1)$$

Onde:

$\sigma_s$  – Tensão de escoamento à temperatura  $T$ ,

$T$  – Temperatura para a qual deseja-se determinar a tensão de escoamento,

$\sigma_{s0}$  – Tensão de escoamento à temperatura ambiente,

$T_1$  –  $2/3$  da temperatura de fusão do material.

Li et al. (2003) desenvolveram um método, após executar uma sequência de experimentos utilizando interferômetros e regressões estatísticas, para demonstrar que no caso dos processos de soldagem, devido ao alto gradiente de temperaturas, as propriedades dos materiais variam com a temperatura de forma diferente de quando medidas em ambiente estável. Segundo eles, durante a soldagem ocorre o que denominaram *property delay*, ou atraso nas propriedades, ou seja, durante o aquecimento provocado pela soldagem, o valor de uma propriedade atinge “depois”, isto é, em uma temperatura um pouco maior, o valor que ela teria em ambiente aquecido estavelmente. Tal fenômeno é mais significativo durante o aquecimento do que no resfriamento, porque o gradiente é bem maior no primeiro.

Depradeaux (2004) simulou numericamente as tensões residuais e deformações geradas pelo processo de soldagem. Utilizou o código para análise de elementos finitos ASTER<sup>®</sup> e simulou o processo *Tungsten Inert Gas* (TIG) em aço inoxidável AISI 316L. Iniciou suas análises com um modelo unidimensional de uma haste cilíndrica, validando suas equações e, então, elevou o grau de complexidade da análise para um modelo bidimensional e finalmente um modelo tridimensional. Suas simulações foram comparadas com experimentos para validação dos resultados e do método numérico utilizado. Também realizou uma análise paramétrica investigando a sensibilidade das características dos materiais, da equação utilizada nos cálculos e da modelagem da entrada de calor.

Armentani et al. (2007) simularam bidimensionalmente a soldagem de topo de duas placas de aço, sem especificar seu tipo, usando ANSYS<sup>®</sup>. Acrescentou o metal de adição na simulação do processo de soldagem. Para simular o metal de adição, utilizou a técnica de nascimento e morte dos elementos, ou *element birth-and-death*. Como resultado de seu trabalho, mostrou que é possível simular o material de adição no processo e que a eficiência de soldagem influencia no valor da tensão residual; o que é esperado, uma vez que esta eficiência influencia diretamente no calor adicionado. Nada foi mencionado sobre a comparação dos resultados teóricos com algum resultado experimental. Trabalho similar já havia sido realizado por Wu et al. (2003) soldando placas de aço em T. Eles simularam o processo com metal de adição, também usando a técnica *birth-and-death* pelo MEF, com o objetivo de prever as tensões residuais e compararam com resultados experimentais. Concluíram que a simulação numérica é possível, porém é necessário se ter os dados de temperatura corretos para a previsão das tensões residuais de soldagem. Os dados de

temperatura da simulação devem ser validados com dados de temperatura experimentais, que são extremamente difíceis de serem obtidos corretamente, conforme descrito pelos autores.

Malik et al. (2007) simularam processos de soldagem por MEF via ANSYS® utilizando a dupla elipsoide de Goldak e compararam alguns de seus resultados numéricos com dados experimentais validando seu modelo. Fizeram uma análise de sensibilidade, para alguns casos, variando primeiramente os parâmetros geométricos de Goldak e, depois, os parâmetros de soldagem, obtendo como resultado as distribuições das temperaturas. Comprovaram que os parâmetros de Goldak influenciam diretamente formato e contorno da zona fundida e da zona termicamente afetada, ZF e ZTA, além de afetar significativamente as temperaturas de pico das mesmas.

Fachinotti e Cardona (2008) simularam numericamente uma placa soldada comparando resultados obtidos através de MEF com resultados obtidos analiticamente. Utilizaram a dupla elipsoide de Goldak para simular a entrada de calor e executaram diversas variações para os parâmetros geométricos  $a$ ,  $b$  e  $c$  que simulam a poça de fusão. Conseguiram obter com o MEF resultados similares aos obtidos analiticamente e observaram que, no caso em estudo, utilizar simulações com MEF 2D foi mais conveniente que 3D devido à significativa redução no tempo de processamento. Não mencionaram se os resultados teóricos foram comparados a resultados experimentais.

Capriccioli & Frosi (2009) apresentaram simulações utilizando o código ANSYS® para soldagem a laser e TIG de AISI 316 e INCONEL 625. Também utilizaram a técnica *birth-and-death* de nascimento e morte de elementos para simulação do cordão de solda em múltiplos passes. Como resultado, verificaram que a velocidade de soldagem é um dos parâmetros primários para o cálculo das tensões residuais, uma vez que a velocidade de soldagem influencia a entrada de calor e determina a energia de soldagem. Também verificaram que, na análise térmica, o tamanho da malha escolhido tem pouco efeito nos resultados de distribuição térmica. Para mesma energia e velocidade de soldagem, malhas com elementos cinco vezes maiores, ou com número de elementos cinco vezes menor, apresentaram distribuições térmicas bastante similares. O que é importante uma vez que, no caso deste estudo, o tempo de processamento da análise térmica caiu de vinte para quatro horas por passe por metro com a diminuição do número de elementos na malha. Apresentaram também um procedimento de simplificação da análise estrutural com o objetivo de diminuir o

tempo de processamento desta, que é ainda maior que o tempo de processamento da análise térmica, e suas limitações. Não mencionaram se os resultados obtidos numericamente foram comparados com resultados experimentais. O trabalho fornece tabelas detalhadas das propriedades do material variando com a temperatura para o AISI 316, incluindo densidade, calor específico, condutividade, entalpia, tensão de escoamento, tensão de ruptura e módulo de elasticidade, dados estes utilizados neste trabalho.

Stamenkovic & Vasovic (2009) simularam o processo de soldagem de topo de duas placas de aço carbono ASTM 36, com metal de adição, utilizando ANSYS<sup>®</sup>. Simplificaram a simulação da entrada de calor assumindo um fluxo constante em um único elemento em cada *load step*, ou passo de carregamento. Eles compararam os resultados de tensões residuais obtidos na simulação numérica com resultados experimentais e obtiveram resultados satisfatoriamente próximos.

No intuito de gerar dados confiáveis para comparações em pesquisas futuras, Aloraier & Joshi (2012) simularam numericamente a soldagem com deposição de material de uma placa de aço de baixo carbono, utilizando o programa SYSWELD<sup>®</sup>. Os dados de entrada, parâmetros de soldagem e parâmetros geométricos de Goldak, foram obtidos em laboratório a partir de experimentos de solda de deposição (ou BOP). Temperaturas durante a soldagem foram coletadas com termopares e as tensões residuais de soldagem foram medidas pelo método do furo cego, e esses dados obtidos experimentalmente foram utilizados para calibrar as análises numéricas térmica e estrutural, respectivamente. Mesmo com todo esse cuidado, os resultados de tensão residual obtidos na simulação foram satisfatoriamente aproximados dos reais, porém não iguais.

Estudo análogo foi realizado por Ganesh et al. (2014) que simularam numericamente, também utilizando o SYSWELD<sup>®</sup>, a soldagem de topo de duas placas de aço 316LN de 3 milímetros de espessura. O modelo numérico foi calibrado e validado com dados coletados experimentalmente. No laboratório, os ciclos térmicos foram obtidos utilizando uma câmera termográfica, instrumento este de qualidade bastante superior aos termopares, e as tensões residuais de soldagem, superficiais e no interior da placa, foram medidas pelos métodos de difração de Raios-X e ultrassom, respectivamente. Os autores conseguiram pelo modelo numérico resultados de temperatura bastante aproximados àqueles medidos pela câmera termográfica. As pequenas variações são atribuídas a imperfeições de modelagem do material

quando o mesmo está acima de seu ponto de fusão e a algumas limitações na medição experimental, e sugerem que tais variações podem ser minimizadas com melhorias no efeito de convecção da poça de fusão e nas condições de contorno na simulação numérica. Para as tensões residuais de soldagem, os resultados numéricos obtidos na simulação foram satisfatórios. Não coincidem exatamente com os experimentais, mas são satisfatoriamente próximos, sendo que são bem mais próximos dos resultados obtidos por ultrassom que os obtidos por difração de Raios-X. Apesar de tais variações nos resultados das tensões residuais de soldagem, o modelo numérico tem a vantagem de fornecer uma curva com os valores das tensões ao longo da largura da placa, enquanto que as medições em laboratório fornecem valores discretos, ou seja, pontuais.

Lazic et al. (2014) executaram uma série de simulações numéricas de uma placa soldada, utilizando o Código ASTER<sup>®</sup> de MEF. Eles executaram uma análise de sensibilidade variando os parâmetros  $a$ ,  $b$  e  $c$  da dupla elipsoide de Goldak. Como já apresentado, os parâmetros  $a$ ,  $b$  e  $c$  de Goldak descrevem o tamanho da poça de fusão. Então compararam as temperaturas obtidas numericamente com dados de temperaturas obtidas experimentalmente. Concluíram que selecionar teoricamente os parâmetros geométricos da solda que simulam a entrada de calor é bastante complexo e não obtiveram uma fórmula que permitisse estimar os parâmetros de Goldak teoricamente.

Barban (2014) também simulou a soldagem de topo de duas placas de aço inoxidável AISI 304 usando ANSYS<sup>®</sup> e Goldak e comparou seus resultados numéricos dos campos de temperaturas e tensões residuais com resultados experimentais disponíveis na literatura. Obteve resultados satisfatoriamente aproximados e afirmou que ensaios experimentais são de extrema importância para avaliar o modelo de elementos finitos desenvolvido.

Verde (2014) simulou tensões residuais de soldagem e suas deformações em junta “T” com soldas de filete, utilizando duplo elipsoide para entrada de calor e comparou com resultados experimentais. Apesar de não ter conseguido os valores numéricos esperados para as temperaturas, obteve resultados numéricos bastante coerentes para as tensões residuais e os deslocamentos, quando comparados aos experimentais.

Chen et al. (2014) também simularam pelo MEF a soldagem TIG em placas de aço utilizando a técnica *birth-and-death* para simular a deposição de material e a dupla elipsoide de Goldak para simular o fluxo de calor, comparando alguns dos resultados teóricos com

experimentais BOP. Observaram que a magnitude das temperaturas de pico teóricas pode aumentar até 8,76% ao se utilizar a técnica *birth-and-death* na simulação numérica. Essa diferença nos resultados dos campos de temperaturas calculados ao se utilizar ou não a técnica *birth-and-death* nas simulações numéricas já havia sido observada por Darmadi et al. (2012), que contornaram o problema variando a eficiência de soldagem empregada nas duas simulações: utilizaram  $\eta = 73\%$  na simulação com a técnica *birth-and-death* e  $\eta = 80\%$  na simulação sem a mesma. Chen et al. (2014) também observaram que o refinamento da malha influi sim na magnitude dos picos de temperaturas calculados. Quanto mais refinadas as malhas, mais elevados são os picos de temperatura e as curvas de temperatura em si. Para determinar qual o refinamento de malha que resultou no cálculo dos valores corretos das temperaturas, foi feita a comparação com as temperaturas obtidas experimentalmente.

Enfim, vários trabalhos vêm demonstrando que a simulação numérica utilizando MEF do processo de soldagem para a determinação das tensões residuais de soldagem é possível, porém ainda desafiador. Trata-se de uma poderosa ferramenta e promissora opção para a determinação das tensões residuais de soldagem. Um modelo bem feito e corretamente validado pode fornecer valores e gráficos de temperaturas, deslocamentos e tensões em qualquer ponto, área ou volume do componente.

Entretanto, o que se observa nos trabalhos publicados, é que para o desenvolvimento e utilização de um modelo numérico realista, ou seja, que simule processos de soldagem factíveis tanto em laboratório como na indústria, é necessário que vários dos diversos parâmetros de entrada que devem ser inseridos no modelo teórico sejam obtidos experimentalmente, destacando-se os parâmetros de soldagem e os parâmetros geométricos da solda, utilizados para o cálculo da energia de soldagem e da entrada do fluxo de calor, respectivamente. Ainda, é necessário ter disponível resultados experimentais, sejam de temperaturas, tensões residuais ou ambos, que validem o modelo numérico. Caso contrário, é impossível garantir que os resultados numéricos obtidos sejam factíveis.

Para as simulações, é imprescindível possuir os valores de várias propriedades térmicas e mecânicas dos materiais variando com a temperatura, o que nem sempre é fácil de ser obtido. Ainda, o fato de as propriedades de vários materiais poderem variar com o aquecimento e resfriamento consequente de uma soldagem, de forma diferente de quando medidas em ambiente estável, torna a obtenção desses dados mais precisos ainda mais difícil.

Os modelos desenvolvidos para a simulação são trabalhosos e demandam bastante tempo investido, tanto no tempo gasto para o desenvolvimento e otimização do modelo em si, como também nos altos tempos de processamento na análise térmica e ainda mais altos na análise estrutural, que demandam muitas horas e até dias para cada simulação. Alguns autores vêm experimentando diferentes técnicas para diminuir os tempos de processamento, algumas satisfatórias, outras com algum prejuízo nos resultados obtidos (DENG & MURAKAWA, 2008; FACHINOTTI & CARDONA, 2008; BARROSO et al., 2010; GOLDAK & ASADI, 2011; CHEN et al., 2014).

Como Goldak & Asadi (2011) afirmam, a otimização das simulações computacionais de soldagem requerem a avaliação de um grande número de problemas. Em face de tal realidade, Janosch (2008) apresentou uma tentativa de se desenvolver um *benchmark* para simulação numérica e medição experimental para a tensão residual de soldagem. Com uma equipe de parceiros, um caso idêntico foi simulado pelo MEF e testado em laboratórios de diferentes universidades e instituições de pesquisas da Europa. Foram conseguidos resultados bastante similares em alguns casos e aproximados em outros. Observou-se que, no caso das simulações numéricas, as variações eram consequência do método utilizado para a simulação do calor introduzido, o que afeta o ciclo térmico e, conseqüentemente, os demais resultados, do refinamento da malha e o tamanho dos elementos nas ZF e ZTA e do modelo utilizado na análise estrutural.

Tais constatações foram confirmadas no desenvolvimento da simulação numérica deste trabalho, descrita no capítulo 5 e discutida no capítulo 6 que trata da análise dos resultados.

Nos trabalhos abordados acima nada foi citado sobre a influência das tensões residuais de soldagem nas respostas dinâmicas, ou frequências de vibração, dos materiais soldados, estudada por Kaldas & Dickinson (1981a). Os trabalhos que tratam de tal tema são abordados na próxima seção.

## 3.2 Estudos sobre a variação das respostas dinâmicas em componentes soldados

Nesta seção, são discutidos os trabalhos que estudam especificamente a influência das tensões residuais de soldagem nas respostas dinâmicas dos componentes soldados. Kaldas & Dickinson (1981a,b) demonstraram que as tensões residuais de soldagem alteram as frequências de vibração de placas soldadas e que tais alterações podem ser previstas analiticamente. Vieira Jr. (2003) e Vieira Jr, Rade & Scotti (2006) demonstraram a viabilidade de um método para a determinação das tensões residuais de soldagem a partir das respostas dinâmicas. Thomas & Champlaud (2005) comprovaram experimentalmente que a variação existe e Bezerra (2006) e Charette (2011) estudaram o fenômeno de forma mais aprofundada com simulações numéricas com MEF e dados experimentais, e obtiveram algumas conclusões significativas.

Kaldas & Dickinson (1981a) desenvolveram um método analítico para determinar as frequências naturais em placas retangulares submetidas a tensões planas e, neste mesmo trabalho, extrapolaram este método para o caso de placas soldadas. Eles demonstraram que as tensões planas, e também as tensões residuais de soldagem, alteram as frequências de vibração das placas e que tais alterações podem ser previstas analiticamente. Kaldas & Dickinson (1981b) simularam numericamente placas retangulares soldadas para determinar as tensões residuais, utilizando a técnica de diferenças finitas. Também realizaram análises de vibrações, pelo método de Rayleigh-Ritz, comparando os resultados teóricos com dados experimentais em testes BOP. A ideia de se realizar tal estudo partiu do segundo autor, quando este realizava experimentos de vibração de caixas de aço soldadas. Durante alguns experimentos que eram parte de seu trabalho de doutorado, cuja tese foi publicada em 1966, Dickinson observou que as frequências naturais de uma determinada caixa variavam em até 20% para certos modos de vibração quando medidas após a soldagem sem alívio de tensões, em comparação às frequências da mesma caixa após o alívio de tensões. Tal observação foi confirmada por Goff apud Kaldas & Dickinson (1981b) que analisou experimentalmente uma placa soldada também por soldagem de deposição (BOP).

Com base nos estudos de Kaldas & Dickinson (1981a, 1981b), Vieira Jr. et al. (2002) analisaram a variação dos valores das frequências naturais em placas de aço e de policarbonato soldadas. O objetivo de tais análises era o interesse em se desenvolver uma

técnica experimental não destrutiva de medição de tensões que não se restrinja a determinados tipos de materiais, sendo mais facilmente aplicada que os métodos usualmente empregados. Tal técnica consistiria basicamente em se obter informações sobre o estado de tensões residuais a que esteja sujeita uma estrutura a partir de variações observadas nos valores das frequências naturais. Para as placas de aço SAE 1020, os autores compararam a frequência natural de uma placa de 300 x 200 x 4,75 milímetros, soldada a partir de duas placas de 100 milímetros de largura, com uma placa inteira de material e dimensões idênticas e obtiveram que as frequências naturais chegaram a cair 6,33% para o primeiro modo de vibração e em torno de 4,5% para os segundo, terceiro e quinto modos. O quarto modo caiu apenas 1,65% para a placa soldada em relação à inteira. Para a placa de policarbonato foi feita a passagem de uma fonte de calor no centro da mesma, tal como a soldagem BOP, e os resultados obtidos foram coerentes às placas de aço, porém com menor valor: uma maior queda na frequência natural no primeiro modo de vibração, de 3,37%, quedas um pouco menores para os segundo, terceiro e quinto modos, em torno de 1,8% e nenhuma alteração para o quarto modo. As variações nas respostas dinâmicas das placas de policarbonato são menores que as da placa de aço porque o policarbonato apresenta menor condutividade térmica que o aço.

Vieira Jr. & Rade (2003) e Rade et al. (2005) demonstraram que a rigidez sob tensão, seja ela induzida por cargas externas ou por processos termomecânicos de manufatura, altera as frequências naturais de placas retangulares. Vieira Jr. (2003) e Vieira Jr. & Rade (2003) apresentaram um método matemático por eles desenvolvido, denominado SIFDRIM – *Stress Identification from Dynamic Responses – Inverse Method*, utilizando técnicas de otimização e algoritmos genéticos, capaz de identificar o estado de tensões de uma placa delgada a partir dos parâmetros modais obtidos após essa estrutura sofrer tensões. Vieira Jr., Scotti & Rade (2003) e Vieira Jr, Rade & Scotti (2006) demonstraram que esse método também pode ser utilizado para identificar as tensões residuais de soldagem em uma placa delgada soldada, obtendo resultados teóricos muito próximos dos experimentais. Segundo Vieira Jr. (2003) e Rade et al. (2005), o método inverso para previsão de tensões residuais a partir de respostas dinâmicas, em placas delgadas e retangulares, é eficaz, desde que se disponha de um modelo de tensões apropriado, e eficiente, desde que o modelo de tensões seja função de poucos parâmetros. Para que seu método seja aplicado a outras estruturas além de placas, devem ser feitas adaptações no modelo de tensões e no método de cálculo das respostas dinâmicas. Ainda segundo o autor, o programa de previsão de respostas dinâmicas desenvolvido fornece resultados coerentes com os fornecidos por programas que utilizam o método de elementos

finitos, e sua vantagem seria um tempo computacional significativamente menor. Este autor também observou que as tensões longitudinais compressivas são as que mais influenciam o comportamento dinâmico das placas soldadas.<sup>1</sup>

Bezerra (2006) estudou com detalhes a influência das tensões residuais de soldagem no comportamento dinâmico de diferentes tipos de elementos estruturais – placas espessas, placas delgadas e tubos – realizando simulações numéricas em ANSYS® e ensaios experimentais BOP. Ele observou que as placas delgadas são mais sensíveis ao enrijecimento sob tensão e apresentam as maiores variações nas frequências naturais. Avaliou numérica e experimentalmente a influência dos parâmetros de soldagem sobre as respostas dinâmicas destas placas e observou ser viável o desenvolvimento de uma metodologia para o controle de qualidade das juntas soldadas utilizando as respostas dinâmicas.

Em seu trabalho, Bezerra (2006) realizou, primeiramente, ensaios experimentais de soldagem em placas de aço AISI 1020 com enrijecedores, tubos de aço AISI 1020 e AISI 316L e placas delgadas de alumínio 5052-O.

Nas placas de aço AISI 1020, os enrijecedores foram utilizados para se obter os efeitos de placas espessas. Nestas placas, o autor realizou soldas *Metal Inert Gas* – MIG com deposição de material sobre chanfros de 3, 6 e 7,5 milímetros. Ele observou que a influência das tensões residuais de soldagem sobre o valor das frequências naturais de vibração das placas espessas foi pequena. Também verificou a dificuldade em separar o efeito ocasionado pela variação de massa do efeito ocasionado pelas tensões residuais sobre a variação das frequências naturais. Optou, então, por realizar estudos sem material de deposição para evitar os efeitos de variação de massa.

Quanto aos tubos, foram ensaiadas soldas TIG, sem deposição de material, em tubos de AISI 1020 e AISI 316L de 200, 400 e 800 milímetros de comprimento e 5 milímetros de espessura e em dois tubos de AISI 316L de 400 milímetros de comprimento e 7,1 milímetros de espessura. Foram detectadas variações nas frequências naturais de no máximo 2,3% após a

---

<sup>1</sup> Vieira Jr. & Scotti (2004) apresentaram, também, uma técnica de modelagem das tensões residuais de soldagem para placas retangulares a partir de derivações da função de tensão de Airy, sem utilizar parâmetros modais.

soldagem. Logo, constatou-se que tal estudo pode ser mais bem realizado utilizando-se estruturas mais sensíveis ao enrijecimento sob tensão, como as placas delgadas, que apresentam resultados mais significativos.

Para as placas delgadas de alumínio 5052-O, foram ensaiadas três placas de 370 x 264 x 6,35 milímetros, diminuindo a velocidade de soldagem – 20, 17 e 15 (cm/min) – e consequentemente aumentando as energias de soldagem – 844, 1056 e 1112 (J/mm). No centro de cada placa foi realizada uma solda BOP na direção longitudinal. Foi observado que existe a tendência de redução dos valores nas frequências naturais após a soldagem, em até 21,52% para o primeiro modo de vibração, significando que a placa se torna menos rígida em flexão, sugerindo um predomínio das tensões residuais de compressão ao longo da placa. A intensidade das variações das frequências naturais varia conforme o modo de vibração. O aumento da energia de soldagem da placa 1 para a placa 2 pode ter ocasionado o aumento das variações percentuais das frequências, mas como não houve aumento desta variação entre as placas 2 e 3, os resultados não foram conclusivos com relação à influência da energia de soldagem nas variações das respostas dinâmicas, requerendo um estudo mais aprofundado com relação a este aspecto. O autor suspeitou que possa haver um limite para a energia de soldagem acima do qual as variações das frequências naturais começam a declinar.

Então, Bezerra (2006) realizou simulações numéricas utilizando o programa de MEF ANSYS® em uma placa de aço ASTM A36 experimentalmente analisada por Kaldas & Dickinson (1981b) e nas três placas de alumínio 5052-O e em dois tubos de AISI 316L analisados experimentalmente pelo autor. No caso da primeira placa, o autor observou que para uma mesma energia de soldagem, variando-se a forma da entrada de calor, são obtidos resultados bastante diferentes, principalmente nos primeiros modos de vibração. Adicionalmente, foi observado que para placas muito finas, utilizar um único elemento para a malha ao longo da espessura gera resultados bastante satisfatórios com um tempo computacional significativamente menor.

Para as placas de alumínio 5052-O, os resultados numéricos obtidos foram bastante próximos dos experimentais. O modo mais afetado pelas tensões residuais foi o primeiro – modo de torção –, enquanto que o quarto modo – modo de flexão em torno do eixo x, que é a direção do cordão de solda – se mostrou pouco sensível às tensões residuais. Isto pode ser explicado pelo predomínio das tensões na direção longitudinal que pouco afetam a energia de

deformação para flexão em torno da solda. O autor alerta para a importância de se monitorar a temperatura em função do tempo em alguns pontos da placa durante a soldagem para melhor ajustar a entrada de calor na simulação computacional. Com relação à intensidade das variações nas frequências em função da energia de soldagem, os valores experimentais foram confirmados e foram simuladas mais duas placas com energias de soldagem ainda mais altas. Observou-se que o valor das tensões residuais nas proximidades do final do cordão de solda torna-se menor com o aumento da energia. Isto pode ser explicado pelo fato que, quando a energia aumenta, a placa fica mais aquecida naquela região gerando um efeito similar a um pré-aquecimento, ocasionando o alívio parcial das tensões residuais. Finalmente, foi observado que o efeito da distorção geométrica sobre as variações das frequências naturais de vibração é muito pequeno quando comparado ao efeito do enrijecimento por tensão ocasionado pelo gradiente de calor resultante do processo de soldagem.

Para os dois tubos de AISI 316L com 7,1 milímetros de espessura os resultados numéricos seguiram a mesma tendência dos resultados experimentais, havendo aumento na intensidade das variações das frequências naturais com o aumento da energia de soldagem, e variações na frequência muito menores para os tubos que para as placas delgadas.

Assim, em seu trabalho, Bezerra (2006) confirmou a influência das tensões residuais de soldagem sobre o comportamento dinâmico das estruturas soldadas e que esta influência depende do tipo de estrutura, sendo mais significativa para placas delgadas. Para esse tipo de estrutura, assim como Kaldas & Dickinson (1981a), obteve variações de até cerca de 20% para alguns modos de vibração; enquanto que para estruturas espessas as variações não ultrapassaram 3%. Concluiu ser bastante provável que a variação nas frequências aumente conforme se aumente a energia de soldagem, mas deva haver um limite para a energia de soldagem acima do qual as variações das frequências naturais começam a declinar, o que pode ser mais bem estudado. Também verificou que as alterações nas frequências variam para diferentes modos de vibração. Ressaltou que para uma mesma energia de soldagem, as variações nas frequências naturais são bastante sensíveis à distribuição da entrada de calor, principalmente nos primeiros modos de vibração, indicando serem necessários dados experimentais para ajustar e validar a modelagem térmica, como a temperatura em função do tempo em alguns pontos do componente soldado. Observou que as tensões residuais não influenciam na ordem e na forma dos modos de vibrar. Ainda, constatou que as distorções de

soldagem têm efeito muito pequeno sobre as variações nas frequências naturais de vibração, quando comparados ao efeito do enrijecimento pelas tensões residuais de soldagem.

Thomas & Champliaud (2005) realizaram testes experimentais BOP – *bead on plate*, com solda TIG sem deposição de material, em duas placas de ANSI 1018, de 304 x 152 x 6,35 milímetros, e depois recozeram o material. Os autores variaram a corrente e, conseqüentemente, a energia de soldagem e comprovaram que as frequências naturais das placas variaram após a solda e tenderam a retornar ao estado original após o recozimento das placas. Em uma das placas a corrente de soldagem foi 100 (A) e na outra 200 (A), mantendo a velocidade de soldagem a 4(mm/s). As frequências naturais foram medidas antes da soldagem, após a soldagem e após o recozimento. Eles observaram que a tensões residuais ocasionaram uma baixa significativa nas frequências naturais principalmente no modo 2 e também nos modos 3, 4 e 6, enquanto que os efeitos nos modos 1, 5, 7 e 8 foram muito pequenos. Após o tratamento térmico, as frequências tendem a retornar aos seus valores originais, o que demonstra que suas variações são mesmo causadas pelas tensões residuais. Também observaram que o aumento na energia de soldagem, aumentando a corrente de 100 para 200 (A), ocasionou uma variação maior nas respostas dinâmicas e, também, mais modos foram afetados. Desta vez, os modos 1, 2, 3, 4, 6 e 8 foram afetados, enquanto 5 e 7 permaneceram praticamente inalterados.

Charette, Champliaud & Thomas (2007) simularam numericamente o processo de soldagem TIG com metal de adição em placas de aço carbono A516, de 152,4 x 50,8 x 1,27 milímetros, e verificaram as variações nas respostas dinâmicas ocasionadas pelas tensões residuais de soldagem. Também utilizaram o programa ANSYS<sup>®</sup> para a simulação numérica e a técnica de nascimento e morte dos elementos para simular o metal de adição. O modelo foi validado com dados de temperatura obtidos na literatura, mas não houve a comparação dos resultados obtidos numericamente com resultados experimentais. Em suas simulações, obtiveram que as frequências naturais das placas soldadas são aumentadas de 5 a 8% com relação ao estado original. Essas variações positivas e semelhantes entre os modos não condizem com o esperado e isto é discutido, neste trabalho, na seção que trata da análise dos resultados. Também obtiveram que as frequências tendem a retornar ao valor original após a placa ser recozida, sendo que as variações entre as frequências naturais das placas antes da soldagem e das placas após recozimento para alívio de tensões caíram para menos de 1%. Assim como Bezerra (2006), também verificaram que os modos de vibrar não variam, sendo

que variam apenas as amplitudes das frequências. Isso indica a possibilidade de se desenvolver um método para detecção do nível de tensão residual de soldagem através da análise modal, esperando-se que este método possa ser simples e de baixo custo, além de não destrutivo.

Charette (2011) verificou numérica e experimentalmente, executando soldagem BOP sobre o centro das placas, com adição de material, a variação das frequências naturais em placas delgadas soldadas. Também verificou que os valores das frequências naturais destas placas retornam a valores próximos aos de pré-soldagem quando feito recozimento para alívio de tensões. Assim, o autor propõe utilizar a medição das frequências naturais da placa antes da soldagem e após o tratamento de alívio de tensões para verificar se o tratamento térmico foi bem sucedido.

Charette (2011) iniciou seu trabalho com as análises experimentais seguidas pelas simulações numéricas realizadas pelo MEF utilizando o programa ANSYS® e então comparou os resultados. Primeiramente, ele verificou experimentalmente a influência das tensões residuais de soldagem sobre os parâmetros modais em três placas delgadas de aço carbono AISI 1020 de 304,8 x 152,4 milímetros (12 x 6 polegadas) de três diferentes espessuras: 1,6, 3,2 e 6,35 milímetros (1/16, 1/8 e ¼ polegadas). Diferentemente de Bezerra (2006), que utilizou valores percentuais da variação das frequências naturais em seus estudos, Charette (2011) utilizou valores absolutos em *Hertz*.

Na análise experimental, a placa mais fina, de 1,6 milímetros, sofreu uma deformação significativa devido à soldagem, o que interferiu consideravelmente nos parâmetros modais. Segundo ele, isso tornou difícil identificar qual a influência das tensões residuais e qual a influência da deformação nas respostas modais desta placa. Entretanto, para Bezerra (2006) a influência das deformações não é tão significativa e o próprio autor confirmou isso em uma análise de sensibilidade através do modelo numérico, como será citado abaixo. Já as outras duas placas, de 3,175 e 6,35 milímetros, sofreram deformações desprezíveis, permitindo observar a influência das tensões residuais de soldagem nas suas respostas modais, já que a influência das deformações é bastante limitada. Pelas análises experimentais observou que as tensões residuais diminuem as frequências naturais das placas. No caso deste estudo, observou que os modos de vibrar também foram alterados, mas não obteve conclusões mais

aprofundadas sobre isto, já que o objetivo do estudo foi a análise do valor das frequências naturais.

Charette (2011) realizou as simulações numéricas, executando as análises modal, térmica, estrutural e novamente modal. Para a primeira análise modal, as dimensões das placas para a simulação foram ligeiramente variadas ( $< 1$  milímetro) para aproximar os valores das frequências naturais obtidos experimentalmente e numericamente. Na análise térmica, utilizou o modelo de Goldak para a distribuição da fonte de calor. Por último, subtraiu as tensões e executou uma análise modal para simular o efeito do recozimento da placa e obter as frequências naturais após o relaxamento das tensões. Ao comparar os resultados experimentais e numéricos, Charette (2011) observou que os resultados foram bastante próximos e satisfatórios, o que mostra ser possível simular a variação das frequências naturais em placas delgadas devido às tensões residuais de soldagem.

O autor realizou, no modelo numérico, uma análise de sensibilidade e concluiu que quanto maior o calor depositado na soldagem, maior é a redução na frequência natural da placa e quanto maior o valor da tensão de escoamento do material, maior é a redução na frequência natural da placa. Também observou que a intensidade da deformação plástica da placa devido à soldagem tem baixa influência na variação das frequências naturais da placa soldada e a largura do cordão de solda influencia significativamente a amplitude das frequências naturais e pode alterar também os modos de vibrar.

Por fim, vale citar o trabalho de Del Claro & Rade (2014), que estudaram a influência de tensões de origem térmica sobre o comportamento dinâmico de placas delgadas. Eles simularam uma placa retangular engastada em seus quatro lados. Ao se variar a temperatura entre 200 e 600 K, o material dilata e como a placa está restrita, são geradas tensões térmicas. Utilizando MEF, os autores observaram que neste caso as frequências naturais da placa são reduzidas continuamente e monotonicamente com o aumento da temperatura devido ao surgimento de tensões normais de compressão geradas pela restrição à dilatação.

Concluindo, tanto Bezerra (2006) como Thomas & Champlaud (2005) e Charette (2011) atentaram para a possibilidade do uso da medição da variação das frequências naturais de placas delgadas soldadas em um método de determinação das tensões residuais de soldagem.

## Capítulo 4

### Análise experimental

O objetivo principal da análise experimental foi estudar a variação das respostas dinâmicas de placas soldadas. Como um dos objetivos secundários, buscou-se comparar o comportamento de placas que foram soldadas por deposição, ou BOP, com placas iguais, porém formadas por juntas soldadas. Ainda, também como objetivo secundário, foram obtidos nos testes empíricos dados para serem inseridos no modelo de simulação numérica, como os parâmetros de soldagem e os parâmetros para a equação de Goldak, e, ainda, os resultados experimentais obtidos foram comparados com os resultados da simulação computacional, validando-a. Finalmente, os resultados foram utilizados para o estudo do comportamento modal das placas escolhidas e também para a comparação com os resultados de outros trabalhos anteriores.

Neste capítulo, é descrita a análise experimental, dividida em quatro seções: escolha dos parâmetros de soldagem, análise modal inicial, soldagem e análise modal final. A análise dos resultados, a comparação entre os resultados teóricos e experimentais, e a comparação com outros trabalhos são apresentadas no Capítulo 6.

#### 4.1 Escolha dos parâmetros para o estudo

Neste trabalho, foi escolhido estudar a soldagem pelo processo TIG sem metal de adição em placas delgadas de aço inoxidável AISI 316L.

A razão da escolha do processo TIG – *Tungsten Inert Gas* é porque, além de ser um processo de soldagem amplamente utilizado na indústria, foi o processo escolhido pela maioria dos trabalhos já desenvolvidos na área, como Depradeux (2004), Thomas & Champiaud (2005), Bezerra (2006) e Charette (2011). TIG é um processo no qual a união de peças metálicas é produzida pelo aquecimento e fusão destas através de um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo de tungstênio, não consumível, e as peças a unir (MARQUES et al., 2007). Segundo Poepcke & Brito (1997), o processo TIG é utilizado na soldagem de

todos os tipos de juntas e placas, principalmente de espessura menor que 10 milímetros, e adequado a quase todos os metais, em especial titânio, zircônio, ligas de alumínio e magnésio, aços ligados, aços inoxidáveis, ligas de níquel e ligas especiais. É um processo bastante utilizado na indústria aeroespacial e nuclear e em trabalhos de reparação devido à facilidade em se controlar o processo. O processo TIG, também conhecido como *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW) ou soldagem a arco com eletrodo de tungstênio e proteção gasosa, tem a vantagem de apresentar cordões de solda de alta qualidade, sem escória e sem respingos e pode ser empregado em todas as posições e tipos de junta. Uma desvantagem é a baixa produtividade em placas grossas. Segundo Quites & Dutra (1979), o processo TIG é indicado para soldar placas delgadas devido ao excelente controle do calor imposto, e a fonte de calor e a adição de metal poder ser separadamente controladas. Além disso, para Marques et al. (2007) em virtude do eletrodo ser não consumível, o processo pode ser utilizado com ou sem adição de material, o que é interessante na soldagem de chapas delgadas. Em geral, produz soldas com boa aparência e acabamento.

Ainda, optou-se por utilizar o processo manual, e não automatizado, porque a soldagem manual é a mais utilizada na indústria e oficinas e este trabalho objetiva estudar os procedimentos o mais próximo da realidade da maioria destes ambientes. A soldagem automatizada possibilita maior controle da velocidade de soldagem, entretanto o que se objetiva é estudar as soldagens cuja velocidade é fornecida pelo soldador, que é obtida durante o processo, conforme a necessidade do procedimento que está sendo executado naquele momento.

Optou-se por não utilizar metal de adição para evitar que a adição de massa no sistema interfira nas respostas dinâmicas. Como o objetivo é estudar as variações nas frequências naturais ocasionadas pelas tensões residuais de soldagem, a adição de massa seria um parâmetro adicional a interferir nos resultados. Assim, optou-se por utilizar inicialmente um sistema que tivesse apenas a influência das tensões residuais de soldagem. Análises com metal de adição poderão ser executadas com mais segurança em trabalhos futuros, após se ter estudos mais abrangentes com resultados consolidados para o caso inicial, sem adição de massa.

A escolha das placas delgadas se deve ao fato de este tipo de estrutura ser mais sensível à variação nas frequências naturais de vibração ocasionada pelas tensões residuais de

soldagem, segundo Kaldas & Dickinson (1981), Vieira Jr. (2003) e Bezerra (2006). Ainda, os processos de soldagem de placas delgadas são amplamente utilizados nas indústrias aeroespacial, marinha e nuclear, na fabricação de aviões, foguetes, navios, submarinos, tanques de combustível, entre outros diversos componentes que exigem estrita qualidade e segurança dos produtos fabricados (SOUL & HAMDY, 2012). Uma placa é considerada delgada quando a relação entre sua espessura e a outra menor dimensão, no caso a largura, for inferior a 1/20 (UGURAL,1981 apud. BEZERRA, 2006), ou seja, uma relação de 5%. As dimensões das placas escolhidas para estudo foram 302 milímetros de comprimento por 150,5 milímetros de largura, como mostrado na Figura 4.1. Foram escolhidas duas espessuras para o estudo, 2,95 e 6,30 milímetros. Nesses casos, a relação entre espessura e largura são de 1,96% e 4,19%, respectivamente. As dimensões escolhidas são bastante próximas do trabalho de Thomas & Champlaud (2005) e Charette (2011), que trabalharam com placas de aço de 304,8 x 152,4 milímetros (12” x 6”) de ¼” de espessura. As dimensões de todas as placas foram verificadas no Laboratório de Metrologia Mecânica do Laboratório Nacional de Astrofísica – LNA.

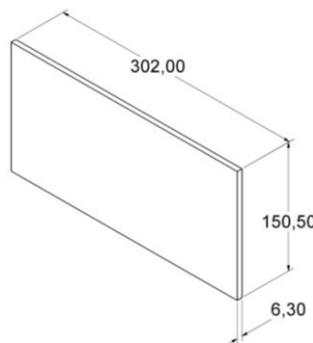


Figura 4.1 – Dimensões da placa de 6,30 milímetros de espessura

O material AISI 316L foi escolhido por ser um material amplamente utilizado na indústria e, ainda, por ser um material sobre o qual se conseguiu significativa quantidade de dados. Como já citado na revisão bibliográfica, Zhu & Chao (2002) demonstraram ser importante inserir a variação dos valores dos diversos parâmetros dos materiais, tanto mecânicos como tensão de escoamento, módulo de elasticidade e densidade, quanto térmicos como condutividade térmica e calor específico, em função da temperatura, pois isso influencia significativamente os resultados das análises tanto térmicas como modais e estruturais. Assim, para se obter os resultados das simulações mais próximos da realidade, é importante a escolha de um material para o qual se possua uma boa quantidade de dados, o que não é trivial, nem

abundante na literatura. Para o AISI 316L, foram obtidos dados nos trabalhos de Capriccioli & Frosi (2009) e Depradeux (2003) e no certificado de qualidade encaminhado pelo fornecedor juntamente com o material – vide Anexo A.

Nos trabalhos anteriores publicados sobre o assunto nos quais foram executadas análises experimentais, Vieira Jr. (2003), Thomas & Champlaud (2005), Bezerra (2006) e Charette (2011), nas placas estudadas foram feitas apenas soldas por deposição, ou *bead-on-plate* (BOP), quando a solda é executada no centro da placa, sem a real união de duas partes. Vieira Jr. et al. (2002) foi a única publicação que analisou experimentalmente juntas soldadas, realmente unindo duas placas em uma única placa, porém eles não compararam sua junta soldada com uma placa similar com solda BOP. Assim, um dos objetivos específicos deste estudo é executar a solda topo de duas meia-placas, unificando-as em uma única placa, e comparar os resultados assim obtidos com resultados obtidos por BOP. A análise modal experimental de juntas soldadas e a comparação com soldas BOP é um diferencial deste trabalho.

Para o procedimento experimental deste trabalho, inicialmente, foram utilizadas oito placas, sendo quatro placas nas medidas 302 x 150,5 x 6,30 milímetros e quatro com 302 x 150,5 x 2,95 milímetros, e medidas as frequências naturais de todas. Então, duas placas de 6,30 milímetros de espessura e duas de 2,95 milímetros foram cortadas ao meio por eletroerosão, ficando cada metade com dimensões de 302 x 75,25 milímetros. Nas placas que não foram cortadas, foi executado o teste BOP. Nestas placas, a solda foi depositada no centro das mesmas, ao longo de seu comprimento de 302 milímetros. Já as placas que foram cortadas ao meio, tiveram suas metades reunificadas pela soldagem de topo, utilizando-se exatamente os mesmos parâmetros e condições de soldagem que as placas anteriores, BOP. Finalmente, todas as placas tiveram suas frequências naturais medidas novamente no laboratório.

Entretanto, nem todos os resultados obtidos para estas oito placas testadas inicialmente foram como esperado. Observou-se que os parâmetros de soldagem utilizados e, conseqüentemente, as energias de soldagem obtidas foram insuficientes para se obter uma boa penetração de soldagem nas juntas soldadas, o que será melhor discutido na seção que aborda o procedimento de soldagem. Então, foram testadas mais oito novas placas, com a mesma configuração de testes realizada anteriormente, porém com maiores energias de soldagem, e os resultados obtidos foram satisfatórios. Como os parâmetros e condições de soldagem foram

idênticos, pôde-se cumprir o objetivo de comparar os resultados obtidos nos testes BOP com as soldagens de topo. A Figura 4.2 apresenta a configuração de testes realizados, com as dezesseis placas nomeadas, organizada de uma forma a tentar facilitar seu entendimento.

A razão de duplicar cada experimento – soldar duas placas cortadas e executar teste BOP em duas placas não cortadas para cada espessura e para cada energia de soldagem – é obter dois resultados para o mesmo experimento, um confirmando o outro, validando assim o experimento e os resultados.



Figura 4.2 – Configuração de testes

## 4.2 Análise modal inicial

Foram analisadas dezesseis placas em aço inoxidável AISI 316L com 302 x 150,5 milímetros, sendo oito delas com 2,95 milímetros de espessura e oito com 6,30 milímetros. No intuito de se realizar experimentos quão mais próximos da realidade do que ocorre na indústria e nas oficinas rotineiramente, optou-se por não executar nenhum tratamento térmico para alívio de tensões que porventura poderiam estar presentes nas placas, uma vez que na maioria das oficinas e plantas os materiais são soldados como recebidos do fornecedor, sem a execução de tais tratamentos para a finalidade citada. Todas as placas foram identificadas, medidas e pesadas.

As medições das frequências naturais foram feitas no Laboratório de Vibrações e Acústica da UNIFEI. Optou-se por utilizar um vibrômetro laser, que não entra em contato com as placas durante o processo de medição e, portanto, não resulta em adição de massa no sistema e conseqüente alteração dos valores das frequências naturais. Isso é uma importante vantagem em comparação a outros métodos de medição, como os acelerômetros, por exemplo. Foi utilizado o vibrômetro laser, marca Ometron<sup>®</sup>, modelo VQ-500-D. Para a aquisição e visualização dos dados, na primeira etapa de testes, para as primeiras oito placas, foram utilizados o analisador de sinais Spider 8 e o software Catman. Porém, em algumas placas, houve o caso de alguns valores de frequências não aparecerem para alguns modos, mesmo após diversas repetições na leitura, o que provavelmente é um problema relativo à resolução do analisador de sinais utilizado. Na segunda etapa de testes foi utilizado o analisador de sinais marca Stanford Research Systems, modelo SR780, e o problema foi minimizado para placas de 2,95 milímetros e eliminado para as de 6,30. Para simular a condição de placa livre na medição, as placas foram penduradas com fio de nylon<sup>®</sup>, como mostrado na Figura 4.3. Para as placas de 2,95 milímetros de espessura foram tomadas medidas em duas faixas de frequências, sendo a primeira de 0 a 800 Hertz e a segunda de 800 a 1600 Hertz. Para as placas de 6,30 milímetros, foram tomadas medidas em três faixas de frequência, de 0 a 800 Hertz, de 800 a 1600 Hertz e de 1600 a 2400 Hertz. Para todas as placas foram tomadas pelo menos duas medições em cada faixa de frequência para se confirmar os valores obtidos, que sempre apareciam iguais nas diversas medições.

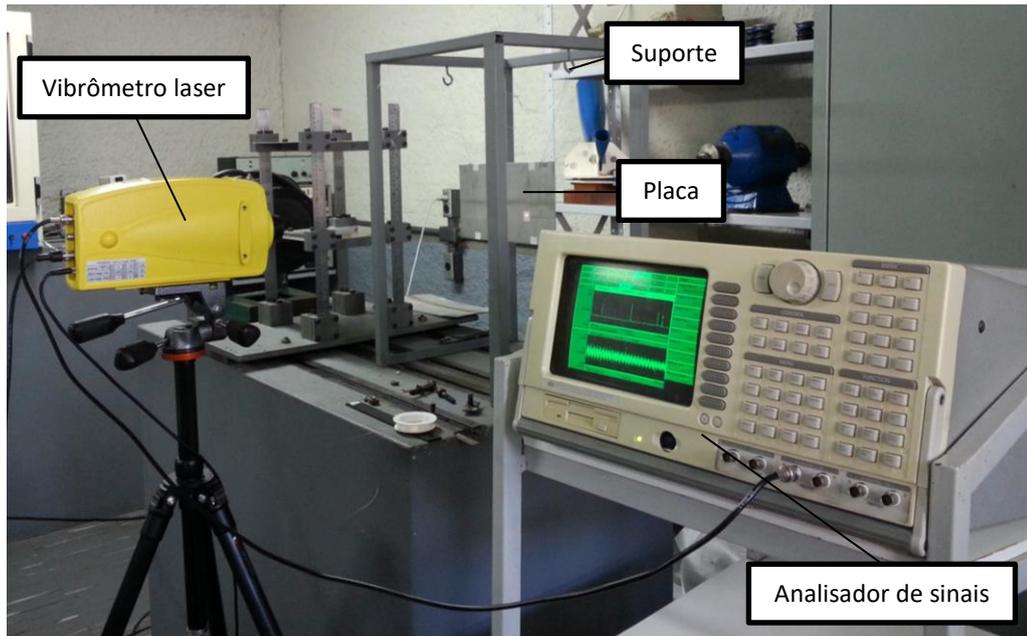


Figura 4.3 – Medição das frequências naturais, com o vibrômetro laser VQ-500-D e o analisador de sinais SR780, antes da soldagem

Os valores das frequências naturais medidas nas placas, para os seis primeiros modos de vibrar, são mostrados na Tabela 4.1. Nas quatro primeiras placas de cada espessura, que são as placas testadas na primeira etapa, o traço significa que não foi possível obter o valor da frequência natural para aquele modo naquela placa.

Tabela 4.1 – Frequências naturais (Hz) das placas medidas em laboratório antes da soldagem

Placas de 2,95 (mm)								
Modo	Placa 3.1	Placa 3.2	Placa 3.3	Placa 3.4	Placa 3.5	Placa 3.6	Placa 3.7	Placa 3.8
1	165	166	166	166	162	169	165	160
2	198	198	199	198	190	207	196	183
3	457	-	-	-	423	449	435	412
4	-	460	460	460	450	464	458	445
5	685	699	691	691	698	691	695	669
6	799	-	766	768	744	779	760	731
Placas de 6,30 (mm)								
Modo	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
1	354	347	351	354	351	354	355	353
2	427	421	429	428	425	429	430	429
3	981	963	973	978	937	943	945	943
4	-	1140	1135	1129	973	977	980	980
5	1479	1461	1484	1492	1467	1488	1476	1492
6	1634	1697	1629	1631	1625	1632	1636	1634

Para melhor visualização dos resultados, os mesmos também são apresentados graficamente nas Figura 4.4 e Figura 4.5. Nos gráficos, observa-se que os valores das frequências naturais obtidos em laboratório para todas as placas estudadas são próximos para cada modo, sendo mais homogêneos para as placas de 6,30 milímetros.

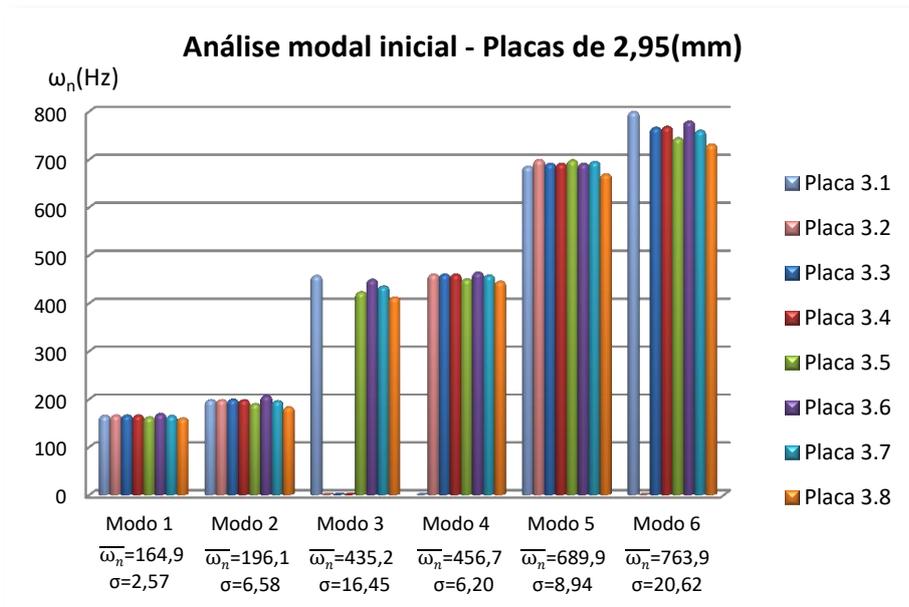


Figura 4.4 – Resultados da análise modal inicial experimental para as placas de 2,95 milímetros de espessura

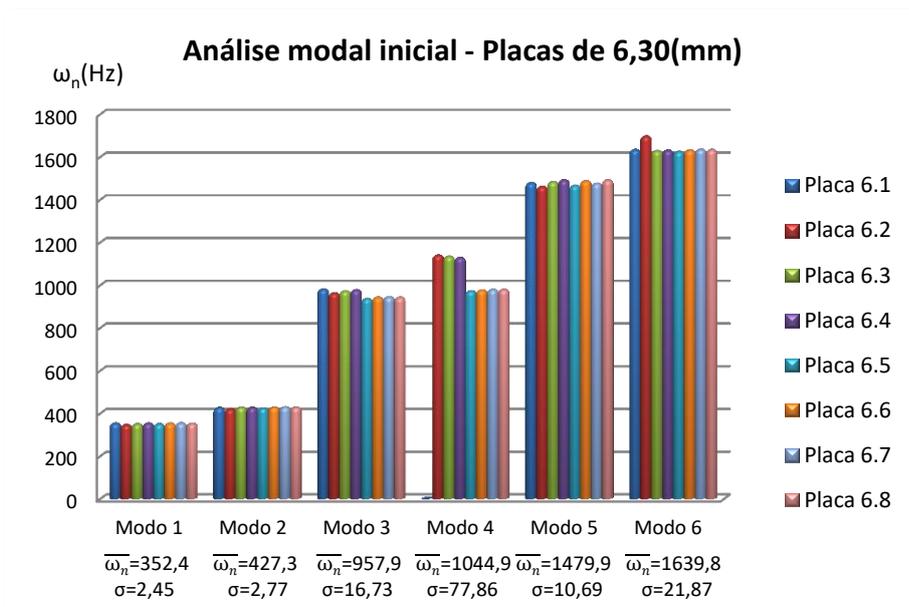


Figura 4.5 – Resultados da análise modal inicial experimental para as placas de 6,30 milímetros de espessura

### 4.3 Soldagem

Para a soldagem, primeiramente, as Placas 3.1, 3.2, 6.1 e 6.2 foram soldadas por deposição, ou solda BOP. Nestas placas, a solda foi depositada no centro das mesmas, ao longo de seu comprimento de 302 milímetros. Já as Placas 3.3, 3.4, 6.3 e 6.4 foram cortadas ao meio também ao longo do mesmo comprimento de 302 milímetros, por eletroerosão na oficina mecânica do LNA, o que é mostrado na Figura 4.6. Então, tiveram suas metades reunificadas através da soldagem de topo. O objetivo foi comparar os resultados obtidos nos testes BOP com as soldagens reais.



Figura 4.6 – Corte da Placa 6.3 por eletroerosão

A soldagem das placas também foi feita na oficina mecânica do LNA pelo técnico mecânico especialista neste processo. A fonte inversora de soldagem TIG utilizada é da marca KEMPPI, modelo Master TIG 2500. O gás utilizado foi argônio com vazão de 6 litros por minuto. Os eletrodos foram de tungstênio, diâmetros 2,4 e 3,2 milímetros e ângulo de afiação de 15 graus. As placas ficaram simplesmente apoiadas, sem engastes.

Nesta primeira fase, para se determinar a corrente de soldagem a ser utilizada, tanto para as placas de 2,95 milímetros como para as de 6,30 milímetros, foram feitos testes BOP em amostras do mesmo material com as mesmas espessuras. Obteve-se que para a soldagem BOP, os valores de 78 Amperes e 98 Amperes para as correntes de soldagem para as placas de 2,95 e 6,30 milímetros, respectivamente, geraram boas soldas. A princípio, acreditou-se ser uma boa escolha, primeiro porque as soldas BOP resultantes apresentaram boa penetração e segundo porque a corrente de 98 Amperes para a placa de 6,30 milímetros é muito próxima da corrente de 100 Amperes utilizada no primeiro teste BOP em uma placa de 6,35 milímetros de espessura feito por Thomas & Champiaud (2005), corrente esta que foi considerada

satisfatória pelos autores, a uma velocidade por eles utilizada de 4 milímetros por segundo em solda automatizada.



Figura 4.7 – Soldagem da Placa 6.7

A tensão de soldagem é fornecida automaticamente pelo equipamento, dependendo da corrente escolhida. Tanto para as placas de 2,95 milímetros sendo soldadas a uma corrente de 78 Amperes, como para as placas de 6,30 milímetros sendo soldadas à corrente de 98 Amperes, o equipamento forneceu a tensão média de 10 Volts.

Como se optou por executar a soldagem manual, o que é mostrado na Figura 4.7, a velocidade de soldagem é fornecida pelo soldador, durante a execução da solda. Se a velocidade imposta é mais alta que o necessário, a energia de soldagem é insuficiente para formar a poça de fusão e executar a solda com penetração total. Porém, se a velocidade é mais baixa que o necessário, a energia de soldagem imposta é muito alta e a temperatura do material se eleva excessivamente. Isso faz com que a poça de fusão se liquefaça excessivamente. Quando a poça de fusão fica muito liquefeita, ela é deslocada pelo gás emitido, formando um furo onde está sendo feita a solda. A Figura 4.8 mostra o resultado desse efeito ocorrido em uma das placas, que foi descartada. É a experiência do soldador que vai determinar a velocidade ideal de soldagem para cada caso.



Figura 4.8 – Solda interrompida por excesso de calor

Os valores das velocidades de soldagem foram calculados medindo-se os tempos de soldagem utilizando-se dois cronômetros, simultaneamente.

Uma vez estabelecidos os parâmetros de soldagem através de testes, foram executadas as soldas BOP das Placas 3.1, 3.2, 6.1 e 6.2 e o aspecto obtido para as soldas foi satisfatório.

Então, foram executadas as juntas soldadas das Placas 3.3, 3.4, 6.3 e 6.4, utilizando-se exatamente os mesmos parâmetros de soldagem das placas BOP. Entretanto, para as juntas soldadas, a energia de soldagem obtida não foi suficiente para se obter penetração total de soldagem. Isso foi confirmado ao se realizar a análise modal final, na qual os resultados obtidos foram distintos dos esperados. Observou-se, portanto, que parâmetros de soldagem que são considerados satisfatórios para soldas BOP podem não o ser para juntas soldadas, o que será discutido na análise dos resultados. Assim, entendeu-se que era necessário executar novos testes com maiores energias de soldagem.

Para a segunda etapa de testes, foram utilizadas oito novas placas iguais às anteriores e seguida a mesma configuração de testes da primeira etapa. Nas Placas 3.5, 3.6, 6.5 e 6.6 foram executadas soldas BOP e as Placas 3.7, 3.8, 6.7 e 6.8 foram cortadas ao meio por eletroerosão e tiveram suas metades reunificadas pela soldagem de topo. Entretanto, para se determinar os parâmetros de soldagem, desta vez os testes foram feitos em amostras de juntas soldadas, e não BOP como anteriormente. Assim, foi possível garantir que os parâmetros de soldagem determinados proporcionariam penetração total de soldagem nas juntas soldadas. As soldas BOP foram executadas após as juntas soldadas, utilizando-se exatamente os mesmos parâmetros de soldagem destas juntas.

Para esta segunda etapa da análise experimental, através de vários testes em juntas soldadas com amostras do mesmo material com as mesmas espessuras estudadas, obteve-se que as correntes ideais para a soldagem eram 130 Amperes e 250 Amperes para as placas de 2,95 e 6,30 milímetros de espessura, respectivamente. Foram estas as correntes que se mostraram ideais para a soldagem de topo das placas de 2,95 e 6,30 milímetros de espessura, sem metal de adição, com penetração total de soldagem, sem apresentar calor excessivo. As tensões fornecidas pelo equipamento durante as soldagens foram de 12 e 15 Volts para as correntes de 130 e 250 Amperes, respectivamente. Os tempos de soldagem foram novamente medidos com dois cronômetros simultâneos. A Tabela 4.2 apresenta todos os parâmetros de soldagem para as dezesseis placas soldadas, sendo que o rendimento adotado foi  $\eta = 0,7$  (BRYAN, 1973).

Tabela 4.2 – Parâmetros de soldagem

Placas de 2,95 (mm)								
	Placa 3.1	Placa 3.2	Placa 3.3	Placa 3.4	Placa 3.5	Placa 3.6	Placa 3.7	Placa 3.8
Corrente - I(A)	78	78	78	78	130	130	130	130
Tensão - U(V)	10	10	10	10	12	12	12	12
Tempo de soldagem – t(min)	2:35	2:44	2:58	2:56	2:17	2:20	2:25	2:20
Tempo de soldagem – t(s)	155	164	178	176	137	140	145	140
Velocid. soldagem – $v_s$ (mm/s)	1,94	1,84	1,70	1,71	2,21	2,16	2,08	2,16
Velocid. soldagem – $v_s$ (cm/min)	11,64	11,04	10,20	10,26	13,26	12,96	12,48	12,96
Energia de soldagem – E(J/mm)	281	297	321	319	494	505	525	505
Placas de 6,30 (mm)								
	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
Corrente - I(A)	98	98	98	98	250	250	250	250
Tensão - U(V)	10	10	10	10	15	15	15	15
Tempo de soldagem – t(min)	3:34	2:20	3:08	2:13	2:09	2:01	1:57	2:01
Tempo de soldagem – t(s)	214	140	188	136	129	121	117	121
Velocid. soldagem – $v_s$ (mm/s)	1,41	2,16	1,61	2,22	2,34	2,49	2,58	2,49
Velocid. soldagem – $v_s$ (cm/min)	8,46	12,96	9,66	13,32	14,04	14,97	15,49	14,97
Energia de soldagem – E(J/mm)	486	318	426	309	1122	1054	1017	1054

Com os novos parâmetros de soldagem, foi obtida a penetração total em todas as oito placas soldadas, tanto nas BOP como nas juntas soldadas. Para se confirmar que realmente foi obtida a penetração total na soldagem, após a análise modal final, foi feito o ensaio metalográfico no Laboratório de Metalurgia e Materiais da UNIFEI pelo técnico especialista do laboratório. Uma das imagens geradas pelo microscópio no ensaio metalográfico da Placa 6.7 é mostrada na Figura 4.9.

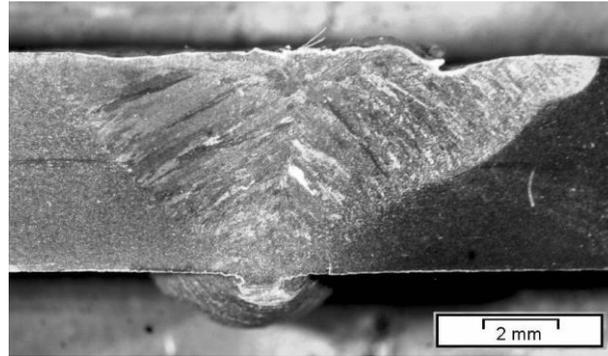


Figura 4.9 – Ensaio metalográfico da Placa 6.7

#### 4.4 Análise modal final

Após o processo de soldagem, todas as placas tiveram suas frequências naturais medidas novamente, de modo a se calcular a variação das mesmas. A medição foi feita exatamente com o mesmo equipamento, sob as mesmas condições e sobre o mesmo ponto da medição tomada na análise modal inicial.

Novamente, foram tomadas pelo menos duas medições para cada placa, para cada uma das faixas de frequência, para se confirmar os valores obtidos que se repetiam em todas as medições. Os resultados da análise modal final são apresentados na Tabela 4.3 e graficamente nas Figuras 4.10 e 4.11.

Tabela 4.3 – Frequências naturais (Hz) das placas medidas em laboratório após a soldagem

Placas de 2,95 (mm)								
Modo	Placa 3.1	Placa 3.2	Placa 3.3	Placa 3.4	Placa 3.5	Placa 3.6	Placa 3.7	Placa 3.8
Energia	281(J/mm)	297(J/mm)	321(J/mm)	319(J/mm)	494(J/mm)	505(J/mm)	525(J/mm)	505(J/mm)
1	160	157	198	202	149	170	179	170
2	231	249	367	390	265	271	332	289
3	377	381	435	-	363	386	403	386
4	547	570	680	653	594	484	-	580
5	697	703	707	723	-	654	729	680
6	787	774	753	763	688	709	745	705
Placas de 6,30 (mm)								
Modo	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
Energia	486(J/mm)	318(J/mm)	426(J/mm)	309(J/mm)	1122(J/mm)	1054(J/mm)	1017(J/mm)	1054(J/mm)
1	351	345	387	406	331	345	347	333
2	396	395	397	606	378	380	384	374
3	895	893	898	908	874	879	880	867
4	971	956	1014	996	939	959	958	944
5	1482	1459	1220	1127	1468	1509	1481	1398
6	1586	1570	1578	1591	1558	1563	1569	1548

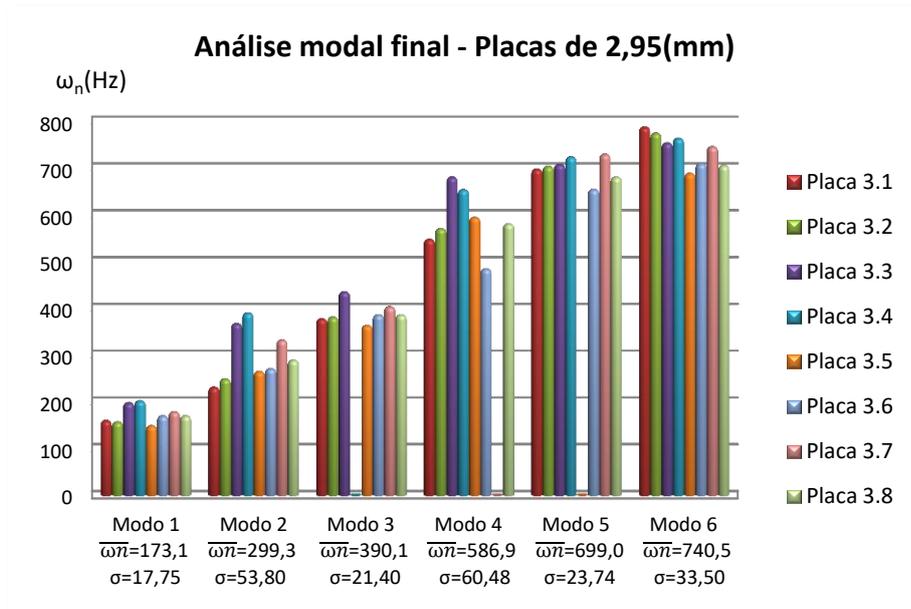


Figura 4.10 – Resultados da análise modal final experimental para as placas de 2,95 milímetros de espessura

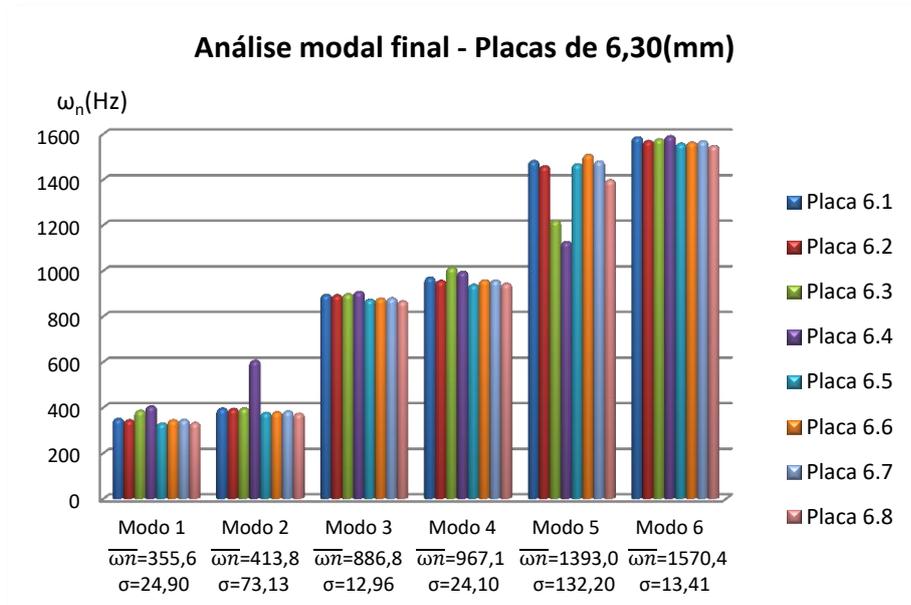


Figura 4.11 – Resultados da análise modal final experimental para as placas de 6,30 milímetros de espessura

Com relação aos resultados da análise modal final, observa-se que os mesmos foram bem heterogêneos para as placas de 2,95 milímetros. Observa-se também que os resultados das placas BOP, Placas 3.1, 3.2, 3.5 e 3.6, são mais aproximados entre si, mas são diferentes das juntas soldadas. Já para as placas de 6,3 milímetros, com exceção do segundo modo na Placa 6.4 e o quinto modo nas Placas 6.3 e 6.4, os resultados são bem mais homogêneos e

similares entre si. Na Tabela 4.4 são apresentadas as variações das frequências naturais das dezesseis placas soldadas.

Tabela 4.4 – Variação das frequências naturais – análise experimental

Placas de 2,95 (mm)								
Modo	Placa 3.1	Placa 3.2	Placa 3.3	Placa 3.4	Placa 3.5	Placa 3.6	Placa 3.7	Placa 3.8
Energia	281(J/mm)	297(J/mm)	321(J/mm)	319(J/mm)	494(J/mm)	505(J/mm)	525(J/mm)	505(J/mm)
1	-3,0%	-5,4%	19,3%	21,7%	-8,0%	0,6%	8,5%	6,3%
2	16,7%	25,8%	84,4%	97,0%	39,5%	30,9%	69,4%	57,9%
3	-17,5%	-	-	-	-14,2%	-14,0%	-7,4%	-6,3%
4	-	23,9%	47,8%	42,0%	32,0%	4,3%	-	30,3%
5	1,8%	0,6%	2,3%	4,6%	-	-5,4%	4,9%	1,6%
6	-1,5%	-	-1,7%	-0,7%	-7,5%	-9,0%	-2,0%	-3,6%
Placas de 6,30 (mm)								
Modo	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
Energia	486(J/mm)	318(J/mm)	426(J/mm)	309(J/mm)	1122(J/mm)	1054(J/mm)	1017(J/mm)	1054(J/mm)
1	-0,8%	-0,6%	10,3%	14,7%	-5,7%	-2,5%	-2,3%	-5,7%
2	-7,3%	-6,2%	-7,5%	41,6%	-11,1%	-11,4%	-10,7%	-12,8%
3	-8,8%	-7,3%	-7,7%	-7,2%	-6,7%	-6,8%	-6,9%	-8,1%
4	-	-16,1%	-10,7%	-11,8%	-3,5%	-1,8%	-2,2%	-3,7%
5	0,2%	-0,1%	-17,8%	-24,5%	0,1%	1,4%	0,3%	-6,3%
6	-2,9%	-7,5%	-3,1%	-2,5%	-4,1%	-4,2%	-4,1%	-5,3%

A análise de todos os resultados é abordada no Capítulo 6, mas são feitas neste capítulo algumas considerações iniciais. A Figura 4.12 mostra graficamente as variações percentuais das frequências naturais nas placas de 2,95 milímetros. Seria esperado que estas variações fossem negativas, devido à predominância das tensões residuais de compressão, conforme abordado na revisão bibliográfica. Entretanto, observam-se variações positivas com altos valores nos segundo e quarto modos em todas as placas e no primeiro modo das placas com juntas soldadas. Pode-se dizer que esta ocorrência demonstra que estas soldas não foram obtidas como esperado. As quatro primeiras placas, Placas 3.1, 3.2, 3.3 e 3.4 tiveram energia insuficiente para penetração total de soldagem nas juntas soldadas, então resultados insatisfatórios já poderiam ser esperados. Entretanto, houve empenamento excessivo em todas as placas o que justifica a existência de resultados insatisfatórios em todas elas.

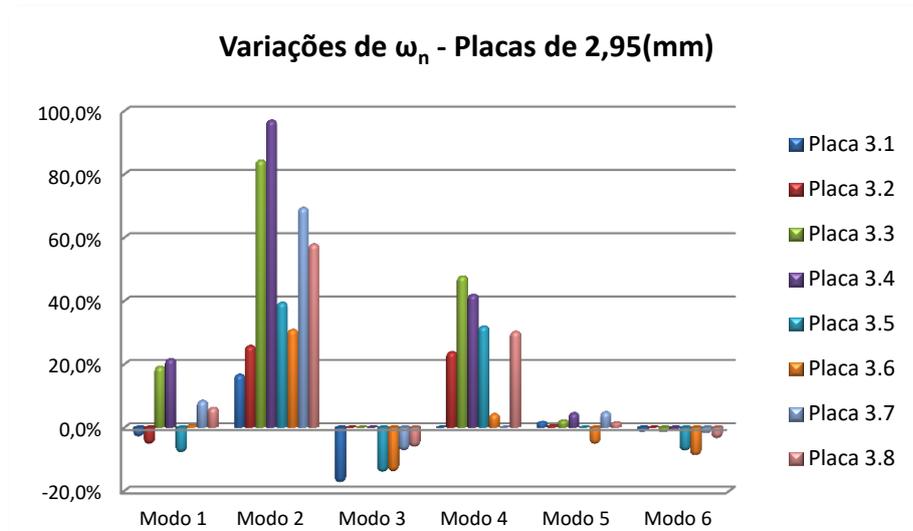


Figura 4.12 – Variações das frequências naturais nas placas de 2,95 milímetros de espessura

Na Figura 4.13 as variações das frequências naturais das oito placas soldadas com 6,30 milímetros de espessura são apresentadas graficamente. Observa-se a predominância das variações negativas consequentes das tensões residuais de compressão, como esperado. As variações positivas no primeiro modo da Placa 6.3 e no primeiro e segundo modos da Placa 6.4 são consequência da não penetração total de soldagem.

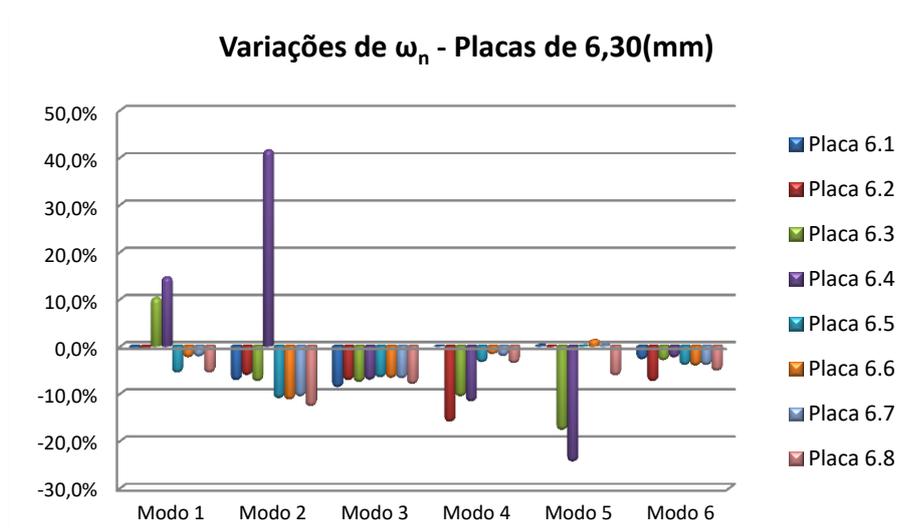


Figura 4.13 – Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura

As quatro primeiras placas tiveram energia de soldagem menor. As Placas 6.3 e 6.4, que são juntas soldadas, não tiveram penetração total de soldagem e por isso aparecem os resultados inesperados. Já as Placas 6.1 e 6.2 tiveram as mesmas correntes e tensões de

soldagem das Placas 6.3 e 6.4, mas por serem BOP, os resultados não aparecem alterados e, portanto, não se pode perceber, pelo teste BOP, que a energia utilizada é insuficiente para unificar uma junta soldada com penetração total.

Para melhor visualização das variações, na Figura 4.14 são apresentadas as variações apenas das placas de 6,30 milímetros que tiveram energia suficiente para penetração total de soldagem. Observa-se claramente a tendência das variações negativas, com intensidades maiores para alguns modos, e próximas de nulas para outros. As variações das intensidades estão interligadas aos modos de vibrar.

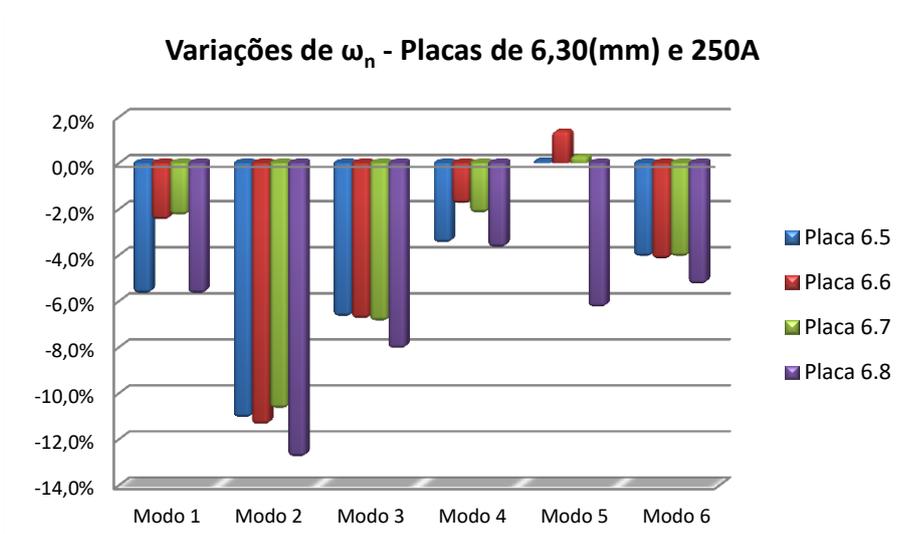


Figura 4.14 – Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura e corrente de soldagem de 250A

Todas as placas soldadas foram repesadas para confirmar que não houve alteração da massa, uma vez que a alteração na massa de uma peça altera sua frequência natural.

O desenvolvimento de um modelo numérico, utilizando MEF, que simula os testes e resultados experimentais é apresentado no capítulo a seguir. A análise dos resultados obtidos é apresentada no Capítulo 6.

## Capítulo 5

### Simulação numérica

Neste capítulo, é descrito o desenvolvimento de um modelo teórico que simula numericamente, utilizando o método dos elementos finitos, os testes executados e os resultados obtidos na análise experimental. No modelo teórico, os dados de entrada, como geometria da placa e parâmetros de soldagem, são os mesmos dos experimentos em laboratório. A simulação computacional foi executada em cinco etapas: pré-processamento, análise modal inicial, análise térmica, análise estrutural e análise modal final.

Os passos executados na simulação são mostrados graficamente na Figura 5.1. O pré-processamento é a etapa na qual foram inseridos os dados de entrada utilizados em todas as análises realizadas na simulação numérica, as propriedades do material e as dimensões da placa. Ainda, foi gerada a geometria da placa e, então, a malha com os elementos. Como primeira análise numérica, foi feita a análise modal inicial, isto é, a análise modal da placa antes da soldagem, e gerado um arquivo com as frequências naturais antes da soldagem. Os resultados serviram de parâmetro para o cálculo das variações das frequências naturais após a soldagem. Em seguida, foi feita a análise térmica para simular a passagem da solda pela peça e seu efeito térmico. Foram inseridos, nas simulações numéricas, os parâmetros de soldagem levantados na análise experimental, obtendo como resultado os ciclos térmicos de soldagem e as isoterms, ou seja, todo o campo de temperaturas ao longo do tempo de soldagem e resfriamento para todos os pontos da placa. Depois, utilizando os campos de temperaturas obtidos na análise térmica, foi feita a análise estrutural para a obtenção dos campos de deslocamentos e das tensões residuais de soldagem. Finalmente, foi feita a análise modal final, através da qual foram calculadas as frequências naturais da placa após a soldagem. Através da comparação das frequências naturais antes e após a soldagem, obtidas nas análises modais inicial e final, respectivamente, calculou-se a variação das frequências naturais, o que é o objetivo deste trabalho.

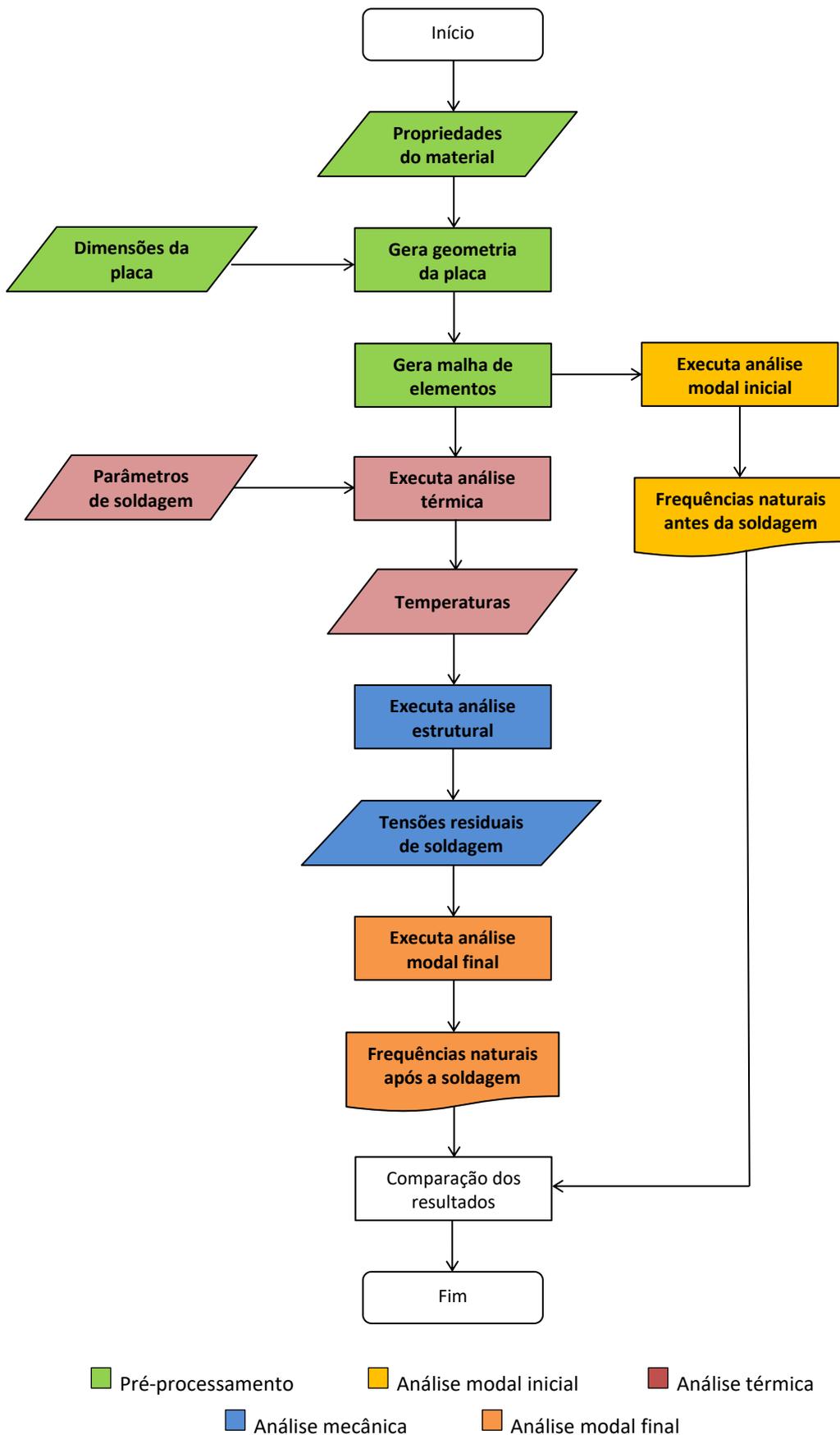


Figura 5.1 – Passos para a execução da simulação numérica

Foi utilizado o programa de cálculo de elementos finitos ANSYS<sup>®</sup>, por ser o programa que vem sendo mais amplamente utilizado nos trabalhos acadêmicos, como visto na revisão bibliográfica. As quatro análises foram não lineares, pois as propriedades do material sempre variaram com a temperatura em todos os casos. Ao se obter na simulação numérica resultados similares aos obtidos empiricamente, o modelo teórico foi validado. A análise e comparação dos resultados experimentais e teóricos são descritas no Capítulo 6.

## 5.1 Pré-processamento

No pré-processamento foram inseridos as dimensões da placa e os dados do material, utilizados na execução de toda a simulação numérica. Também foi gerada a geometria e discretizada a malha de elementos da placa em estudo. As dimensões da placa estudada inseridas na simulação numérica foram as mesmas das placas adquiridas para a análise experimental: 302 x 150,5 x 2,95 milímetros e 302 x 150,5 x 6,3 milímetros. As propriedades térmicas e mecânicas do material aço inoxidável AISI 316L foram obtidas na literatura. As propriedades que variam com a temperatura são apresentadas na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Propriedades térmicas e mecânicas do AISI 316L

Temperatura (K)	Densidade (kg/m <sup>3</sup> )	Calor específico (J/kg.K)	Condutividade térmica (w/m.K)	Entalpia (J/m <sup>3</sup> )	Módulo de elasticidade (N/m <sup>2</sup> )	Coefficiente de exp. térmica (μ/m°C)	Coefficiente de Poisson
273	8038,70	456,28	13,29	9,76E+008	2,00E+011	16,3	0,31
293	8030,47	464,73	13,63	1,05E+009	1,96E+011	16,4	0,31
373	7997,02	494,23	14,99	1,35E+009	1,92E+011	16,8	0,32
473	7954,03	522,74	16,62	1,75E+009	1,84E+011	17,2	0,32
573	7909,76	543,92	18,19	2,16E+009	1,76E+011	17,6	0,33
673	7864,18	559,87	19,72	2,59E+009	1,68E+011	18,0	0,33
773	7817,31	572,69	21,26	3,03E+009	1,60E+011	17,4	0,34
873	7769,13	584,49	22,81	3,48E+009	1,52E+011	18,7	0,35
973	7719,66	597,38	24,42	3,94E+009	1,44E+011	19,0	0,35
1073	7668,90	613,45	26,09	4,41E+009	1,35E+011	19,2	0,36
1173	7616,83	634,82	27,86	4,90E+009	1,27E+011	19,4	0,37
1273	7563,47	663,58	29,76	5,40E+009	1,19E+011	19,6	0,38
1373	7508,81	701,85	31,81	5,93E+009	1,05E+011	19,7	0,38
1473	7452,85	751,72	34,03	6,49E+009	2,00E+010	19,8	0,39
1573	7395,60	815,30	36,46	7,09E+009	7,00E+009	19,9	0,39
1643	7354,75	869,09	38,29	7,54E+009	5,56E+009	20,0	0,39

Fonte: Capriccioli, A.; Frosi, P. (2009)

A temperatura de referência foi 298(K), ou 25(°C), em todos os casos, a qual foi a temperatura ambiente média dos dias nos quais foram realizados os testes experimentais, tanto modais como de soldagem. A emissividade e o coeficiente de convecção adotados foram  $\varepsilon=0,75$  e  $h=10(\text{W}/\text{m}^2\text{K})$ , respectivamente (DEPRADEAUX, 2003; BEZERRA, 2006).

O coeficiente de expansão térmica e o coeficiente de Poisson foram calculados utilizando as equações 5.1 e 5.2 fornecidas por Capriccioli & Frosi (2009), onde  $T$  é a temperatura para a qual se deseja calcular a propriedade:

$$\alpha = 16,3153 + 4,9348 \cdot 10^{-3}T - 1,6585 \cdot 10^{-6}T^2 \quad (5.1)$$

$$\nu = 0.2921 + 7.169 \cdot 10^{-5}T \quad (5.2)$$

Foram utilizadas as propriedades obtidas com a variação de temperatura em ambiente estável uma vez que não há disponibilidade da variação das mesmas durante um processo de soldagem, conforme sugerido por Li et al. (2003), o que é muito difícil de se obter.

Neste trabalho foram feitas cerca de uma centena de simulações. Foram utilizados diferentes tipos de malhas e foram testadas malhas com diferentes refinamentos. A Figura 5.2 mostra a geometria e duas malhas de elementos geradas para a placa em estudo. A geometria da placa foi gerada de modo a possibilitar que a malha pudesse ser mais refinada na região central ao longo do comprimento, a região da solda, onde há maior concentração de calor, e menos refinada nas laterais. Na placa da esquerda, a malha possui três diferentes tamanhos de elementos, com um refinamento intermediário na região termicamente afetada. Foram discretizados 80 elementos ao longo do comprimento e 3 elementos na espessura. Na largura da placa, foram discretizados 30 elementos na região da solda, 15 elementos nas regiões intermediárias e 8 elementos nas regiões menos afetadas. Já à direita, é mostrada a malha com dois tamanhos elementos. Nesta malha, foram discretizados 100 elementos ao longo do comprimento. Na largura da placa, foram discretizados 30 elementos na região da solda e 20 elementos em cada lado das regiões menos afetadas. Neste caso, por ter sido utilizado um elemento tipo casca, a espessura do elemento é a espessura da placa. Nos diversos testes realizados, observou-se que utilizar apenas dois tamanhos de elementos gera resultados muito similares às simulações com três tamanhos, porém com menor tempo de processamento.

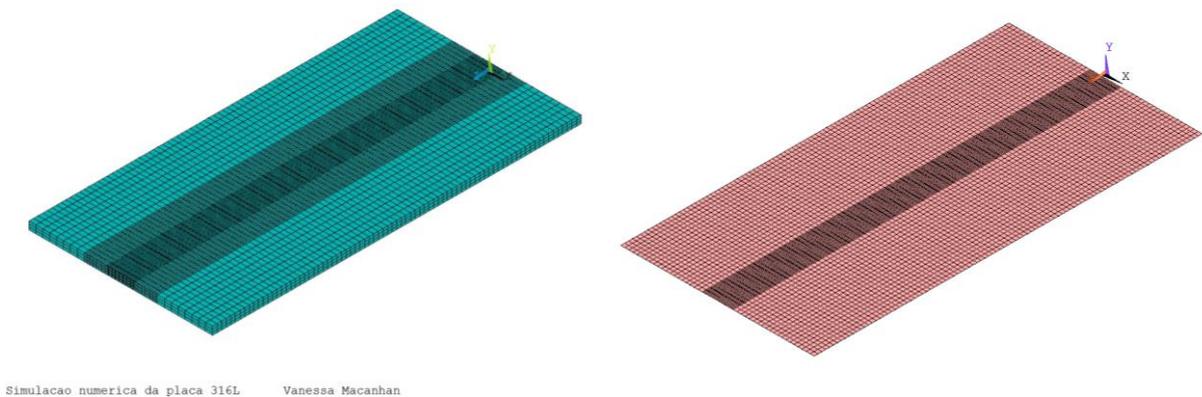


Figura 5.2 – Geometrias e malhas da placa em estudo

Também foram testadas malhas com elementos sólidos, *solid*, e tipo casca, *shell*. Observou-se que os resultados são bastante semelhantes, porém o tempo de processamento da malha com elementos *shell* é significativamente reduzido em relação às análises utilizando elementos *solid*. Os tempos de processamento variaram bastante conforme as máquinas e também os parâmetros utilizados. Foram utilizadas quatro máquinas diferentes. Na máquina de maior capacidade, o tempo médio de processamento para a análise térmica mais a análise estrutural mais a análise modal final foi cerca de nove horas para simulações utilizando elementos sólidos, e o mesmo caiu para cerca de três horas ao se utilizar elementos tipo casca. A análise mais demorada é sempre a análise estrutural, enquanto que a análise modal é relativamente rápida. Assim os resultados aqui apresentados foram obtidos utilizando-se a malha com dois tamanhos de elementos tipo casca.

Depois de inseridas as propriedades do material e geradas as malhas de elementos, foram executadas as análises numéricas.

## 5.2 Análise modal inicial

Assim como no estudo experimental, a primeira análise da simulação numérica foi a modal inicial, na qual foram calculadas as frequências naturais das placas antes da soldagem. Para esta análise foi selecionado um elemento estrutural de casca para análise de estruturas delgadas ou moderadamente espessas, com quatro nós e seis graus de liberdade, translação e rotação nas três direções, em cada nó, e aplicável a simulações não lineares, como as executadas neste trabalho. O tipo de análise modal selecionado foi Block Lanczos, cuja equação básica é a equação clássica de análise modal sem amortecimento:

$$[K]\{\phi_i\} = \omega_i^2[M]\{\phi_i\} \quad (5.3)$$

Onde:

$[K]$  – matriz de rigidez

$\{\phi_i\}$  – autovetor que corresponde ao modo de vibração na frequência natural  $i$

$\omega_i^2$  – autovalor que corresponde à frequência natural  $i$  ao quadrado

$[M]$  – matriz massa.

Considerou-se a placa na condição livre-livre. Para uma melhor aproximação, foi indicada a extração de 20 modos. Devido aos modos de corpo rígido, modos 1 a 6, neste trabalho foi considerado o sétimo modo como sendo o primeiro modo, que possui frequência não nula.

Os valores calculados são apresentados na Tabela 5.2. São valores muito próximos dos obtidos experimentalmente, o que é apresentado graficamente no próximo capítulo, na Figura 6.7, e o que torna a análise bastante satisfatória e o modelo validado.

Tabela 5.2 – Frequências naturais (Hz) antes da soldagem simuladas numericamente

<b>Modo</b>	<b>Placa de 2,95(mm)</b>	<b>Placa de 6,30(mm)</b>
1	165	352
2	203	430
3	448	946
4	458	975
5	682	1449
6	777	1639

As Figuras de 5.3 e 5.4 apresentam modos de vibrar de 1 a 6 para as duas espessuras analisadas, visualizando-se a placa discretizada sobre o contorno da placa original. Observa-se que os modos de vibrar das placas são os mesmos, seguindo a mesma ordem, para ambas as espessuras.

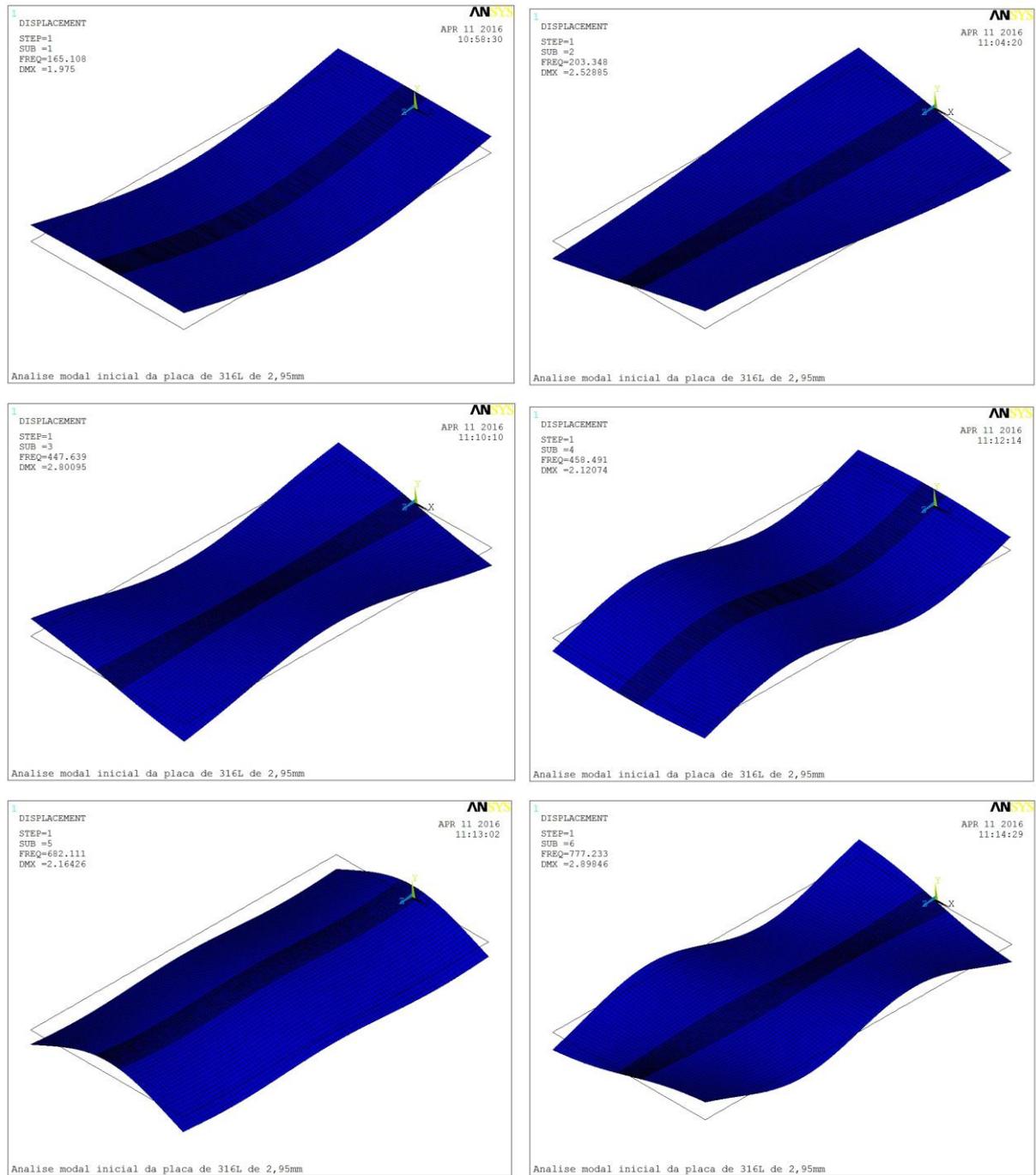


Figura 5.3 – Análise modal inicial da placa de 2,95(mm): 6 primeiros modos de vibrar

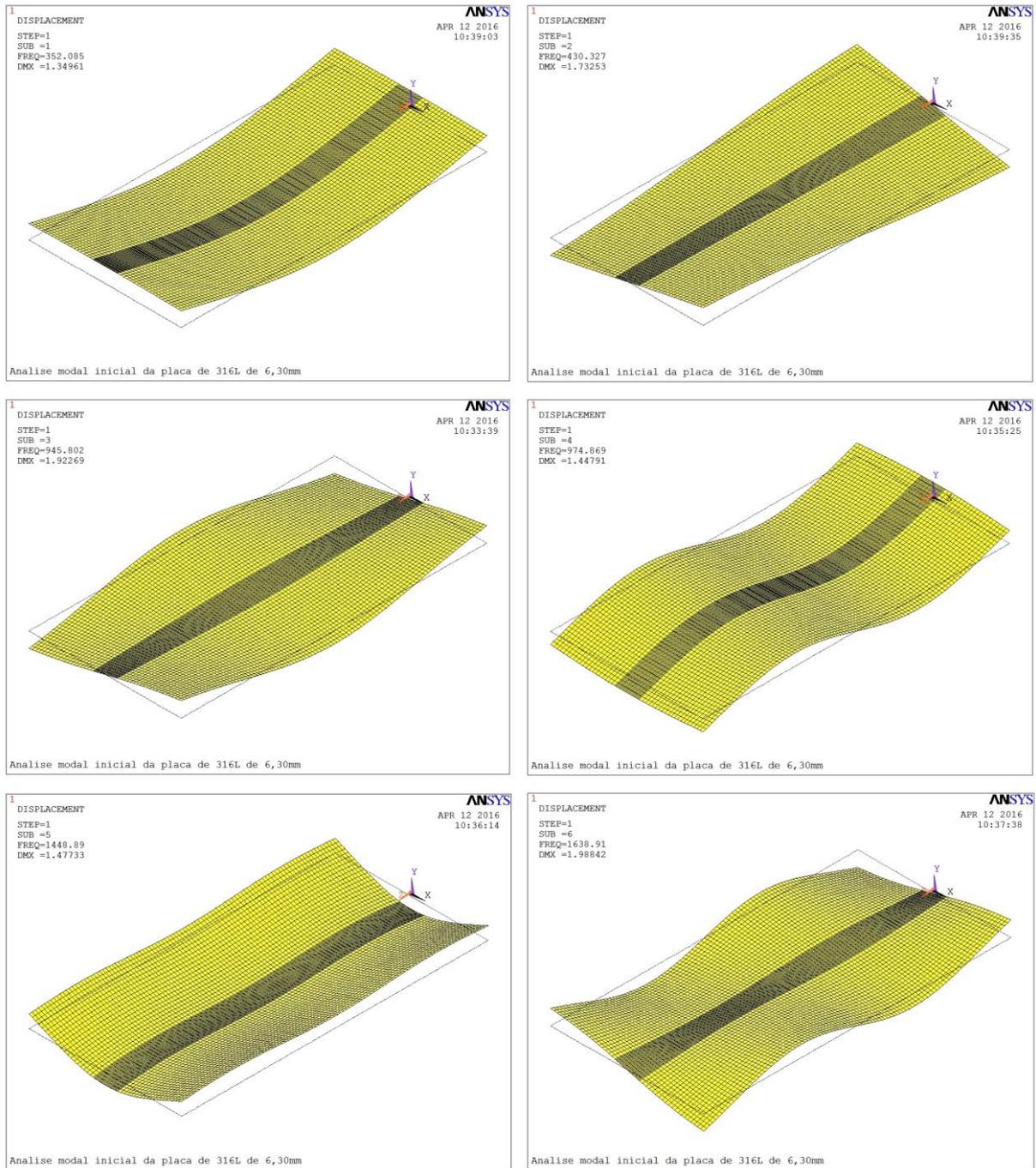


Figura 5.4 – Análise modal inicial da placa de 6,30(mm): 6 primeiros modos de vibrar

### 5.3 Análise térmica

Na análise térmica, transiente, para cada placa, o calor foi introduzido no centro da mesma, a partir de uma lateral e foi deslocado ao longo de seu centro simulando a soldagem, até o final de seu comprimento. Conforme o calor foi sendo introduzido na soldagem, o mesmo foi sendo distribuído pela placa. A análise continuou, então, com a simulação do resfriamento da placa até que ela alcançasse a temperatura ambiente. Como resultado da análise, foram gerados os arquivos com os campos de temperatura em todos os pontos de cada uma das placas variando com o tempo, desde o início da soldagem até o final do resfriamento.

O elemento utilizado foi um elemento tipo casca utilizado para análises térmicas, tanto estáticas como dinâmicas, com condutividade térmica nas três dimensões. O elemento possui quatro nós com um grau de liberdade, a temperatura, em cada nó. Para a análise transiente TRANS foi escolhido o método completo FULL que é o padrão para análises transientes. Convecção e radiação em todas as superfícies foram aplicadas como condições de contorno.

Para a simulação da passagem da fonte de calor, foi desenvolvido um *loop*, ou estrutura de repetição, utilizando o comando \*DO, introduzindo calor ao longo do centro da placa. Para a simulação da entrada de calor QF, apresentada abaixo, onde a carga BFE aplicada para análises térmicas é HGEN, *heat generation rate*, ou taxa de geração de calor, foi utilizado o modelo da dupla-elipsoidal de Goldak, modelo este apresentado na fundamentação teórica deste trabalho e ilustrado novamente na Figura 5.5.

Para a simulação numérica, os parâmetros  $a$ ,  $b$ ,  $c_f$  e  $c_r$  de Goldak foram determinados a partir das soldas realizadas na análise experimental. Para  $f_f$  e  $f_r$  foram adotados os valores 0,6 e 1,4 sugeridos pelo próprio Goldak.

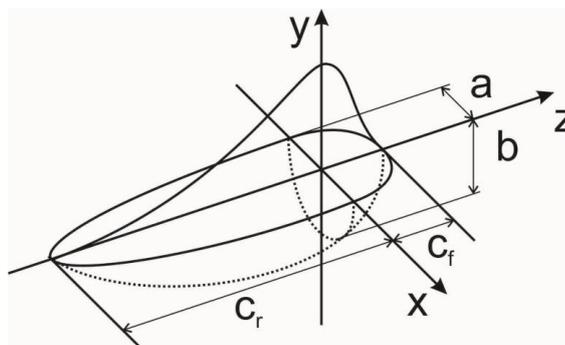


Figura 5.5 – Modelo da dupla elipsoidal de Goldak.

Fonte: Adaptado de Goldak et al. (1984) apud. Malik et al. (2007)

Com relação à simulação da entrada de calor, neste trabalho confirmou-se o que já havia sido constatado por Bezerra (2006), “*verifica-se claramente que, para uma mesma energia de soldagem, variando a forma de entrada de calor, é possível obter resultados bastante diferentes*”. Logo, é necessário, além de parcimônia na determinação dos dados de entrada da análise térmica, possuir dados e, também, resultados experimentais disponíveis para se validar o modelo numérico.

Na Figura 5.6 é mostrada a simulação da soldagem da Placa 6.5, cuja energia de soldagem foi de 1122(J/mm) e o tempo de soldagem 129 segundos. O campo de temperaturas é apresentado no início da soldagem no primeiro segundo, durante a soldagem aos 40 e 90 segundos, e ao final da soldagem aos 130 segundos. Pela figura pode-se observar o calor sendo introduzido no centro da placa, ao longo de seu comprimento, e distribuído para as laterais por condução. Visualiza-se claramente a evolução das isoterms com o tempo. Já na Figura 5.7 são apresentados os campos de temperatura durante o período de resfriamento, aos 200, 500, 800, 1200 e 2100 segundos.

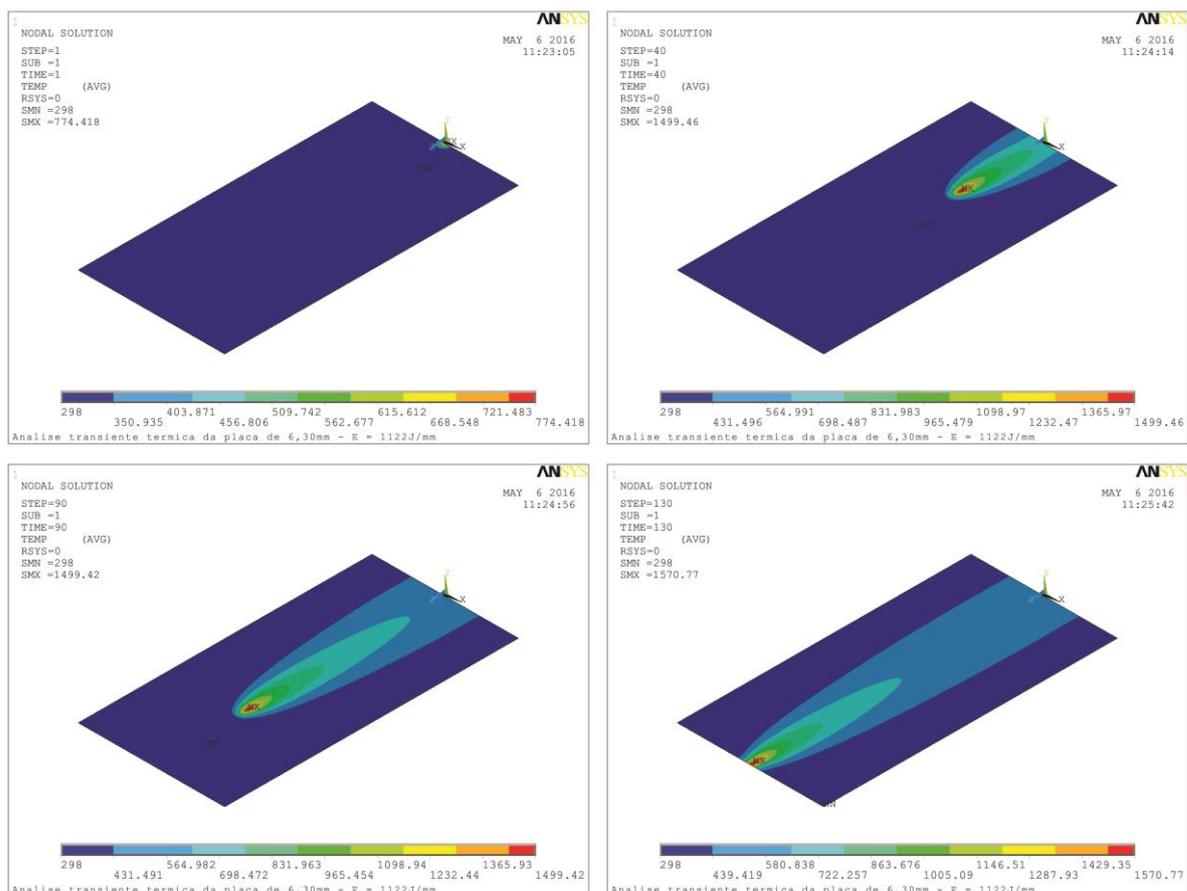


Figura 5.6 – Simulação da soldagem da Placa 6.5

Observa-se que no início do resfriamento a temperatura declina significativamente e é heterogênea na superfície da placa, quando ainda há condução. Até que aos 800 segundos a temperatura está em torno de 408(K), ou 135(°C), em praticamente toda a placa, de forma quase homogênea. Quando a distribuição de calor pela placa está quase uniforme, a condução passa a ser consideravelmente reduzida e as perdas de calor ocorrem substancialmente por convecção e radiação. Nos minutos seguintes, o resfriamento passa a ser mais lento, com a temperatura em torno de 393(K), ou 120(°C), aos 1200 segundos e 364(K), ou 91(°C), aos 2100 segundos.

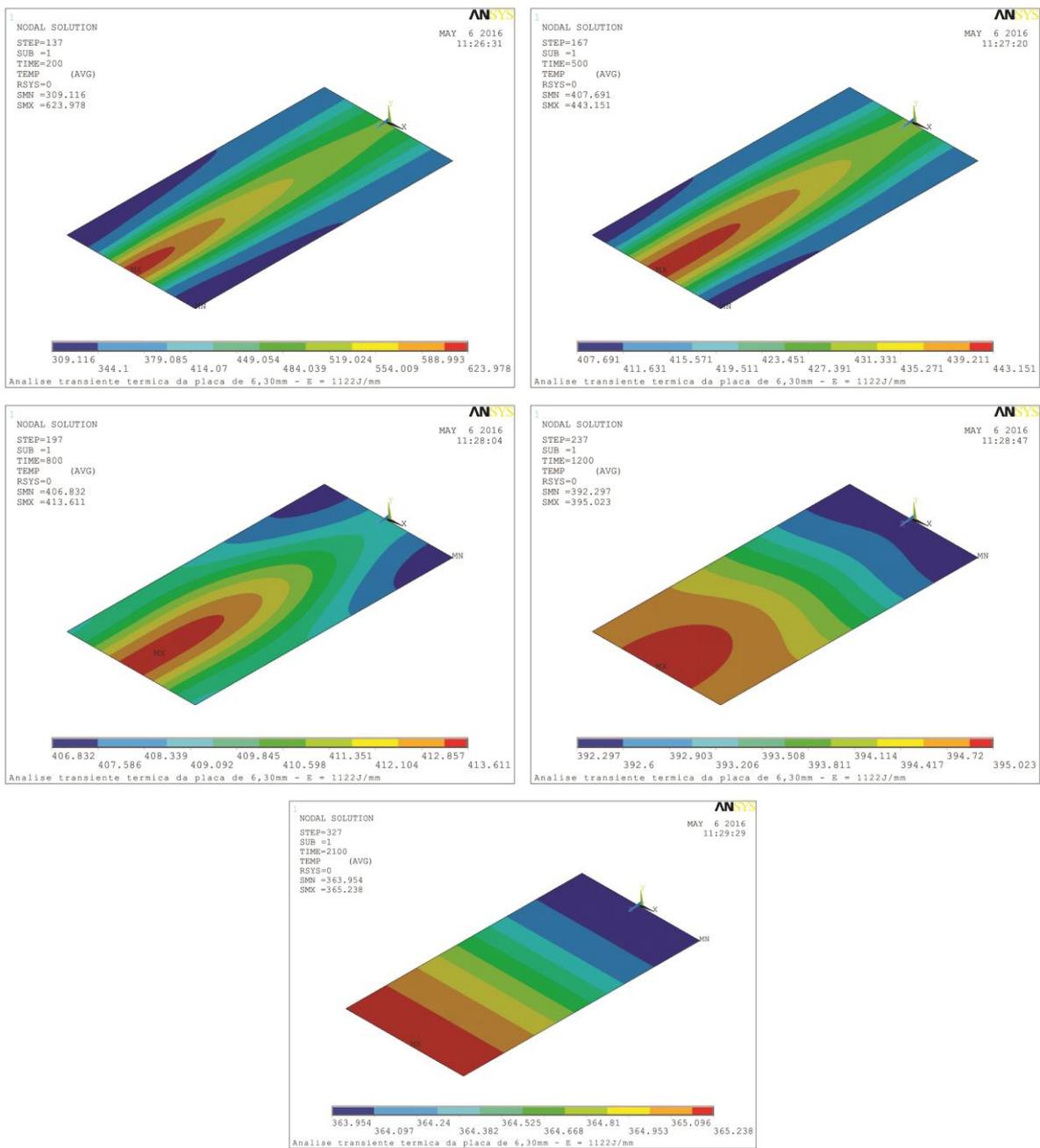


Figura 5.7 – Simulação do resfriamento da Placa 6.5

É possível gerar gráficos que apresentem o ciclo térmico para qualquer ponto da placa. Os ciclos térmicos de pontos selecionados a 20 e 35 milímetros do centro da placa, a 100 e 200 milímetros após o início da soldagem, ainda para a simulação da Placa 6.5, cuja energia de soldagem foi 1122(J/mm), são apresentados na Figura 5.8. Como esperado, devido à simetria inerente à distribuição de calor no modelo estudado, as curvas para os pontos “AT” são coincidentes às curvas relativas aos pontos “BT”.

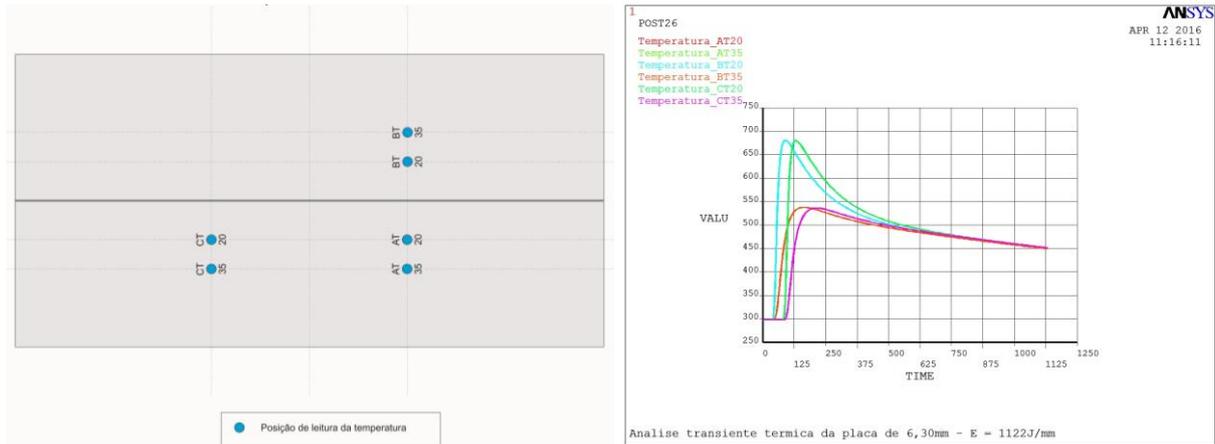


Figura 5.8 – Ciclos térmicos de pontos selecionados na simulação da Placa 6.5

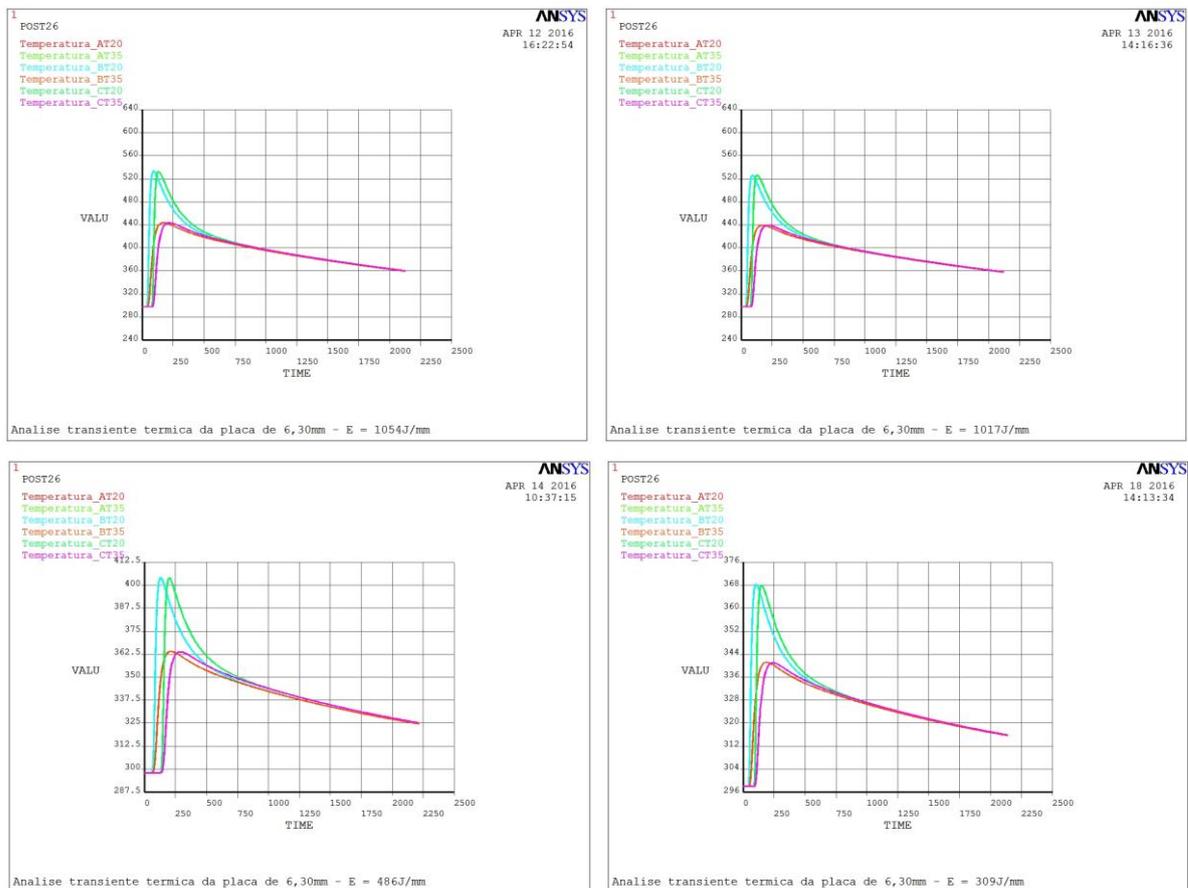


Figura 5.9 – Ciclos térmicos para diferentes energias

Na Figura 5.9 são apresentados os ciclos térmicos para os mesmos pontos para as simulações da Placa 6.6 com  $E=1054(\text{J/mm})$ , Placa 6.7 com  $E=1017(\text{J/mm})$ , Placa 6.1 com  $E=486(\text{J/mm})$  e Placa 6.4 com  $E=309(\text{J/mm})$ . Observa-se que as temperaturas são menores para energias menores, o que é esperado, pois menores energias significam menor calor introduzido no sistema. Os arquivos de resultados gerados na análise térmica foram, então, utilizados como dados de entrada na análise estrutural.

## 5.4 Análise estrutural

Na análise estrutural foram calculados os campos de tensões residuais e de deslocamentos da placa após a soldagem simulada na análise térmica. Para a análise estrutural, é imprescindível considerar a plasticidade do material, caso contrário, os resultados obtidos não condizem com a realidade. Isso porque os deslocamentos que ocorreram na placa são tanto elásticos como plásticos (CAPRICCIOLI & FROSI, 2009).

A análise estrutural também é uma análise transiente TRANS e para tal também foi utilizado o método completo FULL que é o padrão para análises transientes. Como a análise estrutural gera um resultado de tensão e deslocamento para ser utilizado como dado de entrada em uma análise futura modal, o efeito de *prestress*, ou pré-carregamento, precisa ser incluído.

O elemento utilizado foi o mesmo utilizado na análise modal inicial. Para inserir o carregamento na análise estrutural, foi empregado o mesmo *loop*, com o comando \*DO, utilizado para inserir o carregamento térmico na simulação térmica. Entretanto, na simulação térmica o carregamento inserido era o calor  $Q_F$  calculado a partir dos parâmetros de soldagem utilizando-se o modelo de Goldak. Já na simulação estrutural, o carregamento inserido é a leitura do arquivo *.rth* contendo o campo de temperaturas gerado na simulação térmica, utilizando o comando LDREAD, TEMP. Com o *loop*, o campo de temperaturas é lido em cada *loadstep* da simulação estrutural e calcula as tensões e deslocamentos para cada passo da soldagem e também do resfriamento. O resultado de tensões apresentado após o final do resfriamento é o campo das tensões residuais de soldagem. É possível visualizar também a placa sendo deformada durante a simulação do processo de soldagem e o resultado dos deslocamentos apresentado ao final do resfriamento é a deformação final esperada para a placa em estudo.

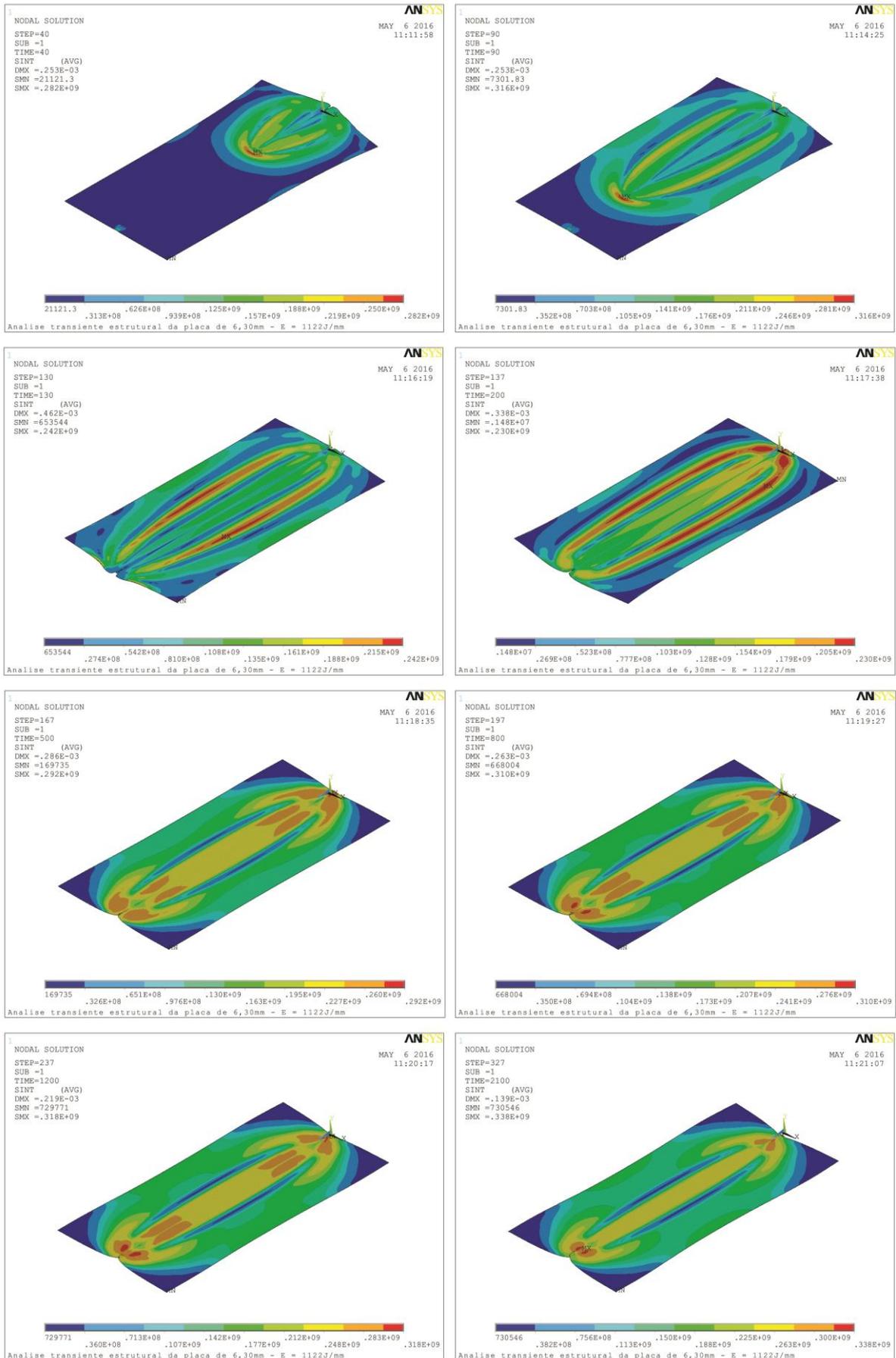


Figura 5.10 – Simulação estrutural da Placa 6.5

A Figura 5.10 apresenta a evolução da intensidade dos campos de tensões da simulação executada para a Placa 6.5, cuja energia de soldagem é 1122(J/mm). São apresentados os instantes 40 e 90 segundos, durante a execução da soldagem, 130 segundos, que é o instante final da soldagem, e os instantes 200, 500, 800, 1200 e 2100 segundos, durante os quais ocorre a simulação do resfriamento. As tensões residuais de soldagem tendem a permanecer tais como apresentadas no último instante, com a placa considerada resfriada.

As tensões começam a aparecer com a introdução do calor, se distribuem para as laterais da placa, e continuam a aumentar após a passagem do calor. Durante o resfriamento, as tensões ainda permanecem aumentando, mesmo que em menor intensidade, em certas regiões da placa, principalmente na ZF, ao longo de toda a placa, e na ZTA no início e no fim da placa, e caem drasticamente em outras regiões como as pontas e laterais, o que é visualizado na figura.

Na Figura 5.11 pode-se visualizar as tensões residuais de soldagem na direção longitudinal, direção da solda, para a Placa 6.5 com  $E=1122$ (J/mm), Placa 6.6 com  $E=1054$ (J/mm), Placa 6.7 com  $E=1017$ (J/mm) e Placa 6.1 com  $E=486$ (J/mm). As cores vermelha, laranja, amarela e verde representam tensões de tração enquanto que os tons de azul representam tensões de compressão. Observa-se que para as três maiores energias as tensões máximas de tração permanecem semelhantes, em torno de 285(MPa). Com relação às tensões de compressão, que são mais significativas por ocuparem as maiores regiões das placas, observa-se que, teoricamente, elas são menores para menores energias de soldagem. A Placa 6.5, com  $E=1122$ (J/mm), apresentou tensão de compressão de 184(MPa), a Placa 6.6, com  $E=1054$ (J/mm), apresentou tensão de compressão de 174(MPa), enquanto que na Placa 6.7, com  $E=1017$ (J/mm), a tensão de compressão chegou a 170(MPa).

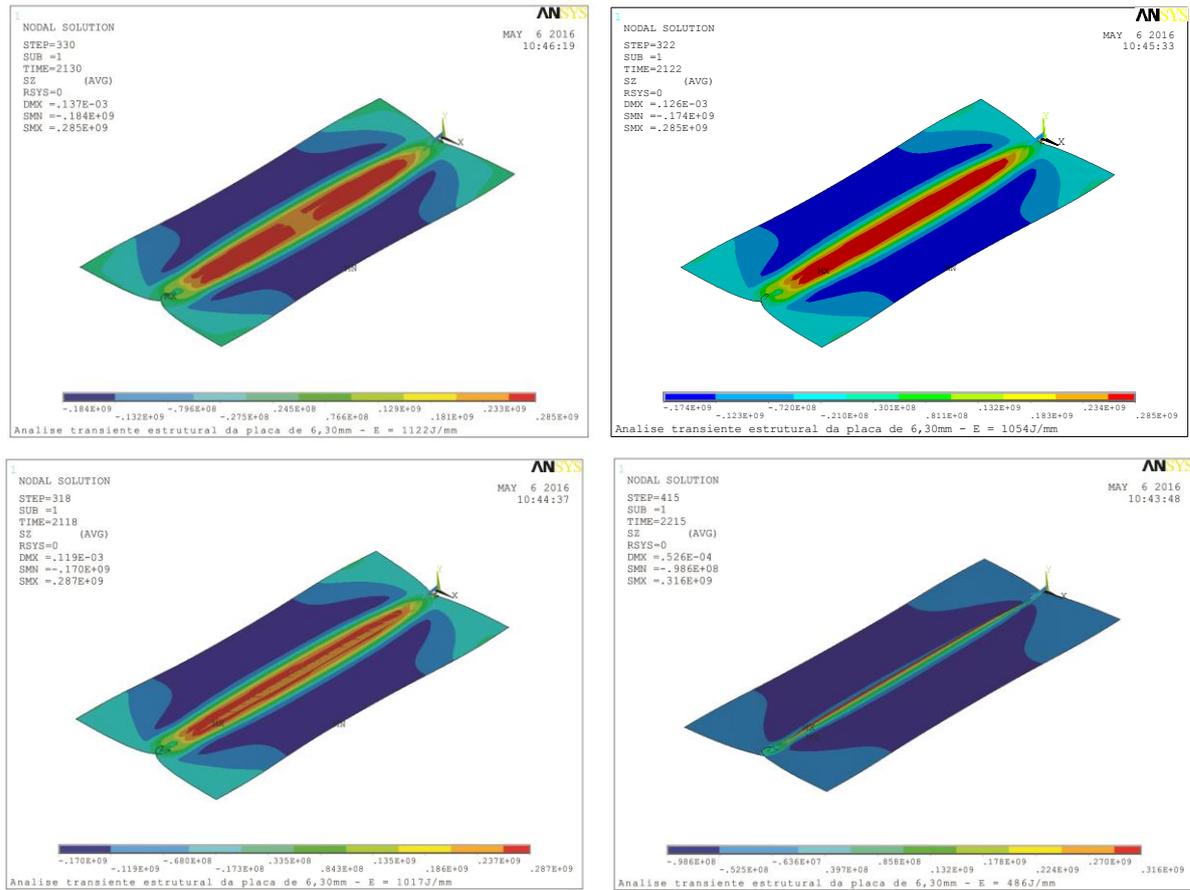


Figura 5.11 – Tensões residuais de soldagem na direção longitudinal

A Placa 6.1, com  $E=486(\text{J/mm})$ , foi uma das placas testadas na primeira etapa, com menor corrente, para as quais a energia não foi suficiente para proporcionar penetração total de soldagem nas juntas soldadas. Observa-se diferença significativa no perfil de tensões desta placa com relação às anteriores, com maiores energias, com as quais se conseguiu penetração total. Para esta placa, as tensões de tração atingiram maiores valores, 316(MPa), porém em uma região bem restrita do centro da mesma. Já as tensões de compressão, que dominaram praticamente toda a placa, apresentaram valores ainda menores que as outras placas, 98 (MPa), uma vez que a energia térmica inserida foi menor. Pelo perfil de tensões desta placa, que mostra que as tensões de tração ocupam uma região muito estreita na zona fundida, é possível intuir teoricamente que existe uma expressiva possibilidade que a energia de soldagem seja insuficiente para se obter a penetração desejada.

## 5.5 Análise modal final

A análise modal final calcula as frequências naturais da placa carregada com as tensões residuais de soldagem, geradas com a soldagem simulada na análise térmica e calculadas na análise estrutural. Assim como na análise modal inicial, considerou-se a placa na condição livre-livre e também foi indicada a extração de 20 modos a partir do valor de frequência de 1 Hertz na análise Block Lanczos, e o elemento utilizado foi o mesmo. Como a análise modal final utilizou como dados de entrada os resultados gerados na análise estrutural, o comando de *prestress* também foi introduzido. Foi utilizado o comando CDREAD para a leitura do modelo utilizado nos cálculos da análise estrutural, incluindo geometria, propriedades do material, carregamentos e restrições, armazenados em um arquivo *.cdb*. O comando UPGEOM foi utilizado para carregar a geometria deformada, armazenada em um arquivo *.rst*.

Com relação aos resultados obtidos, confirmou-se o que foi observado e citado na análise térmica, que ao se variar a forma da entrada de calor, mesmo que minimamente, obtém-se resultados bastante diferentes. Assim, é necessário possuir resultados experimentais para validar os modelos teóricos. Para as placas de 6,30 milímetros, os resultados experimentais foram mais homogêneos e similares entre si, de modo que foi possível validar o modelo teórico de forma satisfatória. Entretanto, o mesmo não ocorreu para as placas de 2,95 milímetros. Como mostrado no capítulo anterior, que descreve a análise experimental, todas as oito placas desta espessura tiveram resultados experimentais diferentes do esperado, principalmente nos segundo, quarto e primeiro modos, indicando que as soldas não resultaram como desejadas. Assim, devido à indisponibilidade de dados experimentais satisfatórios para a validação do modelo numérico, não foi possível discernir exatamente qual a configuração correta para os parâmetros de Goldak, que definem a entrada de calor, de forma a gerar um modelo que melhor simule as soldagens para as placas de 2,95 milímetros. Logo, devido a esta incerteza, optou-se por não apresentar resultados numéricos para as placas de 2,95 milímetros, e apenas para as placas de 6,30 milímetros para os quais o modelo pode ser validado.

Tabela 5.3 – Frequências naturais (Hz) após a soldagem simuladas numericamente

Placas de 6,30 (mm)								
Modo	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
	486(J/mm)	318(J/mm)	426(J/mm)	309(J/mm)	1122(J/mm)	1054(J/mm)	1017(J/mm)	1054(J/mm)
1	352	357	354	357	335	336	337	336
2	404	413	407	414	368	370	371	370
3	907	920	911	921	864	866	868	866
4	962	971	965	97	934	936	936	936
5	1438	1442	1439	1442	1426	1427	1427	1427
6	1593	1609	1598	1609	1545	1548	1550	1548

Na Tabela 5.3 são apresentadas as frequências naturais calculadas para as oito placas de 6,30 milímetros de espessura após a soldagem. Esta tabela é representada graficamente na Figura 5.12.

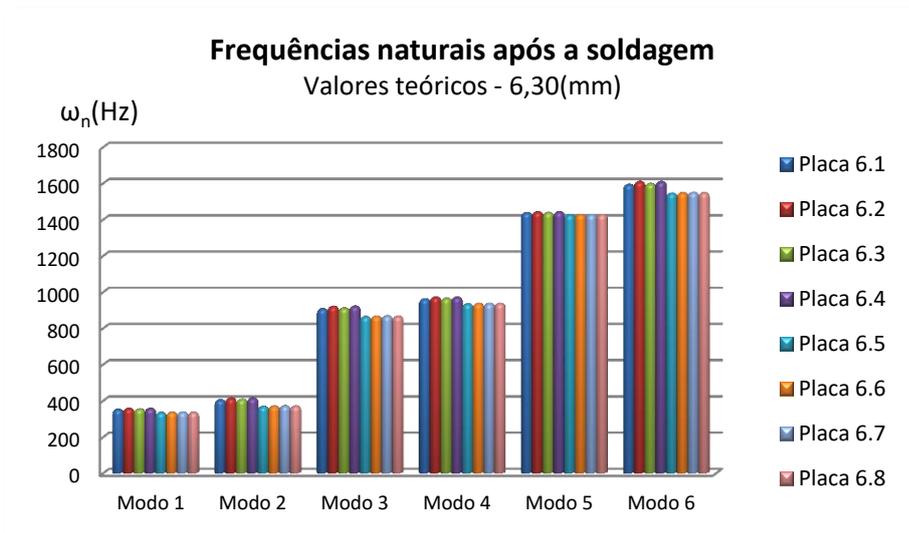


Figura 5.12 – Frequências naturais teóricas após a soldagem

Pelo gráfico, observa-se que as frequências são maiores para as quatro primeiras placas, aquelas com menor energia de soldagem. Logo, para estas placas, as frequências caíram menos, ou até mesmo aumentaram em alguns poucos casos, após a simulação da soldagem.

Já na Tabela 5.4 e na Figura 5.13 são apresentadas as variações teóricas das frequências naturais destas placas após a soldagem, com relação às mesmas antes da soldagem, calculadas utilizando os resultados obtidos nas simulações modais inicial e final.

Tabela 5.4 – Variação das frequências naturais calculadas numericamente

Placas de 6,30 (mm)								
Modo	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
	486(J/mm)	318(J/mm)	426(J/mm)	309(J/mm)	1122(J/mm)	1054(J/mm)	1017(J/mm)	1054(J/mm)
1	0,0%	1,4%	0,6%	1,4%	-4,8%	-4,5%	-4,3%	-4,5%
2	-6,0%	-4,0%	-5,3%	-3,7%	-14,4%	-14,0%	-13,7%	-14,0%
3	-4,1%	-2,7%	-3,7%	-2,6%	-8,7%	-8,5%	-8,2%	-8,5%
4	-1,3%	-0,4%	-1,0%	-0,4%	-4,2%	-4,0%	-4,0%	-4,0%
5	-0,8%	-0,5%	-0,7%	-0,5%	-1,6%	-1,5%	-1,5%	-1,5%
6	-2,8%	-1,8%	-2,5%	-1,8%	-5,7%	-5,6%	-5,4%	-5,6%

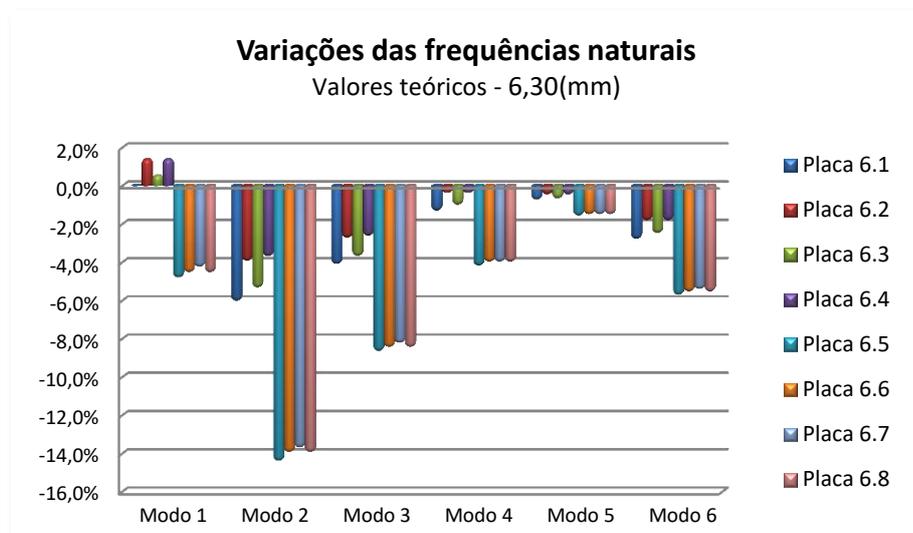


Figura 5.13 – Variações teóricas da frequências naturais

Para as placas de 6,30 milímetros, observa-se que, com exceção do primeiro modo para as quatro primeiras placas, todas as frequências naturais foram reduzidas após a soldagem, o que é consequência característica da predominância das tensões residuais de compressão. Ainda, as reduções são maiores para as maiores energias. Teoricamente, maiores energias de soldagem geram maiores tensões residuais de soldagem e resultam em maiores variações nas frequências naturais. Assim como na análise experimental, as variações apresentam intensidades diferentes para os diferentes modos de vibrar. E também assim como na análise experimental, as variações apresentam maior intensidade no segundo modo de vibrar.

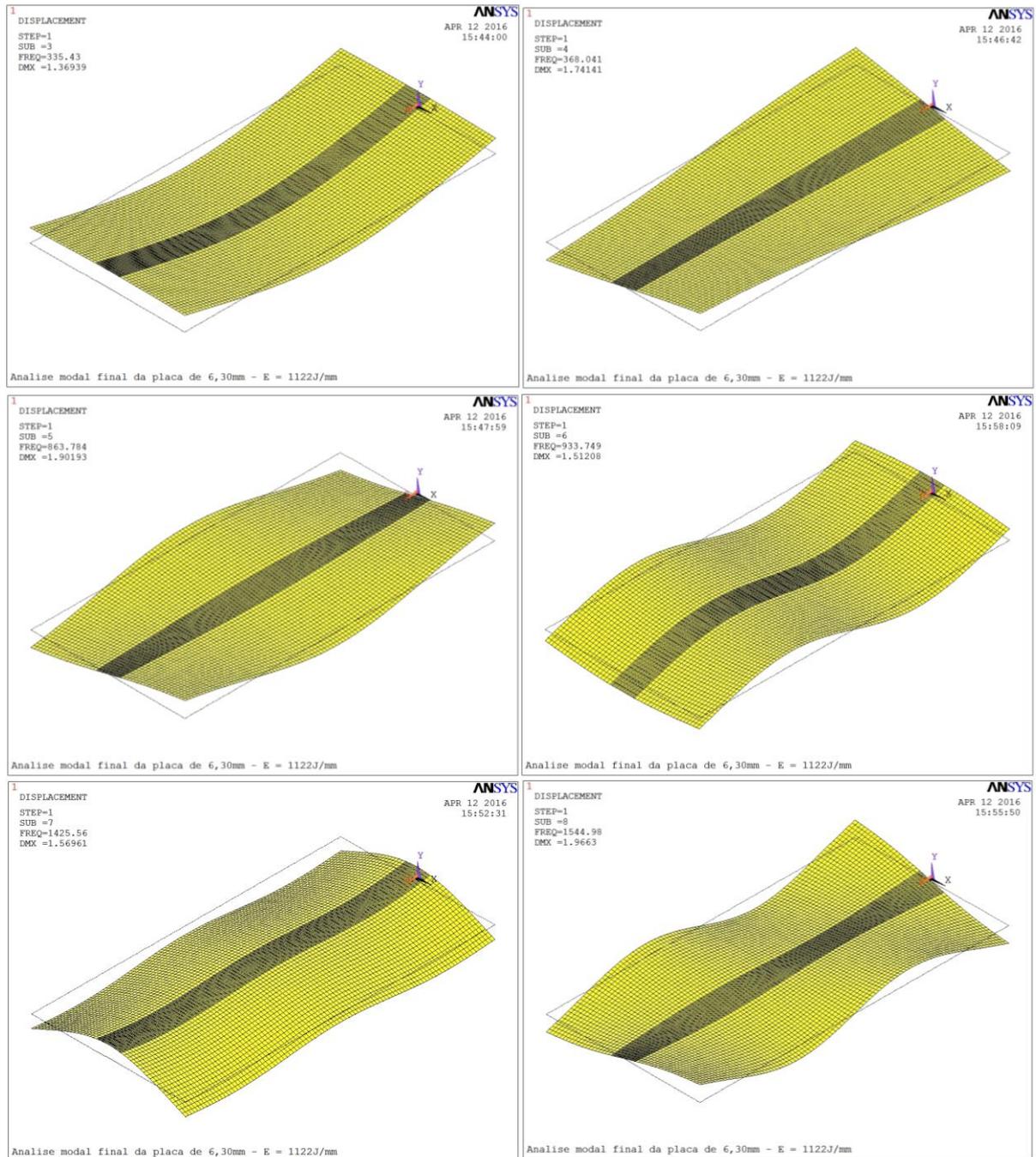


Figura 5.14 – Análise modal final da Placa 6.5 de 6,30(mm) com  $E=1122(J/mm)$   
6 primeiros modos de vibrar

Os seis primeiros modos de vibrar da Placa 6.5, cuja energia de soldagem foi  $1122(J/mm)$  são mostrados na Figura 5.14. Ao se comparar os modos de vibrar desta figura com os modos de vibrar da placa simulada antes da soldagem, apresentados na Figura 5.4, observa-se que os modos de vibrar permanecem os mesmos. As tensões residuais de soldagem não influenciam na ordem e na forma dos modos de vibrar, o que também foi observado por Bezerra (2006). Foram analisados os modos de vibrar de todas as oito placas de 6,30

milímetros simuladas numericamente, e as ordens e formas de vibrar permaneceram as mesmas para todas elas.

No próximo capítulo é feita a comparação dos resultados obtidos na simulação numérica com os resultados experimentais e a análise dos mesmos.

## Capítulo 6

### Análise dos resultados

Neste capítulo, a análise dos resultados é apresentada em duas etapas. Primeiramente é feita a análise dos resultados experimentais para todas as dezesseis placas estudadas, com ambas as espessuras, comparando as frequências medidas antes e após a soldagem, suas variações para cada modo e sua relação com as energias de soldagem e com o tipo de soldagem realizada, se BOP ou junta soldada. Na segunda etapa, são analisados os resultados obtidos na simulação numérica, comparando-os aos resultados experimentais, e ainda é feita uma análise sobre utilização das simulações numéricas para este tipo de estudo, relatando as dificuldades encontradas e as vantagens e desvantagens de seu emprego na simulação de soldagens. Ao final deste, é proposto um método para avaliar preliminarmente soldas executadas em placas similares as aqui estudadas.

#### 6.1 Análise dos resultados experimentais

Como descrito na análise experimental, primeiramente foram tomadas oito placas, sendo quatro delas com 2,95 milímetros de espessura e quatro com 6,30 milímetros. O objetivo foi, para cada espessura, executar solda BOP em duas placas e cortar e executar juntas soldadas nas outras duas placas. Para a definição dos parâmetros de soldagem deste primeiro grupo de placas, foram feitos testes BOP em amostras com mesmo material e espessuras das placas em estudo, com diferentes regulagens de corrente, até se obter um valor de corrente satisfatório para a solda BOP. Uma vez definida a corrente, foram executadas as soldas BOP, que foram satisfatórias. Então, utilizando-se os mesmos parâmetros de soldagem, foram executadas as juntas soldadas. Entretanto, após a finalização da análise experimental, observou-se que os parâmetros de soldagem utilizados não foram suficientes para se conseguir penetração total de soldagem nas juntas soldadas, o que não foi possível detectar nas placas BOP.

Foram então executados novos testes com oito novas placas. Desta vez, a corrente de soldagem foi determinada através de testes soldando-se topo a topo juntas de amostras, e não BOP, para garantir que os parâmetros definidos eram suficientes para efetivamente unificá-las com penetração total de soldagem. Para estas oito placas, foram executadas primeiramente as juntas soldadas e depois as BOP. Assim, foi possível que as soldas executadas neste segundo grupo de placas fossem satisfatórias tanto para as BOP como para as juntas soldadas, o que foi comprovado pelo ensaio metalográfico apresentado. Logo, observa-se que certas energias de soldagem podem produzir uma solda aparentemente adequada em experimentos BOP, mas podem ser insuficientes para proporcionar penetração total em juntas soldadas com mesmos material e espessura.

Para iniciar a análise dos resultados experimentais, a Tabela 6.1 e a Figura 6.1 apresentam as variações das frequências naturais obtidas para as Placas 6.5 e 6.6, soldas BOP, e Placas 6.7 e 6.8, juntas soldadas. Estas foram as placas soldadas com corrente de 250 Amperes e, portanto, maior energia de soldagem que as demais placas, e obtiveram penetração total de soldagem.

Tabela 6.1 – Variação das frequências naturais obtidas experimentalmente

Placas de 6,30 (mm) – 250(A)				
	BOP		Juntas soldadas	
Modo	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
	1122(J/mm)	1054(J/mm)	1017(J/mm)	1054(J/mm)
1	-5,7%	-2,5%	-2,3%	-5,7%
2	-11,1%	-11,4%	-10,7%	-12,8%
3	-6,7%	-6,8%	-6,9%	-8,1%
4	-3,5%	-1,8%	-2,2%	-3,7%
5	0,1%	1,4%	0,3%	-6,3%
6	-4,1%	-4,2%	-4,1%	-5,3%

A nítida predominância de variações negativas, que correspondem à redução nos valores das frequências naturais das placas após a soldagem, é consequência da preponderância de tensões residuais de compressão (Simons & Leissa, 1975 apud. Vieira Jr. et al., 2002). Nas placas soldadas, as tensões de compressão atuam sobre áreas maiores e, portanto, influem mais sobre a variação das frequências naturais que as tensões de tração, mesmo que as últimas possam atingir valores mais elevados (Vieira Jr. et al., 2002).

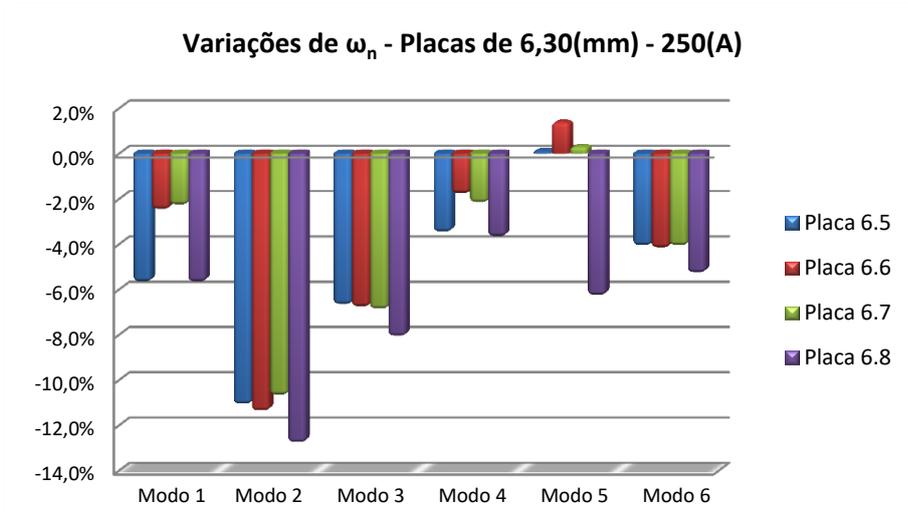


Figura 6.1 – Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura soldadas com 250 Amperes

Teoricamente, seria esperado que as placas com maiores energias de soldagem apresentassem as maiores variações para todos os modos. Entretanto, não é o que se observa com os resultados experimentais. A placa com a maior energia de soldagem é a Placa 6.5, enquanto que a Placa 6.7 teve a menor energia. A Placa 6.5 só teve a maior variação em um único modo, o primeiro, mesmo assim esta foi igual à variação da Placa 6.8, com energia de soldagem menor. Comparando apenas as Placas 6.5 e 6.6, ambas BOP, diferentemente do esperado, a Placa 6.5, mesmo tendo maior energia de soldagem que a Placa 6.6, teve maior variação apenas nos primeiro e quarto modo, sendo que a mesma foi menor para os outros quatro modos. Entretanto, ao se comparar as Placas 6.7 e 6.8, ambas juntas soldadas, a Placa 6.8, que teve maior energia de soldagem, apresentou, em todos os modos, maior variação nas frequências que a Placa 6.7 de menor energia, neste caso, como esperado.

Este fenômeno, de maiores energias de soldagem não apresentarem necessariamente maiores variações das frequências naturais, também foi observado por Bezerra (2006), tanto experimentalmente como numericamente. Experimentalmente, o autor soldou, no modo BOP, três placas idênticas, variando apenas a energia de soldagem, e obteve que a placa de maior energia apresentou a segunda maior variação. O autor também simulou numericamente pelo MEF esta mesma placa com cinco energias de soldagem diferentes e também, diferentemente do esperado, obteve que a maior variação ocorreu para a quarta maior energia. Ao se comparar os resultados experimentais de Bezerra (2006) com os obtidos neste trabalho, pode-se supor que talvez essa ocorrência inesperada, de que as maiores variações nem sempre

ocorrem para as maiores energias de soldagem, seja característica de experimentos BOP, já que a mesma não foi observada em juntas soldadas. Entretanto, esta suposição certamente precisa ser mais bem estudada para que se possa justificar qualquer afirmação neste sentido.

Ainda, poderia ser esperado que as Placas 6.6 e 6.8, BOP e junta soldada, respectivamente, apresentassem variações iguais ou bastante aproximadas, uma vez que as mesmas tiveram exatamente a mesma energia de soldagem, 1054(J/mm), com a mesma velocidade de soldagem, 2,49(mm/s). Entretanto, observa-se claramente que isso não ocorreu e que as variações da junta soldada foram consideravelmente superiores à BOP, em todos os seis modos analisados. A possibilidade de tensões residuais oriundas do corte das placas ter influenciado nos resultados foi descartada, o que é discutido no Apêndice A – Frequências naturais das placas cortadas. A diferença nos resultados pode ser explicada porque, para a espessura estudada, os dois tipos de solda se comportam de forma diferente com relação à distribuição dos gradientes de temperatura. Na junta soldada, trata-se de um caso bidimensional, enquanto que na BOP, resultados diferentes são encontrados nas superfícies superior e inferior da placa (BRYAN, 1973), de modo que deve ser tratado como um caso tridimensional. Na junta soldada, mesmo que as partes estejam bem unidas pelo ponteamto, há uma camada de ar, mesmo que micrométrica, pela qual a introdução do calor é facilitada ao longo da espessura da placa, enquanto que na BOP, o calor é depositado apenas na superfície superior da placa e precisa ser conduzido à superfície inferior através da espessura. Já na junta soldada, são somados os efeitos condutivos e convectivos, gerando um gradiente mais intenso e, com isso, a entrada de calor é mais similar para ambas as superfícies. Vieira Jr. et al. (2002) atentam para o fato de que na junta soldada a área exposta ao calor é maior que na projeção horizontal que ocorre na BOP e, conseqüentemente, o calor efetivo é maior para um mesmo ajuste de potência no equipamento. Assim, devido à maior intensidade do gradiente térmico na junta soldada, espera-se maiores tensões residuais de soldagem na mesma, que por sua vez proporcionam maiores variações dinâmicas que na BOP, o que foi confirmado na análise experimental.

Foi constatado que as tensões residuais de soldagem não influenciam na ordem e na forma dos modos de vibrar. A Figura 6.2 mostra os seis primeiros modos de vibrar para todas as placas estudadas neste trabalho, que não variaram antes e após a soldagem. O modo 1 é o primeiro modo de flexão transversal, em torno do eixo x. O modo 2 é o primeiro modo de torção e o modo 3, o segundo modo de torção. O modo 4 é o segundo modo de flexão

transversal. O modo 5 é o modo de flexão longitudinal, ou seja, em torno do eixo y, paralelo ao qual está a solda. Finalmente o modo 6 é o terceiro modo de torção.

Nos resultados em análise, observa-se que o modo com maiores variações foi, claramente, o segundo modo, ou modo 2, que é o primeiro modo de torção. Em segundo e as maiores variações foram para o terceiro modo, modo 3, que é o segundo modo de torção.

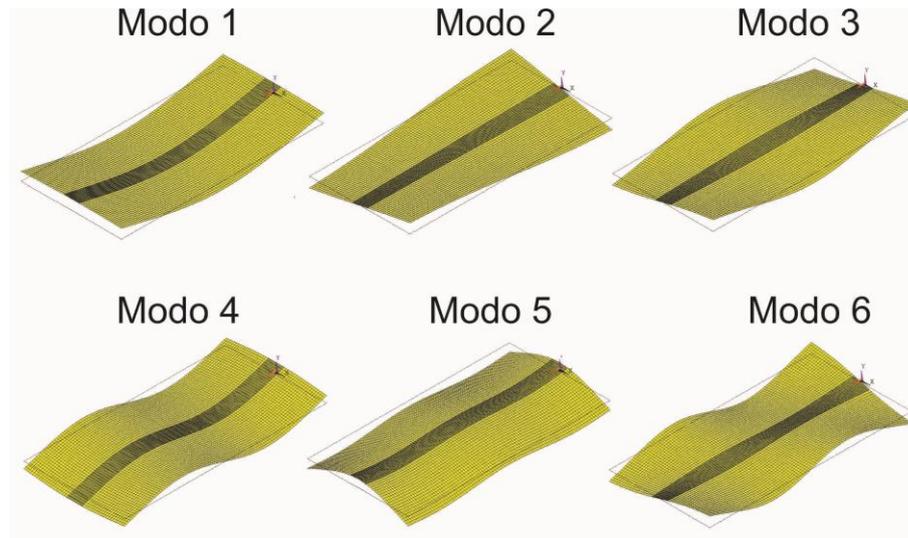


Figura 6.2 – Seis primeiros modos de vibrar das placas

Dando continuidade, para a Placa 6.5 as variações foram então maiores para o modo 1, primeiro modo de flexão transversal, perpendicularmente à direção da solda, e para as Placas 6.6 e 6.7 a variação foi maior para o sexto modo, terceiro modo de torção. Assim, observa-se que as maiores variações respeitaram a ordem dos modos, sejam de torção ou flexão transversal. Também respeitando a ordem dos modos, a próxima maior variação se deu para o modo 4, que é o segundo modo de flexão transversal.

Finalmente, observa-se que o modo 5, o modo de flexão longitudinal, ou seja, flexão em torno do eixo paralelo à solda, apresentou variações próximas de zero. Entretanto, a variação de -6,3% no modo longitudinal da Placa 6.8, não próxima de zero, pode ser considerada um indicativo de que há tensões residuais indesejadas e inesperadas na solda desta placa.

Ao comparar e analisar os resultados obtidos neste trabalho com os obtidos pelos outros autores que abordaram o tema em trabalhos anteriores, aqueles descritos na revisão bibliográfica, detectou-se que existe uma coerência presente em todos eles. Este trabalho,

Thomas & Champliaud (2005) e Kaldas & Dickinson (1981a) apresentam a maior variação destacadamente no modo 2, enquanto que Vieira et al. (2002), Bezerra (2006) e Bezerra et al. (2008) apresentam a maior variação no modo 1, porém, em todos os casos a maior variação é sempre para o primeiro modo de torção, independentemente se o mesmo ocorre no primeiro ou segundo modo.

Para melhor visualização das análises de resultados comparativas entre autores aqui apresentada, na Tabela 6.2 são mostradas as variações obtidas pelos mesmos. Estão aqui copiados os resultados que tiveram seus valores explicitados numericamente, o que não é o caso em Thomas & Champliaud (2005), onde os valores foram apresentados apenas graficamente.

Tabela 6.2 – Variações das frequências naturais em placas delgadas soldadas experimentalmente – Comparativo entre autores

Modo	Vieira et al. (2002)	Kaldas & Dickinson (1981a)	Bezerra (2006) Placa 1 844 (J/mm)	Bezerra (2006) Placa 2 1056 (J/mm)	Bezerra (2006) Placa 3 1112 (J/mm)
1	-6%	-21,8%	-19,0%	-21,5%	-21,2%
2	-4%	-26,0%	-15,1%	-18,4%	-17,8%
3	-4%	-21,4%	-9,9%	-10,6%	-10,6%
4	-1%	-10,7%	2,4%	2,9%	2,8%
5	-4%	-2,4%	-10,4%	-11,8%	-11,6%
6	---	-13,0%	4,3%	4,7%	4,6%

Na Tabela 6.3 é apresentado um comparativo dos seis primeiros modos dos trabalhos citados, todos para análises experimentais de placas delgadas, mas com diferentes dimensões e energias de soldagem. Flexão X é o modo de flexão transversal, perpendicular à solda, e flexão Z é o modo de flexão longitudinal, paralelo à direção da solda. Os experimentos de Charette (2011) não foram incluídos, pois este autor apresentou seus resultados de forma diferente dos demais, em variações absolutas em *Hertz*, e não percentualmente como por este trabalho e pelos demais autores. Lembrando que as Placas 6.7 e 6.8 deste trabalho e a de Vieira et al. (2002) foram juntas soldadas e todas as demais soldas BOP.

Tabela 6.3 – Ordem das variações dos modos – Comparativo entre autores

Experimentos	Maior var.	2ª var	3ª var	4ª var	5ª var	Menor var.
Macanhan (2016) Placas 6.6 e 6.7	Modo 2 Torção 1	Modo 3 Torção 2	Modo 6 Torção 3	Modo 1 Flexão X 1	Modo 4 Flexão X 2	Modo 5 Flexão Z
Macanhan (2016) Placa 6.5	Modo 2 Torção 1	Modo 3 Torção 2	Modo 1 Flexão X 1	Modo 6 Torção 3	Modo 4 Flexão X 2	Modo 5 Flexão Z
Thomas & Champlaud (2005) – 200(A)	Modo 2 Torção 1	Modo 3 Torção 2	Modo 1 Flexão X 1	Modo 6 Torção 3	Modo 4 Flexão X 2	Modo 5 Flexão Z
Kaldas & Dickinson (1981a)	Modo 2 Torção 1	Modo 1 Flexão X 1	Modo 3 Torção 2	Modo 6 Torção 3	Modo 4 Flexão X 2	Modo 5 Flexão Z
Vieira et al. (2002) <sup>2</sup>	Modo 1 Torção 1	Modo 2 Flexão X 1	Modo 3 Torção 2	Modo 5 Flexão X 2	Modo 4 Flexão Z	---
Bezerra (2006) (para as 3 placas testadas)	Modo 1 Torção 1	Modo 2 Flexão X 1	Modo 5 Flexão X 2	Modo 3 Torção 2	Modo 6 Torção 3	Modo 4 Flexão Z
Bezerra et al. (2008)	Modo 1 Torção 1	Modo 2 Flexão X 1	Modo 5 Flexão X 2	Modo 3 Torção 2	Modo 6 Torção 3	Modo 4 Flexão Z
Thomas & Champlaud (2005) – 100(A)	Modo 2 Torção 1	Modo 3 Torção 2	Modo 6 Torção 3	Modo 4 Flexão X 2	Modo 1 Flexão X 1	Modo 5 Flexão Z

Pelo comparativo apresentado, detectou-se que as maiores variações são sempre para o primeiro modo de torção. As menores variações são sempre para o modo de flexão longitudinal, cuja magnitude é sempre próxima de zero, relativamente. Com exceção do último trabalho, para todas as demais onze placas testadas, as variações percentuais das frequências naturais, sejam elas de torção ou flexão transversal sempre respeitam a ordem dos modos. Assim, os trabalhos anteriores corroboram a análise dos resultados e as conclusões levantadas neste trabalho.

Com relação à placa de Thomas & Champlaud (2005) soldada com corrente de 100 Amperes, *bead-on-plate*, observa-se que houve uma inversão na ordem esperada para dois modos, já que o segundo modo de flexão transversal apresentou variação maior que o primeiro modo de flexão transversal, diferentemente da ordem esperada. Essa inversão na ordem esperada pode ser considerada um indicativo de que a qualidade da solda não está como desejada. Sugere-se isso, pois esta placa é quase idêntica às de 6,30 milímetros utilizadas neste trabalho e, com base nos experimentos realizados, sabe-se que a energia de soldagem empregada nesta placa, para a corrente e velocidade empregadas, foi insuficiente para a penetração total de soldagem. Similarmente, como já comentado acima, a variação

<sup>2</sup> Neste trabalho, os modos 2, 3 e 5 apresentaram variações relativamente tão próximas que foram consideradas iguais.

incomum de -6,3% no modo longitudinal da Placa 6.8 deste trabalho pode ser considerada um indicativo de que há tensões residuais indesejadas e inesperadas na solda desta placa.

Conclui-se então que é esperado que as tensões residuais de soldagem influenciem nas variações das frequências naturais da placa de forma que as mesmas sejam negativas, devido à predominância das tensões residuais de compressão. Com relação às magnitudes, que as maiores variações ocorram para o primeiro modo de torção. É esperado, também, que haja variações também negativas nos demais modos de torção e de flexão transversal e que as mesmas diminuam gradativamente para modos de maior ordem. Ainda, é esperado que as variações sejam nulas, ou próximas de nulo, para os modos de flexão longitudinal. Ocorrências diferentes do esperado podem ser consideradas indicativas de que o resultado da placa soldada não esteja com a qualidade desejada.

Para melhor visualização da análise das demais placas de 6,30 milímetros, a Figura 6.3 repete o gráfico apresentado na Figura 4.13, e ilustra os resultados listados na Tabela 6.4.

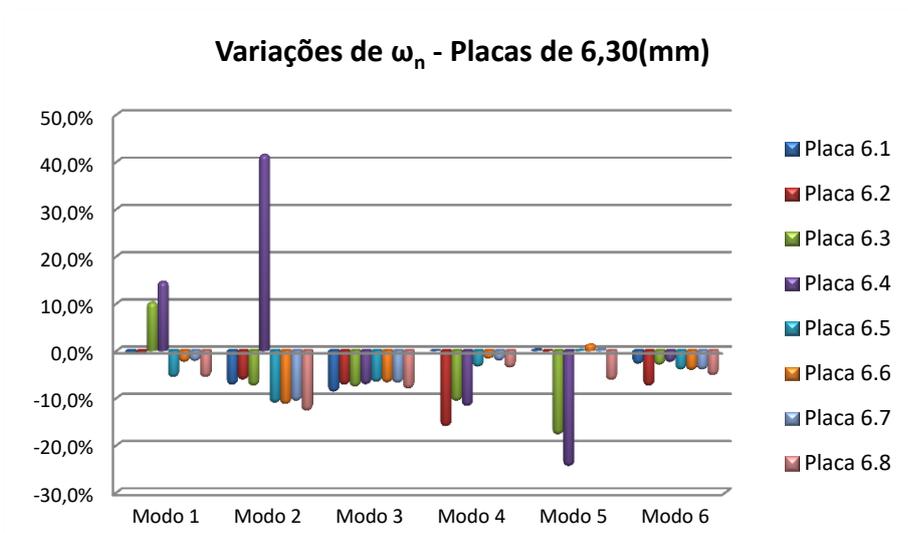


Figura 6.3 – Variações das frequências naturais nas placas de 6,30 milímetros de espessura

Destacam-se as altas variações positivas no segundo modo para a Placa 6.4 e no primeiro modo para as Placas 6.3 e 6.4, além das altas variações negativas para estas placas no quinto modo, o modo de flexão longitudinal, para o qual se espera variações quase nulas. Estas ocorrências anormais são provavelmente indicativas da má qualidade da solda, uma vez

que estas são as placas que não obtiveram penetração total de soldagem devido à baixa energia de soldagem utilizada.

Tabela 6.4 – Variação das frequências naturais obtidas experimentalmente  
Placas de 6,30 milímetros

Placas de 6,30 (mm)								
Modo	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
	486(J/mm)	318(J/mm)	426(J/mm)	309(J/mm)	1122(J/mm)	1054(J/mm)	1017(J/mm)	1054(J/mm)
1	-0,8%	-0,6%	10,3%	14,7%	-5,7%	-2,5%	-2,3%	-5,7%
2	-7,3%	-6,2%	-7,5%	41,6%	-11,1%	-11,4%	-10,7%	-12,8%
3	-8,8%	-7,3%	-7,7%	-7,2%	-6,7%	-6,8%	-6,9%	-8,1%
4	-	-16,1%	-10,7%	-11,8%	-3,5%	-1,8%	-2,2%	-3,7%
5	0,2%	-0,1%	-17,8%	-24,5%	0,1%	1,4%	0,3%	-6,3%
6	-2,9%	-7,5%	-3,1%	-2,5%	-4,1%	-4,2%	-4,1%	-5,3%

Observa-se ainda, que as anormalidades destacadas nas duas placas de juntas soldadas com baixa energia, altas variações positivas nos dois primeiros modos, e alta variação indesejada no modo de flexão longitudinal, não ocorreram para as placas BOP soldadas com energias similares. A ausência de variações positivas nos resultados das Placas 6.1 e 6.2, sugere que não houve a ocorrência de tensões residuais de tração predominantes, como ocorrido nas Placas 6.3 e 6.4. Ainda, as variações que podem ser consideradas nulas, 0,2% e -0,1%, para as placas BOP no modo de flexão longitudinal, sugere a ausência de qualquer tensão anormal na zona fundida, bem diferente do ocorrido nas placas de juntas soldadas.

Entretanto, observa-se que, para as Placas 6.1 e 6.2, a magnitude das variações não obedeceu a ordem crescente dos modos. A Placa 6.1 teve maior variação para o segundo modo de torção do que para o primeiro e alguma variação para o terceiro modo de torção. A variação para o primeiro modo de flexão transversal foi praticamente nula. Estes resultados diferentes do esperado podem ser considerados indicativos da baixa energia de soldagem. Nada pode se falar sobre o segundo modo de flexão transversal desta placa, por falta de dados. Com relação à Placa 6.2, similar à Placa 6.1, observa-se certa similaridade nos resultados. Diferentemente do esperado para uma placa que apresente resultados com a qualidade desejada, a maior variação se deu no segundo modo de flexão transversal, seguidos do terceiro, segundo e primeiro modos de torção, respectivamente. A variação do primeiro modo de flexão transversal também apareceu próxima de nula.

Demonstrou-se aqui que os efeitos indesejados provenientes de baixa penetração de soldagem, oriundas de baixas energias empregadas, são diferentes entre testes BOP e juntas soldadas. Logo, estudos BOP não refletem os problemas que podem ocorrer nas juntas soldadas, no caso de soldas que não obtenham a qualidade desejada devido às baixas energias de soldagem.

A Figura 6.4 e a Tabela 6.5 apresentam os resultados obtidos para todas as placas de 2,95 milímetros soldadas na análise experimental. Observa-se claramente a predominância de altas variações positivas no primeiro modo de torção e no segundo modo de flexão transversal, modos 2 e 4, em todas as placas. Essas variações indesejadas indicam provável predominância de tensões residuais de tração em todas as placas. Com relação ao modo 5, modo de flexão longitudinal, apenas na Placa 3.2 poderia se considerar que a variação foi próxima de nulo, como esperado, o que sugere a presença de tensões indesejadas na zona fundida de todas as outras placas.

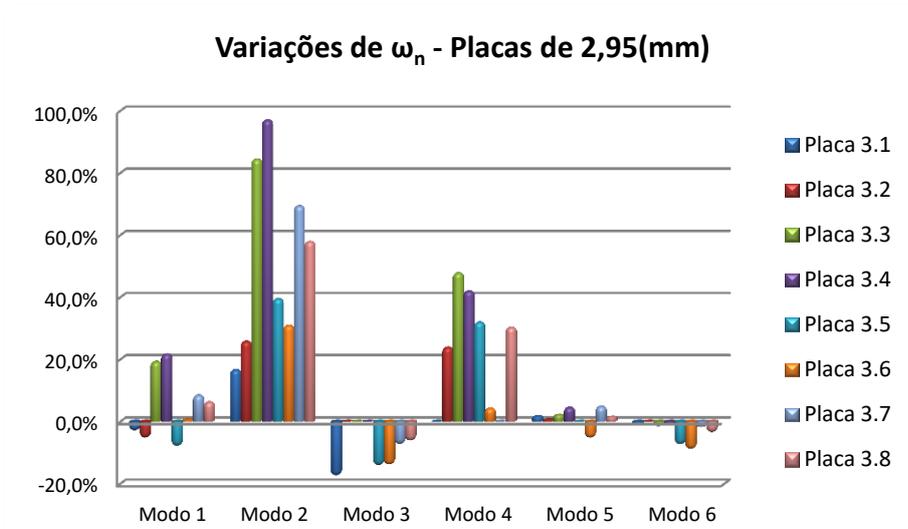


Figura 6.4 – Variações das frequências naturais nas placas de 2,95 milímetros de espessura

Assim, os resultados indicam a presença de tensões residuais de soldagem indesejadas em todas as placas, sejam elas BOP ou juntas soldadas, com energias de soldagem mais baixas ou mais altas. Um denominador comum em todas estas placas foi a deformação, sendo que todas as oito placas de 2,95 milímetros sofreram empenamento.

Tabela 6.5 – Variação das frequências naturais obtidas experimentalmente  
Placas de 2,95 milímetros

Placas de 2,95 (mm)								
Modo	Placa 3.1	Placa 3.2	Placa 3.3	Placa 3.4	Placa 3.5	Placa 3.6	Placa 3.7	Placa 3.8
	281(J/mm)	297(J/mm)	321(J/mm)	319(J/mm)	494(J/mm)	505(J/mm)	525(J/mm)	505(J/mm)
1	-3,0%	-5,4%	19,3%	21,7%	-8,0%	0,6%	8,5%	6,3%
2	16,7%	25,8%	84,4%	97,0%	39,5%	30,9%	69,4%	57,9%
3	-17,5%	-	-	-	-14,2%	-14,0%	-7,4%	-6,3%
4	-	23,9%	47,8%	42,0%	32,0%	4,3%	-	30,3%
5	1,8%	0,6%	2,3%	4,6%	-	-5,4%	4,9%	1,6%
6	-1,5%	-	-1,7%	-0,7%	-7,5%	-9,0%	-2,0%	-3,6%

Ao se comparar as variações nas Placas 3.3 e 3.4 com as das Placas 3.7 e 3.8, todas as quatro sendo juntas soldadas, observa-se que nos modos 1, 2 e 4, as variações das Placas 3.3 e 3.4 foram significativamente maiores, mesmo tendo energias de soldagem menores que as outras, o que pode ser considerado um indicativo da não penetração total de soldagem nas duas primeiras. Observa-se, ainda, que nos dois primeiros modos, as variações ocorridas nas placas BOP, para ambos níveis de energia de soldagem, foram menos intensas que as ocorridas nas juntas soldadas. Entretanto, este padrão não se repete nos demais modos. O que se conclui com relação aos resultados obtidos nas placas de 2,95 milímetros é que se faz necessária a execução de mais experimentos para melhor entendimento das placas de tal espessura, preferencialmente fixando lateralmente as placas durante a soldagem para evitar os empenamentos.

Com relação às magnitudes das variações das frequências naturais, as variações máximas nas Placas 6.5 a 6.8 deste trabalho, cujo material foi o aço inoxidável AISI 316L, ficaram em torno de -11%, não ultrapassando os -12,8%. As variações das placas de aço carbono ANSI 1018 de Thomas & Champliaud (2005) não ultrapassaram os -12%. Em ambos os trabalhos as espessuras das placas eram em torno de 6,30 milímetros. Vieira Jr. et al. (2002) obtiveram -6,33% a maior variação para a placa de aço carbono SAE 1020 de 4,8 milímetros de espessura, enquanto que a maior variação para placa de policarbonato foi de -3,37%. É claro que as magnitudes das variações dependem dos parâmetros de soldagem e da geometria de cada placa. Neste trabalho, detectou-se que elas também dependem do tipo de solda, se BOP ou junta soldada.

Entretanto, é importante destacar que a condutividade térmica do material é um dos mais determinantes parâmetros dentre aqueles que influenciam as magnitudes das variações

das respostas dinâmicas das placas soldadas. A Tabela 6.6 lista a condutividade térmica à temperatura ambiente para os materiais citados. As três placas de alumínio 5052-O de 6,35 milímetros de espessura de Bezerra (2006), com dimensões e energias de soldagem consideravelmente próximas das Placas 6.5 a 6.8 analisadas neste trabalho, obtiveram variação máxima de -21,5%, sendo que as mesmas ficaram em torno de -21% para o primeiro modo, -17% para o segundo e -10% para os terceiro e quinto modo, todas consideravelmente superiores aos experimentos similares em aço. O quarto modo, que foi o modo de flexão longitudinal destas placas, apresentou uma variação positiva média de 2,7%. É provável que a diferença significativa nos resultados destes trabalhos se deva aos diferentes materiais utilizados.

Tabela 6.6 – Condutividade térmica à temperatura ambiente

Material	Policarbonato	AISI 316L	SAE 1020	Al 5052-H32
Condutividade térmica a $T_{amb}$ (W/m.K)	0,1 a 2	13,63	51,9	138

Fonte: MATWEB (2016)

Zhu & Chao (2004), ao analisar a energia transferida e as temperaturas obtidas em placas soldadas por solda de fricção e mistura mecânica, encontraram diferença significativa na energia transmitida a placas de aço em relação às placas de alumínio estudadas por Chao, Qi & Tang (2003). No caso de aços 304L, cerca de 50% da energia foi transformada em aumento de temperatura, enquanto que esse valor atingiu entre 75 e 80% para liga de alumínio 2195-T8 (ZHU & CHAO, 2004; CHAO, QI & TANG, 2003). Mesmo entre os aços, observam-se variações nos resultados de tensões residuais e deformações para diferentes tipos de aços. Deng (2009) executou a mesma simulação numérica da solda de topo de uma placa para dois tipos de aço, o S15C de baixo carbono com 0,15%C e o S45C de médio carbono com 0,44%C. Obteve que para o aço de baixo carbono, a transformação de fase apresentou efeito insignificante na tensão residual de soldagem e deformação da placa, enquanto que para o aço de médio carbono, a transformação de fase apresentou efeito significativo nas mesmas. Segundo o autor, isso ocorre porque no aço de baixo carbono há pouca dilatação e a transformação de fase ocorre em uma faixa de temperatura relativamente mais alta, enquanto que para o aço de médio carbono a dilatação é relativamente maior a uma faixa de temperatura relativamente mais baixa.

Por se tratar de materiais diferentes, obviamente existem diferenças entre a soldabilidade dos aços e das ligas de alumínio. Masubuchi (1980) destaca três delas. Primeiro,

as ligas de alumínio, comparadas ao aço, são mais propensas a gerar porosidades nas soldas. Segundo, as ligas de alumínio possuem maior condutividade térmica, maiores coeficientes de expansão térmica e menores módulos de elasticidade e, portanto, geram mais contrações, distorções e deformações do que os aços ao serem soldadas. Finalmente, as ligas de alumínio podem apresentar perda de resistência mecânica na ZTA, especialmente as ligas que tenham sido tratadas termicamente antes da soldagem.

A Figura 6.5 demonstra o quão algumas propriedades térmicas e mecânicas diferem entre aço e alumínio. São apresentados graficamente a condutividade térmica, o calor específico e o módulo de elasticidade, variando em função da temperatura, do aço inoxidável AISI 316L e da liga de alumínio 5052-H32. Os dados para o aço são os utilizados neste trabalho e foram obtidos em Capriccioli & Frosi (2009), enquanto que os dados para a liga de alumínio foram obtidos em Bezerra (2006).

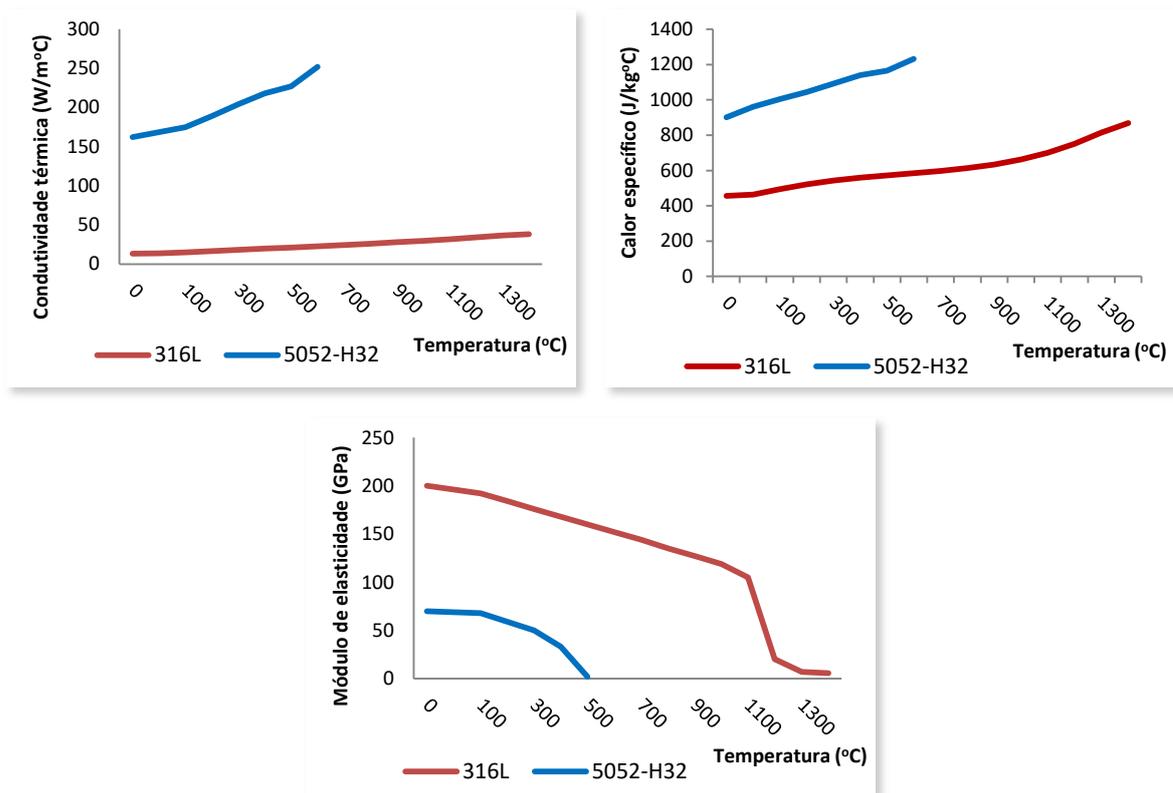


Figura 6.5 – Comparação entre propriedades do aço AISI316L e alumínio 5052-H32

Com relação às espessuras, a placa de aço carbono de Kaldas & Dickinson (1981a) com 3,2 milímetros de espessura obteve a variação de -26% no segundo modo, -21% e -20% nos primeiro e terceiro modos, respectivamente, -13% e -10% nos sexto e quarto modos e

-1,8% no modo de flexão longitudinal, ou seja, magnitudes da ordem das obtidas nas placas de alumínio de 6,35 milímetros de Bezerra (2006), sendo ainda um pouco maiores. Simulações numéricas apresentam que maiores energias de soldagem devem ocasionar maiores variações, entretanto esse fenômeno nem sempre é confirmado nos ensaios experimentais. Ainda, simulações numéricas aceitam e calculam resultados para diferentes energias e velocidades de soldagem, para diferentes materiais e espessuras de placas, que nem sempre são viáveis ou possíveis na realidade. Como já explanado, energias de soldagem relativamente baixas podem não proporcionar penetração total de soldagem, enquanto que energias relativamente altas podem ocasionar liquefação excessiva da poça de fusão, e ambos os fenômenos podem ser não detectáveis em simulações. Ainda, o aumento na velocidade de soldagem resulta em maiores taxas de aquecimento e resfriamento devido aos maiores gradientes térmicos estabelecidos na placa (XAVIER et al., 2007). Logo, a determinação dos parâmetros de soldagem, principalmente da corrente e velocidade, com os quais se obtém a energia de soldagem, devem estar intrinsecamente relacionados à espessura da placa soldada, para cada material diferente, e devem ser viáveis empiricamente. Maiores espessuras requerem necessariamente maiores energias de soldagem, principalmente em se tratando de soldas sem metal de adição. Portanto, até o momento, nada pode se concluir a respeito da relação entre as magnitudes das variações das frequências naturais e as espessuras das placas soldadas, relação esta cuja investigação experimental é de grande interesse, e importância, para aprofundamento do conhecimento sobre o tema e a qual deve ser, necessariamente, correlata e simultânea à investigação das energias de soldagem. Assim, para o desenvolvimento de uma pesquisa focada no entendimento das magnitudes das variações dinâmicas, deve-se considerar, nos experimentos, energia de soldagem, velocidade de soldagem, espessura da placa e material utilizado sempre em conjunto.

## **6.2 Análise da simulação numérica**

As análises modais nas quais se calcularam as frequências naturais para placas delgadas foram relativamente simples e rápidas, principalmente no caso da análise modal inicial, que foi livre-livre e para a qual não houve inserção de carregamento. Pela Tabela 6.7 e Figuras 6.6 e 6.7 pode-se observar que os valores calculados numericamente foram tais quais os valores obtidos experimentalmente.

Todas as placas foram adquiridas na mesma data provenientes do mesmo fornecedor e, aparentemente, do mesmo lote, cortadas com guilhotina. A significativa proximidade dos valores teóricos com os experimentais indica que possíveis tensões residuais oriundas do corte das placas, se houveram, são mínimas e relativamente desprezíveis.

Tabela 6.7 – Análise modal inicial – Comparativo entre valores teórico e experimentais

Placas de 2,95 (mm)									
Modo	Teórico	Placa 3.1	Placa 3.2	Placa 3.3	Placa 3.4	Placa 3.5	Placa 3.6	Placa 3.7	Placa 3.8
1	165	165	166	166	166	162	169	165	160
2	203	198	198	199	198	190	207	196	183
3	448	457	-	-	-	423	449	435	412
4	458	-	460	460	460	450	464	458	445
5	682	685	699	691	691	698	691	695	669
6	777	799	-	766	768	744	779	760	731
Placas de 6,30 (mm)									
Modo	Teórico	Placa 6.1	Placa 6.2	Placa 6.3	Placa 6.4	Placa 6.5	Placa 6.6	Placa 6.7	Placa 6.8
1	352	354	347	351	354	351	354	355	353
2	430	427	421	429	428	425	429	430	429
3	946	981	963	973	978	937	943	945	943
4	975	-	1140	1135	1129	973	977	980	980
5	1449	1479	1461	1484	1492	1467	1488	1476	1492
6	1639	1634	1697	1629	1631	1625	1632	1636	1634

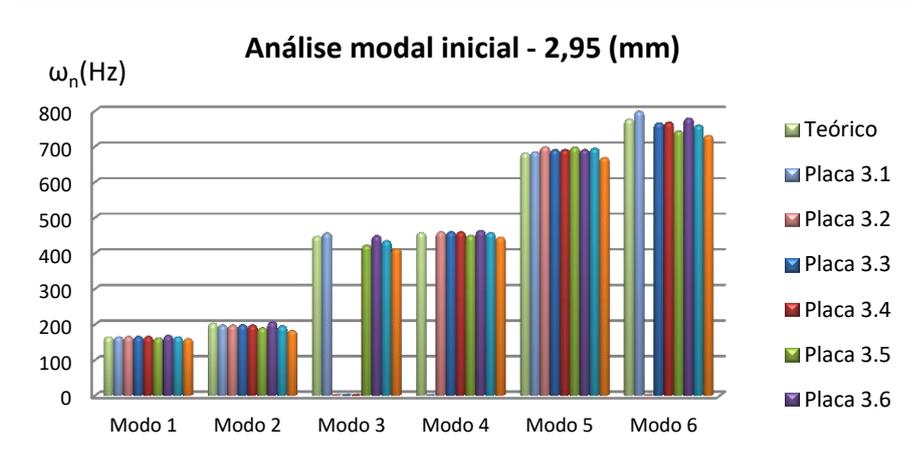


Figura 6.6 – Análise modal inicial – Placas de 2,95(mm)  
Valores teórico e experimentais

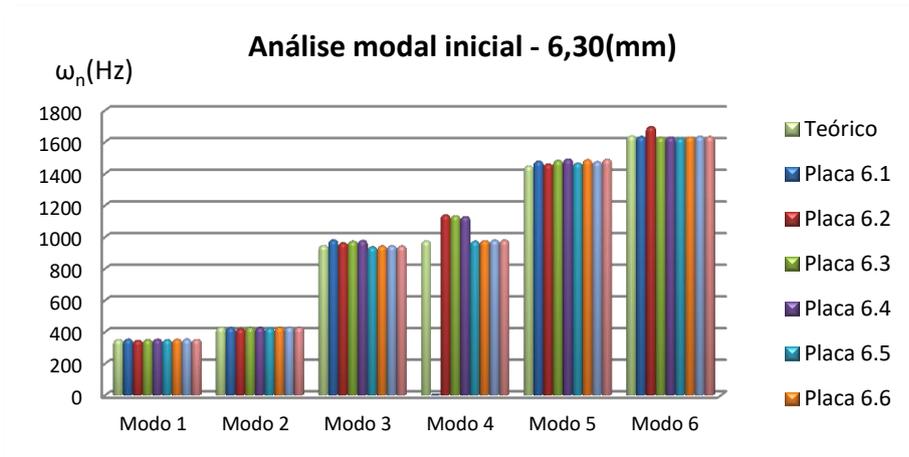


Figura 6.7 – Análise modal inicial – Placas de 6,30(mm)  
Valores teórico e experimentais

Com relação à análise térmica que simula o processo de soldagem, confirmou-se neste trabalho o que foi observado pelos demais autores. A simulação numérica do processo de soldagem pelo MEF é significativamente complexa devido aos diversos parâmetros envolvidos.

Os parâmetros de entrada para o desenvolvimento de um modelo numérico que simule o processo de soldagem envolvem basicamente as propriedades do material, as dimensões da peça e os parâmetros de soldagem. Ao se desenvolver o modelo, as propriedades do material são geralmente obtidas na literatura. As dimensões do componente analisado são escolhidas pelo pesquisador e sempre são factíveis. Já com relação aos parâmetros de soldagem, deve-se buscar ser mais criterioso com relação aos valores escolhidos.

Os parâmetros de soldagem são corrente, tensão e velocidade de soldagem, a partir dos quais se obtém a energia de soldagem. É importante que a energia de soldagem esteja dentro de certos limites, específicos para cada caso, para que aquela solda seja factível. O modelo de MEF aceita praticamente qualquer valor de entrada de corrente, tensão ou velocidade de soldagem, mas nem sempre tais valores são viáveis para a espessura da peça analisada. Na prática, a janela de variação de tais valores é muito pequena, o que não se detecta teoricamente. A corrente de soldagem geralmente é determinada pela espessura e material da peça soldada. A tensão é fornecida pelo próprio equipamento, em função da corrente escolhida. A velocidade de soldagem é automatizada em alguns casos, mas geralmente é controlada pela mão do soldador. Seja automatizada, ou obtida manualmente, a velocidade de

soldagem tem que ser suficiente para se obter a energia de soldagem adequada para uma solda de qualidade. Correntes mais baixas e velocidades mais altas que as adequadas geram energia insuficiente para se conseguir boa penetração de soldagem. Correntes mais altas ou velocidades mais baixas que as adequadas geram excesso de calor e podem gerar liquefação excessiva do material, combustão e perda da peça. E isso não é detectado na simulação numérica. Soul & Hamdy (2012) afirmam que o desenvolvimento de modelos numéricos para cálculo das tensões residuais simulando componentes soldados exige a disponibilidade de uma bagagem de dados experimentais. Portanto, de nada adianta executar análises de sensibilidade numéricas, com grandes variações nos parâmetros de soldagem, se os mesmos são inviáveis empiricamente.

Ainda, simular corretamente a entrada de calor é bastante complexo. Pode-se optar por modelar a entrada de calor de diferentes formas, como por repartição constante sobre um disco de raio  $R_d$ , por repartição gaussiana infinita ou por repartição gaussiana finita sobre um raio  $R_g$  como apresentado por Depradeux (2004) e Bezerra & Rade (2004). Nguyen et al. (2004) apresentaram uma solução analítica para a entrada de calor usando uma dupla elipsoide. Para obter tal solução, utilizaram dados experimentais para entrada de calor e a medição em laboratório do histórico de temperaturas do cordão de solda para calibrar seu método. Como já citado no Capítulo 2, o modelo mais utilizado é o da dupla elipsoidal de Goldak.

Seja qual for o modelo escolhido, é necessário se ter as dimensões da solda e cada modelo gera diferentes resultados de campos de temperaturas, para diferentes parâmetros de entrada. Em sua simulação, Vieira et al. (2005), por exemplo, obtiveram ciclos térmicos numéricos ainda mais próximos aos valores experimentais de Depradeux (2004), usados como parâmetros para o estudo, que Bezerra & Rade (2004) para exatamente o mesmo caso simulado. Isso acontece porque os modelos são otimizados após muitas simulações variando-se os parâmetros de entrada, no intuito de se conseguir resultados numéricos cada vez mais próximos aos experimentais, confirmando Bezerra (2006) *“verifica-se claramente que, para uma mesma energia de soldagem, variando a forma da entrada de calor é possível obter resultados bastante diferentes”*. A maior parte dos autores não explicita claramente essa característica inerente às simulações numéricas de soldagem e focam suas apresentações nos resultados finais, quando os valores obtidos foram satisfatoriamente coerentes com os resultados esperados, obtidos experimentalmente ou na literatura.

No caso de se utilizar o modelo de Goldak, os parâmetros geométricos da dupla elipsoide  $a$ ,  $b$ ,  $c_f$  e  $c_r$ , são obtidos experimentalmente. Entretanto, empiricamente, não há como garantir que as dimensões da poça de fusão e do cordão de solda sejam exatamente iguais às utilizadas em uma simulação numérica se esta for executada previamente ao experimento, principalmente em se tratando de soldas manuais, como são executadas a maioria delas na indústria. Goldak & Asadi (2011) afirmam que a otimização da simulação computacional de soldagem requer a avaliação de um grande número de casos. E, como observado na simulação numérica deste trabalho, pequenas variações nas dimensões da poça de fusão acarretam diferenças significativas nos resultados obtidos.

Na simulação numérica das placas de 2,95 milímetros de espessura, foram obtidos diferentes resultados factíveis para diferentes parâmetros de Goldak também factíveis. Porém, por não se haver resultados experimentais satisfatórios disponíveis para comparação, não foi possível determinar quais dos resultados numéricos obtidos são os reais, ou mais próximos deles, e, portanto, os resultados teóricos não são apresentados para esta espessura.

Ainda, em certos casos, há de se analisar o refinamento da malha utilizada. Chen et al (2014) mostraram que diferentes refinamentos de malha geraram diferentes resultados para o cálculo das curvas e picos de temperatura e que para se saber qual o campo de temperaturas era o correto foi necessário medir experimentalmente. Entretanto, não é qualquer variação no refinamento das malhas que influencia consideravelmente os resultados, e deve se atentar para o fato de que malhas muito refinadas aumentam consideravelmente os tempos de processamento, que pode levar de algumas horas até vários dias, dependendo da máquina utilizada.

Assim, observa-se que para o desenvolvimento do modelo teórico para simulação do processo de soldagem usando MEF é necessário que vários dos parâmetros de entrada, no caso, os parâmetros de soldagem e os parâmetros geométricos da solda, que são necessários para o cálculo da energia de soldagem e da entrada do fluxo de calor, respectivamente, sejam obtidos experimentalmente. Caso contrário, pode se estar simulando processos não factíveis. A simulação numérica por elementos finitos envolve fenômenos físicos complexos e o conhecimento de um significativo número de parâmetros. Para a simulação de casos com parâmetros não obtidos experimentalmente, é necessário já se possuir um programa amplamente validado previamente, através da comparação de análises numéricas com

experimentais, e que o pesquisador tenha profundo conhecimento do tema para ser capaz de escolher parâmetros de entrada factíveis.

As análises devem ser não lineares, ou seja, as propriedades térmicas e mecânicas do material têm que ser inseridas variando com a temperatura. A análise estrutural tem que ser elástica-plástica, caso contrário os resultados obtidos são incorretos. É imprescindível simular a deformação plástica do material, devido às transformações de fase que ocorrem no processo de soldagem.

A Tabela 6.8 reproduz resultados de frequências naturais apresentados por Charette et al. (2007), que simularam numericamente, utilizando ANSYS®, o processo de soldagem TIG com metal de adição de uma placa de aço carbono A516, de 152,4 x 50,8 x 1,27 milímetros, e calcularam as variações nas respostas dinâmicas ocasionadas pelas tensões residuais de soldagem. O modelo foi validado com dados de temperatura obtidos na literatura, o que na verdade valida apenas a análise térmica, mas não houve a comparação dos resultados dinâmicos obtidos numericamente com resultados experimentais, para validação das análises estrutural e modal final.

Tabela 6.8 – Resultados apresentados por Charette et al. (2007)

Modo	Frequências naturais (Hz)			Variações	
	Pré-soldagem	Pós-soldagem	Pós-recozimento	Pós-soldagem	Pós-recozimento
1	859	920	864	7,10%	0,58%
2	1840	1976	1857	7,39%	0,92%
3	2913	3076	2890	5,60%	-0,79%
4	3930	4155	3905	5,73%	-0,64%
5	4271	4516	4245	5,74%	-0,61%
6	5504	5868	5514	6,61%	0,18%
7	6191	6584	6187	6,35%	-0,06%
8	7866	8489	7978	7,92%	1,42%
9	9459	10104	9495	6,82%	0,38%
10	10693	11354	10671	6,18%	-0,21%

Os autores apresentaram que, em suas simulações, obtiveram que as frequências naturais das placas soldadas foram aumentadas de 5 a 7% com relação ao estado original. Essas variações positivas e bastante semelhantes entre os modos não condizem com o esperado. Como discutido neste trabalho, o esperado é que as frequências naturais de uma placa sejam reduzidas para a maioria dos modos após a soldagem, exceto para o modo de flexão longitudinal, e que essas quedas sejam consideravelmente diferentes entre os modos.

Ainda, é esperado que para o modo de flexão longitudinal, a variação seja relativamente próxima de zero.

Com a experiência adquirida no desenvolvimento deste trabalho, pode-se inferir que as causas mais prováveis para o ocorrido no trabalho dos autores podem ser, primeiramente, durante a execução da simulação numérica pelo MEF, o modelo desenvolvido não ter sido capaz de carregar corretamente o resultado final das tensões residuais da análise estrutural como condição inicial da análise modal final. Outra possibilidade, bastante provável, é o modelo não ter considerado as deformações plásticas do material resultantes do processo de soldagem, e sim apenas as deformações elásticas. Finalmente, é possível também que tenham havido falhas na simulação das condições de contorno, principalmente com relação aos tipos de engastamentos da placa simulados no modelo durante as análises térmica e estrutural. Entretanto, é provável que pelo menos a primeira causa tenha ocorrido na simulação dos autores, uma vez que resultados semelhantes aos deles, isto é, variações positivas e com magnitudes relativamente homogêneas para os modos, foram obtidos durante o desenvolvimento da simulação numérica deste trabalho, devido a um erro de carregamento de resultados estruturais na análise modal final, e os resultados corretos apareceram assim que tal problema foi solucionado.

Um problema relevante com relação à utilização de programas computacionais de elementos finitos são os altos tempos de processamento. Uma única simulação estrutural pode levar muitas horas ou até mesmo alguns dias, dependendo dos parâmetros escolhidos, do nível de refinamento da malha e da máquina utilizada. Tal problema é citado por diversos autores (VIEIRA Jr & SCOTTI, 2004; DENG & MURAKAWA, 2008; FACHINOTTI & CARDONA, 2008; BARROSO et al., 2010; GOLDAK & ASADI, 2011; CHEN et al., 2014) e observado neste trabalho.

Além dos altos tempos de processamento, a modelagem utilizando programas computacionais pelo MEF apresentam, em várias situações, oscilações numéricas que são indesejadas, principalmente quando o campo de tensões residuais precisa ser utilizado em análises seguintes, como na análise modal final por exemplo. Este problema, observado por Vieira Jr. & Scotti (2004) também foi observado em algumas simulações deste trabalho.

Como descrito na seção que aborda o pré-processamento, neste trabalho foram executadas cerca de uma centena de simulações utilizando-se elementos tipo casca, *shell*, e

também tipo sólido, *solid*, e optou-se por utilizar os elementos tipo *shell*, que apresentam resultados bastante satisfatórios com tempos de processamento consideravelmente menores comparando-se às simulações com elementos sólidos. Porém, no caso das simulações de soldagem, por se tratarem de análises transientes, não lineares, elástica-plásticas, com um considerável número de cálculos e *loops*, nas simulações utilizando elemento *shell* é bastante comum a ocorrência de problemas de convergência na análise estrutural, isto é, os cálculos da análise estrutural não convergem e a análise é interrompida sem gerar resultados. Bezerra (2006) e Capriccioli & Frosi (2009) relataram terem se deparado com tal problema e para contorná-lo ambos optaram por utilizar elementos sólidos. Neste trabalho, foi possível obter a convergência de resultados satisfatórios utilizando elementos *shell*. Entretanto, o problema de convergência é um revés presente nas análises estruturais das simulações computacionais de soldagem.

Finalmente, com relação aos resultados obtidos na simulação numérica, a Figura 6.8 ilustra um comparativo entre as frequências naturais após a soldagem calculadas numericamente e obtidas experimentalmente, para as placas de 6,30 milímetros de espessura. Observa-se que para as Placas de 6.5 a 6.8, com penetração total de soldagem, os resultados foram consideravelmente próximos. O mesmo ocorreu para as placas BOP com energia menor, Placas 6.1 e 6.2. Entretanto, a simulação computacional não foi capaz de retratar as tensões residuais indesejadas geradas pela não penetração total de soldagem nas Placas 6.3 e 6.4, o que pode ser visualizado através das diferenças entre as frequências naturais experimentais e teóricas em vários modos, mas principalmente no modo 5, o modo de flexão longitudinal. Isto também pode ser claramente observado na Figura 6.9, que apresenta as variações nas frequências teóricas e experimentais obtidas nas oito placas. A predominância de tensões residuais de tração inesperadas, sugeridas pelas altas variações positivas nos modos 1 e 2, e a ocorrência de tensões indesejadas na zona fundida devido à energia de soldagem insuficiente para obtenção de penetração total, sugeridas pelas variações no modo de flexão longitudinal, ocorridas nas Placas 6.3 e 6.4, ambas juntas soldadas, não pode ser prevista na simulação.

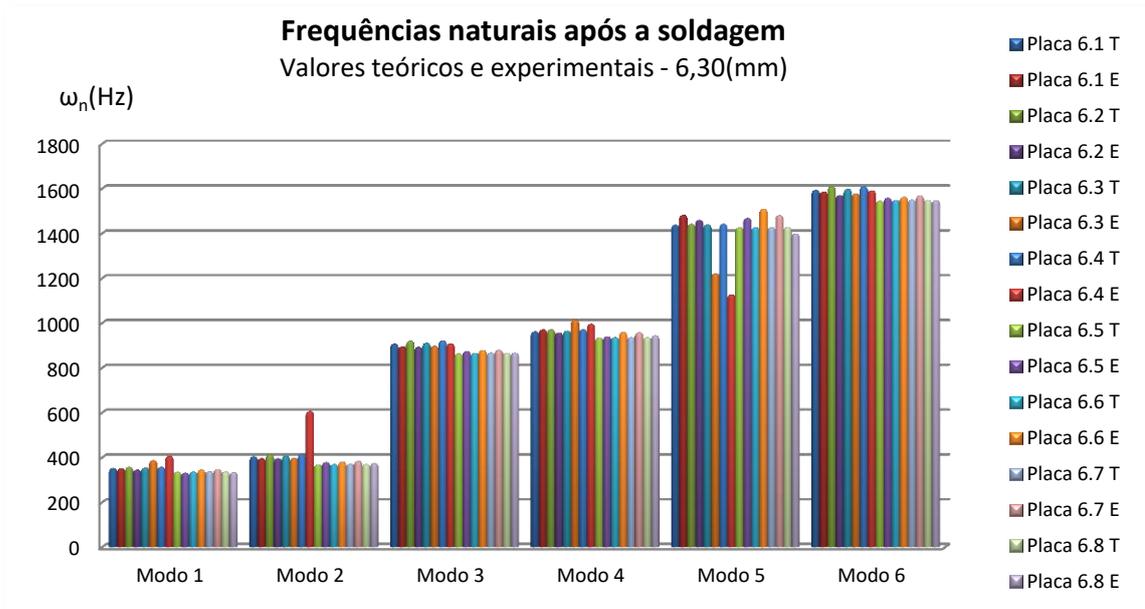


Figura 6.8 – Análise modal final – Placas de 6,30(mm)  
Valores teóricos e experimentais

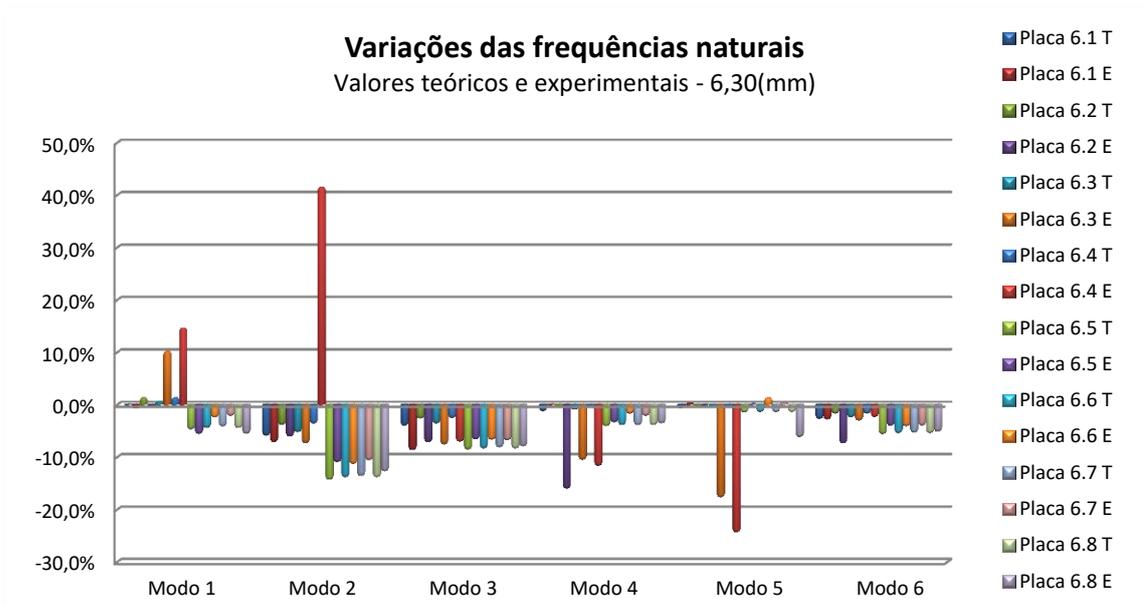


Figura 6.9 – Variações das respostas dinâmicas – Placas de 6,30(mm)  
Valores teóricos e experimentais

Na Figura 6.10 são visualizadas as variações das frequências naturais, teóricas e experimentais, apenas para as Placas 6.5 a 6.8. Observa-se que as magnitudes das variações teóricas respeitam as intensidades das energias de soldagem, ou seja, nas simulações numéricas, as maiores variações aparecem para as maiores energias de soldagem. Nos experimentos, essa ordem foi seguida pelas juntas soldadas, mas não foi respeitada nas Placas 6.1 e 6.2, BOP.

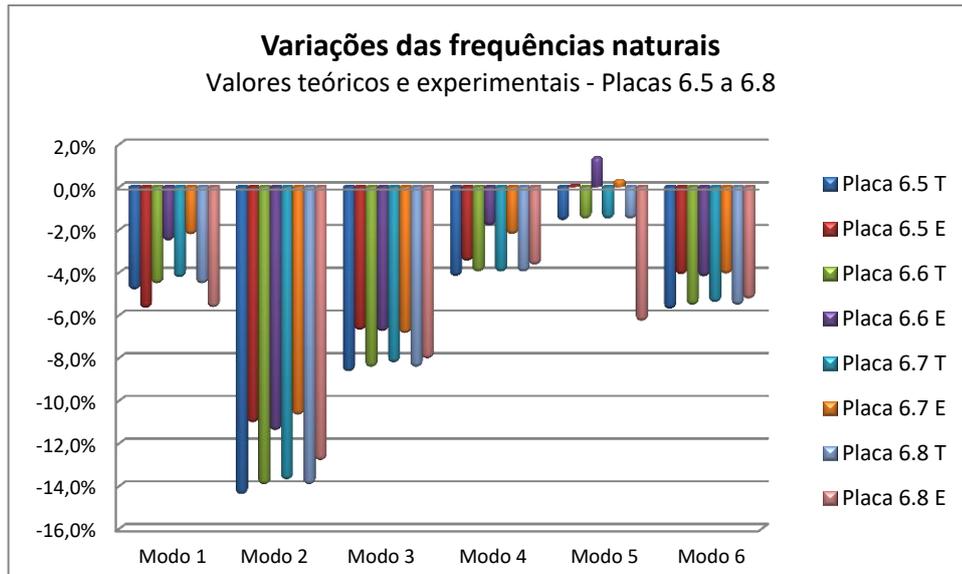


Figura 6.10 – Variações das respostas dinâmicas – Placas 6.5 a 6.8  
Valores teóricos e experimentais

Enfim, a simulação numérica tanto das tensões residuais de soldagem como das variações nas frequências naturais oriundas das tensões residuais de soldagem é viável, mas exige muita atenção com relação à escolha dos parâmetros de entrada, uma vez que a utilização de parâmetros não realistas pode gerar resultados aparentemente satisfatórios, porém não realistas.

### 6.3 Método proposto

Com base no estudo realizado, pode-se propor um método relativamente simples para a avaliação de tensões residuais de soldagem em placas delgadas, similares às apresentadas neste trabalho e nos trabalhos aqui citados que abordam o mesmo tema. Este método aqui proposto é um procedimento de avaliação simplificada, para uma análise preliminar não detalhada das tensões residuais e aplica-se, a princípio, unicamente a placas soldadas em topo. Não se trata do novo método de detecção de tensões residuais de soldagem, o qual se acredita que possa ser desenvolvido, mas pode vir a ser o primeiro passo para tal.

Primeiramente, executa-se a solda de topo normalmente, unindo-se duas placas, formando-se uma única placa delgada. Então, após resfriada, medem-se as frequências naturais do componente soldado, no modo livre-livre, o que, com equipamento disponível pode ser feito em poucas horas ou até mesmo minutos. Os seis primeiros modos são suficientes para a análise.

No computador, faz-se análise modal através de simulação numérica da placa final inteira, utilizando-se qualquer programa computacional que aplique o método dos elementos finitos, assim como foi feito na análise modal inicial. Essa simulação é bastante simples e relativamente rápida, podendo ser executada em alguns minutos. O objetivo é obter os valores das frequências naturais da placa inteira, sem a solda ou qualquer outro carregamento térmico ou estrutural. Neste caso, os valores facilmente obtidos na simulação numérica são significativamente próximos dos que seriam obtidos experimentalmente, caso as frequências naturais da placa inteira fossem medidas, como demonstrado neste trabalho. Também deve-se obter os seis primeiros modos de vibrar, pois é importante conhecer, principalmente, qual dos modos é o primeiro modo de torção, para o qual se espera que as variações nas frequências naturais sejam as maiores, e também qual o modo de flexão longitudinal, paralelo à solda, para o qual se espera que as variações sejam próximas de nulo.

Conhecendo-se os valores das frequências naturais da placa sem a solda, obtidos na simulação numérica, e os valores das frequências naturais da placa soldada, medidos em laboratório, calcula-se a variação percentual para cada modo. De posse dos dados, executa-se uma avaliação tal como foi realizada na análise dos resultados deste trabalho.

Como já descrito anteriormente, é esperado que as tensões residuais de soldagem influenciem nas variações das frequências naturais da placa de forma que as mesmas sejam negativas, devido à predominância das tensões residuais de compressão. Com relação às magnitudes, que as maiores variações ocorram para o primeiro modo de torção. É esperado, também, que haja variações também negativas nos demais modos de torção e de flexão transversal e que as mesmas diminuam gradativamente para modos de maior ordem. Ainda, é esperado que as variações sejam nulas, ou relativamente próximas de nulo, para os modos de flexão longitudinal. Ocorrências diferentes do esperado podem ser indicativas de que o resultado da placa soldada não esteja com a qualidade desejada.

## Capítulo 7

### Conclusão

Neste trabalho foi estudada a variação das respostas dinâmicas em placas delgadas soldadas, geradas pelas tensões residuais de soldagem inerentes ao processo. Esta variação das frequências naturais é mais acentuada em placas delgadas do que em placas espessas. As placas delgadas são amplamente utilizadas na fabricação de aviões, foguetes, navios, submarinos, tanques de combustível, entre outros diversos componentes que exigem estrita qualidade e segurança dos produtos. Portanto, a detecção e controle das tensões residuais de soldagem são bastante desejados, uma vez que as mesmas são responsáveis por trincas, fraturas e corrosão altamente indesejadas. A principal motivação do trabalho foi analisar e aprimorar o entendimento de como se comporta a variação das frequências naturais após a soldagem nos diferentes modos de vibrar, para diferentes energias de soldagem, através da execução de experimentos que reflitam, o mais aproximadamente possível, a realidade das oficinas e plantas de fabricação. Sua relevância reside na possibilidade do uso da medição da variação das frequências naturais de placas delgadas soldadas para o desenvolvimento de um método não destrutivo para a determinação das tensões residuais de soldagem mais simples, flexível, rápido e barato que os atualmente existentes.

#### 7.1 Conclusões

Foi realizada a análise experimental e simulação numérica de placas delgadas de aço inoxidável AISI 316L, de 302 x 150,5 milímetros com duas espessuras diferentes, 2,95 e 6,30 milímetros, nos modos BOP – *bead on plate* e junta soldada, com diferentes energias de soldagem. As principais conclusões obtidas, tanto durante a execução do estudo, como na análise dos resultados, são listadas abaixo.

- Certas energias de soldagem podem produzir uma solda aparentemente adequada e satisfatória em experimentos BOP, mas podem ser insuficientes para proporcionar penetração total em juntas soldadas com mesmos material e espessura.

- Mesmo que com as mesmas energia e velocidade de soldagem, em placas com mesmos material e espessura, juntas soldadas apresentam maiores variações modais que soldas BOP, uma vez que para juntas soldadas ocorrem maiores gradientes térmicos e conseqüentemente maiores tensões residuais.
- Nas juntas soldadas, observou-se que placas soldadas com maiores energias apresentaram maiores variações nas frequências naturais, o que era esperado uma vez que maiores energias de soldagem geram maiores tensões residuais. Entretanto, essa correlação não foi observada nas placas BOP, o que sugere a necessidade de mais pesquisas neste sentido.
- No caso de soldas que não obtenham a qualidade desejada, devido a baixas energias de soldagem, estudos BOP podem não refletir problemas que podem ocorrer nas juntas soldadas.
- Para validar o estudo da variação das respostas dinâmicas em componentes soldados, deve-se executar testes experimentais em juntas soldadas.
- É esperado que as tensões residuais de soldagem influenciem nas variações das frequências naturais da placa de forma que as mesmas sejam negativas, devido à predominância das tensões residuais de compressão.
- Com relação às magnitudes das soldas com penetração total, observou-se que as maiores variações negativas nas frequências naturais ocorrem para o primeiro modo de torção. Observou-se que há variações também negativas nos demais modos de torção e de flexão transversal e que as mesmas diminuem gradativamente para modos de maior ordem. Ainda, que as variações ser nulas, ou próximas de nulo, para o modo de flexão longitudinal.
- As análises numéricas executadas para a simulação dos processos de soldagem, cálculo das tensões residuais de soldagem e cálculo das variações das respostas dinâmicas devem necessariamente ser não lineares e a análise estrutural deve ser elástica-plástica.
- É necessária a validação experimental da simulação numérica das variações nas frequências naturais oriundas das tensões residuais de soldagem, uma vez que pequenas variações nos parâmetros de entrada geram diferenças significativas nos resultados calculados.
- Foi confirmada a possibilidade, observada por outros autores em trabalhos anteriores, de se desenvolver um método para avaliação das tensões residuais de soldagem em placas delgadas através da análise das respostas dinâmicas.
- Análises de placas delgadas soldadas, de topo, podem ser realizadas de forma semelhante às apresentadas neste trabalho. Basta se medir os seis primeiros modos das frequências

naturais da placa soldada, simular numericamente a placa inteira em um programa computacional de MEF e obter os valores e modos de vibrar das seis primeiras frequências naturais, calcular as variações para cada modo e executar a análise.

## 7.2 Sugestões para trabalhos futuros

Para melhor entendimento das variações nas respostas dinâmicas em placas delgadas soldadas devido às tensões residuais, são de significativo interesse pesquisas que abordem as orientações abaixo listadas.

- Executar, experimentalmente, juntas soldadas de topo e verificar e comparar a variação das respostas dinâmicas em uma significativa quantidade de placas de diferentes espessuras e materiais, de modo a se obter conclusões válidas estatisticamente. Então, verificar a possibilidade de se desenvolver um modelo numérico para que englobe os diversos casos.
- Desenvolver uma pesquisa experimental focada no entendimento das magnitudes das variações dinâmicas, considerando-se, energia de soldagem, espessura da placa e material utilizado sempre em conjunto.
- Executar testes em placas de 3 milímetros com fixação lateral para evitar o empenamento buscando obter melhores resultados.
- Soldar e verificar a variação das respostas dinâmicas comparando placas de mesmas dimensões soldadas em diferentes tipos de junta, como junta em L e em T. Conforme citado no Capítulo 2, Revisão Bibliográfica, é esperado que as variações nas juntas de topo sejam menores por ocasionar menos tensões residuais.
- Comparar os resultados obtidos nos componentes soldados em L e T, com componentes de mesmas formas e dimensões, porém obtidos através de usinagem e também através de juntas parafusadas. Esse tipo de comparação é importante em casos onde há limitações nos valores mínimos das frequências naturais de determinados conjuntos ou montagens.
- Executar uma série de experimentos em juntas soldadas, medindo as variações das respostas dinâmicas e, então, as tensões residuais em diferentes pontos das placas, para aprimorar o entendimento da relação entre ambos.
- Pesquisar placas soldadas com adição de material.
- Pesquisar placas soldadas com diferentes tipos de restrições.
- Pesquisar placas soldadas com diferentes processos de soldagem.

## Referências bibliográficas

- ALMEIDA, M.T. **Análise de vibrações em estruturas de máquinas pelo método da superposição modal**. Escola Federal de Engenharia de Itajubá, 1999.
- ALORAIER, A.S.; JOSHI, S. **Residual stresses in flux cored arc welding process in bead-on-plate specimens**. Materials Science and Engineering, A 534, 13-21, 2012. doi: 10.1016/j.msea.2011.10.107
- ARMENTANI, E.; ESPOSITO, R.; SEPE, R. **The effect of thermal properties and weld efficiency on residual stresses in welding**. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, volume 20, 319-322, jan-feb/2007.
- BARBAN, L.M. **Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas pela soldagem**. 2014. 89 p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica. São Paulo.
- BARROSO, A.; CAÑAS, J.; PICÓN, R.; PARÍS, F.; MÉNDEZ, C.; UNANUE, I. **Prediction of welding residual stresses and displacements by simplified models**. Experimental validation. Materials and Design, 31 1338-1349, 2010. doi: 10.1016/j.matdes.2009.09.006
- BEZERRA, A.C.; RADE, D.A. **Thermal analysis of TIG welding using finite element method**. 14<sup>o</sup> POSMEC. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2004.
- BEZERRA, A.C. **Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas**. 2006. 138 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- BEZERRA, A.C.; VIEIRA, L.C.; RADE, D.A.; SCOTTI, A. **On the influence of welding residual stresses on the dynamics behavior of structures**. Shock and Vibration , 15, 447-458, 2008.
- BLÖDORN, R.; VIOTTI, M.R.; GONÇALVES Jr, A.A.; SCHROETER, R.B. **Estudo do processo de furação empregado no método do furo cego para medição de tensão residual**. 8<sup>o</sup> Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Salvador, Brasil, 2015.
- BRANDI, S.D. **Transformações no estado sólido de aços-carbono**. In: WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO, F.D.H. de. **Soldagem: processos e metalurgia**. 2<sup>a</sup> edição. São Paulo: Edgard Blücher, 1992. Capítulo 8d.403-425.

- BRYAN, J.J. **Analysis of two dimensional thermal strains and metal movement during welding.** MIT – Massachusetts Institute Technology, 1973.
- CAPRICCIOLI, A.; FROSI, P. **Multipurpose ANSYS FE procedure for welding processes simulation,** Fusion Engineering and Design, 2009. doi:10.1016/j.fusengdes.2009.01.039.
- CHAO, Y.J.; QI, X.; TANG, W. **Heat transfer in friction stir welding – experimental and numerical studies.** Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 125, ASME, 2003. doi: 10.1115/1.1537741.
- CHARETTE, O.; CHAMPLIAUD, H.; THOMAS, M. **FEM Calculation of frequencies variation caused by residual stress distribution in welded structures.** Modelling and Simulation – Proceedings of the 18<sup>th</sup> conference IASTED, 446-451, Montreal, Canada, 2007.
- CHARETTE, O. **Effet des contraintes résiduelles sur les paramètres modaux dans les structures soudées.** 2011. 249 f. Mémoire (Maîtrise en Génie Mécanique) – École de Technologie Supérieure, Université du Québec, Montreal.
- CHEN, B.; HASHEMZADEH, M.; SOARES, C.G. **Numerical and experimental studies on temperature and distortion patterns in butt-welded plates.** International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 72:1121-1131, 2014. doi: 10.1007/s00170-014-5740-8
- CLOUGH, R.; PENZIEN, J. **Dynamics of structures.** McGraw-Hill, 1975.
- DARMADI, D.; TIEU, A.K.; NORRISH, J. **A validated thermal model of bead-on-plate welding.** Heat Mass Transfer: Waermeund Stoffuebertragung, 48(7), 1219-1230, 2012. doi: 10.1007/s00231-012-0970-5
- DEL CLARO, V.T.S; RADE, D.A. **Influência de tensões de origem térmica sobre o comportamento dinâmico de placas retangulares.** POSMEC 2014 – Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 26 a 28 de novembro de 2014, Uberlândia – MG, Brasil
- DENG, D.; MURAKAWA, H. **Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint.** Computational Material Science, 43, 353-365, 2008. doi: 10.1016/j.commatsci.2007.12.006
- DENG, D. **FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects.** Materials and Design, 30, 359-366, 2009. doi: 10.1016/j.matdes.2008.04.052
- DEPRADEUX, L. **Simulation numérique du soudage – acier 316L: validation sur cas tests de complexité croissante.** 2004. 222 f. These pour obtenir le grade de docteur (Génie Civil) – Ecole Doctorale des Sciences de L'Ingénieur de Lyon, Lyon, France.

- ERICSSON, M. **Simulation of robotic TIG welding**. 2003. 45 f. University of Trollhättan/Uddevalla (Department of Technology), Trollhättan, Sweden.
- ESTEFEN, S.F.; GUROVA, T.; CASTELLO, X.; LEONTIEV, A. **Análise de evolução do estado das tensões residuais de soldagem**. Conferência de Tecnologia de Soldagem e Inspeção, SENAI, Rio de Janeiro, 2008.
- FACHINOTTI, V.D.; CARDONA, A. **Semi-analytical solution of the thermal field induced by a moving double-ellipsoidal welding heat source in a semi-infinite body**. Asociación Argentina de Mecánica Computacional. Mecánica Computacional, Vol XXVII, p. 1519-1530, San Luis, Argentina, 2008.
- FRANCIS, J.D. **Welding simulations of aluminum alloy joints by finite element analysis**. 2002. Dissertação de mestrado – Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University.
- FRICKE, S.; KEIM, E.; SCHMIDT, J. **Numerical weld modeling – a method for calculating weld-induced residual stresses**. Nuclear Engineering and Design. Vol. 206, 139-250, 2001.
- GANESH, K.C.; VASUDEVAN, M.; BALASUBRAMANIAN, K.R.; CHANDRASEKHAR, N.; MAHADEVAN, S.; VASANTHARAJA, P.; JAYAKUMAR, T. **Modeling, prediction and validation of thermal cycles, residual stresses and distortion in type 316LN stainless steel weld joint made by TIG welding process**. 1<sup>st</sup> International Conference on Structural Integrity. Procedia Engineering 86, 767-774, 2014. doi: 10.1016/j.proeng.2014.11.096
- GOLDAK, J.; ASADI, M. **Computational weld mechanics and optimization of welding procedures, welds, and welded structures**. Transactions of JWRI – Joining and Welding Research Institute Osaka University, Special Issue on WSE2011, 2011.
- GOFF, R.F.D.P. **The effect of self-equilibrating stresses on the natural frequencies of a free-free rectangular plate**. Journal of Sound and Vibration, 47, 85-94, 1976.
- GUILHERME, L.H.; ROVERE, C.A.D.; KURI, S.E.; OLIVEIRA, M.F. **Resistência à corrosão de junta dissimilar soldada pelo processo TIG composta pelos aços inoxidáveis AISI 316L e AISI 444**. Soldagem & Inspeção, São Paulo, Vol.19, N<sup>o</sup>.01, 2014.
- JANOSCH, J.J. **International Institute of Welding work on residual stress and its application to industry**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 85, 183-190, 2008. doi: 10.1016/j.ijpvp.2007.10.008
- JURCIUS, A.; VALIULIS, A.V. **Searching for residual stress measurement methods for structural steel components**. World Transactions on Engineering and Technology Education, Vol.11, N<sup>o</sup>.4, 424-427, 2013.

- KALDAS, M.M.; DICKINSON, S.M. **Vibration and buckling calculations for rectangular plates subject to complicated in-plane stress distributions by using numerical integration in Rayleigh-Ritz analysis.** Journal of Sound and Vibration, London, 75(2), 151-162, 1981.
- KALDAS, M.M.; DICKINSON, S.M. **The flexural vibration of welded rectangular plates.** Journal of Sound and Vibration, London, 75(2), 163-178, 1981.
- KUDRYAVTSEV, Y.; KLEIMAN, J. **Ultrasonic measurement of residual stresses in welded elements and structures.** 19<sup>th</sup> European Conference on Fracture, European Structural Integrity Society, Kazan, Russia, 2012.
- LADIN/USP – Laboratório de Dinâmica e Instrumentação da Universidade de São Paulo disponível em [www.ladin.usp.br](http://www.ladin.usp.br). Acesso em 4 de fevereiro de 2016.
- LAZIC, V.N.; IVANOVIC, I.B.; SECMAK, A.S.; RUDOLF, R.; LAZIC, M.M.; RADAKOVIC, Z.J. **Numerical analysis of temperature field during hardfacing process and comparasion with experimental results.** Thermal Science, Vol.18, Suppl. 1, pp. S113-S120, 2014. doi: 10.2298/TSCII30117177L
- LI, D.; TAO, J; MENG, Q.; FANG, H. **Indirect measurement of material thermal and mechanical properties during welding.** Journal of Materials Science & Technology, Vol.19, Suppl.1, 173-175, 2003.
- MALIK, M.A.; QURESHI, M.E.; DAR, N.U. **Numerical simulation of arc welding investigation of various process and heat source parameters.** Conference on Failure of Engineering Materials & Structures – FEMS (2007), Department of Mechanical Engineering, University of Engineering and Technology, Taxila, Pakistan, 22-23 October 2007.
- MANSUR, T.R.; ATANAZIO F., N.N.; GOMES, P.T.V.; RABELLO, E.G.; SILVA, L.L.; SCORALICK, A.; SANTOS, M.C.V; BRACARENSE, A.Q. **Estudo das tensões residuais em juntas soldadas de materiais dissimilares e determinação dos limites de resistência à fadiga dos metais de base.** Soldagem & Inspeção, São Paulo, Vol.16, N<sup>o</sup>.3, 2011. doi: 10.1590/S0104-92242011000300009.
- MARQUES, M.J.; BATISTA, A.C.; NOBRE, J.P.; LOUREIRO, A.; KORNMEIER, J.R. **A utilização da difração de neutrões na determinação do perfil de tensões residuais em revestimentos por soldadura.** Soldagem & Inspeção, São Paulo, Vol. 18, n<sup>o</sup>.02, 149-157, 2013.
- MARQUES, P.V.; MODENESI, P.J.; BRACARENSE, A.Q. **Soldagem: fundamentos e Tecnologia.** Belo Horizonte: Editora UFMG, 2007.
- MASUBUCHI, K. **Analysis of welded structures: residual stresses, distortion, and their consequences.** Pergamon Press, 1980.

MATWEB – **Material Property Data** disponível em <[www.matweb.com](http://www.matweb.com)>

MORIN, O. **Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis**. 2006. 166f. Mémoire (Maîtrise em Génie Mécanique) – École de Technologie Supérieure, Université du Québec, Montreal.

NGUYEN, N.T.; MAI, Y.W.; SIMPSON, S.; OHTA, A. **Analytical approximate solution for double ellipsoidal heat source in finite thick plate**. *Welding Journal*, Vol. 83, n.º.3, p.82S-93S, 2004.

PAPAZOGLU, V.J.; MASUBUCHI, K.; GONÇALVES, E.; IMAKITA, A. **Residual stresses due to welding: computer aided analysis of their formation and consequences**. *SNAME Transactions*, Vol. 90, 365-390, 1982.

PILIPENKO, A. **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques**. 2001. Tese de doutorado – Department of Machine Design and Materials Technology, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway.

POEPCKE, J.S.; BRITO, P. **Processo TIG**. In: ZIEDAS, S.; TATINI, I. **Soldagem**. 1ª edição. São Paulo: SENAI, 1997. 161-174.

QUITES, A.M.; DUTRA, J.C. **Tecnologia da soldagem a arco voltaico**. 1ª edição. Florianópolis: EDEME, 1979.

RADE, D.A.; VIEIRA Jr., A.B.; FLORES, J.E.R.; BEZERRA, A.C. **Influence of stress stiffening on the dynamic behavior of plates: direct and inverse problems**. *Proceedings of the IX DINAME*, 28<sup>th</sup> Feb – 4<sup>th</sup> Mar, 2005, Ouro Preto - MG, Brazil.

RAIA, F.; PEKELMAN, H.; PAPPALARDO, A. **Metodologias para o estudo de vibrações mecânicas: de Holzer aos elementos finitos**. XXXIX COBENGE – Congresso Brasileiro de Educação em Engenharia, Blumenau – SC, Brasil, 2011.

RAO, S. **Vibrações mecânicas**. 4ª edição. São Paulo: Pearson Prentice Hall, 2008.

RUUD, C. **Measurement of residual stresses**. In: TOTTEN, G.; HOWES, M.; INOUE, T. **Handbook of residual stress and deformation of steel**. Materials Park, Ohio: ASM International, 2002. 99-117.

SOUL, F.; HAMDY, N. **Numerical simulation of residual stress and strain behavior after temperature**. In: KOVACEVIC, R. *Welding Processes*. 2012, doi:10.5772/47745.

STAMENKOVIC, D.; VASOVIC, I. **Finite element analysis of residual stress in butt welding two similar plates**. *Scientific Technical Review*, vol LIX, n.º 1, 2009.

- TANIGUCHI, C. **Transferência de calor na soldagem**. In: WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO, F.D.H. de. **Soldagem: processos e metalurgia**. 2<sup>a</sup> edição. São Paulo: Edgard Blücher, 1992. Capítulo 8a. 359-370.
- THOMAS, M.; CHAMPLIAUD, H. **Effect of Residual Stresses on Modal Parameters of Welded Structures**. 23rd CMVA Seminar, Canadian Machinery Vibration Association. Edmonton, Alberta, 2005.
- VEMANABOINA, H.; AKELLA, S.; BUDDU, R.K. **Welding process simulation model for temperature and residual stress analysis**. 3<sup>rd</sup> International Conference on Materials Processing and Characterisation. Procedia Materials Science, 6, 1539-1546, 2014. doi: 10.1016/j.mspro.2014.07.135
- VERDE, S. **Análise numérica e experimental de tensões e deformações residuais em junta “T” com soldas de filete**. 2014. 138f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal da Bahia, Salvador.
- VIEIRA Jr., A.B.; RADE, D.A.; CUNHA Jr., S.S. **Avaliação experimental da influência das tensões residuais sobre as respostas dinâmicas de placas soldadas**. CONEM 2002 – II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. 12 a 16 de agosto de 2002, João Pessoa - PB, Brasil.
- VIEIRA Jr., A.B.; RADE, D.A. **Identification of stresses in plates from dynamics responses**. IMAC-XXI: A Conference & Exposition on Structural Dynamics. February 3-6, 2003, Orlando, FL, USA, 9p.
- VIEIRA Jr., A.B.; SCOTTI, A.; RADE, D.A. **Assessment of welding residual stresses in rectangular plates using vibration data**. Proceedings of COBEM 2003. 17<sup>th</sup> International Congress of Mechanical Engineering. November 10-14, 2003, São Paulo - SP, Brazil.
- VIEIRA Jr., A. B. **Identificação de Tensões em Placas Retangulares a partir das Respostas Vibratórias, com Aplicação a Tensões Residuais de Soldagem**. 2003. 194f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- VIEIRA Jr., A.B.; SCOTTI, A. **A new technique for modeling residual stress distributions in welded plates**. Science & Engineering Journal, 01-06, 2004.
- VIEIRA Jr., A.B.; RADE, D.A.; SCOTTI, A. **Identification of welding residual stresses in rectangular plates using vibration responses**. Inverse Problems in Science and Engineering, Vol. 14, N<sup>o</sup>. 3, 313-331(19), 2006. doi: 10.1080/17415970500521361

- VIEIRA, L.C.; BEZERRA, A.C.; RADE, D.A. **Modelagem térmica do processo de soldagem TIG via elementos finitos**. XII Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica, 22 a 26 de agosto de 2005, Ilha Solteira – SP, Brasil.
- WU, A.; SYNGELLAKIS, S.; MELLOR, B. **Finite element prediction of residual stresses in a fillet welded T-joint**. 6<sup>th</sup> International Trends in Welding Research Conference Proceedings. Pine Mountain, GA, USA. ASM International, 2003.
- XAVIER, C.R.; CASTRO, J.A.; RIBAS, P.R.F.; SILVA, A.J. **Modelamento e simulação da evolução térmica durante a soldagem MIG pulsada**. 4<sup>o</sup> Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Estância de São Pedro, 2007.
- ZHU, X.K.; CHAO, Y.J. **Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation**. Computers and Structures 80, 967-976, 2002.
- ZHU, X.K.; CHAO, Y.J. **Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304L stainless steel**. Journal of Materials Processing Technology, 146, 263-272, 2004. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2003.10.025.
- ZINN, W.; SCHOLTES, B. **Residual stress formation processes during welding and joining**. In: TOTTEN, G.; HOWES, M.; INOUE, T. **Handbook of residual stress and deformation of steel**. Materials Park, Ohio: ASM International, 2002. 391-396.

## Apêndice A

### Frequências naturais das placas cortadas

O objetivo deste apêndice é abordar a influência de tensões residuais oriundas dos cortes das placas nos resultados das variações dinâmicas.

Como descrito na análise dos resultados, na seção que aborda a simulação numérica, todas as placas foram adquiridas na mesma data provenientes do mesmo fornecedor e, aparentemente, do mesmo lote, cortadas com guilhotina. A significativa proximidade dos valores teóricos com os experimentais nas frequências naturais das placas antes da soldagem, ilustrada nas Figuras 6.6 e 6.7 para ambas as espessuras, indica que possíveis tensões residuais oriundas do corte das placas, se houveram, seriam mínimas e relativamente desprezíveis.

Tabela A.1 – Frequências naturais (Hz) das placas cortadas

Placas de 2,95 milímetros					
Modo	Teórico	Placa 3.3A	Placa 3.3B	Placa 3.4A	Placa 3.4B
1	165	165	164	165	165
2	396	388	389	393	385
3	456	458	456	457	458
4	822	-	-	813	797
5	900	900	911	900	901
6	1303	1273	1283	1290	1268
Placas de 6,30 milímetros					
Modo	Teórico	Placa 6.3A	Placa 6.3B	Placa 6.4A	Placa 6.4B
1	351	351	351	353	353
2	831	823	831	821	832
3	971	968	969	975	974
4	1721	-	-	-	-
5	1906	1897	1902	1912	1909
6	2721	-	2927	-	2924

As placas que foram soldadas de topo, foram cortadas por eletroerosão após a análise modal inicial. Com a finalidade de analisar possíveis interferências destes cortes por eletroerosão nas frequências naturais destas meia-placas, as Placas 3.3, 3.4, 6.3 e 6.4 tiveram

suas frequências naturais medidas no laboratório e os valores foram comparados com análises modais teóricas. Os valores teóricos e experimentais destas frequências naturais são apresentadas na Tabela A.1 e graficamente nas Figuras A.1 e A.2.

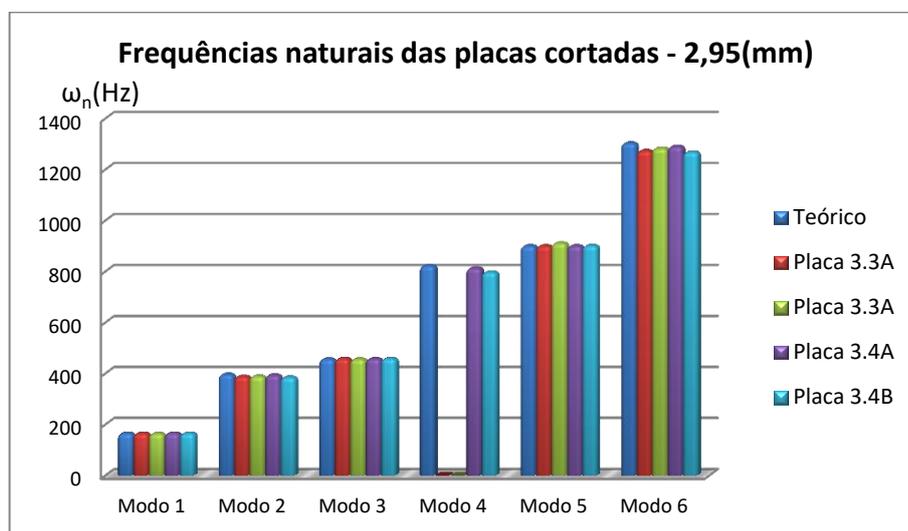


Figura A.1 – Análise modal das placas de 2,95(mm) cortadas

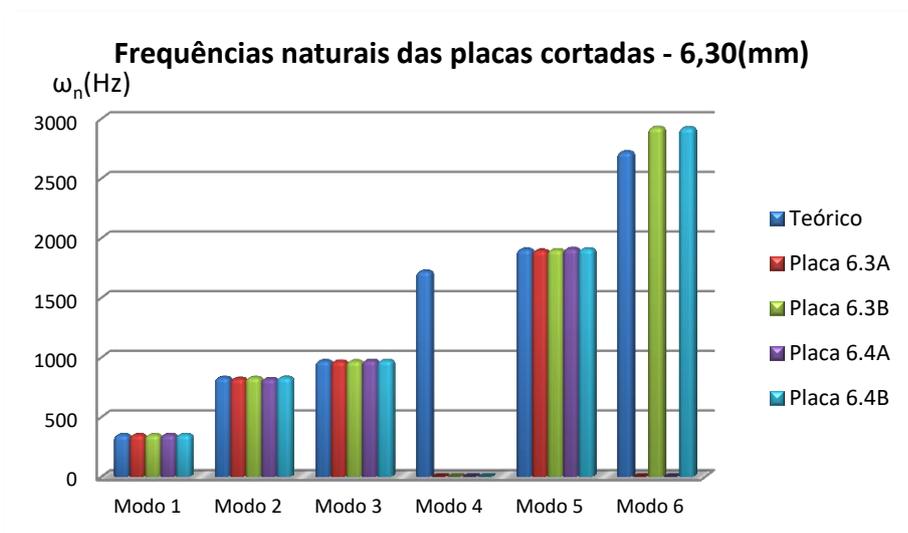


Figura A.2 – Análise modal das placas de 6,30(mm) cortadas

Não foi possível obter alguns dos valores de frequência para os quarto e sexto modos, mas todas as frequências foram obtidas para os demais quatro modos. Observa-se que os valores medidos experimentalmente são significativamente próximos aos teóricos, sendo iguais em muitos casos, o que indica que os cortes por eletroerosão não geraram tensões residuais. Caso contrário, se houvessem tensões residuais oriundas dos processos de corte,

haveriam variações consideráveis nos resultados, uma vez que o valor teórico é calculado completamente livre de qualquer tensão.

A Tabela A.2 apresenta os valores das variações calculadas entre os valores teóricos e experimentais. Os valores percentuais próximos de 0 indicam a inexistência de tensões residuais prévias à soldagem ou, se houverem, são relativamente desprezíveis. Observam-se variações positivas em torno de 7% no sexto modo das placas de 6,30 milímetros. Entretanto, não existe nenhum resultado anormal para tal modo, terceiro modo de torção, nas Placas 6.3 e 6.4 após a soldagem, como mostrado na Figura 6.3 e Tabela 6.4.

Tabela A.2 – Variações das frequências naturais das placas cortadas

Placas de 2,95 milímetros				
Modo	Placa 3.3A	Placa 3.3B	Placa 3.4A	Placa 3.4B
1	0,0%	-0,6%	0,0%	0,0%
2	-2,0%	-1,8%	-0,8%	-2,8%
3	0,4%	0,0%	0,2%	0,4%
4	-	-	-1,1%	-3,0%
5	0,0%	1,2%	0,0%	0,1%
6	-2,3%	-1,5%	-1,0%	-2,7%
Placas de 6,30 milímetros				
Modo	Placa 6.3A	Placa 6.3B	Placa 6.4A	Placa 6.4B
1	0,0%	0,0%	0,6%	0,6%
2	-1,0%	0,0%	-1,2%	0,1%
3	-0,3%	-0,2%	0,4%	0,3%
4	-	-	-	-
5	-0,5%	-0,2%	0,3%	0,2%
6	-	7,6%	-	7,5%

As Figuras A.3 e A.4 apresentam os modos de vibrar obtidos por simulação numérica das placas cortadas para as duas espessuras, 2,95 e 6,30 milímetros respectivamente. A ordem dos modos permanece a mesma que das placas não cortadas, com exceção do quinto modo, que na placa cortada é o terceiro modo de flexão transversal, enquanto que na placa não cortada o mesmo aparece como primeiro modo de flexão longitudinal. Essa alteração é inerente à geometria da placa.

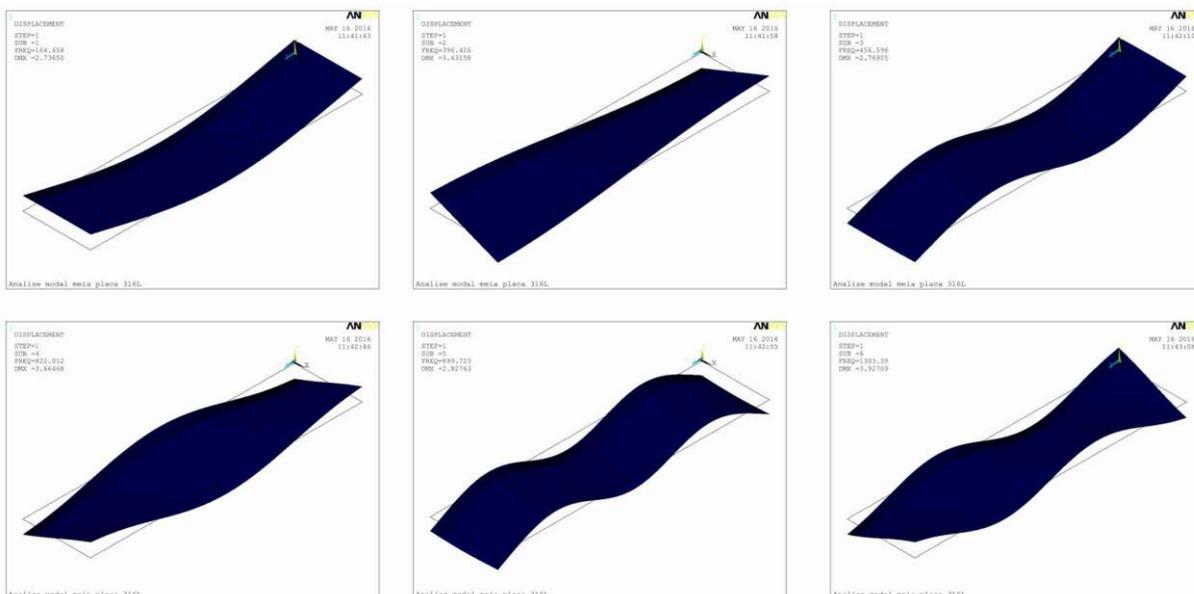


Figura A.3 – Modos de vibrar da placa de 2,95(mm) de espessura cortada

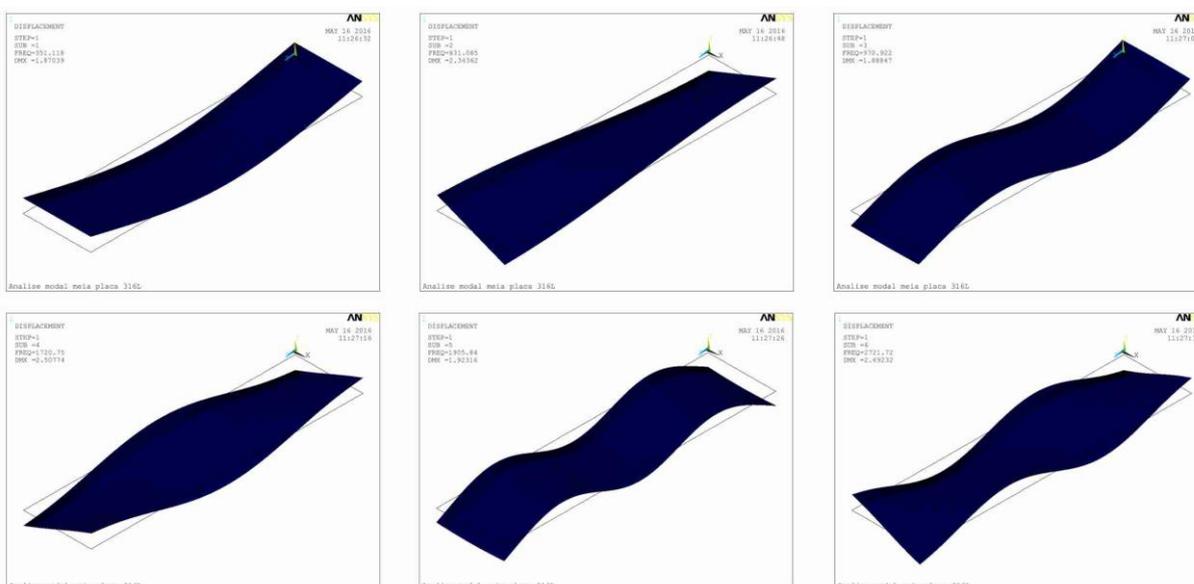


Figura A.4 – Modos de vibrar da placa de 6,30(mm) de espessura cortada

Conclui-se, portanto, que não foi detectada nenhuma influência de possíveis tensões residuais oriundas dos processos de corte das placas, sejam dos cortes por guilhotina, sejam por eletroerosão, que possam vir a alterar significativamente os resultados nas variações das frequências naturais ocasionadas pelas tensões residuais de soldagem.

## Apêndice B

### Métodos de detecção de tensões residuais de soldagem

Há diferentes métodos para determinação das tensões residuais em estruturas, sejam tensões residuais de soldagem ou provenientes de outros processos, que são classificados em métodos destrutivos, métodos semidestrutivos e métodos não destrutivos. Os métodos destrutivos são aqueles que afetam a utilização, a resistência mecânica e as propriedades da peça analisada. Os métodos não destrutivos são aqueles que não afetam a utilização, a resistência mecânica e as propriedades da peça. Os métodos semidestrutivos são aqueles em situação intermediária, pois produzem uma alteração não muito significativa na peça avaliada ou permitem que a peça seja reparada após as medições. Abaixo, estão resumidos os principais métodos e suas aplicações, descritos por Ruud (2002).

#### B.1. Métodos destrutivos

Os métodos destrutivos são utilizados quando há possibilidade de se descartar a peça na qual a medição é feita. Costumam ser aplicados utilizando-se uma amostra de peças em um lote de fabricação, por exemplo. Nos métodos destrutivos, remove-se um determinado volume de material da peça avaliada. Com isso, há um alívio da tensão residual existente no volume removido. Mede-se o deslocamento obtido com esse alívio de tensão e, então, calcula-se a tensão residual procurada. Assim, para se determinar a tensão residual de uma peça há uma perturbação no campo de tensões que está sendo medido.

Para a utilização de um método destrutivo, deve-se primeiramente escolher um método para a medida da deformação. É feita, então, uma primeira medição, antes do início da remoção de material e alívio da tensão. Um determinado volume de material é então removido da peça em avaliação, o que gera o alívio de tensão. Uma nova medição é realizada e os resultados das duas medições são utilizados para calcular a tensão residual com as equações apropriadas.

Os métodos tradicionais de remoção de material, como torneamento, furação, fresamento, serra, esmerilhamento, entre outros, geram tensão residual superficial, da ordem de décimos de micrometros de profundidade, que podem ser bastante significativas, e mais relevantes em determinados tipos de aços. Assim, essa tensão residual superficial causada pelo processo de remoção de material deve ser eliminada através de procedimentos químicos ou eletroquímicos. Métodos de corte, tais como cortes a laser, maçarico ou plasma, que causam o aquecimento da peça, devem ser aplicados com cuidado, pois podem recozer a peça e reduzir a tensão a ser medida. Os únicos métodos de remoção de material que não induzem tensões residuais extras indesejadas são o eletrolítico e o polimento químico.

Os métodos para a medição das tensões, antes e depois da remoção do material e alívio da tensão residual, incluem:

- ***Straingages* de resistência elétrica** – Geralmente fabricados com fios ou folhas de materiais metálicos, em uma ampla gama de tamanhos, formatos e configurações. Mais recentemente foram desenvolvidos os *gages* semicondutores.
- ***Straingages* óticos** – Métodos de reflexão de luz que amplificam o deslocamento de uma superfície reflexiva. Para serem utilizados, a peça deve estar muito bem fixa e estaticamente posicionada durante a remoção de material ou a peça deve poder ser removida e precisamente reposicionada permitindo a medição precisa da superfície reflexiva antes e após a remoção de material. Também são propostas algumas técnicas usando laser, como interferometria, por exemplo, entre outras.
- **Métodos birrefringentes** – Sob tensão, materiais transparentes se tornam birrefringentes, isto é, refratam duas vezes um feixe de luz polarizada que os atravessem. Essa característica permite gerar uma figura colorida da distribuição de tensões em peças de tais materiais. Para se medir a tensão de uma peça por um método birrefringente, utiliza-se a técnica fotoelástica que consiste em cobrir a peça com polímero fotoelástico. Quando o alívio de tensão é induzido na peça com a remoção de material, essa diferença de tensão é transmitida ao polímero, que se torna birrefringente. A diferença de tensão pode ser observada e medida com a utilização de um polariscópio de reflexão. Para sua aplicação, o polímero fotoelástico deve ser espalhado no estado líquido e polimerizado com aplicação de calor sobre a superfície, ou uma folha de polímero pré-fabricado pode ser colada à superfície em questão. A máxima variação de tensão que pode ser medida neste método

varia de 3 a 50%, dependendo do polímero utilizado, e a sensibilidade de medição decresce quanto maior for a tensão máxima medida.

- **Métodos químicos** – São métodos qualitativos que não revelam a tensão residual e sim a susceptibilidade do metal a trincas sob tensão em meio corrosivo. Há diferentes tipos de componentes químicos que podem ser aplicados há diferentes metais. Na Figura B.1 é apresentado um exemplo de um ensaio macrográfico de uma junta soldada realizada por Guilherme et al. (2014). Após perda de massa por imersão em 0,5 mol/L de  $H_2SO_4$  a  $90^\circ C$  destacou-se o surgimento de uma trinca longitudinal no material analisado.

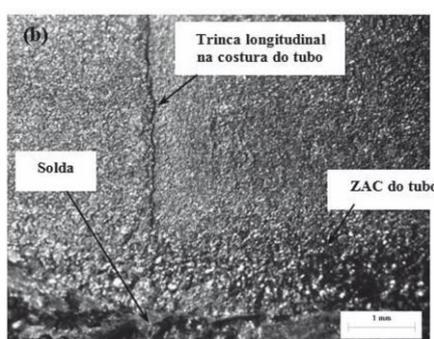


Figura B.1 – Exemplo de um ensaio macrográfico de uma junta soldada atacada quimicamente. Fonte: Guilherme et al.(2014)

## B.2. Métodos semidestrutivos

Os métodos semidestrutivos mais utilizados são o furo cego e anel; são variações dos métodos destrutivos, requerem equipamentos relativamente simples e tem seu estado da arte relativamente bem desenvolvido quando comparados aos métodos não destrutivos.

- **Método furo cego e anel** – Estes métodos são quantitativos e partem do mesmo princípio dos métodos destrutivos, que consistem em medir a tensão residual com base no alívio desta tensão ao se remover um determinado volume de material da peça avaliada. Entretanto, o volume removido é menor, podendo ser tolerado ou reparado. No método do furo cego, é usinado um furo raso aliviando as tensões no material ao redor do volume removido, onde as medições são tomadas, enquanto que no método do anel é usinado um anel superficial no material, aliviando as tensões no material remanescente dentro do anel, onde são tomadas as medições com o uso de extensômetros (*straingages*) de resistência elétrica. A Figura B.2 representa o deslocamento da superfície de um material ao ter um volume de material removido para a análise através do método do furo cego.



Figura B.2 – Método do furo cego.  
Fonte: Blödorn (2015)

Estes métodos são aplicados principalmente em placas e cilindros de aço e o equipamento necessário é relativamente barato e portátil, entretanto, exigem que sejam realizados por técnicos experientes. A Figura B.3 mostra uma bancada montada para a realização de uma medição pelo método do furo cego realizada por Mansur et al. (2011) e o detalhe da execução de uma furação no centro da roseta.

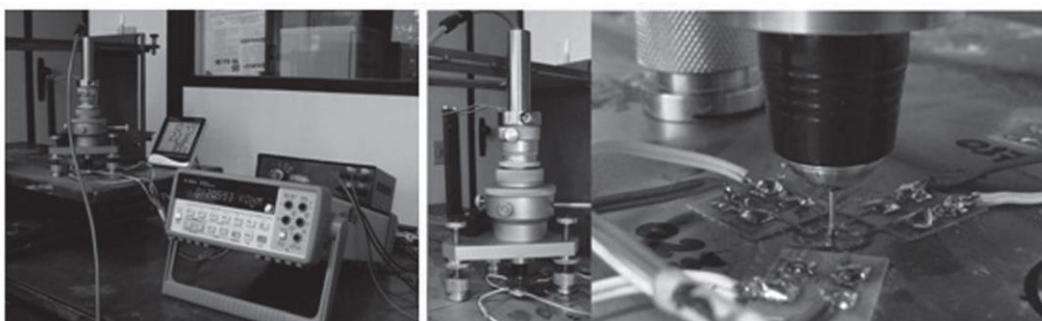


Figura B.3 – Sistema de medição de tensão residual pelo método do furo cego.  
Fonte: Mansur et al. (2011)

- **Métodos de penetração** – Vários trabalhos propõem a penetração de esferas com carga, semelhante aos feitos nas medições de dureza, para detecção de tensões residuais superficiais. Entretanto, tais métodos não são tão confiáveis como o furo cego e raios-X para aplicações generalizadas e por isso são raramente utilizados.

### B.3. Métodos não destrutivos

Sempre que uma força mecânica é aplicada a um material gerando tensão abaixo da tensão de escoamento deste material, ele deforma elasticamente, alterando as dimensões da estrutura atômica do material. Os métodos não destrutivos se utilizam de medições das dimensões alteradas na estrutura cristalina do metal tensionado ou de algum parâmetro físico afetado por estas alterações.

- **Método de difração de raios-X** – Quando um metal está sob tensão, seja residual ou aplicada, as deformações elásticas ocasionam deslocamentos nos planos atômicos da estrutura cristalina do material, alterando as distâncias entre planos. A difração de raios-X mede diretamente o espaçamento interplanar e a tensão do metal pode ser calculada a partir desse dado, assumindo que a tensão seja proporcional ao deslocamento. Há três técnicas básicas para a determinação da tensão com difração de raios-X: dupla exposição ou ângulo duplo, exposição única ou feixe paralelo, e seno-quadrado de psi ou ângulos múltiplos. O ângulo de exposição em questão trata-se do ângulo entre o feixe de raios-X incidente e a superfície do material.

Apesar do fato de o método de difração de raios-X realizar apenas leituras superficiais com no máximo 0,025 milímetros de profundidade e de que uma série de cuidados necessitem ser tomados para evitar erros de procedimento de medição, este método é o único método não destrutivo para medição de tensões residuais que vem sendo aplicado em larga escala. Para medições mais profundas ou a obtenção de um perfil de tensões ao longo da espessura, este método deve ser combinado com alguma técnica de remoção de material, o que o torna, neste caso, um método destrutivo. Sua confiabilidade vem sendo comprovada e documentada desde a década de 1960. A velocidade de medição de 0,1 segundo permite a medição de componentes móveis. A maior parte dos testes ainda costuma ser realizada em laboratório devido às limitações dos instrumentos de medição mais utilizados e confiáveis. Entretanto, novos instrumentos mais compactos e portáteis, que possibilitem aplicação em campo, vêm sendo desenvolvidos ao longo das últimas décadas no sentido de minimizar esta limitação. Na Figura B.4 é apresentada uma medição de tensão residual da ZTA de uma placa soldada em topo sendo realizada por um equipamento portátil de difração de raios-X por Estefen et al. (2008).

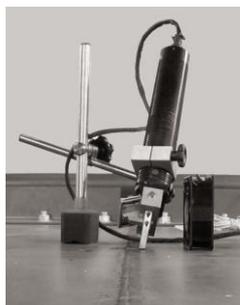


Figura B.4 – Equipamento portátil de difração de raios-X em posição de trabalho. Fonte: Estefen et al. (2008)

Esta técnica deve ser utilizada com instrumentos de difração de raios-X específicos para medição de tensões residuais, não sendo possível a utilização de instrumentos convencionais, e deve ser realizada por técnico especializado. No caso da soldagem, uma grande desvantagem é o fato deste método não indicar a tensão verdadeira em pontos onde tenha ocorrido deformação plástica (CULLITY apud. BEZERRA, 2006).

- **Método de difração de nêutrons** – Assim como a difração de raios-X, o método de difração de nêutrons mede o espaçamento entre os planos cristalográficos do metal deformados pela tensão. Este método é capaz de medir tensões através de um volume relativamente espesso de material com resolução espacial de até um milímetro cúbico, o que permite medições internas nas peças sem a realização de cortes ou remoção de camadas de material. Segundo Jurcius & Valiulis (2013), as profundidades de medição podem variar de 0,2 a até 30 milímetros, para aços. Segundo Marques et al. (2013), os princípios físicos da determinação de tensões residuais pelas técnicas de difração de raios-X e de nêutrons são idênticos, entretanto, enquanto a difração de raios-X analisa apenas uma pequena camada da ordem de alguns micrometros ou dezenas de micrometros, próxima à superfície do material, a difração de nêutrons possibilita uma análise do material através da espessura da amostra, sem ser necessária a remoção de camadas sucessivas de material, como acontece na técnica de difração de raios-X.



Figura B.5 – Reator nuclear FRM II e instrumento STRESS-SPEC para medição por difração de nêutrons. Fonte: Marques et al. (2013)

As limitações deste método são a alta probabilidade de erros nos cálculos que levam à pouca precisão das medições, o fato de que a peça deve ser levada até um reator nuclear para as medições, que são poucos no mundo, o alto custo e a demora das medições (uma medição simples em um pequeno volume de material leva mais que uma hora). A Figura B.5 mostra o reator nuclear de investigação FRM II da Universidade Técnica de Munique, em Garching, na Alemanha, onde Marques et al. (2013) realizaram medições

de tensões residuais de soldagem pelo método de difração de nêutrons em amostras soldadas e o instrumento STRESS-SPEC utilizado.

- **Método com ultrassom** - Os métodos com ultrassom, ou acústicos, partem do princípio que a tensão aplicada a um material altera sua velocidade ultrassônica, o que permite determinar a tensão residual de uma peça para algumas situações. A tensão é medida induzindo-se ondas de som na frequência de alguns *megahertz* no metal e medindo-se o tempo percorrido ou algum outro parâmetro relacionado à velocidade. Várias outras características dos metais, além da deformação elástica ocasionada por tensão, como textura cristalográfica, micro tensões, múltiplas fases, entre outras, podem alterar a velocidade ultrassônica, interferindo na determinação da tensão residual. Entretanto, ainda não há técnicas disponíveis para separar quantitativamente o efeito de tais características do efeito da tensão sobre a propagação do ultrassom. Além disso, o método apresenta baixa resolução espacial. O interesse nos métodos com ultrassom para determinar tensão residual é a expectativa de que esses métodos possibilitem medições tridimensionais não destrutivas nas partes internas dos materiais, por isso esta técnica vem sendo estudada e aprimorada. Outras vantagens são a rapidez de medição, o baixo custo, a instrumentação portátil e a ausência de radiação perigosa. Na Figura B.6 é mostrada uma medição de tensões residuais em um componente soldado realizada por Kudryavtsev & Kleiman (2012) utilizando o dispositivo Ultrasonic Measurements of Applied and Residual Stresses.



Figura B.6 – Medição da tensão residual de um componente soldado utilizando um dispositivo de ultrassom. Fonte: Kudryavtsev & Kleiman (2012).

- **Método magnético da análise de ruído de *Barkhausen*** - Este método mede o número e a magnitude das reorientações magnéticas abruptas geradas pelas expansões e contrações magnéticas nos metais ferromagnéticos sob tensão. Essas reorientações são observadas

como pulsos de amplitude, duração e separação temporal aleatórias e são descritos como ruídos. Este método demonstra ser sensível às condições de tensão em materiais ferromagnéticos. Entretanto, suas limitações são a possibilidade de aplicação apenas em materiais ferromagnéticos, a sensibilidade a uma faixa de tensão máxima de 5,6 MPa, a pouca profundidade de medição e a necessidade de calibração com uma peça idêntica à medida. Este método não é recomendado quando há variações na composição dos elementos, na composição de fase, nos tamanhos de grão, na dureza, na textura cristalográfica, na orientação dos grãos e outras características micro estruturais do material, pois as medidas podem ser afetadas. A Figura B.7 mostra a medição de tensão residual por este método.



Figura B.7 – Medição de tensão residual pelo método do ruído magnético de *Barkhausen*. Fonte: Ladin/USP (2011).

Com o objetivo de comparar métodos de medição de tensões residuais, Jurcius & Valiulis (2013) utilizaram quatro amostras de aços soldados: sem tratamento térmico após a soldagem, com tratamento térmico após a soldagem, com tratamento vibratório de alívio de tensões, ou *vibratory stress relief – VSR*, durante a soldagem e com VSR após a soldagem. Para cada uma das quatro amostras, mediram as tensões residuais por quatro diferentes métodos: ultrassom, difração de raios-X, difração de nêutrons e furo cego e, ainda, calcularam teoricamente as tensões residuais de soldagem pelo método dos elementos finitos – MEF, simulando a primeira amostra, o componente soldado sem tratamento para alívio de tensões. Na Figura B.8, são mostrados os resultados obtidos pelos autores. Observa-se que os resultados obtidos pelos diferentes métodos são similares, porém chegam a variar em até 20%. Segundo os autores, o método mais conveniente para medições em linhas de produção e montagem foi considerado o método com ultrassom.

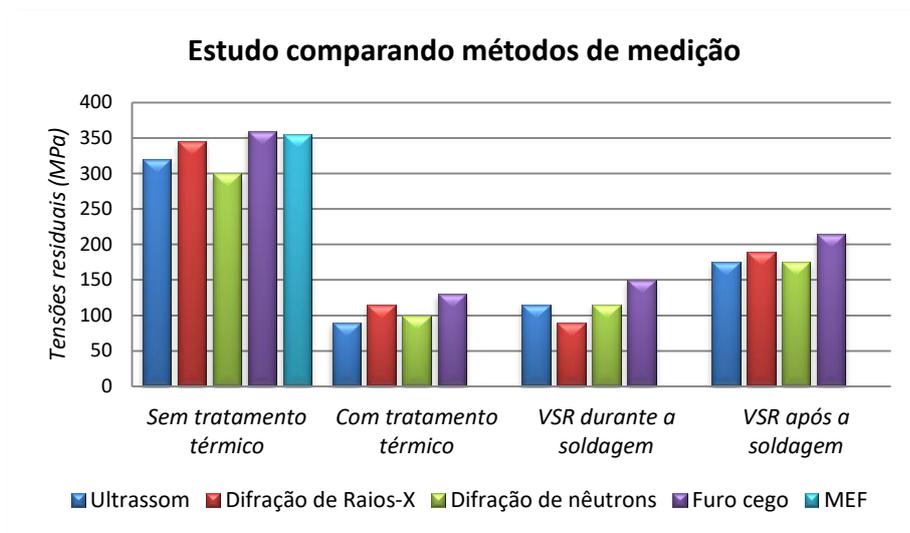


Figura B.8 – Tensões residuais longitudinais medidas em amostras soldadas, utilizando diferentes técnicas. Fonte dos dados: Jurcius & Valiulis (2013)

Janosch (2008) também apresenta um estudo que avalia a medição de tensões residuais de soldagem executadas por diferentes pesquisadores parceiros para um mesmo caso. Em seu trabalho, podem-se observar similaridades e variações tanto ao se variar métodos de medição como ao se utilizar o mesmo método em diferentes medições para o mesmo caso idêntico.

Dos métodos para determinação de tensões residuais induzidas pelos diferentes processos de fabricação, incluindo as tensões residuais de soldagem, os métodos destrutivos com alívio de tensão, o método semidestrutivo do furo cego e o método não destrutivo de raios-X são os métodos mais utilizados na atualidade para a medição em uma ampla gama de ligas de aço. Entretanto, o método com ultrassom vem sendo cada vez mais utilizado. De qualquer modo, a determinação de tensões residuais pode ser cara e demorada, e geralmente demanda a consultoria de técnicos especializados.

# Anexo A

## Certificado de qualidade do material



Nº

46459

Avenida Henry Ford, 2380 - Parque da Mooca - São Paulo - SP - CEP 03109-001

Fone/ Fax : 11- 2027-3536

### CERTIFICADO DA QUALIDADE

#### MATERIAL

ITEM	DESCRIÇÃO	CORRIDA	RASTREABILIDADE
1	CHAPA INOX 316L 1/8 X 300 X 150	91978	91978
2	CHAPA INOX 316L 1/4 X 150 X 300 BQ	LZ116071	LZ116071
3	-	-	-
4	-	-	-
5	-	-	-
6	-	-	-
7	-	-	-

#### ANÁLISE QUÍMICA

ITEM	N%	Ti%	C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Ni%	Mo%	Cu%	Co%	Al%
1	0,040	-	0,024	0,420	1,820	0,031	0,003	17,100	10,000	2,070	-	-	-
2	-	-	0,026	0,630	1,080	0,029	0,004	16,660	10,050	2,050	-	-	-
3	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
4	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
6	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

#### PROPRIEDADES MECÂNICAS/ ENSAIO HIDRÁULICO

ITEM	Lim. Resistência (MPa)	Lim. Escoamento 0,2% (MPa)	Along. %	Estrição %	Dureza	Teste Hidrost.	Teste Achat.	Dobram	Oxálico
1	595,00	288,00	54,00	-	166 HB	-	-	-	-
2	608,00	315,00	54,00	-	85 HRB	-	-	-	-
3	-	-	-	-	-	-	-	-	-
4	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	-	-	-	-	-	-	-	-	-
6	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	-	-	-	-	-	-	-	-	-

#### INFORMAÇÕES COMPLEMENTARES

ITEM	Origem / Fabricante	Nº certificado origem/fabricante	Norma atendida	Trat. Termico
1	-	568141/002	ASTM A240/A240M	SO
2	-	-	ASTM A240/A240M	SO
3	-	-	-	-
4	-	-	-	-
5	-	-	-	-
6	-	-	-	-
7	-	-	-	-

Trat. Termico/infor. Complementares ST=Sem trat.termico/ NO=Normalizado/ RE=Recozido/ SO=Solubilizado na faixa de 1050 C/ AS=A262 pratica E ok

OBS: -

São Paulo 9/8/2012

Certificamos que os dados acima dispostos estão corretos e que os documentos que lhe dão sustentação, estão disponíveis em nossos arquivos

CONTROLE DA QUALIDADE INTERSTEEL

**FIM DO DOCUMENTO**