



**Universidade  
Federal de Itajubá**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estudo comparativo de resultados de tensão residual e da  
variação das respostas dinâmicas de chapas soldadas por  
método de elementos finitos**

**Autor: Márcio Vital de Arruda**

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

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

Itajubá, Novembro de 2022

Minas Gerais - Brasil

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

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estudo comparativo de resultados de tensão residual e da  
variação das respostas dinâmicas de chapas soldadas por  
método de elementos finitos**

Autor: **Márcio Vital de Arruda**

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

Curso: **Mestrado em Engenharia Mecânica**

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

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

Itajubá, Novembro de 2022

Minas Gerais - Brasil

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

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estudo comparativo de resultados de tensão residual e da  
variação das respostas dinâmicas de chapas soldadas por  
método de elementos finitos**

Autor: **Márcio Vital de Arruda**

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

Composição da banca examinadora:

**Prof. Dr. Elisan dos Santos Magalhães - IEM/ITA**

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

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

À minha amada esposa Vanessa.

Às minhas filhas Daniela e Carina.

Razão de minha existência.

Eu amo vocês. D'um tamanho maior que o universo.

# AGRADECIMENTOS

Ao meu Orientador, o Professor Doutor Edmilson Otoni Correa, cujo apoio foi fundamental para a realização bem sucedida deste trabalho, desde as aulas sobre Metalurgia da Soldagem até as discussões sobre dúvidas e os resultados obtidos. Agradeço a confiança em mim depositada e o incentivo a seguir até o fim. Professor Doutor Edmilson Otoni Correa muito obrigado.

Ao Professor Doutor Sebastião Simões da Cunha Junior, pelas discussões sobre vibrações e Método de Elementos Finitos.

Ao colega de trabalho e amigo José Tadeu da Silva, por discussões sobre soldagem na prática.

Ao colega de trabalho e amigo Ronaldo Vasconcelos, pelas discussões motivacionais.

À minha amada esposa Vanessa de Arruda, pelas correções de inglês e português, pela sua experiência e discussões na área de engenharia, as quais foram muito importantes, por me apoiar em minhas decisões e estar ao meu lado.

Muitas foram as pedras encontradas no caminho, por isso agradeço também a Deus por me dar saúde e conhecimento para superar todos os obstáculos.

*“Todas as verdades são fáceis de entender uma vez que são descobertas:  
o objetivo é descobri-las.”  
(Galileu-Galilei)*

# RESUMO

ARRUDA, M.V. (2022), **Estudo comparativo de resultados de tensão residual e da variação das respostas dinâmicas de chapas soldadas por método de elementos finitos.** Itajubá, 92p. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Itajubá.

Processos de soldagem geram tensões residuais muitas vezes indesejadas. A detecção de tais tensões pode ser realizada por diferentes métodos. Alguns destes métodos são destrutivos ou semi-destrutivos e, portanto, nem sempre viáveis. Já os métodos não destrutivos, como detecção por raios-X, difração de nêutrons e ultrassom, são complexos e de alto custo. Uma técnica para se detectar tensões residuais de soldagem de forma não destrutiva e a menor custo que as existentes vem sendo estudada por alguns autores e é baseada no fenômeno o qual as frequências naturais de uma estrutura são alteradas pelas tensões residuais de soldagem. A detecção das tensões residuais indesejadas consistiria basicamente em se medir as frequências naturais da estrutura após a soldagem e compará-las com valores de frequências considerados ideais. Tais valores considerados ideais são obtidos através de simulação pelo método dos elementos finitos. Esta simulação não é trivial; envolve pelo menos quatro análises que podem ser executadas de algumas diferentes formas. Diferentes autores vêm publicando diferentes trabalhos com tipos de estruturas, materiais e resultados bastante variados. Neste trabalho, foram desenvolvidos cinco modelos, validados por dados experimentais obtidos na literatura, e executadas diversas simulações com o objetivo de se analisar quais parâmetros tornam o modelo por Método de Elementos Finitos - MEF mais eficaz na obtenção de dados mais próximos aos experimentais. Foi detectado que modelos utilizando elementos 2D, tipo casca, resultam em melhores resultados que elementos 3D, tipo sólido. Também foi observado que a técnica de simetria para simulação de placas leva a tempos de processamento significativamente menores, mas o uso dessa técnica altera os resultados modais e, ainda, não fornece os resultados de frequência natural para todos os modos de vibração e, portanto, esta técnica deve ser evitada. Também foi observado que o uso da técnica *Birth and Death*, que simula a inserção de metal de adição, pouco alterou os resultados obtidos neste trabalho. Finalmente, foi proposta a técnica de interpolação dos valores das frequências naturais para se avaliar as variações dos parâmetros modais pelas tensões residuais.

**Palavras-chaves:** soldagem. tensões residuais. frequências naturais. vibrações mecânicas. método de elementos finitos

# ABSTRACT

ARRUDA, M.V. (2022), **Comparative analysis of residual stress results and dynamic response variation of welded plates using finite element method**. Itajubá, 92p. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Itajubá.

Welding processes may cause undesirable residual stresses and their detection is possible using different methods. Some residual stress detection methods or techniques are destructive or semi-destructive, therefore not always applicable. Some methods are non-destructive, such as X-ray diffraction, neutron diffraction, and ultrasound. However, they are complex and high cost. One possible non-destructive method to detect welding residual stresses, lower cost than the current techniques, is being studied by some researchers. This method is based in the phenomenon which a structure natural frequencies vary when welding residual stress is applied. It consists in measuring the structure natural frequencies after welding, and comparing them to natural frequency values considered ideal values. These ideal values are obtained from finite element method simulation. However, the welding process simulation is not trivial; it implies at least four finite element analysis which can be executed in different manners. Different researchers have been developing studies with different types of structures, materials and results. The aim of this study is to analyze which parameters can improve Finite Element Method (FEM) model performance for obtaining simulation results closer to experiments. In this study, five models were developed and validated with experimental studies. It was observed that models using 2D shell elements generate better results than models using 3D solid elements. In addition, it was observed that the symmetry technique which can be used in plate simulations leads to significant lower computational times, but affect modal results and, in addition, do not generate natural frequency values for all vibrational modes; therefore, the symmetry technique should be avoided in this type of analysis. The birth and death technique, which simulates filler metal deposition, was also analyzed and it was concluded that this technique has small effect in the results. Finally, this work proposes an interpolation technique for the natural frequency values to evaluate the modal results variation due to welding residual stresses.

**Key-words:** welding. residual stress. natural frequencies. mechanical vibrations. finite element method

# LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Terminologia da soldagem . . . . .	22
Figura 2.2 – Terminologia: tipos de juntas . . . . .	23
Figura 2.3 – Terminologia: reforço de solda . . . . .	23
Figura 2.4 – Seção trasnversal de uma solda . . . . .	24
Figura 2.5 – Campo de temperatura transiente . . . . .	25
Figura 2.6 – Modelo da fonte de calor . . . . .	27
Figura 2.7 – Diagramas esquemáticos da origem das tensões residuais em soldagem . . . . .	28
Figura 2.8 – Comparação de tensões desenvolvidas. . . . .	29
Figura 2.9 – Deformações de soldagem . . . . .	29
Figura 2.10–Distribuição das tensões residuais numa chapa soldada . . . . .	30
Figura 2.11–Representação de um sistema vibratório com um grau de liberdade . . . . .	31
Figura 2.12–Representação de um sistema vibratório com múltiplos graus de liberdade . . . . .	31
Figura 4.1 – Dimensões dos modelos simétricos . . . . .	41
Figura 4.2 – Fluxograma simulação por MEF . . . . .	43
Figura 4.3 – Figura da geometria do elementos tipo sólido e casca. . . . .	44
Figura 4.4 – Modelo sólido tridimensional . . . . .	46
Figura 4.5 – Modelo bidimensional utilizado nas simulações de elemento tipo casca. . . . .	47
Figura 4.6 – Modelo bidimensional para uso com <i>Birth and Death</i> . . . . .	48
Figura 4.7 – Modelo sólido tridimensional . . . . .	48
Figura 4.8 – Modelo sólido tridimensional com <i>Birth and Death</i> . . . . .	49
Figura 4.9 – Imagem do ensaio metalográfico realizado por Macanhan (2016) . . . . .	51
Figura 4.10–Tensões residuais apresentadas por Macanhan (2016) . . . . .	53
Figura 5.1 – Tensões residuais para chapa de aço AISI 304. . . . .	55
Figura 5.2 – Tensões residuais AISI 304. Sobreposição de resultados da literatura. . . . .	56
Figura 5.3 – Tensões residuais para o modelo 3D simétrico aço AISI 316L. . . . .	57
Figura 5.4 – Tensões residuais para o modelo 2D aço AISI 316L . . . . .	58
Figura 5.5 – Tensões residuais para o modelo 2D <i>Birth and Death</i> aço AISI 316L. . . . .	59
Figura 5.6 – Tensões residuais para o modelo 3D aço AISI 316L. . . . .	60
Figura 5.7 – Tensões residuais para o modelo 3D <i>Birth and Death</i> aço AISI 316L. . . . .	61
Figura 5.8 – Tensões residuais apresentando todos os modelos juntos. . . . .	62
Figura 5.9 – Tensões residuais com todos os modelos e um com refinamento de malha . . . . .	63

Figura 5.10–Frequências naturais antes da soldagem para todas as placas. . . . .	64
Figura 5.11–Figura apresentando os modos de vibração dos modelos. . . . .	66
Figura 5.12–Frequências naturais após soldagem para placa 6.5. . . . .	67
Figura 5.13–Frequências naturais após soldagem para placa 6.6 . . . . .	68
Figura 5.14–Frequências naturais após soldagem para placa 6.7. . . . .	69
Figura 5.15–Variação das frequências naturais após soldagem para placa 6.5. . . . .	71
Figura 5.16–Variação das frequências naturais após soldagem para placa 6.5 . . . . .	72
Figura 5.17–Variação das frequências naturais após soldagem para placa 6.7. . . . .	73
Figura 5.18–Variação das frequências naturais após soldagem juntos . . . . .	74

# LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas e térmicas do aço AISI 304 . . . . .	45
Tabela 4.2 – Propriedades estruturais e térmicas do aço 316L . . . . .	45
Tabela 4.3 – Parâmetros de soldagem para placa de Aço AISI 304 . . . . .	49
Tabela 4.4 – Parâmetros de soldagem para a placa de 6,30 <i>mm</i> . . . . .	50
Tabela 5.1 – Valores máximo e mínimo de tensão residual AISI 316L MEF 3D simétrico	58
Tabela 5.2 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 2D aço AISI 316L . .	59
Tabela 5.3 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 2D <i>Birth and Death</i> aço AISI 316L. . . . .	60
Tabela 5.4 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 3D aço AISI 316L . .	61
Tabela 5.5 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 3D <i>Birth and Death</i> aço AISI 316L. . . . .	62
Tabela 5.6 – Valores de frequências naturais antes da soldagem. . . . .	65
Tabela 5.7 – Valores de frequências naturais após da soldagem para placas 6.5. . . . .	67
Tabela 5.8 – Valores de frequências naturais após da soldagem para placas 6.6. . . . .	68
Tabela 5.9 – Valores de frequências naturais após da soldagem para placas 6.7. . . . .	69
Tabela 5.10–Valores de variação das frequências naturais obtidas por MEF - Placa 6.5. . .	71
Tabela 5.11–Valores de variação das frequências naturais obtidas por MEF - Placa 6.6. . .	72
Tabela 5.12–Valores de variação das frequências naturais obtidas por MEF - Placa 6.7. . .	73

# LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

2D	Duas dimensões
3D	Três dimensões
AISI 304	<i>American Iron and Steel Institute</i> - aço inoxidável liga 304
AISI 316L	<i>American Iron and Steel Institute</i> - aço inoxidável liga 316L
ANSYS®	Software proprietário de simulação por método de elementos finitos
BOP	<i>Bead on Plate</i> - Solda de deposição
BW	<i>Butt Weld</i> - Soldagem de topo
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i> - Soldagem por arco de gás com eletrodo de tungstênio não consumível
LBW	<i>Laser Beam Welding</i> - Soldagem a laser
MEF	Método de Elementos Finitos
MB	Metal de base
MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
UNIFEI	Universidade Federal de Itajubá
ZF	Zona de fusão
ZTA	Zona termicamente afetada

# LISTA DE SÍMBOLOS

## Letras Latinas

$a$	Parâmetro de Goldak	
$\{A\}$	Vetor de amplitudes	
$\{A_i\}$	Autovetor associado ao modo de vibração na frequência $i$	
$b$	Parâmetro de Goldak	
$c$	Parâmetro de Goldak	
$ C $	Matriz amortecimento	
$c_f$	Parâmetro de Goldak parte frontal	
$c_p$	Calor específico	$J/kgK$
$c_r$	Parâmetro de Goldak parte traseira	
$E_s$	Energia de soldagem	$J/m$
$\{F(t)\}$	Vetor das forças de excitação	
$f_f$	Fração de calor depositada parte frontal (Goldak)	
$f_r$	Fração de calor depositada parte traseira (Goldak)	
$H$	Entalpia	$J/m^3$
$I$	Corrente elétrica	$A$
$ K $	Matriz de rigidez	
$L_{sol}$	Calor latente de solidificação	$cal/g$
$ M $	Matriz massa	
$\{q\}$	Vetor de coordenadas generalizadas	
$\dot{q}$	Taxa de geração de energia	$W/m^3$
$q''(x, z, t)$	Fluxo de calor estimado	

$Q$	Fluxo de calor	$W/m^2$
$q_{conv}$	Perda de calor por convecção	$W/m^2$
$q_{fonte}$	Energia fornecida pela fonte	$W/m^2$
$q_n$	Fluxo de calor normal a superfície	$W/m^2$
$q_{rad}$	Perda de calor por radiação	$W/m^2$
$T$	Temperatura	$K$
$T_0$	Temperatura de referência	$K$
$T_\infty$	Temperatura ambiente	$K$
$T(x,y,z,t)$	Campo de temperaturas	
$U$	Tensão	$V$
$v_s$	Velocidade de soldagem	$m/s$
$x$	Coordenada cartesiana $x$	$m$
$y$	Coordenada cartesiana $y$	$m$
$z$	Coordenada cartesiana $z$	$m$

### Letras Gregas

$\alpha$	Difusividade térmica	$m^2/s$
$\varepsilon$	Emissividade	
$\eta$	Eficiência da soldagem	$\%$
$\theta$	Variável de integração	
$\lambda$	Condutividade térmica	$W/m^2K$
$\nu$	Coefficiente de Poisson	
$\rho$	Massa específica	$kg/m^3$

$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann	$W/m^2K^4$
$\sigma_e$	Tensão normal de escoamento	$N/m^2$
$\sigma_z(x)$	Tensão longitudinal ao longo do eixo $x$	$N/m^2$
$\sigma_m$	Tensão residual máxima	$N/m^2$
$\phi$	Ângulo de fase	$o$
$\Delta\omega_n$	Variação de frequência natural	$\%$
$\omega_i^2$	Autovalor correspondente a frequência natural $i$	
$\omega_{ini}$	Frequência natural inicial antes da soldagem	$Hz$
$\omega_{fin}$	Frequência natural final após a soldagem	$Hz$

# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>17</b>
1.1	Considerações iniciais	17
1.2	Objetivos	18
1.3	Justificativa	19
1.4	Metodologia	20
1.5	Organização do trabalho	20
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b>	<b>22</b>
2.1	Processo de soldagem	22
2.1.1	Parâmetros de soldagem	24
2.1.2	Fontes de calor em movimento	24
2.2	Tensões e deformações	28
2.3	Vibrações mecânicas	30
<b>3</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>34</b>
3.1	Influência das tensões residuais nos parâmetros modais	34
3.2	Simulação de soldagem	36
<b>4</b>	<b>SIMULAÇÃO NUMÉRICA</b>	<b>40</b>
4.1	Simulação de campos acoplados	41
4.2	Pré-processamento	44
4.2.1	Dados físicos	44
4.2.2	Modelo 3D simétrico	45
4.2.3	Modelo 2D	47
4.2.4	Modelo 3D	48
4.2.5	Parâmetros de soldagem	49
4.3	Solução	50
4.3.1	Simulação modal inicial	50
4.3.2	Simulação térmica	50
4.3.3	Simulação estrutural	51
4.3.4	Simulação modal final	52
4.4	Pós-processamento	52
<b>5</b>	<b>ANÁLISE DOS RESULTADOS</b>	<b>55</b>
5.1	Resultados de tensões residuais	55

5.1.1	Modelo 3D simétrico . . . . .	55
5.1.2	Modelo 2D . . . . .	58
5.1.3	Modelo 3D . . . . .	60
5.1.4	Comparação dos modelos . . . . .	62
5.2	Resultados de vibrações . . . . .	64
5.2.1	Análise modal inicial . . . . .	64
5.2.2	Análise modal final . . . . .	66
5.2.3	Análise das variações . . . . .	70
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO . . . . .</b>	<b>77</b>
6.1	Conclusões . . . . .	77
6.2	Sugestões para trabalhos futuros . . . . .	79
	<b>Referências Bibliográficas . . . . .</b>	<b>80</b>
	<b>Apêndices . . . . .</b>	<b>83</b>
	<b>APÊNDICE A Código APDL - 3D completo <i>Birth and Death</i> . . . . .</b>	<b>84</b>

# 1 INTRODUÇÃO

Nesta introdução serão apresentadas as considerações iniciais, os objetivos, a justificativa, a metodologia utilizada para alcançar os objetivos propostos e como está organizado este trabalho.

## 1.1 Considerações iniciais

Soldagem é uma grande área da engenharia e muito utilizada em diversos setores da indústria com bons exemplos nas áreas da construção civil, da exploração de petróleo e também nas indústrias aeronáutica e naval. Este ramo da engenharia desenvolveu-se muito na época das duas grandes guerras mundiais (CORREA, 2017).

O processo de soldagem consiste da união de duas partes por meio de calor gerado por corrente elétrica ou por maçarico. Neste processo, o material sofre diversas transformações devido à passagem do calor e resfriamento, que geram tensões permanentes no material quando não há mais imposição do calor. Estas tensões são denominadas tensões residuais. Boa parte dos problemas relacionados a processos de soldagem envolvem as tensões residuais como por exemplo, problemas de trincas, fadiga, empenos, entre outros (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

Tais tensões podem ser detectadas por meio de vários métodos, que podem ser destrutivos, semi-destrutivos e não destrutivos. Os métodos destrutivos e semi-destrutivos, acabam por destruir a peça invalidando seu uso. Já os métodos não destrutivos como, por exemplo o método de difração de raios-X, utilizam equipamentos com um custo elevado em relação aos métodos destrutivos. Os métodos não destrutivos possuem boa resolução superficial e, como no método de raios-X, à medida que se aumenta a profundidade de medição, há necessidade de combiná-los com técnicas de remoção de material tornando-os um método destrutivo (JURCIUS; VALIULIS, 2013).

Então, fica a pergunta: é possível avaliar tensões residuais após soldagem por método não destrutivo de menor custo? A resposta pode estar na vibração mecânica das estruturas soldadas. É sabido que as estruturas alteram seus parâmetros modais quando estão sob tensão, quer seja interna, quer seja externa. Logo, encontrar um modelo matemático para correlacionar alterações nas frequências naturais às tensões residuais pode ser a solução para se desenvolver

um método não destrutivo capaz de detectar tensões residuais utilizando um equipamento portátil e de baixo custo, como um analisador de sinais de baixo custo. Este analisador, além de leve e portátil, apresenta menor custo que equipamentos difração de raios-X ou nêutrons ou até mesmo de ultrassom (MACANHAN, 2016).

A princípio, tal método deve partir do pressuposto que se conheça as frequências naturais resultantes do processo de soldagem ideal, sem tensões residuais e indesejadas, a priori como dado de entrada. Mas, como seria isso? Imaginando um modelo ideal numa linha de produção quando um operador ou máquina realiza várias soldagens com a mesma condição e parâmetros, os quais é claro se conhece todo o processo desde a seleção do material, tem-se ali a vibração ideal que será gerada. Sabendo que este processo pode ser realizado por simulações de Método de Elementos Finitos - MEF, obtém-se os valores ideais das frequências naturais e estes valores seriam os valores referenciais. Assim, quando o processo resultar em tais valores referenciais das frequências naturais, este produto está dentro do esperado em relação às tensões residuais. Qualquer alteração nos valores de referência sugerem algum problema durante a soldagem. Isto pode ser detectado por um sistema de medição de baixo custo composto por analisador de sinais, excitador, aquisição e tratamento de sinais e software de análise.

## 1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver simulações de soldagem em placas utilizando o método de elementos finitos, para cálculo de tensões residuais de soldagem e de frequências naturais após a soldagem, e determinar quais os melhores parâmetros a serem empregados no modelo, de forma mais eficaz para se determinar resultados teóricos referenciais que possam ser eficientemente comparados com resultados experimentais, como uma forma de se detectar a qualidade dos processos de soldagem através da medição das frequências naturais após a soldagem.

Os objetivos específicos são:

- Determinar que tipos de elementos utilizados no modelo por MEF obtêm os melhores resultados, comparando os resultados de diferentes simulações com dados experimentais obtidos na literatura;
- Verificar se o uso da técnica de simetria para simulação de placas é viável no caso das análises de placas soldadas;

- Verificar se o uso da técnica *Birth and Death*, que simula a adição de material, gera alterações nos resultados em relação aos modelos sem o uso dessa técnica e determinar se ela é viável no caso das análises estudadas;
- Comparar resultados de tensões residuais de soldagem com as variações dos parâmetros modais para os diversos modelos e análises.

### 1.3 Justificativa

Como já exposto previamente nas considerações iniciais, há possibilidade de se utilizar as respostas dinâmicas de elementos soldados para avaliar tensões residuais. Com isso, haveria uma ampliação do leque de produtos destinados a medir tensões residuais de maneira não destrutiva. Mas para isso, primeiramente, deve haver um modelo matemático ou empírico cuja finalidade é comparar os dados. E, esta pesquisa vai na direção da busca deste modelo.

Primeiramente, é preciso entender como tais variações se relacionam com as tensões residuais. É sabido de pesquisas prévias que tais variações não são lineares. Portanto, é necessário determinar um modelo empírico cujas informações dependem de evidências as quais devem ser extraídas de resultados e, por isso, este trabalho pretende em ampliar resultados de trabalhos obtidos da literatura. E esta ampliação de dados também justifica este trabalho (BEZERRA, 2006; MACANHAN, 2016).

Cada material possui suas próprias características e vibram de maneira única e, é claro, a forma do corpo também influencia em sua vibração natural. Devido a este fato, as pesquisas encontradas na literatura não podem ser utilizadas para convergir resultados similares. Para que se tenha bons resultados e predizer a realidade dos fatos encontrados, os parâmetros de uma pesquisa macro devem ser idênticos ou similares (BEZERRA, 2006; BEZERRA *et al.*, 2008; CHARETTE, 2011; MACANHAN *et al.*, 2019).

Enfim, a justificativa para este trabalho é ampliar os dados para pesquisas de variações dos parâmetros modais em estruturas sob tensões residuais, definindo a melhor técnica de simulação por MEF a ser utilizada pelos pesquisadores e profissionais que desejam utilizar o método de detecção de tensões residuais através da análise das vibrações.

## 1.4 Metodologia

Os resultados esperados neste trabalho foram obtidos em sua totalidade por simulações via MEF. Para isso, primeiro foi feito um levantamento de trabalhos disponíveis na literatura com características de material e forma do corpo similares, com dados suficientes para validar os modelos MEF propostos neste trabalho, através dos valores de tensões residuais e variação das frequências naturais obtidas (BARBAN, 2014; MACANHAN, 2016; CHOOBI; HAGHPANAHI; SEDIGHI, 2011).

Foram propostos para este trabalho três modelos para simulação por MEF: o modelo 2D, o modelo 3D e o modelo 3D simétrico. Denomina-se modelo 2D aquele que utiliza elemento plano tipo casca com quatro nós. Já os modelos 3D utilizam o elemento tipo sólido com 8 nós. O modelo 3D simétrico é aquele cuja simulação é feita utilizando apenas a metade da estrutura analisada, de forma a agilizar o tempo de processamento.

Em seguida, foi estudada a influência da técnica *Birth and Death* nos modelos 2D e 3D. Como os resultados obtidos no modelo 3D simétricos não foram tão completos como nos outros dois modelos, modelo 2D e modelo 3D, a técnica *Birth and Death* não foi utilizada no modelo 3D simétrico.

Os resultados das simulações foram tratados utilizando linguagem R<sup>1</sup> e, todos os gráficos foram produzidos utilizando a mesma ferramenta.

## 1.5 Organização do trabalho

No Capítulo 2, é apresentada a fundamentação teórica e conceitos necessários para o desenvolvimento deste trabalho. Inicia com as definições importantes sobre o processo de soldagem apresentando alguns tipos de soldagem, os parâmetros de soldagem e a teoria da fonte de calor, seguindo pelas consequências geradas pela imposição de calor, que são tensões residuais e deformações. Por último, apresenta-se alguns conceitos básicos de vibrações mecânicas.

No Capítulo 3, apresenta-se uma revisão da literatura, dividida em duas áreas. A primeira busca mostrar as influências das tensões residuais nos parâmetros modais. Os trabalhos encontrados para esta área não são numerosos, mas são suficientes para mostrar a viabilidade do uso dos parâmetros modais na detecção de tensões residuais. A segunda área faz um apanhado de informações sobre simulação de soldagem com foco nas tensões residuais obtidas por

---

<sup>1</sup> Linguagem de programação orientada a objetos com foco principal para análise e visualização de dados.

método de elementos finitos e um breve histórico de como foram os primeiros trabalhos sobre fontes de calor em movimento.

No Capítulo 4 encontra-se o desenvolvimento da simulação numérica de soldagem que é o método de obtenção dos resultados deste trabalho. As subseções deste capítulo estão organizadas pensando-se num fluxo de implementação do programa em linguagem nativa do software ANSYS®. Inclui-se aqui os parâmetros de soldagem e propriedades do material obtidos na literatura, as figuras dos modelos, as condições de contorno, a solução do modelo e o carregamento do arquivo de resultados no próprio ANSYS® para redução dos dados para análises usando linguagem R.

O Capítulo 5 apresenta todos os resultados organizados em gráficos e tabelas. Há duas subseções distintas conforme o objetivo deste trabalho, ou seja, os resultados de tensões residuais e os resultados de vibrações e análise das variações. Ambas as seções confrontam os resultados deste trabalho com dados experimentais.

No Capítulo 6 encontra-se a conclusão e sugestões de trabalhos futuros.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Soldagem é um processo multidisciplinar envolvendo diversas áreas dentro da engenharia sendo todas de fundamental importância em pesquisas na área. Este capítulo apresentará um resumo dos tópicos mais importantes da teoria nas áreas Metalurgia, Tecnologia de Soldagem e Vibrações Mecânicas, que serão necessários para a realização deste trabalho.

### 2.1 Processo de soldagem

Soldagem é o processo de união de duas partes ou peças por fusão. Esta fusão ocorre por injeção de calor no material base. Em tal processo pode-se adicionar ou não material por meio de uma vareta ou bastão, a fim de complementação ou até mesmo de modificação das propriedades mecânicas da solda, Figura 2.1. A solda por sua vez é o produto deste processo de soldagem (MARQUES; MONDENESI; BRACARENSE, 2007).

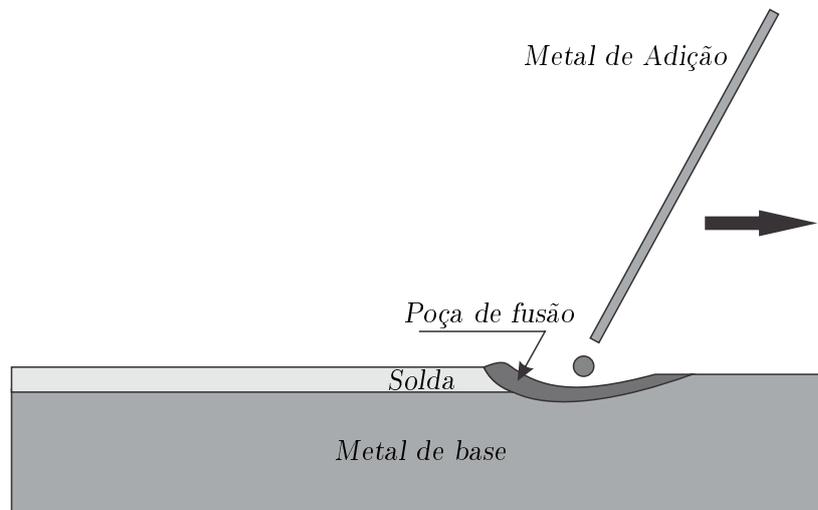


Figura 2.1 – Terminologia da soldagem

Fonte: Adaptado de Marques, Mondenesi e Bracarense (2007)

O processo de soldagem pode ser classificado de acordo com o tipo de fonte de energia, dos quais os mais conhecidos são eletrodo revestido, MIG/MAG (*Metal Inert Gas / Metal Active Gas*) e TIG (*Tungsten Inert Gas*) (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992). Este trabalho optou-se pelo processo de soldagem TIG devido este processo permitir um maior controle do aporte térmico.

A região de união de peças por soldagem é conhecida como junta e existem diversos tipos de juntas, como: junta de topo, junta em ângulo, junta de canto, junta de aresta e junta

sobreposta. Tais tipos estão representados na Figura 2.2.

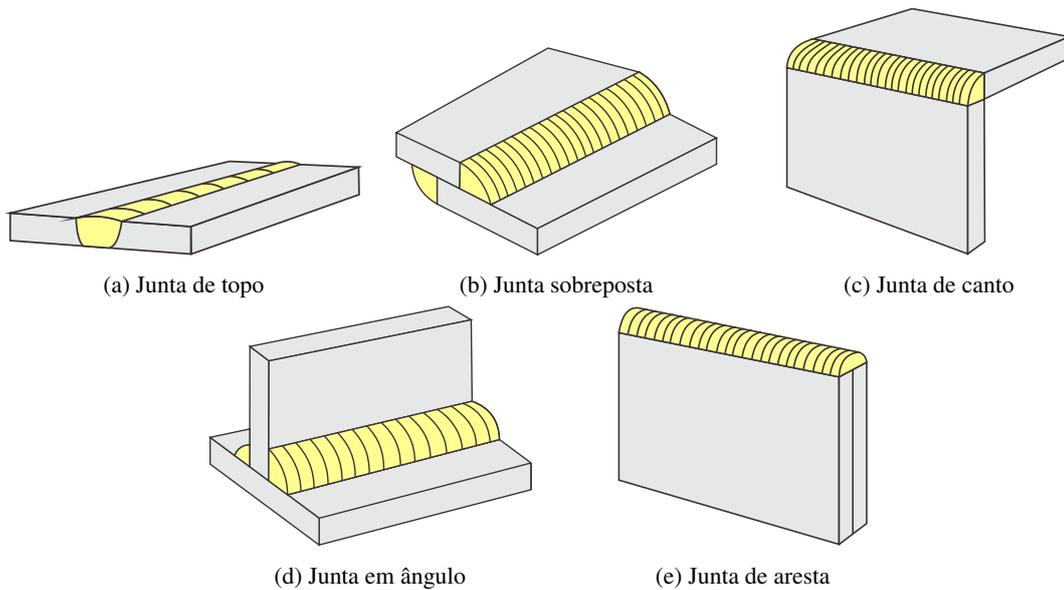


Figura 2.2 – Terminologia: tipos de juntas

Fonte: Adaptado de Kobelco (2022)

Há na literatura dois tipos de procedimentos experimentais utilizados em pesquisas na área, o *Bead on Plate* e o *Butt Weld*. *Bead on Plate*, ou apenas *BOP*, significa solda de deposição, ou seja, realizar o cordão de solda no topo de uma placa sem que ocorra união entre as peças. *Butt Weld* significa soldagem de topo. Ambos são soldagem de topo, porém apenas a soldagem *Butt Weld* é união de duas peças (MACANHAN; CORREA; SILVA, 2019). A união de topo pode conter um reforço na parte superior e/ou na parte inferior quando há deposição de material em excesso, conforme mostrado na Figura 2.3.

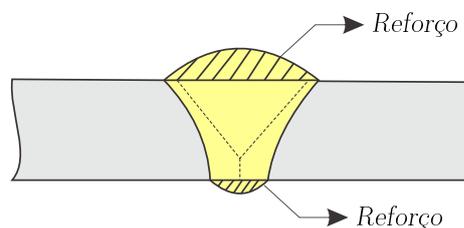


Figura 2.3 – Terminologia: reforço de solda

Fonte: Adaptado de Kobelco (2022)

Traçando um corte transversal à solda, Figura 2.4, identifica-se três regiões distintas: a Zona Termicamente Afetada (ZTA), a Zona Fundida (ZF) e o Metal de Base (MB). Grande parte dos problemas em processos de soldagem ocorrem na ZTA.

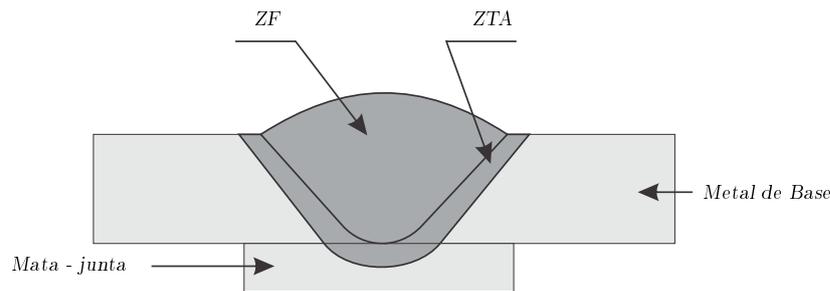


Figura 2.4 – Seção transversão de uma solda. ZF - Zona Fundida; ZTA - Zona Termicamente Afetada

Fonte: Adaptado de [Marques, Mondenesi e Bracarense \(2007\)](#)

### 2.1.1 Parâmetros de soldagem

O mecanismo principal do processo de soldagem é a energia, a qual no processo de soldagem *TIG* é proveniente de corrente elétrica. Os parâmetros de soldagem deste processo envolvem tensão ( $U$ ), corrente elétrica ( $I$ ), eficiência da máquina de solda ( $\eta$ ) e velocidade de soldagem ( $v$ ). Assim, a energia é definida como:

$$E_s = \frac{Q}{v_s} \quad (2.1)$$

onde,

$$Q = U * I * \eta \quad (2.2)$$

é o fluxo de calor.

### 2.1.2 Fontes de calor em movimento

Problemas envolvendo fontes de calor em movimento são bem complexos. Os processos térmicos na área de soldagem não são em regime permanente. A fonte de energia térmica gera uma enorme quantidade de calor localmente em uma região para fundir o material base. Sendo este material metálico, o calor é dissipado rapidamente e a fonte de calor muda sua posição a todo instante.

A Figura 2.5 representa a distribuição de temperatura de um corpo por ação de uma fonte de calor em uma superfície. Considerando que o outro lado está mais frio o calor flui da região mais quente para a mais fria, e não havendo isolamento o calor é dissipado no meio onde o corpo se encontra. No caso de soldagem esta fonte de calor se move durante ao longo do tempo.

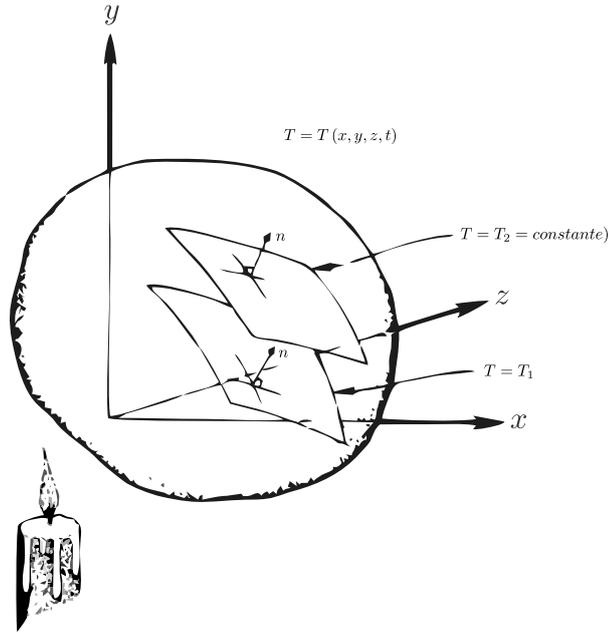


Figura 2.5 – Campo de temperatura transiente

Fonte: Adaptado de [Lienhard-V e Lienhard-IV \(2008\)](#)

Para fontes de calor em movimento, ou seja, o problema térmico de processos de soldagem,  $T(x, y, z, t)$  representa o campo de temperaturas e satisfaz a seguinte equação da difusão de calor, para sistema tridimensional e não linear ([MAGALHAES, 2016](#)):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho(T) \frac{\partial H(T)}{\partial t} \quad (2.3)$$

onde  $k(T)$  é a condutividade térmica dependente da temperatura,  $\rho(T)$  é a massa específica dependente da temperatura na região da solda, e  $H(T)$  é a função entalpia ([MAGALHAES, 2016](#)):

$$H(T) = \int_{T_0}^T [c_p(\theta) + L_{sol} \delta(\theta - T_{inf})] d\theta \quad (2.4)$$

onde  $\theta$  a variável de integração,  $T_0$  é a temperatura de referência,  $T_{inf}$  é a temperatura de fusão,  $c_p$  é calor específico e  $L_{sol}$  é o calor latente de solidificação ([MAGALHAES, 2016](#)).

Considerando que a Equação 2.3 é válida em cada ponto em um determinado domínio para o problema térmico, as condições de contorno são consideradas pelo balanço de energia onde:

$$q_n + q_{fonte} = q_{conv} + q_{rad} \quad (2.5)$$

onde  $q_n$  fluxo de calor normal a superfície,  $q_{fonte}$  a energia fornecida para a superfície,  $q_{conv}$  é a perda de calor por convecção e  $q_{rad}$  é a perda de calor por radiação. A condição de contorno de convecção e radiação, sem considerar a área da tocha são expressas por (MAGALHAES, 2016):

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \cdot \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (2.6)$$

onde  $T$  é a temperatura,  $\eta$  a direção normal,  $h$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção,  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $\varepsilon$  a emissividade e  $T_\infty$  a temperatura ambiente.

Na área da tocha a condição de contorno, considerando a  $z$  a direção da soldagem, é (MAGALHAES, 2016):

$$-\lambda(T) = \frac{\partial T}{\partial z} = q''(x, z, t) \quad (2.7)$$

onde  $q''(x, z, t)$  é o fluxo de calor estimado.

A condição inicial de temperatura prescrita para todo domínio (MAGALHAES, 2016):

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \quad (2.8)$$

O cálculo analítico do campo de temperaturas foi apresentado pela primeira vez por Rosenthal (1946) com as seguintes considerações:

1. Propriedades físicas do material são independentes da temperatura;
2. Velocidade da fonte de calor constante;
3. Simplificação considerando um problema em regime “quasi-estacionário”<sup>1</sup>.

Neste trabalho, as propriedades do material variam com a temperatura, ou seja, um problema não linear, sendo necessário a solução por métodos computacionais.

<sup>1</sup> Este regime caracteriza-se pelo fato da “distribuição de temperaturas ser constante para o observador sobre a fonte e, conseqüentemente, movimenta-se junto com a fonte” (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992)

O modelo da fonte de calor considerada neste trabalho foi a dupla elipsoide de Goldak, Chakravarti e Bibby (1984), representada na Figura 2.6, decomposta em parcela frontal e traseira, conforme as equações abaixo:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c_f^2} \quad (2.9)$$

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c_r^2} \quad (2.10)$$

onde  $a$ ,  $b$ ,  $c_f$  e  $c_r$  são os parâmetros de Goldak<sup>2</sup>, que definem o formato da elipsoide,  $Q$  o fluxo de calor da soldagem definida pela Equação 2.2 e  $f_f + f_r = 2$  (GOLDAK; CHAKRAVARTI; BIBBY, 1984).

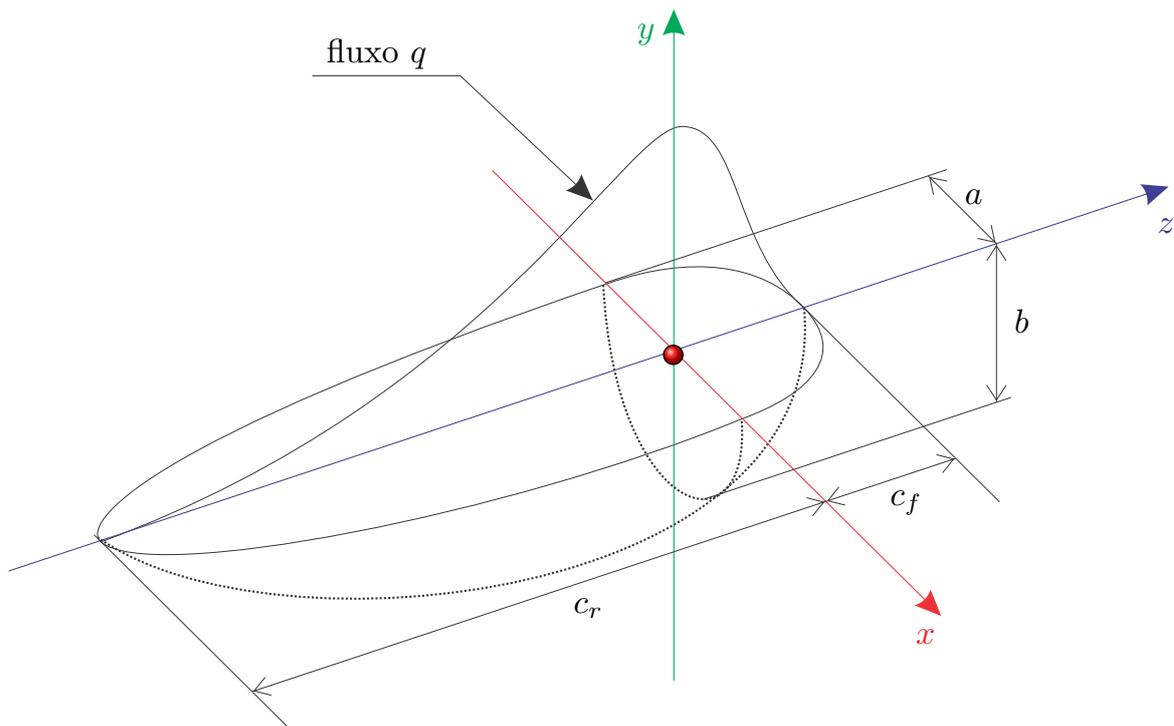


Figura 2.6 – Modelo da fonte de calor

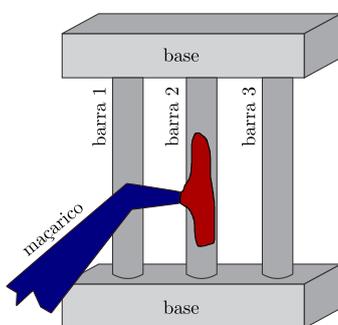
Fonte: Adaptado de Goldak, Chakravarti e Bibby (1984)

<sup>2</sup> O índice  $f$  significa *front* e o índice  $r$  significa *rear*

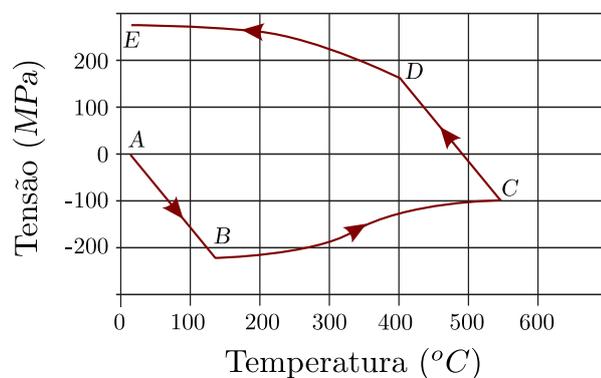
## 2.2 Tensões e deformações

O ciclo térmico imposto no metal durante a soldagem induz alterações no metal de base e na própria solda, como alterações microestruturais, alterações nas propriedades mecânicas, deformações e tensões residuais. As tensões residuais são geradas durante a soldagem devido principalmente à expansão e contração de metal durante a soldagem e permanecem após o termino do processo (MASUBUCHI, 1980).

Sem considerar as alterações microestruturais e conseqüentes alterações nas propriedades mecânicas, Marques, Mondenesi e Bracarense (2007) explicam a origem das tensões residuais de soldagem por deformações e tensões. A Figura 2.7a apresenta um diagrama esquemático de como as tensões e deformações ocorrem durante a imposição de calor no chamado diagrama das três barras. Já a Figura 2.7b representa este processo graficamente, ou seja, inicialmente como as barras encontram-se à temperatura ambiente, a sua tensão interna é zero, o ponto A. A medida que a temperatura aumenta, a barra central expande-se elasticamente sofrendo compressão, por estar travada nas bases, até um limite, o ponto B. A partir deste limite a barra central continua expandindo e deforma-se plasticamente até o ponto C. Esta deformação diminui seu comprimento e conseqüentemente aumenta sua seção. Quando cessa a imposição de calor, a temperatura da barra central diminui e esta percebe uma tração deformando-se elasticamente até um limite, o ponto D. O problema é que a barra deformou-se plasticamente por compressão e teve seu comprimento diminuído, por isso, a partir do ponto D, a tensão na barra central novamente é superior ao limite de escoamento, deformando-a plasticamente até não mais ser possível devido ao resfriamento completo e permanecendo com tais tensões de natureza trativa.



(a) Diagrama esquemático das três barras



(b) Diagrama das tensões internas em função da temperatura da barra central

Figura 2.7 – Diagramas esquemáticos da origem das tensões residuais em soldagem

Fonte: Adaptado de Marques, Mondenesi e Bracarense (2007)

Comparando o diagrama das três barras com uma soldagem de chapa, as tensões e deformações ocorrem de maneira similar. Com dimensões similares, o perfil das tensões residuais devem ser conforme a Figura 2.8, onde (a) representa o perfil de tensões para o diagrama das três barras e (b) representa o perfil das tensões para a chapa. Estes perfis são longitudinais ao longo da direção transversal a solda. O valor máximo das tensões residuais de tração deve ser próximo do limite de escoamento do material.

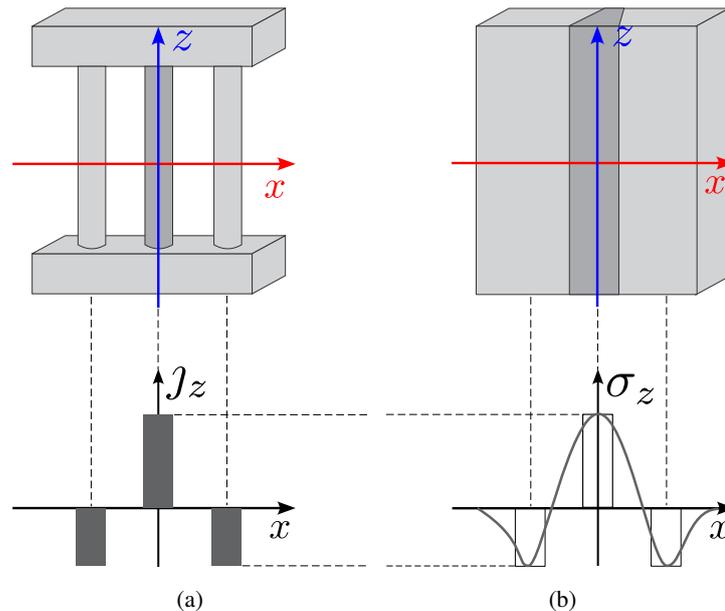


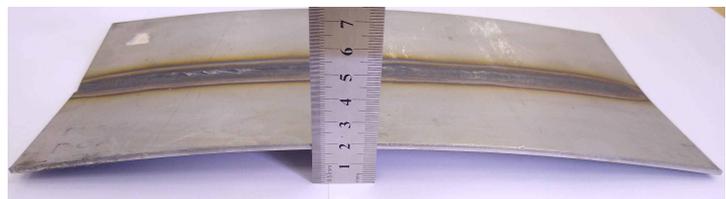
Figura 2.8 – Comparação de tensões desenvolvidas entre (a) o diagrama das três barras e (b) soldagem de chapa topo.

Fonte: Adaptado de (MARQUES; MONDENESI; BRACARENSE, 2007)

As deformações causadas pela imposição do calor no material são permanentes e dependendo da situação inviabiliza a peça. A Figura 2.9 apresenta as deformações transversal e longitudinal de soldagem em uma chapa de aço inox.



(a) deformação transversal a solda



(b) deformação longitudinal a solda

Figura 2.9 – Deformações de soldagem em chapa delgada

Fonte: o autor

Considerando os parâmetros valor máximo de tensão  $\sigma_m$  e largura do ponto de neutralidade de tensões  $b$ , conforme mostrado na Figura 2.10, a distribuição de tensões residuais pode ser equacionada da seguinte maneira (MASUBUCHI, 1980):

$$\sigma_z(x) = \sigma_m \left[ 1 - \left( \frac{x}{b} \right)^2 \right] e^{-[1/2(x/b)^2]} \quad (2.11)$$

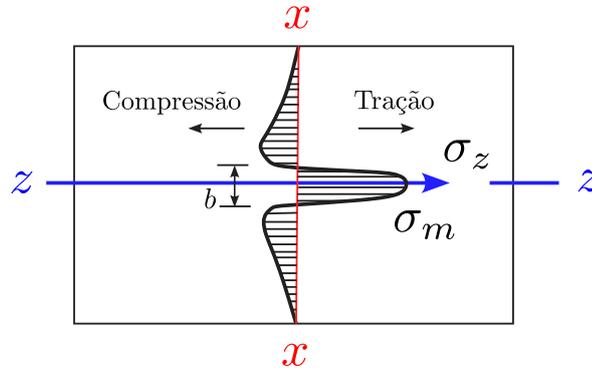


Figura 2.10 – Distribuição das tensões residuais numa chapa soldada.

Fonte: Adaptado de Masubuchi (1980)

## 2.3 Vibrações mecânicas

Vibração pode ser definida como movimento repetitivo de objetos em relação a uma coordenada inicial ou ponto de equilíbrio. Praticamente tudo na natureza vibra, desde átomos até ondas eletromagnéticas, e é claro esta natureza afeta a vida e até mesmo os projetos de engenharia. Por isso, um projeto de engenharia deve considerar o fenômeno de vibrações. Entender, analisar e controlar este fenômeno é o foco desta área da engenharia (INMAN, 2014).

Fisicamente, um sistema vibratório varia suas energias potencial e cinética com um componente capaz de armazenar energia potencial e soltar em forma de movimento ou energia cinética. O sistema massa-mola e o pêndulo são clássicos exemplos de sistemas vibratórios (INMAN, 2014).

A Figura 2.11 representa um modelo de sistema vibratório idealizado para um grau de liberdade com o diagrama de corpo livre com uma força restauradora e um amortecimento. Este sistema com um grau de liberdade pode ser aplicado a diversos problemas na engenharia. Mas, nem tudo pode ser simplificado para um grau de liberdade. Devido a este fato, é possível idealizar sistemas com dois ou mais graus de liberdade, que nada mais são que sistemas vibratórios conectados uns aos outros (RAO, 2008).

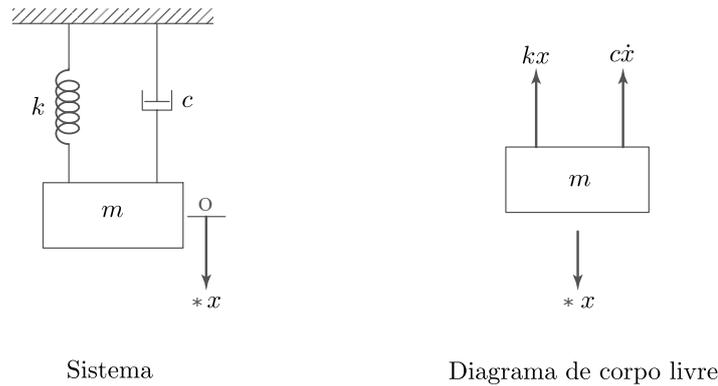


Figura 2.11 – Representação de um sistema vibratório com um grau de liberdade.

Fonte: Adaptado de (RAO, 2008)

Muitos sistemas de engenharia não são discretos, mas contínuos. As soluções das equações para sistemas contínuos são complexas e muitas vezes sem solução analítica. Para isso uma maneira de simplificar tais sistemas é por meio de discretização, ou, em outras palavras, vários sistemas vibratórios conectados uns aos outros (INMAN, 2014).

A Figura 2.12 representa um sistema com múltiplos graus de liberdade e a generalização do diagrama de corpo livre apresentando as forças em uma massa qualquer localizada no sistema.

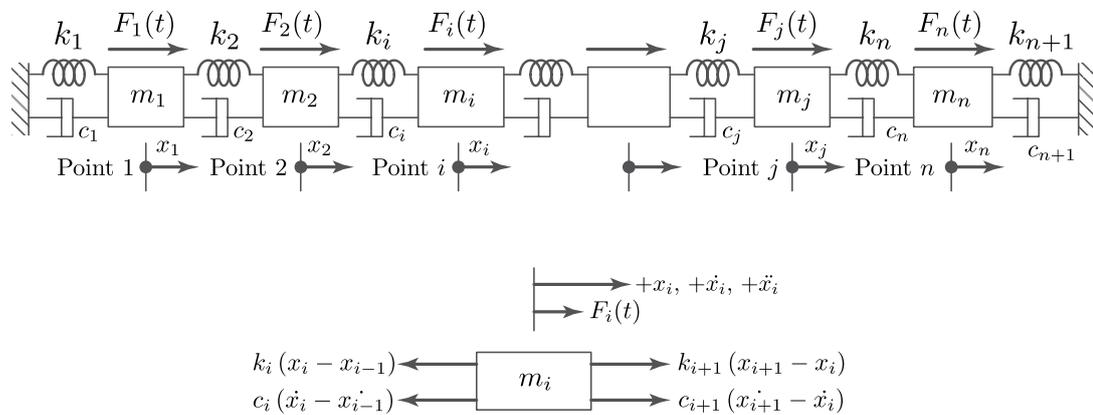


Figura 2.12 – Representação de um sistema vibratório com múltiplos graus de liberdade.

Fonte: Adaptado de (RAO, 2008)

Um sistema vibratório com múltiplos graus de liberdade amortecido tem seu movimento descrito pela forma matricial (ALMEIDA, 1999; SHABANA, 1996):

$$[M] \cdot \{\ddot{q}\} + [C] \cdot \{\dot{q}\} + [K] \cdot \{q\} = \{F(t)\} \tag{2.12}$$

Onde:

$$[M] = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & \dots & m_{1n} \\ m_{21} & m_{22} & \dots & m_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ m_{n1} & m_{n2} & \dots & m_{nm} \end{bmatrix} \quad \text{é a matriz massa;}$$

$$[C] = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & \dots & c_{1n} \\ c_{21} & c_{22} & \dots & c_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ c_{n1} & c_{n2} & \dots & c_{nm} \end{bmatrix} \quad \text{é a matriz de amortecimento;}$$

$$[K] = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & \dots & k_{1n} \\ k_{21} & k_{22} & \dots & k_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ k_{n1} & k_{n2} & \dots & k_{nm} \end{bmatrix} \quad \text{é a matriz de rigidez;}$$

$$\{q\} = \begin{bmatrix} q_1 & q_2 & \dots & q_n \end{bmatrix}^T \quad \text{é a vetor de coordenadas generalizadas; e}$$

$$\{F(t)\} = \begin{bmatrix} F_1(t) & F_2(t) & \dots & F_n(t) \end{bmatrix}^T \quad \text{é o vetor das forças de excitação.}$$

As frequências naturais não amortecidas são obtidas quando um sistema vibratório está livre de excitação e sem amortecimento, ou seja,  $[C] = 0$  e  $\{F(t)\} = 0$ , que conduz à Equação 2.12 a:

$$[M] \cdot \{\ddot{q}\} + [K] \cdot \{q\} = 0 \quad (2.13)$$

A Equação 2.13 tem solução na forma:

$$\{q\} = \{A\} \sin(\omega t + \phi) \quad (2.14)$$

que diferenciando duas vezes em relação ao tempo tem-se:

$$\{\ddot{q}\} = -\omega^2 \{A\} \sin(\omega t + \phi) \quad (2.15)$$

onde  $\{A\}$  é o vetor de amplitudes,  $\omega$  é a frequência e  $\phi$  o ângulo de fase. Assim, substituindo as equações 2.14 e 2.15 na equação 2.13 e realizando uma pequena manipulação algébrica tem-se

(SHABANA, 1996):

$$[K] \cdot \{A\} - \omega^2 [M] \cdot \{A\} = 0 \quad (2.16)$$

$$([K] - \omega^2 [M]) \cdot \{A\} = 0 \quad (2.17)$$

que é uma equação conhecida como problema de autovalor e autovetor.

A Equação 2.17 é a base para calcular as frequências naturais neste trabalho.

## 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Pretende-se nesta revisão expor as pesquisas que vem sendo realizadas sobre como tensões residuais afetam as frequências naturais de componentes soldados e, também, as tecnologias utilizadas para medir tensões residuais e frequências naturais. Também apresenta-se como o Métodos de Elementos Finitos vem sendo empregado como ferramenta para previsão de tensões residuais.

### 3.1 Influência das tensões residuais nos parâmetros modais

Jubb e Philips (1975) publicaram um trabalho apresentando a correlação entre estabilidade estrutural, rigidez, tensões residuais e frequência natural. Os autores compararam diversos resultados experimentais com predições teóricas e, em alguns casos, usaram aproximação semi-empírica. Induzindo tensões em estruturas, os autores identificaram variação dos valores das frequências naturais destas estruturas. Para o caso de tensões residuais devido à soldagem, os autores concluíram que é possível identificar tensões em elementos de placa pela medida das frequências naturais.

Kaldas e Dickinson (1981) mostraram que as tensões residuais causam variações nas frequências naturais de estruturas. Os autores apresentaram uma abordagem teórica para determinar os modos e as frequências naturais de placas retangulares sujeitas a um cordão de solda no centro. Porém esta abordagem teórica possui limitações segundo conclusões do próprio autor.

Os trabalhos apresentados por Jubb e Philips (1975) e Kaldas e Dickinson (1981) apresentavam modelos semi-empíricos e analíticos. Realizar um desenvolvimento teórico de processos de soldagem não é uma tarefa simples, pois envolvem diversos parâmetros, tanto térmicos quanto estruturais. Atualmente, uma maneira de se obter os resultados de tensões residuais e as frequências naturais é por meio de MEF. Diversos autores (YANG; JUNG; YANCEY, 2005), (BEZERRA, 2006), (BEZERRA *et al.*, 2008), (CHARETTE, 2011), (HATIFI; FIRDAUS; RAZLAN, 2014), (VAISAK; ISSAC; VARGHESE, 2014), (ZHANG; KAN, 2015) e (MACANHAN *et al.*, 2019) estudaram variações das frequências naturais por MEF, comparando os modelos teóricos por MEF com resultados práticos. Cada autor estudou tais variações com objetivos bem específicos.

Yang, Jung e Yancey (2005) desenvolveram simulações por Método de Elementos Fi-

nitos para investigar os mecanismos de alívio de tensão pós soldagem utilizando vibração. Os autores concluíram que a amplitude de carregamento é um parâmetro chave para reduzir tensão residual, onde amplitudes mais altas são necessárias para vibrações não ressonantes e amplitudes mais baixas para vibrações ressonantes.

Bezerra (2006) e Bezerra *et al.* (2008) identificam as variações das frequências naturais de placas soldadas por MEF e afirmam que estas variações são mais sensíveis em placas delgadas.

Charette (2011) propôs explorar a possibilidade de usar a medida de frequências naturais para determinar a presença de tensões residuais em uma estrutura soldada onde, por resultados experimentais e também por MEF, afirma que as frequências naturais tendem a retornar à valores próximos a um valor obtido de uma estrutura similar não soldada após um tratamento térmico.

Hatifi, Firdaus e Razlan (2014) estudaram os efeitos nas características de vibração de uma soldagem MIG de placas dissimilares, onde ocorrem efeitos de soldagem e brasagem, pois ambos os materiais possuem propriedades diferentes. Dentre as suas conclusões, afirmam que os resultados obtidos numericamente possuem boa concordância com resultados práticos. Os autores encontraram que as tensões residuais produzidas em cada peça têm um efeito significativo nas frequências naturais das placas dissimilares, onde a frequência natural aumenta quando há tensões residuais.

Vaisak, Issac e Varghese (2014) identificaram variações nas frequências naturais de uma barra engastada antes e depois da soldagem. Segundo os autores, a frequência aumenta devido às tensões residuais e decresce quando aplicado alívio de tensões.

Zhang e Kan (2015) publicaram um trabalho para detectar a influência das tensões residuais nas frequências naturais e modos de vibração de um eixo com flange soldados. Os autores queriam saber se era possível substituir tal estrutura, utilizada em eixo de esmerilhadora, por uma estrutura soldada. O autores identificaram um acréscimo de 21,9% em cada modo e concluíram que os modos de vibração não se alteram e que, se considerassem apenas o parâmetro modal, podiam optar por utilizar a estrutura soldada.

Macanhan *et al.* (2019) e Macanhan, Correa e Silva (2019) propuseram uma análise experimental do comportamento dinâmico de placas retangulares delgadas medindo as frequências naturais antes e depois da soldagem. A diferença em relação aos demais autores foi subme-

ter as placas a uma soldagem sem restrição com imposição de calor nas placas de maneira livre. Analisaram placas soldadas de duas formas, *BOP - Bead on Plate* e junta de topo em I. Também simularam todo o processo por MEF. [Macanhan et al. \(2019\)](#) concluíram que as tensões residuais influenciam as frequências naturais negativamente devido à predominância de tensões de compressão. Assim, de acordo com a energia de soldagem, suficiente para obter penetração total, valores negativos foram maiores para o primeiro modo de torção e as variações foram negativas para os outros modos de torção e de flexão transversal, diminuindo para modos de ordens superiores. Seu método proposto se resume em realizar uma simulação modal de uma estrutura como se fosse única e obter pelo menos os seis primeiros modos de vibrar. Então, efetuar a soldagem da estrutura e medir as frequências naturais (livre-livre) desta com vibrômetro para, enfim, comparar as medidas obtidas por MEF de uma estrutura sem solda e outra soldada obtida experimentalmente. Segundo o autor, é esperada uma variação negativa maior para o primeiro modo de torção e menor para os outros modos de torção e flexão transversal.

As revisões apresentadas nesta seção reforçam a justificativa deste trabalho na padronização das pesquisas na área de correlação das variações das frequências naturais e tensões residuais.

## 3.2 Simulação de soldagem

Pode-se identificar a validade dos modelos por MEF segundo os autores citados na Seção 3.1, sempre apoiados a resultados experimentais. Diversas pesquisas neste contexto, de simular o processo de soldagem, quer seja por Método de Elementos Finitos, quer seja por Métodos Analíticos, não são recentes.

[Rosenthal \(1946\)](#) publicou um artigo sobre a teoria para calcular o movimento da fonte de calor analiticamente e suas aplicações, onde comenta que foi apresentada pela primeira vez em 1935. O autor descreve os fundamentos da teoria e deriva soluções para fluxos de calor pontual e linear em duas e três dimensões. Nesta época, já se tinha preocupação em prever os problemas causados pela passagem da tocha.

Mais tarde, [Nunes \(1983\)](#) apresentou uma extensão do modelo de Rosenthal incluindo efeitos de transformações de fase. O modelo proposto é uma tentativa de obter informações do fluxo de calor em um tipo particular de solda. Ele concluiu que o emprego de mais variáveis no modelo teórico deve oferecer melhores possibilidades de coincidir com dados empíricos.

Cálculos analíticos de modelos simplificados não são triviais. Dependendo do número de parâmetros, as soluções de equações diferenciais de grandes ordens sem auxílio de computadores tornam-se inviáveis. Com o advento do computador e os modelos numéricos, os problemas de várias variáveis são facilitados.

[Goldak, Chakravarti e Bibby \(1984\)](#) propuseram um modelo matemático baseado na distribuição Gaussiana para fontes de calor em soldagem, denominado dupla elipsoide. Os autores comentam que a análise de Rosenthal, que assume fontes de calor do tipo pontual ou em linha ou planar, pode causar erros sérios nas previsões das temperaturas próximas das zonas de fusão e termicamente afetadas, e apresentam estes resultados comparando valores obtidos por três métodos: experimental, analítico e o proposto.

[Lindgren \(2001a\)](#), [Lindgren \(2001b\)](#), [Lindgren \(2001c\)](#) contribuiu com uma importante revisão sobre o estado da arte na área de simulação de soldagem desde a década de 70. É uma importante fonte de pesquisa citada por diversos autores atualmente.

[Capriccioli e Frosi \(2009\)](#) publicaram um procedimento para simulação de processos de soldagem utilizando software de elementos finitos ANSYS<sup>®</sup>. Os autores explicaram o modelo em 3D, passo a passo, listando a importância das propriedades dos materiais variando com a temperatura até a temperatura de fusão, porém, não apresentaram o modelo da fonte de calor utilizada no modelo térmico. No entanto, há resultados interessantes que servem de parâmetros para identificar ou evitar falhas em modelos MEF para soldagem. Na simulação térmica suas impressões foram: a velocidade de soldagem é um parâmetro primário; a variação de 10% nas propriedades dos materiais (calor específico e condutividade térmica) causa pouco efeito no resultado; identificaram que um elemento de 1 mm gera altas cargas de processamento, exigindo muito do computador/software, ao passo que não aumenta a qualidade dos resultados. Na análise estrutural, os autores explicaram que problemas de convergência dos resultados estruturais foram contornados utilizando elementos menores que 1,3 mm, porém com significativo aumento de processamento e compararam os resultados das simulações com resultados experimentais, afirmando que os resultados estão em concordância.

[Darmandi, Tieu e Norish \(2011\)](#) compararam resultados de cálculos analíticos da teoria de Rosenthal com resultados extraídos por MEF para obter ciclos térmicos, concluindo que ambos os resultados, por método analítico e por MEF, concordam entre si.

[Lee e Chen \(2011a\)](#), [Lee e Chen \(2011b\)](#) são dois trabalhos interessantes sobre a influên-

cia do ciclo térmico de soldagem nos efeitos de sensitização de aços AISI304 e ligas 690. No primeiro artigo, o autor simulou ciclos térmicos de soldagem multipasse pelo método GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) utilizando o software ANSYS® e incluindo a função *Birth and Death* para simular adição de material, comparando os resultados da simulação com resultados experimentais. O segundo artigo, o autor extraiu os dados dos ciclos térmicos usando a mesma metodologia do primeiro artigo, porém para soldagem GTAW e LBW (*Laser Beam Welding*), e também comparou os resultados obtidos por simulação com resultados práticos. Ambos os trabalhos confirmaram a viabilidade da simulação de soldagem por MEF para obtenção dos ciclos térmicos.

Choobi, Haghpanahi e Sedighi (2011) publicaram um trabalho investigativo usando MEF onde afirmam que uma sequência e direção específica de soldagem influenciam diretamente sobre as distorções angulares devido à soldagem e, conseqüentemente, nas tensões residuais. Afirmam ainda que realizar uma soldagem simetricamente a partir do centro da solda pode ser usado como método de baixo custo para mitigar as indesejadas distorções angulares. Os autores utilizaram como material o aço AISI 304 e soldagem de topo em chapas.

Darmandi, Tieu e Norish (2014) apresentaram um modelo preciso de soldagem BOP em aço AISI 316L utilizando MEF com software ANSYS®, modelando a entrada de calor usando a dupla elipsoidal de Goldak e um carregamento uniforme de temperatura no metal de adição. Concluíram que os resultados podem ser muito precisos desta maneira.

Barban (2014) apresentou uma dissertação de mestrado realizando uma análise numérico-computacional de tensões residuais induzidas pela passagem de calor durante a soldagem. O autor propôs avaliar tais tensões totalmente por método de elementos finitos, considerando dados e resultados experimentais de Choobi, Haghpanahi e Sedighi (2011), cujo material é aço AISI 304 em formato de chapa.

Kathari, Reddy e Kalyan (2016) realizaram um estudo crítico comparativo entre simulações de soldagem usando método de elementos finitos com uso da técnica *element birth and death*, vida e morte de elementos em português, e sem uso de *element birth and death*, denominado por método direto. Segundo os autores não há variação significativa entre as duas técnicas de simulação, sendo que simulações pelo método direto exigem menos processamento e são mais fáceis.

Em 2002 foi criada uma rede de estudos para desenvolver e padronizar, experimental-

mente e numericamente, técnicas de caracterização de tensões residuais em estruturas soldadas, a *NeT - European Network on Neutron Techniques Standardization for Structural Integrity*. Nesta rede há grupos de pesquisa dedicados para modelar e medir problemas específicos. No sítio da *NeT* encontra-se diversas publicações relevantes na área de tensões residuais desde suas origens ([NET, 2022](#)). Ainda não listado nas publicações, [Akrivos et al. \(2022\)](#) publicaram um trabalho recente sobre previsões de tensões residuais em placas de *Inconel 600* soldadas em três passes por simulações numéricas e experimentais. Os autores fazem parte do grupo *NeT-TG6*. Esta última referência apresentada mostra os benefícios alcançados quando há um esforço coletivo para padronizar os mecanismos de previsão de tensões residuais e que reforça ainda mais a justificativa deste trabalho.

## 4 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Atualmente, a obtenção das tensões residuais por MEF está se tornando comum, porém a validade de cada modelo ainda depende fortemente de uma validação prática. Este capítulo apresenta modelos de soldagem por MEF com e sem uso da técnica *Birth and Death*, para uso em pesquisas de análise de vibrações de chapas metálicas após soldagem.

Primeiramente foram desenvolvidos modelos para as simulações sem a técnica *Birth and Death* da seguinte forma:

- Modelo 3D simétrico - modelo similar ao modelo apresentado por [Barban \(2014\)](#), que utilizou elementos sólidos com plano de simetria;
- Modelo 2D - modelo similar ao modelo apresentado por [Macanhan et al. \(2019\)](#), que utilizou elementos de casca;
- Modelo 3D - modelo similar ao modelo apresentado por [Macanhan et al. \(2019\)](#), porém utilizando agora elementos sólidos.

A escolha destes autores foi feita pela necessidade de dados experimentais. [Barban \(2014\)](#) utilizou dados de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#), os quais possuíam dados experimentais de tensões residuais, e apresentou resultados de tensão residual seguindo um modelo 3D com plano de simetria, o que conduz a uma validade do modelo apresentado por ele. [Macanhan et al. \(2019\)](#) não apresentou curvas de tensão residual, apenas apresentou uma representação visual dos resultados e descreveu os valores extremos no texto. Porém, seus resultados de variação de frequências são detalhados, explorados e expostos com dados experimentais validando o modelo por MEF.

A fim de complementar os resultados de tensões residuais apresentados por [Macanhan et al. \(2019\)](#), este trabalho validou teoricamente um modelo 3D com plano de simetria a partir de dados experimentais apresentados por [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#), o qual utilizou chapa de aço AISI 304 de dimensões  $140\text{ mm} \times 150\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ , Figura 4.1. Este mesmo modelo simétrico foi ajustado para o aço AISI 316L e dimensões  $75,25\text{ mm} \times 300\text{ mm} \times 6,35\text{ mm}$  para validar o perfil de tensões residuais apresentados por [Macanhan et al. \(2019\)](#), Figura 4.1. Todos os dois modelos 2D e 3D sem simetria foram ajustados a partir deste modelo 3D simétrico validado, cujas placas avaliadas são obtidas de [Macanhan \(2016\)](#), placas 6.5, 6.6 e 6.7.

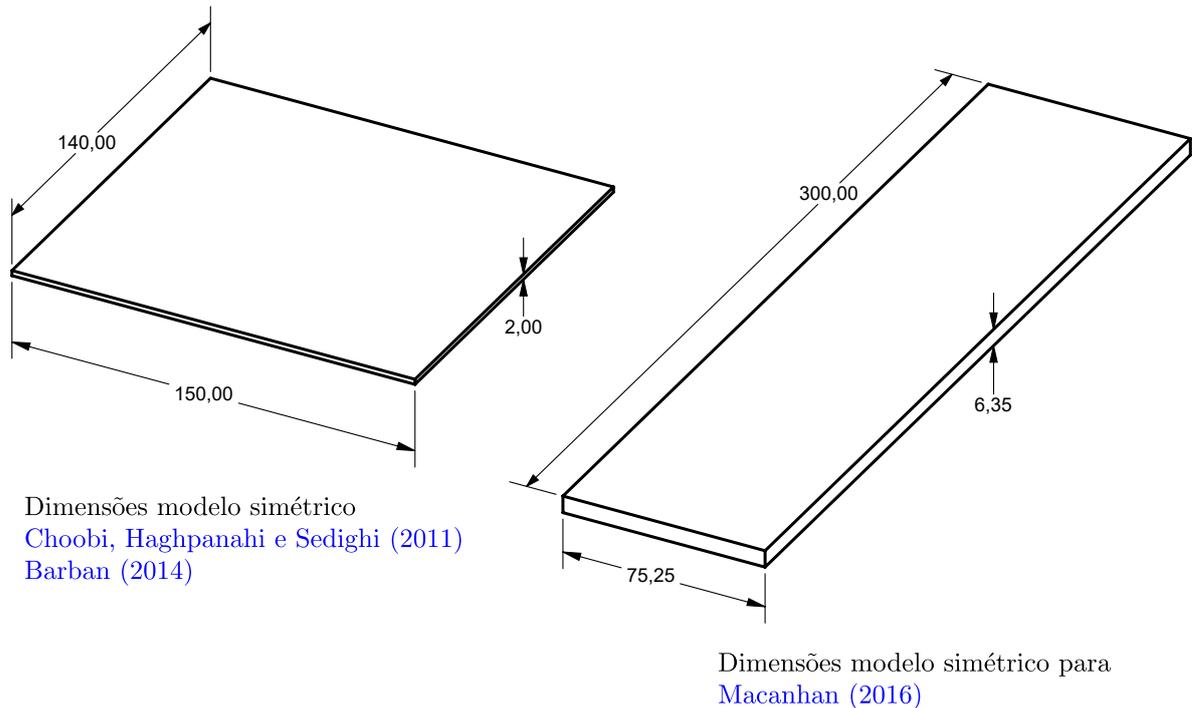


Figura 4.1 – Dimensões dos modelos simétricos.

Adicionalmente, com o objetivo de comparação, os modelos 2D e 3D sem simetria foram então utilizados acrescentando a técnica *Birth and Death*, vida e morte, que consiste em “matar” os elementos no centro da solda e “revivê-los” durante a passagem da tocha. O objetivo dessa técnica é simular a inserção de um cordão de solda, ou seja, simular a inserção do metal de adição.

## 4.1 Simulação de campos acoplados

Para se obter resultados de soldagem por MEF é necessário realizar pelo menos duas simulações distintas, sendo uma simulação térmica e uma simulação estrutural. A simulação térmica é responsável pela obtenção dos resultados de transferência de calor para o material. Já a simulação estrutural busca os resultados da simulação térmica e os aplicam em uma nova simulação como dados de entrada. Desta forma, obtém-se dois resultados, o térmico e o estrutural. Dos resultados da análise térmica é possível obter as curvas de aplicação de calor no material no tempo. Já com os resultados da análise estrutural, obtém-se dados das tensões do material durante e após soldagem e, também, deformações do material devido a soldagem.

As simulações necessárias para obtenção das frequências naturais antes e após a soldagem devem ser realizadas antes da simulação térmica e após a simulação estrutural, respectivamente.

Sendo assim, para a obtenção dos dados deste trabalho são necessárias quatro simulações para que seja possível obter resultados de variação de frequências naturais durante processos de soldagem: a simulação modal inicial, a simulação térmica, a simulação estrutural e a simulação modal final. Todos os modelos apresentados neste trabalho foram criados utilizando linguagem de programação nativa do software *ANSYS*<sup>®</sup>, a linguagem *APDL - ANSYS*<sup>®</sup> *Parametric Design Language*. O software *ANSYS*<sup>®</sup> pode trabalhar com todas estas simulações de maneira simples realizando uma simulação de campos acoplados, ou ainda, simulação multienharia ou multifísica, representada no fluxograma apresentado na Figura 4.2. Os passos de execução do algoritmo *APDL* estão numerados em ordem de prioridade no fluxograma.

O usuário cria na fase de pré-processamento um arquivo de dados físicos que possui informações sobre o tipo de elemento e suas propriedades, uma para cada elemento. O passo seguinte é construir o desenho do modelo e iniciar a inserção dos parâmetros de soldagem. Feito isso, roda-se a simulação modal inicial carregando o arquivo de dados físicos estruturais, aplica-se as condições de contorno e executa-se o comando *SOLVE*, finalizando com o salvamento dos dados. As próximas simulações são feitas de maneira similar, ou seja, carrega-se os dados físicos, aplica-se as condições de contorno e condições iniciais e executa-se do comando *SOLVE*. Uma das vantagens deste processo é que o usuário carrega todas as simulações uma única vez.

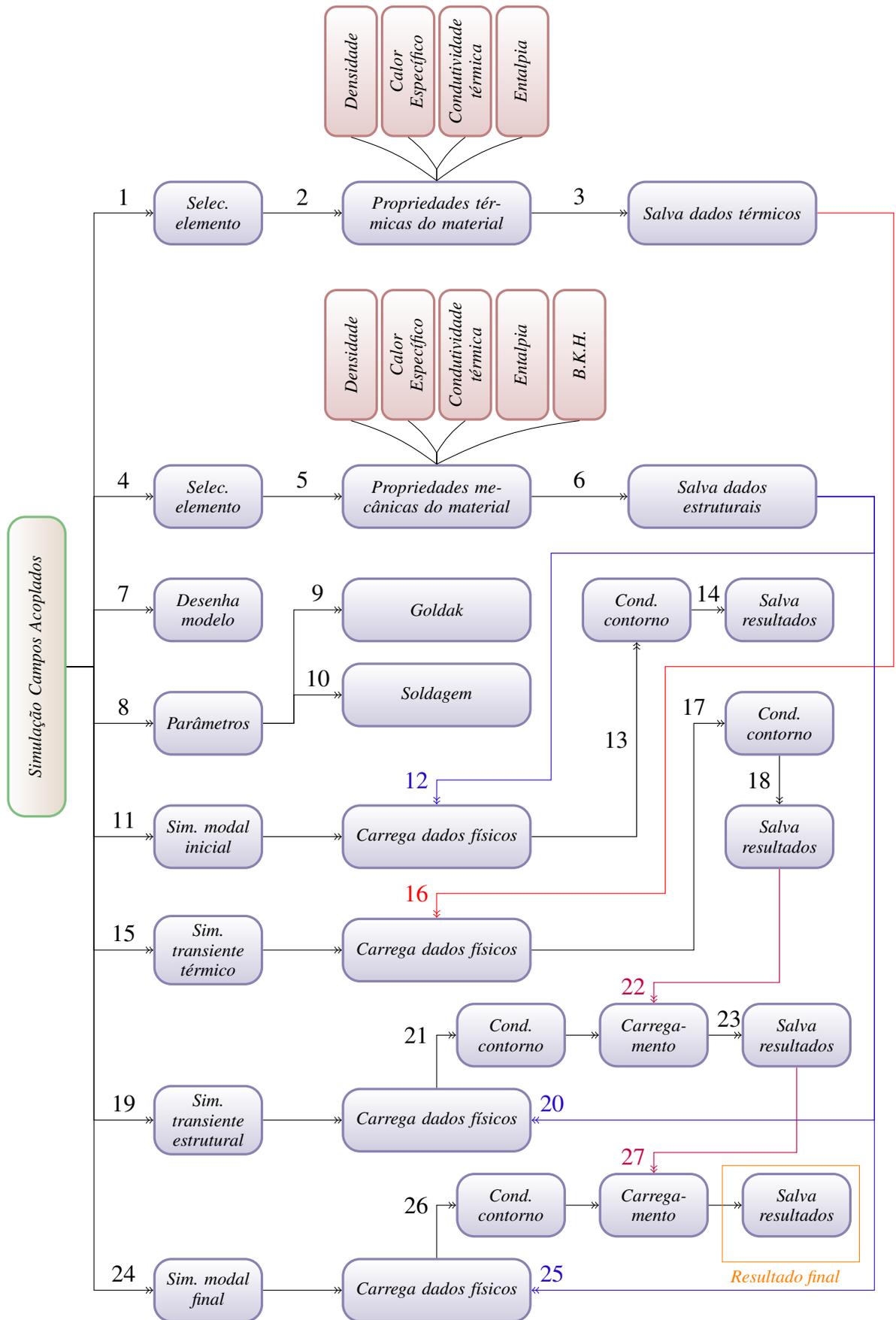


Figura 4.2 – Fluxograma mostrando os passos da simulação por MEF.

Fonte: o autor

## 4.2 Pré-processamento

### 4.2.1 Dados físicos

Seguindo o fluxograma apresentado anteriormente, iniciando a fase de pré-processamento, passos 1 e 2, cria-se o arquivo de dados físicos no ANSYS® com o comando PHYSICS, sendo necessário primeiro definir o tipo de elemento e as propriedades necessárias para o elemento.

Os modelos 3D utilizam os elementos tipo sólido SOLID70 e SOLID185 que são, respectivamente, térmico e estrutural. Ambos possuem a mesma estrutura cúbica de oito nós, conforme apresentado na Figura 4.3a. É importante a escolha de elementos similares para a solução de análises multi-física ou multi-engenharia. Similarmente os elementos tipo casca utilizados nos modelos 2D foram SHELL57 e SHELL181, Figura 4.3b.

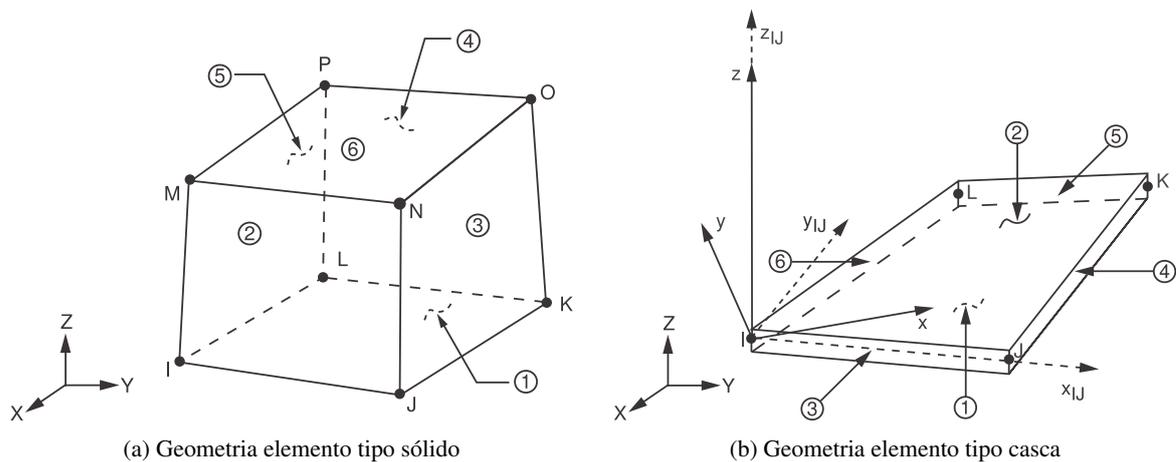


Figura 4.3 – Geometria do elementos tipo sólido e casca no ANSYS®.

Fonte: ANSYS® Help

Neste trabalho, os dados das propriedades para o aço AISI 304 foram extraídos de [Chobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#) e [Barban \(2014\)](#). As propriedades mecânicas e térmicas deste material estão compiladas na Tabela 4.1.

As propriedades térmicas e mecânicas para o aço AISI 316L foram extraídas de [Macanhã \(2016\)](#) e apresentadas na Tabela 4.2

Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas e térmicas do aço AISI 304

T	E	$\nu$	$\alpha$	$\sigma_e$	$\rho$	$c_p$	$\lambda$
(K)	(N/m <sup>2</sup> )		( $\mu\text{m}/\text{mK}$ )	(N/m <sup>2</sup> )	(kg/m <sup>3</sup> )	(J/kgK)	(W/mK)
273	1,98E+11	0,294	17		7900	462	14,6
293	-	-	-	2,64E+08			
373	1,93E+11	0,295	17,4		7880	496	15,1
473	1,85E+11	0,301	18	1,85E+08	7830	512	16,1
573	1,76E+11	0,31	18,6		7790	525	17,9
673	1,67E+11	0,318	19,1	1,55E+08	7750	540	18
873	1,59E+11	0,326	19,6		7660	577	20,8
1073	1,51E+11	0,333	20,2	9,10E+07	7560	604	23,9
1473	6,00E+10	0,339	20,7		7370	676	32,2
1573	2,00E+10	0,342	21,1	2,10E+07	7320	692	33,7
1773	1,00E+10	0,388	21,6	1,00E+07	7320	935	120

Fonte: Adaptado de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#).

Tabela 4.2 – Propriedades estruturais e térmicas do aço AISI 316L.

T	E	$\nu$	$\alpha$	$\sigma_e$	$\rho$	$c_p$	$\lambda$	H
(K)	(N/m <sup>2</sup> )		( $\mu\text{m}/\text{mK}$ )	(N/m <sup>2</sup> )	(kg/m <sup>3</sup> )	(J/kgK)	(W/mK)	(J/m <sup>3</sup> )
273	2,00E+11	0,31	16,3	3,47E+08	8038,7	456,28	13,29	9,76E+08
293	1,96E+11	0,31	16,4	3,20E+08	8030,47	464,73	13,63	1,05E+09
373	1,92E+11	0,32	16,8	2,11E+08	7997,02	494,23	14,99	1,35E+09
473	1,84E+11	0,32	17,2	1,67E+08	7954,03	522,74	16,62	1,75E+09
573	1,76E+11	0,33	17,6	1,45E+08	7909,76	543,92	18,19	2,16E+09
673	1,68E+11	0,33	18,0	1,35E+08	7864,18	559,87	19,72	2,59E+09
773	1,60E+11	0,34	18,4	1,29E+08	7817,31	572,69	21,26	3,03E+09
873	1,52E+11	0,35	18,7	1,23E+08	7769,13	584,49	22,81	3,48E+09
973	1,44E+11	0,35	19,0	1,17E+08	7719,66	597,38	24,42	3,94E+09
1073	1,35E+11	0,36	19,2	1,11E+08	7668,9	613,45	26,09	4,41E+09
1173	1,27E+11	0,37	19,4	1,05E+08	7616,83	634,82	27,86	4,90E+09
1273	1,19E+11	0,38	19,6	9,90E+07	7563,47	663,58	29,76	5,40E+09
1373	1,05E+11	0,38	19,7	6,60E+07	7508,81	701,85	31,81	5,93E+09
1473	2,00E+10	0,39	19,8	2,40E+07	7452,85	751,72	34,03	6,49E+09
1573	7,00E+09	0,39	19,9	1,05E+07	7395,6	715,3	36,46	7,09E+09
1673	5,56E+09	0,39	20,0	1,00E+07	7354,75	869,09	38,29	7,54E+09
1773	5,56E+09	0,39	20,0	1,00E+07	7354,75	869,09	38,29	8,08E+09

Fonte: Adaptado de [Macanhan \(2016\)](#).

## 4.2.2 Modelo 3D simétrico

O modelo 3D simétrico reproduzido neste trabalho é idêntico ao modelo apresentado por [Barban \(2014\)](#) que utilizou as dimensões apresentadas por [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#),  $140\text{mm} \times 150\text{mm} \times 2\text{mm}$  e material AISI 304. Com a união das chapas propostas, o modelo final tem  $140\text{mm} \times 300\text{mm} \times 2\text{mm}$ . Como o modelo é simétrico, não é necessário construir as dimensões finais da soldagem, então o imagem do modelo segue conforme apresentado pela Figura 4.4. A nomenclatura apresentada na figura é exatamente como deve ser exposto no código APDL, onde K são os *keypoints* e L as *lines*. As letras “a”, “b”, “c” e “e” representadas

na figura são referentes aos números de elementos para construção da malha, sendo 220 elementos no comprimento, 20 elementos na largura do metal de base, 3 elementos na espessura e 30 elementos na largura da ZTA, respectivamente.

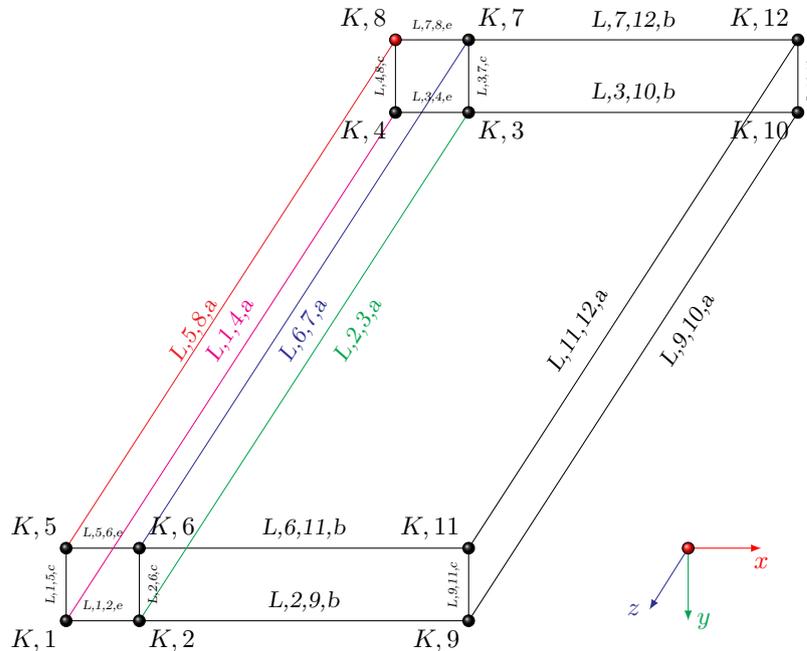


Figura 4.4 – Modelo tridimensional utilizado nas simulações considerando simetria e elemento *Solid*.

Fonte: o autor

Uma vez criados os *keypoints* e as *lines*, cria-se os volumes, os quais serão as regiões do metal de base, a ZTA. Não é necessário criar a poça de fusão do modelo que não utiliza a técnica *Birth and Death*. Para facilitar o carregamento da fonte de calor durante o processo de solução, aconselha-se nomear os elementos da região da ZTA, ou seja, a região dos *keypoints* 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 e 8. Isto pode ser feito usando o comando *CM*. A justificativa para nomear esta região é que o *loop* de carregamento da fonte de calor busca os números máximos e mínimos dos elementos da ZTA<sup>1</sup>, verifica se está na posição da poça de fusão, então aplica a fonte de calor. O que gera um tempo de solução consideravelmente longo. Ao se nomear os elementos da ZTA, esse tempo de processamento é reduzido significativamente.

Os resultados deste modelo foram comparados aos resultados de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#) e [Barban \(2014\)](#) e o modelo foi validado. Então este mesmo modelo utilizou dados do trabalho de [Macanhan \(2016\)](#), cujas dimensões das placas 6.5, 6.6 e 6.7 após a soldagem são  $302\text{ mm} \times 150,5\text{ mm} \times 6,35\text{ mm}$  (*comprimento*  $\times$  *largura*  $\times$  *espessura*) e material AISI 316L. Estes mesmos dados foram também utilizados no modelo 2D e no modelo

<sup>1</sup> Apenas os elementos da ZTA e não todos os elementos do modelo.

3D e os resultados dos três modelos comparados. Estas medidas no modelo simétrico são:  $302\text{ mm} \times 75,25\text{ mm} \times 6,35\text{ mm}$ .

### 4.2.3 Modelo 2D

O modelo 2D é mais simples que o modelo 3D, uma vez que deve-se representar apenas um plano com os pontos extremos como referência. A Figura 4.5 apresenta uma representação dos pontos e as linhas de referência para uso no programa APDL. De maneira análoga ao descrito no modelo 3D K são os *keypoints* e L as *lines*. As letras “a”, “b” e “c”, são os números de elementos no refinamento da malha, sendo, respectivamente, 220 elementos no comprimento, 30 elementos na largura da ZTA e 20 elementos na largura do metal de base.

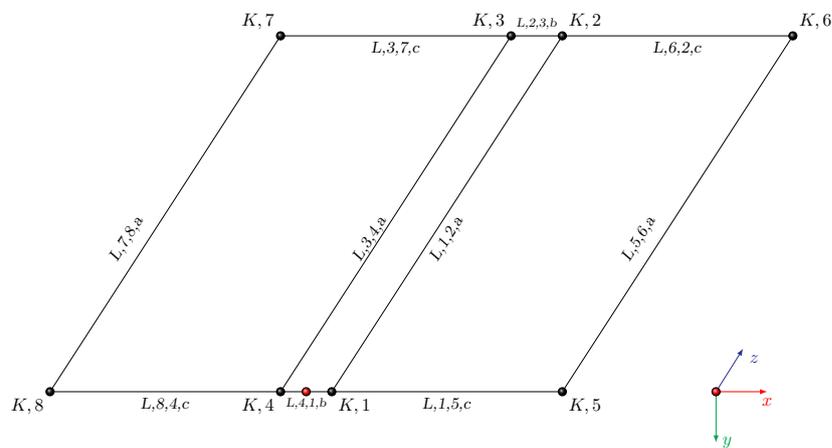


Figura 4.5 – Modelo bidimensional utilizado nas simulações de elemento tipo casca.

Fonte: o autor

A região da ZTA é definida pelos *keypoints* 1, 2, 3 e 4, respectivamente. É importante nomear a região da ZTA durante a criação da malha, assim como descrito no modelo 3D simétrico, pelos mesmos motivos de tempo de carregamento da solução.

Para utilizar este modelo com a técnica *Birth and Death* é necessário criar mais quatro *keypoints* representando a região da zona de fusão, a região em rosa no imagem da Figura 4.6. Os elementos desta região são primeiramente anulados ou “matados”, usando o comando `ekill` durante a fase de solução, e ressuscitados à medida que a fonte de calor se move pelo centro da solda com o uso do comando `ealive`.

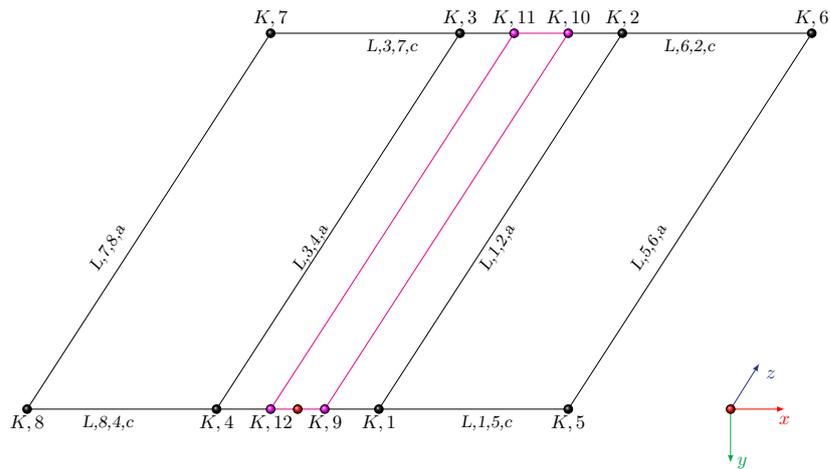


Figura 4.6 – Modelo bidimensional para uso com *Birth and Death*.

Fonte: o autor

#### 4.2.4 Modelo 3D

O modelo 3D pode ser construído de maneira análoga ao modelo 3D simétrico mas considerando toda geometria da chapa a ser soldada conforme representado na Figura 4.7. As linhas coloridas representam a região da poça de fusão e a ZTA. Os números de elementos para refinamento da malha foram idênticos aos números utilizados no modelo 3D simétrico.

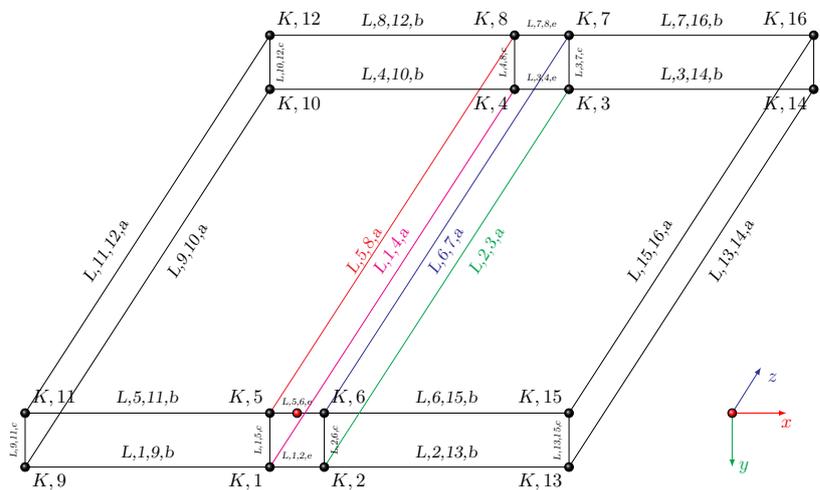


Figura 4.7 – Modelo tridimensional utilizado nas simulações considerando o elemento *Solid*.

Fonte: o autor

Para a simulação com *Birth and Death*, o cordão de solda foi representado usando um perfil em “V” sem reforço de soldagem, a região rosa apresentado na imagem da Figura 4.8.

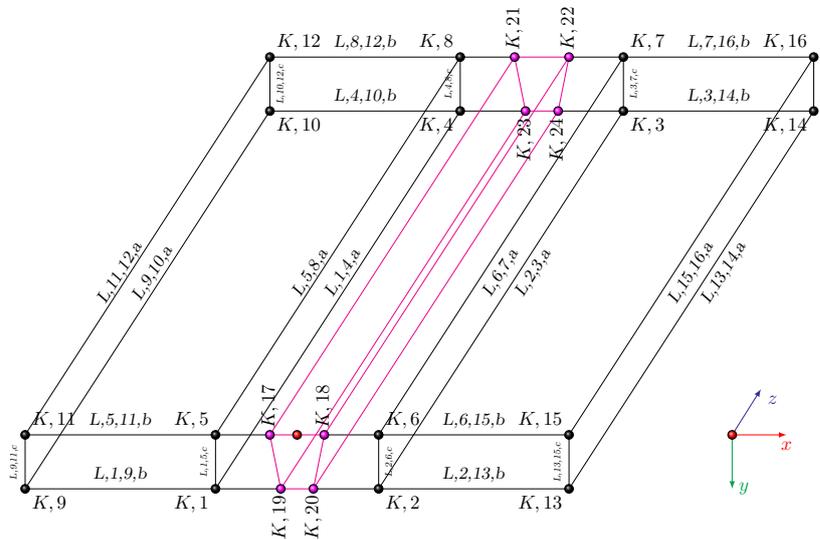


Figura 4.8 – Modelo sólido tridimensional com *Birth and Death*.

Fonte: o autor

## 4.2.5 Parâmetros de soldagem

Os parâmetros de soldagem podem ser definidos no programa como constantes e podem ser definidos a priori. Desta maneira, as constantes são definidas de maneira global dentro do programa.

Os dados da Tabela 4.3 listam os parâmetros de soldagem utilizados por Choobi, Haghpanahi e Sedighi (2011), os quais podem ser encontrados no trabalho de (BARBAN, 2014). Estes parâmetros são para a soldagem da placa AISI 304 do modelo 3D simétrico.

Tabela 4.3 – Parâmetros de soldagem para placa de Aço AISI 304

$U$ [V]	$I$ [A]	<b>Eficiência</b> [%]	$v_s$ [mm/s]	$t_s$ [s]	$E_s$ [J/mm]
10	96	65	2,5	60	249,6

Fonte: Adaptado de Barban (2014).

A Tabela 4.4 apresenta os valores dos parâmetros de soldagem para as placas 6.5, 6.6 e 6.7 de aço AISI 316L, obtidos em [Macanhan \(2016\)](#)

Tabela 4.4 – Parâmetros de soldagem para a placa de 6,30mm.

	P. 6.5	P. 6.6	P. 6.7
Corrente - $I$ [A]	250	250	250
Tensão - $U$ [V]	15	15	15
Tempo de Soldagem - $t_s$ [min]	2:09	2:01	1:57
Tempo de Soldagem - $t_s$ [s]	129	121	117
Velocid. soldagem - $v_s$ [mm/s]	2,34	2,49	2,58
Velocid. soldagem - $v_s$ [cm/s]	14,04	14,97	15,49
Energia de soldagem - $E_s$ [J/mm]	1122	1054	1017

Fonte: Adaptado de [Macanhan \(2016\)](#).

## 4.3 Solução

Na fase de solução, para obtenção dos resultados nodais, o programa deve considerar as condições de contorno. As próximas seções seguem um passo a passo da solução para cada tipo de simulação definida no fluxograma da Figura 4.2.

### 4.3.1 Simulação modal inicial

Esta simulação apresenta resultados de frequências naturais antes das simulações térmicas e estruturais. Tais frequências são obtidas considerando o modelo livre-livre.

O algoritmo de extração dos modos foi *Block Lanczos*, que é recomendado para a maioria das aplicações sem considerar amortecimento. Como dados de entrada para solução deve-se considerar o número de modos a extrair e a faixa de frequência. Neste trabalho foi considerado 20 modos para extração entre 1 e 1800Hz.

### 4.3.2 Simulação térmica

Nesta simulação, as placas foram submetidas a imposição de calor gerado por corrente elétrica à temperatura ambiente e processo convectivo de perda de calor para o meio. Esta simulação térmica extrai apenas os valores de temperatura nodais dos modelos.

Os parâmetros de soldagem descritos anteriormente definem a energia e a velocidade de soldagem, as quais são dados para o modelo de Goldak da fonte de calor apresentados previamente na fundamentação teórica. Os parâmetros  $a$  e  $b$  de *Goldak* foram determinados a partir da imagem metalográfica da soldagem experimental realizada por [Macanhan \(2016\)](#), Figura 4.9,

sendo adotados 3mm e 2mm respectivamente. Já os parâmetros  $c_f$  e  $c_r$  foram adotados 5mm e 15mm respectivamente.

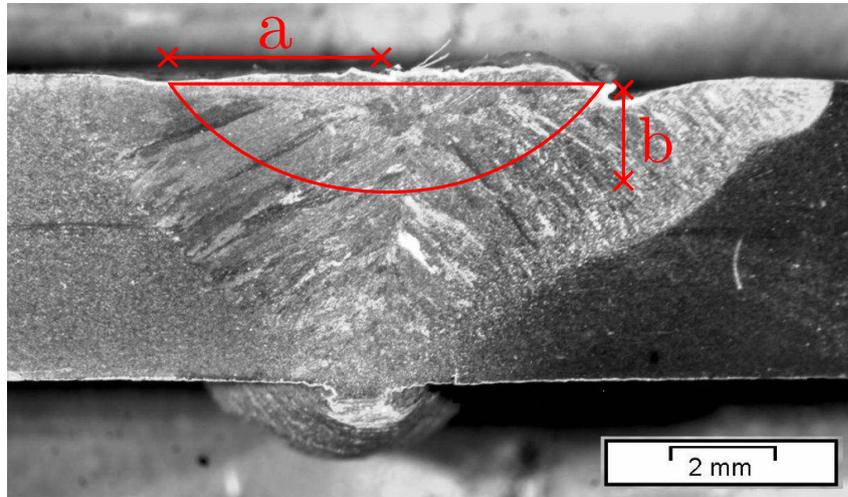


Figura 4.9 – Imagem do ensaio metalográfico realizado por Macanhan (2016)

Fonte: Adaptado de Macanhan (2016)

Foi considerado apenas perda de calor por convecção térmica em todas as superfícies como condição de contorno. As perdas por radiação não foram consideradas para não incrementar o tempo de solução dos modelos e também pelo fato de a perda de calor ser significativa apenas na região da poça de fusão (GOLDAK *et al.*, 1986).

Todos os modelos, modelo 2D, 3D e 3D simétrico, utilizam essas mesmas considerações.

### 4.3.3 Simulação estrutural

A simulação estrutural gera o arquivo de resultados de tensões e deformações. Para esta simulação foram consideradas, como condições de contorno, restrições nas extremidades, conforme o modelo apresentado por Barban (2014).

No processo de soldagem de Macanhan (2016) há um “ponteamto” para unir as duas chapas e facilitar o processo de soldagem. Tal procedimento facilita para operador de solda pois o autor realizou soldagens sem restrições, ou em outras palavras soldagem sem fixar as partes previamente, isto experimentalmente. A fim de representar este “ponteamto” numericamente as restrições podem ser consideradas exatamente como as de Barban (2014), ou seja restrições nas extremidades.

Basicamente esta simulação estrutural acessa o arquivo de resultados térmicos, de ex-

tensão *.rth*, através do comando *ldread*, e carrega o resultado térmico na coordenada do nó no tempo, mesma coordenada definida pelo *loop* de carregamento térmico da análise térmica. Este procedimento é a entrada de calor na simulação estrutural.

Em processos de soldagem, o material experimenta deformações elásticas até seu limite e então deforma-se plasticamente, como já descrito na fundamentação teórica, por isso, é importante considerar em simulações de soldagem um modelo elástico - plástico. Bezerra (2006) sugere usar o modelo bilinear, ou seja, curva de tensão e deformação com encruamento isotrópico. No ANSYS®, este modelo é chamado *bilinear kinematics hardening* e é definido nas propriedades do material, o módulo tangente.

#### 4.3.4 Simulação modal final

Esta última simulação considera o modelo com os efeitos das tensões residuais por isso deve ser executada após a simulação estrutural. No ANSYS® isto pode ser feito por meio do comando *pstres*. As condições de contorno são idênticas às condições da simulação modal inicial, ou seja, livre-livre.

### 4.4 Pós-processamento

Cada simulação citada nas subsecções anteriores geram um arquivo de resultados, os quais podem conter informações sobre deformações, tensões e temperatura em cada nó da malha do modelo. Das simulações trabalhadas, os resultados térmicos e estruturais possuem arquivos da ordem de 8Gb e 30Gb respectivamente, ao passo que os resultados das simulações modais tais arquivos não chegam nem a 0,01% destes valores. Assim é necessário reduzir os dados que se deseja analisar.

No caso das simulações modais, o que interessa são os valores das frequências  $\omega_n$  e isto pode ser feito carregando o arquivo de resultados, de extensão *.rst*, e listando os valores de frequência, que em *APDL* é o comando *set, list*. Adicionalmente, é importante verificar se os deslocamentos são idênticos entre os resultados antes e após a soldagem, ou seja, se os modos de vibrar são iguais.

Dos resultados térmicos podem ser extraídos os valores de temperatura nó a nó, ou seja, é possível construir uma curva apresentando as isotermas do processo de soldagem. Neste trabalho, o objetivo secundário foi calcular resultados de tensão residual após a soldagem e variação

das frequências naturais antes e após soldagem, por isso foi deixado de lado tal avaliação.

Dos resultados estruturais, o foco principal são tensões residuais. Para visualizar tais resultados é possível carregar o arquivo de extensão `.rth` no ANSYS® e apresentar os valores por imagens, o qual apresenta as superfícies do modelo coloridas e uma barra contendo os valores das cores, imagem da Figura 4.10, ou construindo gráficos numéricos. No entanto, a manipulação de curvas não é foco do ANSYS® sendo necessário extrair os dados dos arquivos de resultados e manipulá-los em softwares mais apropriados. As curvas deste trabalho foram todos manipulados em linguagem R.

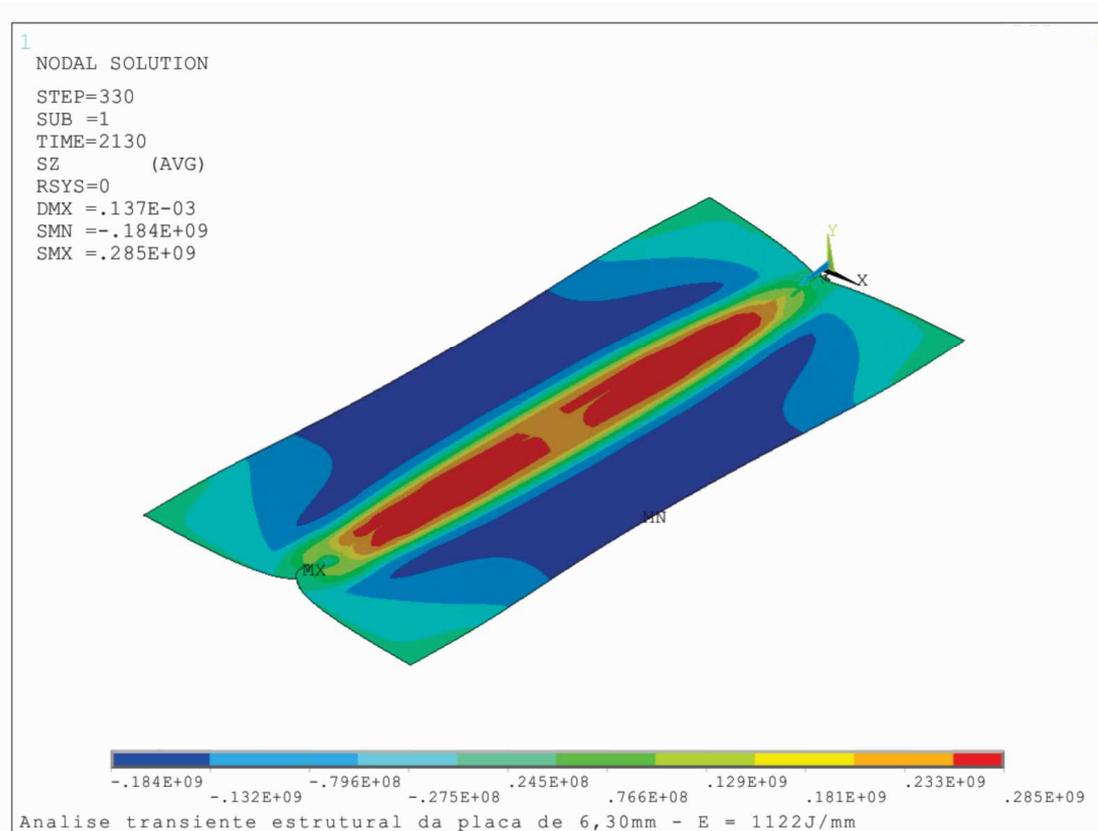


Figura 4.10 – Tensões residuais apresentadas por Macanhan (2016)

Fonte: (MACANHAN, 2016)

Como já descrito, os arquivos de resultados estruturais são significativamente grandes, os quais possuem resultados para cada nó e cada passo de carregamento (*load step*), e a redução dos dados destes arquivos pode ser feita diretamente no software ANSYS®. Para isso, primeiro é necessário listar os nós e as coordenadas na seção transversal no centro da chapa, o eixo *x* como apresentado na imagem da Figura 2.8b do capítulo de fundamentação teórica, o que é feito usando-se o comando `nsel`. Após a seleção dos nós, é necessário carregar o último carregamento da simulação através do comando `set, last` e os resultados podem ser visualizados

e salvos a partir do comando `prnsol`. No entanto, o comando `prnsol` lista apenas o resultado de tensões nos respectivos nós, sendo necessário extrair as coordenadas dos nós através do comando `nlist`. Tanto o `nlist` quanto o `prnsol` não salvam automaticamente os resultados em arquivo, apenas exibem uma janela com os resultados e um menu de opções que pode ser salvar em arquivo ASCII. Neste arquivo salvo os resultados reduzidos não estão em ordem crescente de valores das coordenadas do eixo  $x$ , pois o ANSYS® salva os arquivos em ordem crescente dos números de nós.

## 5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Este capítulo apresenta os resultados obtidos pelos modelos em elementos finitos para tensões residuais e variações das frequências naturais após soldagem. Ambos os resultados foram comparados com dados experimentais obtidos da literatura com objetivo de confrontar e validar os modelos aqui apresentados como objeto de estudo.

Dos resultados apresentados neste trabalho, os resultados de tensões residuais foram os que mais demandaram tempo de processamento de computador. Dependendo do modelo e de seus parâmetros, o tempo de simulação total chegou a 6 horas ininterruptas.

### 5.1 Resultados de tensões residuais

#### 5.1.1 Modelo 3D simétrico

Considerando chapa de aço AISI 304 e dimensões  $140\text{mm} \times 150\text{mm} \times 2\text{mm}$ , a Figura 5.1 mostra o perfil de tensão residual e dados experimentais extraídos de forma manual a partir da curva apresentada por Choobi, Haghpanahi e Sedighi (2011). Já a Figura 5.2 apresenta uma sobreposição dos resultados com a curva apresentada por Choobi, Haghpanahi e Sedighi (2011) e Barban (2014), onde é possível observar a boa concordância dos resultados obtidos.

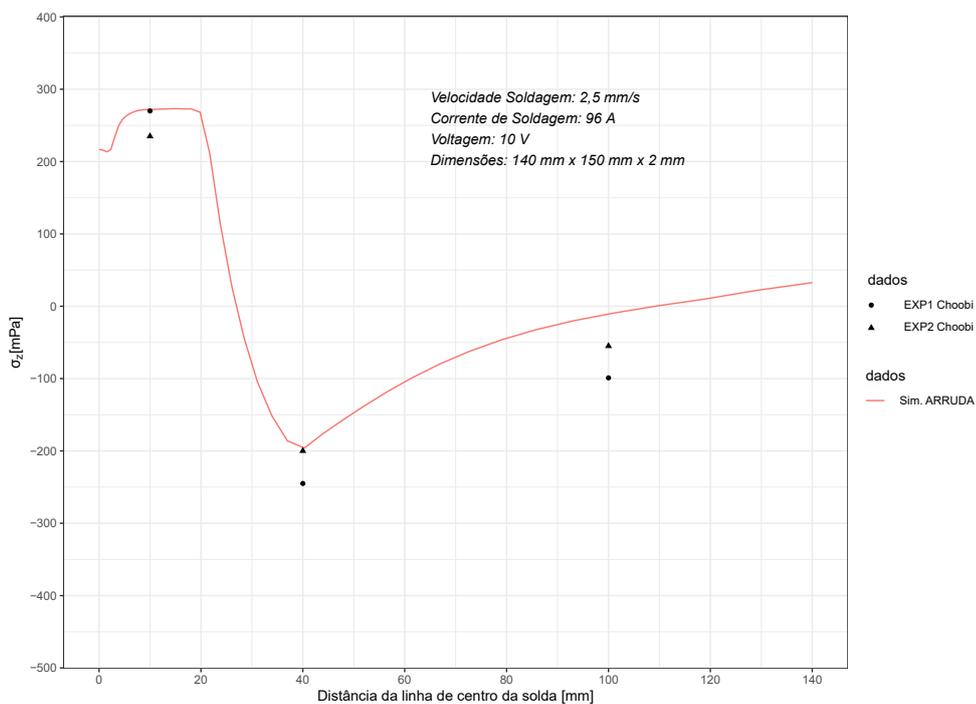


Figura 5.1 – Tensões residuais para chapa de aço AISI 304.

Fonte: o autor

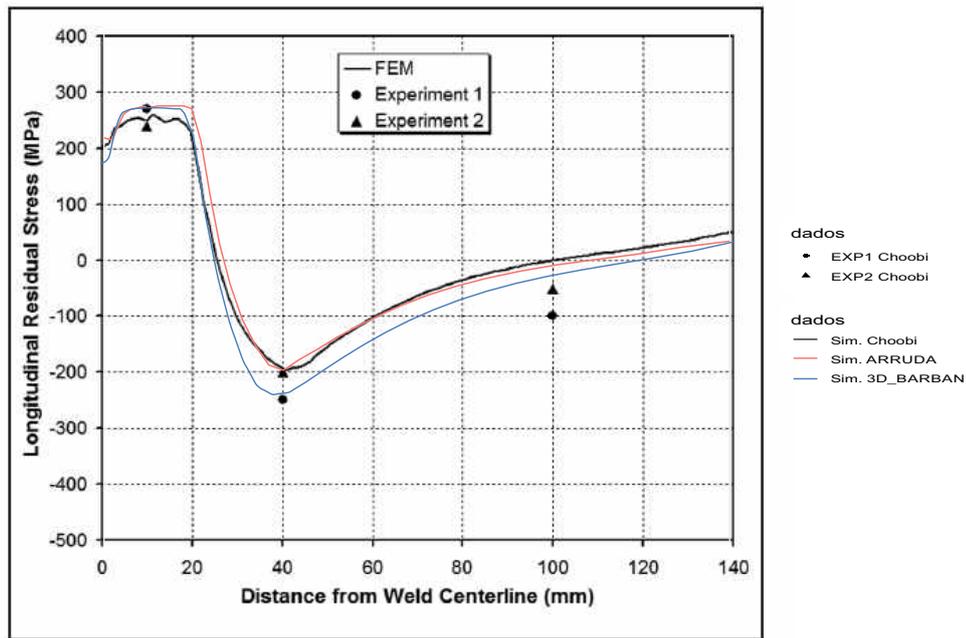


Figura 5.2 – Tensões residuais para chapa de aço AISI 304. Sobreposição de resultados da literatura.

Fonte: o autor

O perfil em vermelho obtido neste trabalho possui uma pequena variação no valor máximo de tensão residual em relação ao modelo MEF apresentado por [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#), porém esta alteração concorda com resultado em azul de [Barban \(2014\)](#). Tal alteração pode estar ligada ao tipo de elemento utilizado para realização da simulação estrutural e não possui correlação com refinamento de malha, conforme será apresentado mais adiante. Ainda na Figura 5.2, é possível enxergar uma leve discordância de resultados deste trabalho e a simulação de [Barban \(2014\)](#), ou seja, uma pequena alteração no valor das tensões de compressão, no ponto 40mm. No entanto este valor está coincidente com um dos valores considerados aqui como referência, o experimento 2 de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#) e com a simulação de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#).

O resultado de tensão residual para o modelo simétrico 3D apresentado aqui, com dados do trabalho de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#), tem um papel importante na definição dos resultados dos próximos modelos, o modelo 2D e o modelo 3D, pois será utilizado como base comparativa.

Devido à concordância dos resultados apresentados acima para chapa de aço AISI 304, é possível afirmar com segurança os próximos resultados de tensão residual. Tal forma que, o próximo resultado, a Figura 5.3, apresenta o perfil de tensões residuais para chapas de aço AISI 316L de dimensões  $75\text{mm} \times 300\text{mm} \times 6,35\text{mm}$  com três energias de soldagem distintas

definidas na Tabela 4.4. O modelo utilizado foi o modelo 3D simétrico. Não há alterações significativas no perfil de tensão residual para estas três energias de soldagem, como mostrado na figura. Nota-se também que as extremidades das chapas de AISI 316L possuem tensões residuais de natureza compressiva, diferente do resultado apresentado para a chapa de aço AISI 304 que tendem a zero.

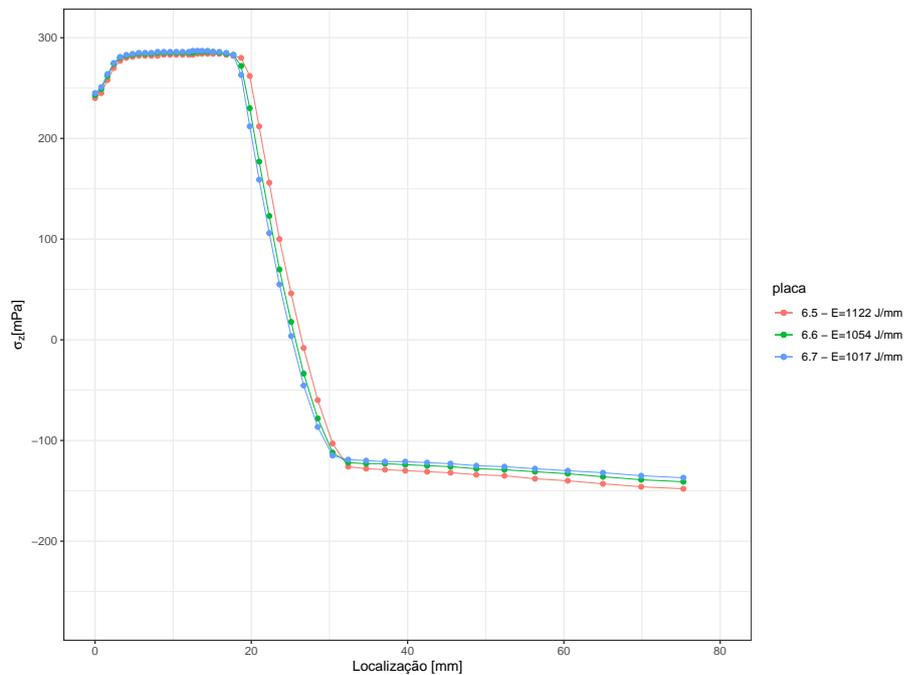


Figura 5.3 – Tensões residuais para o modelo 3D simétrico aço AISI 316L.

Fonte: o autor

Os dois resultados apresentados acima não são similares por possuírem parâmetros bem diferentes um do outro, como material, dimensões e parâmetros de soldagem. As energias de soldagem para as chapas de aço AISI 316L também são bem mais altas em comparação com a energia para a chapa de aço AISI 304. Entretanto, o perfil da curva se mantém de acordo com a teoria, a curva apresentada na figura 2.8b.

Valores máximos e mínimos obtidos pelo modelo 3D simétrico para cada placa estão resumidos na Tabela 5.1. Lembrado que são dados para as placas 6.5, 6.6 e 6.7 de acordo com a Tabela 4.4 na seção 4.2.5

Tabela 5.1 – Máximo e mínimo de tensão residual AISI 316L  
MEF 3D simétrico

<i>Placa</i>	$\sigma_z$ ( <i>Máx.</i> ) [MPa]	$\sigma_z$ ( <i>Min</i> ) [MPa]
6.5	284	-148
6.6	286	-141
6.7	287	-137

Fonte: o autor

### 5.1.2 Modelo 2D

O modelo 2D possui algumas vantagens em relação aos modelos 3D apresentados neste trabalho, pois possuem um tempo menor de processamento da solução e é mais fácil de se construir o modelo no ANSYS<sup>®</sup>. No entanto, não é possível representar determinados detalhes como chanfro na linha de soldagem, por exemplo. Para isso, é necessário recorrer a elementos sólidos para realização da simulação. Macanhan (2016) cita sobre o tempo de processamento considerando elementos sólidos e elementos do tipo chapa e estes tempos são bem diferentes.

A Figura 5.4 apresenta três perfis de tensões residuais para placas de aço AISI 316L 6.5, 6.6 e 6.7. Comparando com a curva apresentada pelo modelo simétrico, na Figura 5.3 é fácil observar o comportamento semelhante.

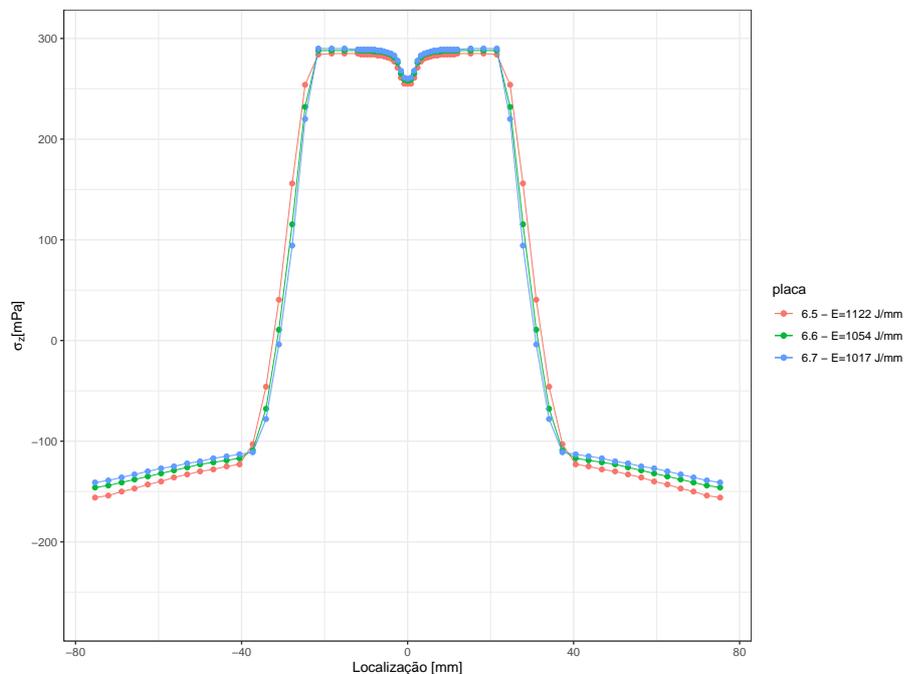


Figura 5.4 – Tensões residuais para o modelo 2D aço AISI 316L

Fonte: o autor

Os valores máximos de tensão residual obtidos estão entre 285 – 290 (MPa), o que confirma os valores apresentados por Macanhan (2016). No entanto, os valores mínimos, que refletem a tensões de compressão, foram entre 156 – 141 (MPa), diferentes do apresentado por Macanhan (2016). Tal diferença pode estar ligada ao modelo de elemento tipo casca diferentes. Estes valores estão resumidos na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 2D aço AISI 316L

<b>Placa</b>	$\sigma_z$ (Máx.) [MPa]	$\sigma_z$ (Min) [MPa]
6.5	285	-156
6.6	288	-146
6.7	290	-141

Fonte: o autor.

A Figura 5.5 apresenta o mesmo modelo 2D porém com o uso da técnica *Birth and Death*, que é a única diferença entre eles. Nota-se o perfil similar, mas no centro da solda as tensões residuais resultam valores ligeiramente menores. Observa-se também que as tensões residuais de tração também são similares, no entanto as tensões de compressão foram mais acentuadas em comparação como mesmo modelo sem uso do *Birth and Death*, conforme apresentado na Tabela 5.3.

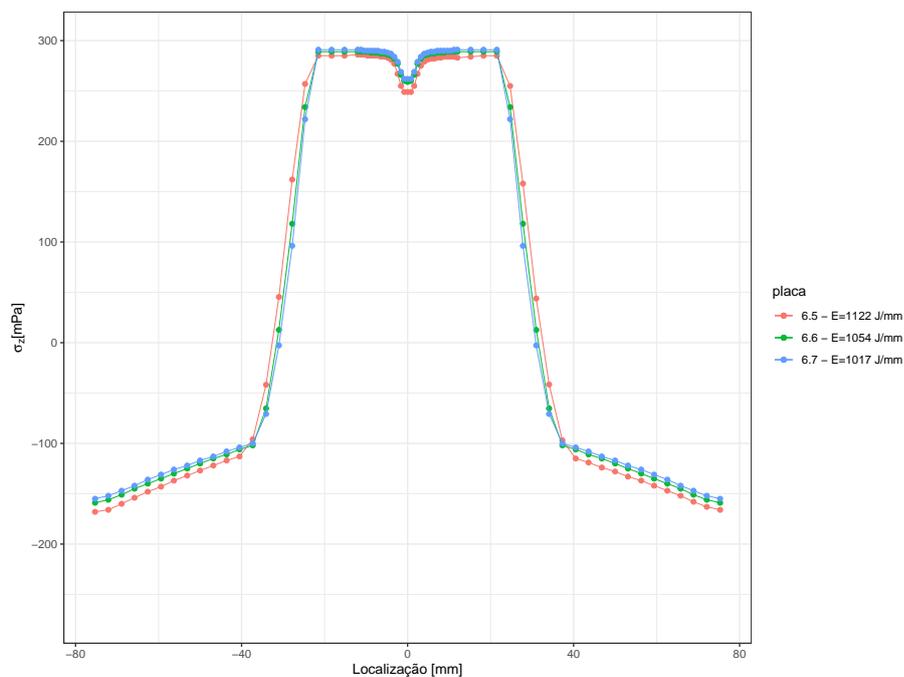


Figura 5.5 – Tensões residuais para o modelo 2D *Birth and Death* aço AISI 316L

Fonte: o autor

Tabela 5.3 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 2D *Birth and Death* aço AISI 316L.

<b>Placa</b>	$\sigma_z$ ( <b>Máx.</b> ) [MPa]	$\sigma_z$ ( <b>Min</b> ) [MPa]
6.5	286	-168
6.6	289	-159
6.7	291	-155

Fonte: o autor.

### 5.1.3 Modelo 3D

Para o modelo 3D, os resultados apontam uma leve divergência em relação aos resultados do modelo 2D. Basicamente, as diferenças estão na região do cordão de solda, no ponto onde começa a diminuir as tensões de tração e os valores máximos de tensão de compressão, conforme apresentado na Figura 5.6.

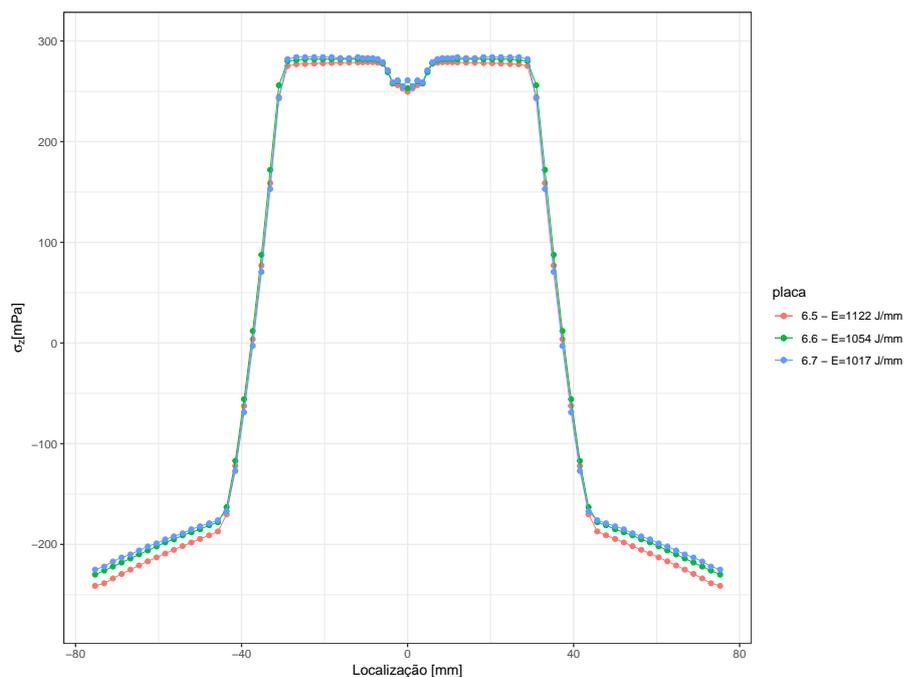


Figura 5.6 – Tensões residuais para o modelo 3D aço AISI 316L.

Fonte: o autor

Quanto aos números, vale observar que a máxima tensão residual de tração possuem valores compatíveis com os valores dos modelos 2D, sendo graficamente imperceptível. Não se pode afirmar o mesmo sobre os valores de tensão de compressão. Tal alteração de resultado pode estar ligada às características do elemento utilizado no modelo.

Tabela 5.4 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 3D aço AISI 316L

<b>Placa</b>	$\sigma_z$ (Máx.) [MPa]	$\sigma_z$ (Min) [MPa]
6.5	279	-241
6.6	282	-230
6.7	284	-225

Fonte: o autor.

A próxima imagem, a Figura 5.7, apresenta as tensões residuais longitudinais para o modelo 3D com uso do *Birth and Death*, o qual possui um aumento das tensões de tração no centro do cordão de solda e boa alteração na região de tensões de compressão nas extremidades da placa.

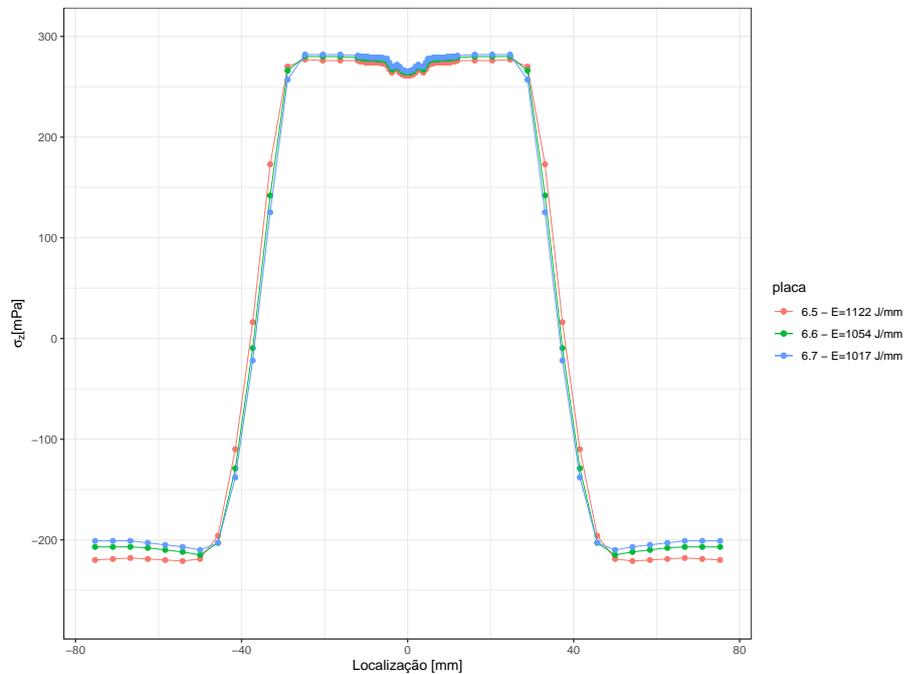


Figura 5.7 – Tensões residuais para o modelo 3D *Birth and Death* aço AISI 316L.

Fonte: o autor

Valores de tensão residual de tração no centro da placa permanecem compatíveis com o modelo sem *Birth and Death*, ao passo que houve um acréscimo dos valores na região das tensões de compressão. Tais valores estão resumidos na Tabela 5.5.

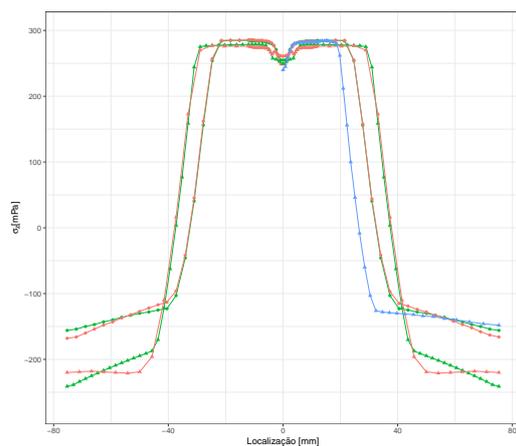
Tabela 5.5 – Valores máximo e mínimo de tensão residual modelo 3D *Birth and Death* aço AISI 316L.

<i>Placa</i>	$\sigma_z$ ( <i>Máx.</i> ) [MPa]	$\sigma_z$ ( <i>Mín</i> ) [MPa]
6.5	277	-221
6.6	280	-215
6.7	282	-210

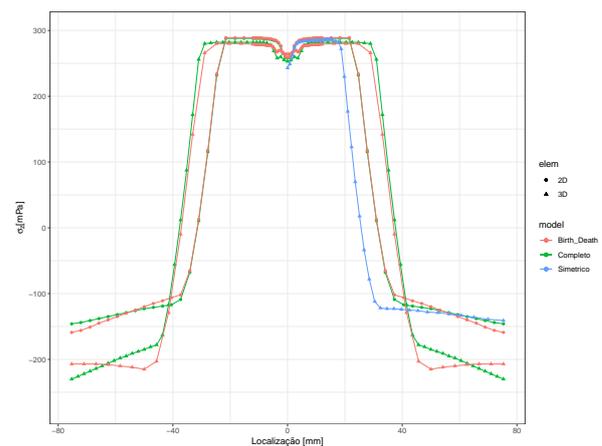
Fonte: o autor.

### 5.1.4 Comparação dos modelos

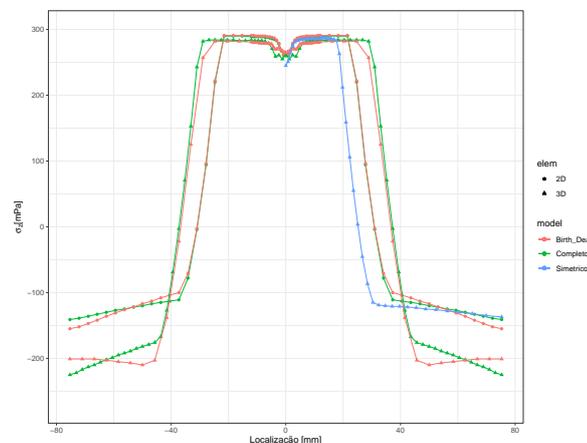
As curvas anteriores foram apresentados de forma separada por modelo, sendo possível visualizar o comportamento do perfil de tensões residuais com energias de soldagem diferentes e estas alterações são mínimas. A fim de se ter uma visão mais ampla, os resultados foram então compilados em uma única imagem, porém estes resultados foram apresentados por placa, Figura 5.8.



(a) Placa 6.5 -  $E = 1122 \text{ J/mm}$



(b) Placa 6.6 -  $E = 1054 \text{ J/mm}$



(c) Placa 6.7 -  $E = 1017 \text{ J/mm}$

Figura 5.8 – Tensões residuais apresentando todos os modelos juntos.

Fonte: o autor

As curvas apresentadas nas Figuras 5.8a, 5.8b e 5.8c, pouco diferem entre si, porém individualmente nota-se a semelhança do perfil entre os modelos. O formato do ponto apresentado na curva diz respeito ao tipo de elemento utilizado no modelo, tipo sólido ou tipo casca, e a cor especifica o modelo como simétrico ou completo ou *Birth and Death*, totalizando cinco curvas.

As tensões residuais máxima decaem em pontos distintos para cada modelo, sendo para o modelo completo 2D com e sem uso de *Birth and Death* em torno do ponto  $24,7\text{ mm}$ ,  $31,00\text{ mm}$  para os modelos 3D completos e para o modelo 3D simétrico em torno de  $19,8\text{ mm}$ . Apesar dos valores serem diferentes por modelo, não há alterações por valores diferentes de energia de soldagem.

Há similaridades nos valores de tensão residual de compressão, os valores negativos, para os modelos 3D simétrico e os modelos 2D completo.

As curvas da Figura 5.9 são similares as da Figura 5.8b mas adiciona resultados de um modelo com refinamento de malha. Este resultado foi criado para mostrar que refinamento de malha não interfere nos resultados de tensão residual. O modelo em questão foi para a placa 6.6 com energia de soldagem de  $1054\text{ J/mm}$  em elemento sólido para o modelo 3D completo.

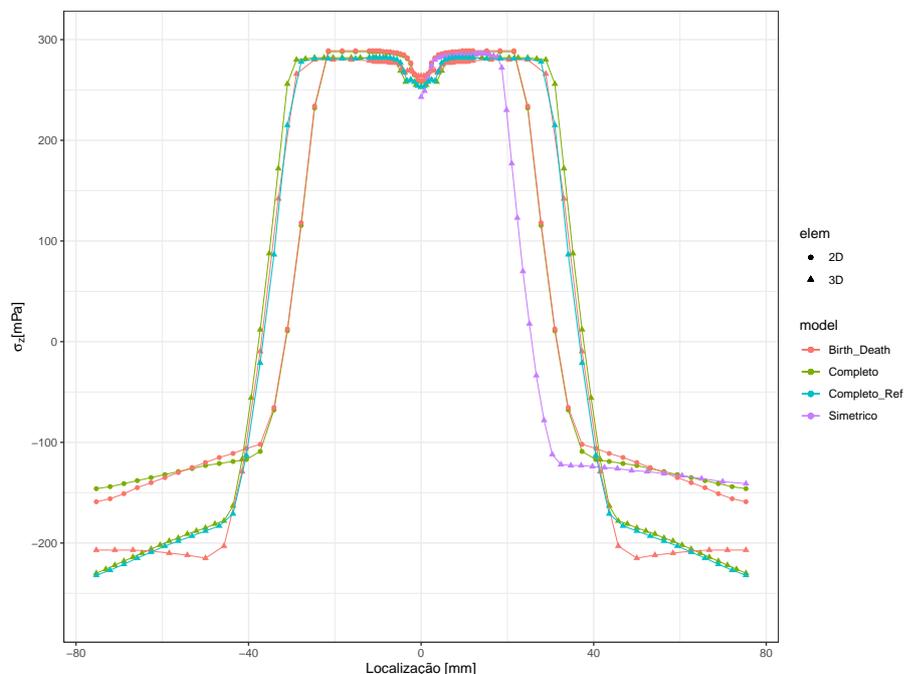


Figura 5.9 – Tensões residuais com todos os modelos e um com refinamento de malha - placa 6.6.

Fonte: o autor

A técnica *Birth and Death*, que simula a inserção de metal de adição não altera signifi-

cativamente os resultados. As diferenças são significativas quando se altera o tipo de elemento, 2D ou 3D, e quando se usa simetria.

## 5.2 Resultados de vibrações

Os resultados de vibrações foram divididos em modal inicial, modal final e, por fim, resultados das variações dos modos.

### 5.2.1 Análise modal inicial

Os resultados de análise modal inicial são idênticos no que se refere as placas 6.5, 6.6 e 6.7, pois não há alteração dimensional entre elas, assim, devido a essa similaridade, os resultados de análise modal inicial não serão apresentados para as placas separadamente. Assim, a Figura 5.10 elenca todos os valores obtidos por MEF juntamente com valores médios obtidos experimentalmente por Macanhan (2016).

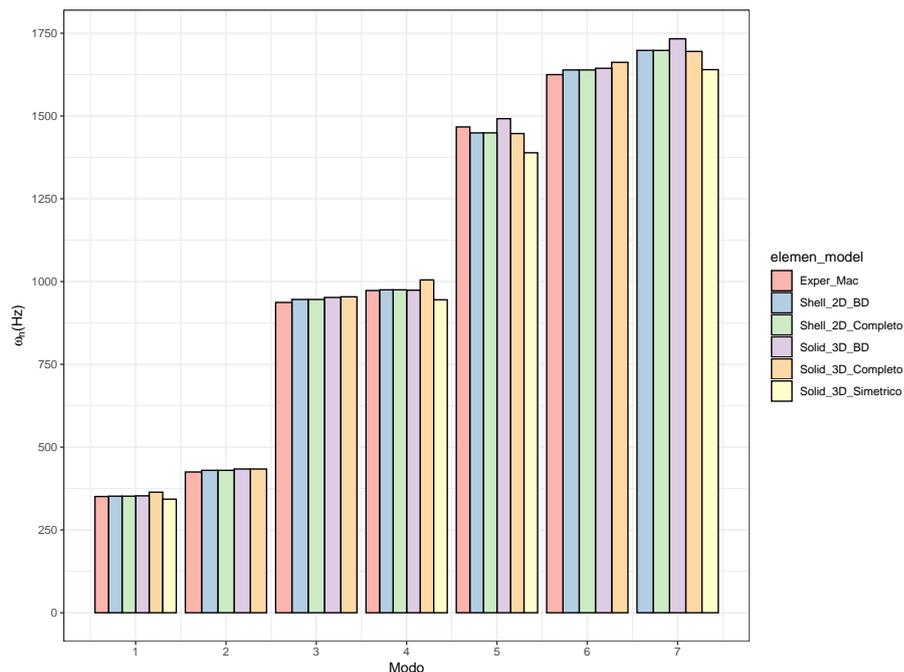


Figura 5.10 – Frequências naturais antes da soldagem para todas as placas.

Fonte: o autor

Para analisar os resultados das análises modais, optou-se por apresentar gráficos de barras similares aos apresentados por Macanhan (2016) para fins de comparação do perfil de variações, e seguem a seguinte legenda:

- Exper\_mac – Resultados experimentais de Macanhan
- Shell\_2D\_Completo – Modelo 2D Completo sem *Birth and Death*
- Shell\_2D\_BD – Modelo 2D Completo com *Birth and Death*
- Solid\_3D\_Completo – Modelo 3D Completo sem *Birth and Death*
- Solid\_3D\_BD – Modelo 3D Completo com *Birth and Death*
- Solid\_3D\_Simetrico – Modelo 3D considerando plano de simetria

É possível observar a boa compatibilidade dos resultados para os diferentes modelos apresentados. No entanto, observa-se que há valores faltantes para o modelo simétrico, que não apresenta os modos 2, 3 e 6. Isto se deve ao fato do modelo possuir plano de simetria<sup>1</sup>. Há também uma diferença para os modelos 3D completo nos modos 1, 4 e 6, com relação ao modelo 3D com *Birth and Death*, que pode ter origem na malha do modelo, pois o modelo com *Birth and Death* possui uma região que representa o cordão de solda. Todos os valores apresentados na Figura 5.10 estão resumidos na Tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Valores de frequências naturais antes da soldagem.

Modo	Modelos MEF					
	Exper. Mac.	Shell_2D BD	Shell_2D Completo	Solid_3D BD	Solid_3D Completo	Solid_3D Simetrico
1	353 Hz	352 Hz	352 Hz	353 Hz	364 Hz	343 Hz
2	428 Hz	430 Hz	430 Hz	434 Hz	434 Hz	-
3	942 Hz	946 Hz	946 Hz	952 Hz	954 Hz	-
4	977 Hz	975 Hz	975 Hz	974 Hz	1005 Hz	945 Hz
5	1477 Hz	1449 Hz	1449 Hz	1492 Hz	1447 Hz	1389 Hz
6	1631 Hz	1639 Hz	1639 Hz	1644 Hz	1662 Hz	-
7	-	1698 Hz	1698 Hz	1733 Hz	1695 Hz	1640 Hz

Fonte: o autor.

Os modos de vibração dos modelos estão apresentados na Figura 5.11, onde 5.11a são os modos para o modelo 2D completo, 5.11b são os modos para o modelo 3D completo e 5.11c são os modos para o modelo 3D simétrico. Nota-se a falta dos modos 2, 3 e 6 para o modelo simétrico, como já mencionado anteriormente.

<sup>1</sup> O plano de simetria no ANSYS® trava o movimento na direção normal a simetria o que deve causar esta alteração na extração dos modos, pois os modos devem ser extraídos com a placa livre-livre.

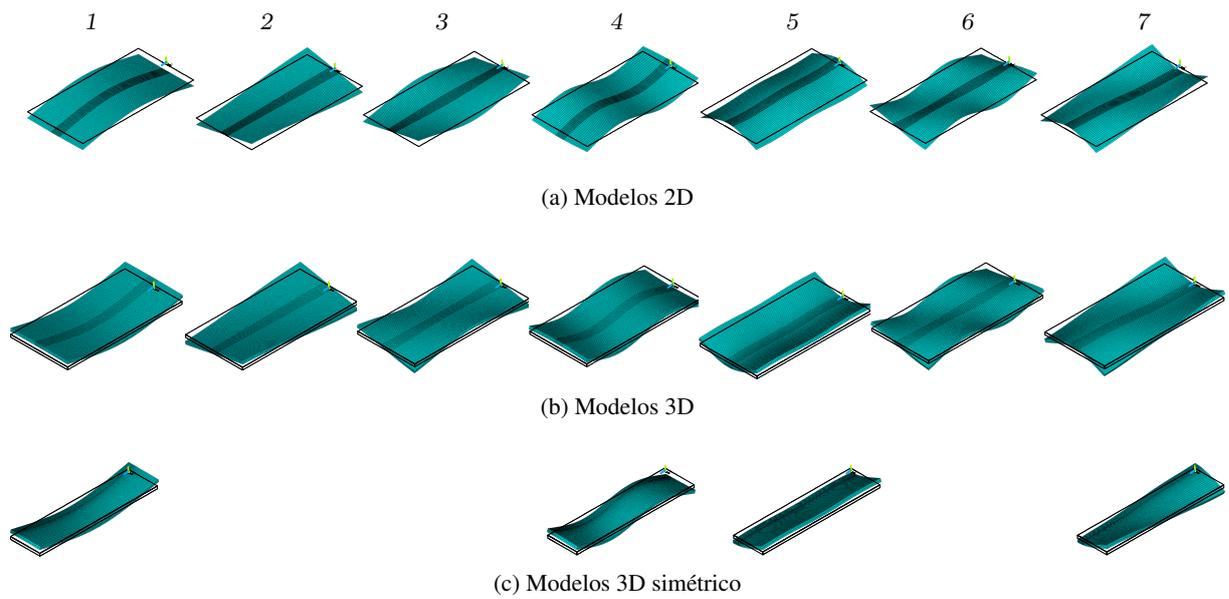


Figura 5.11 – Figura apresentando os modos de vibração dos modelos.

Fonte: o autor

Todos os modelos das análises modal final seguem este mesmo padrão de modos de vibração.

### 5.2.2 Análise modal final

Para as análises modais finais optou-se por apresentar os resultados separadamente uma vez que há pequenas alterações dos valores entre os modelos, lembrando que há seis tipos diferentes de modelos.

A Figura 5.12 apresenta os resultados para a placa 6.5, onde as cores definem os diferentes modelos MEF, descritos na legenda. A primeira barra em cada modo é o resultado experimental obtido no trabalho de Macanhan (2016).

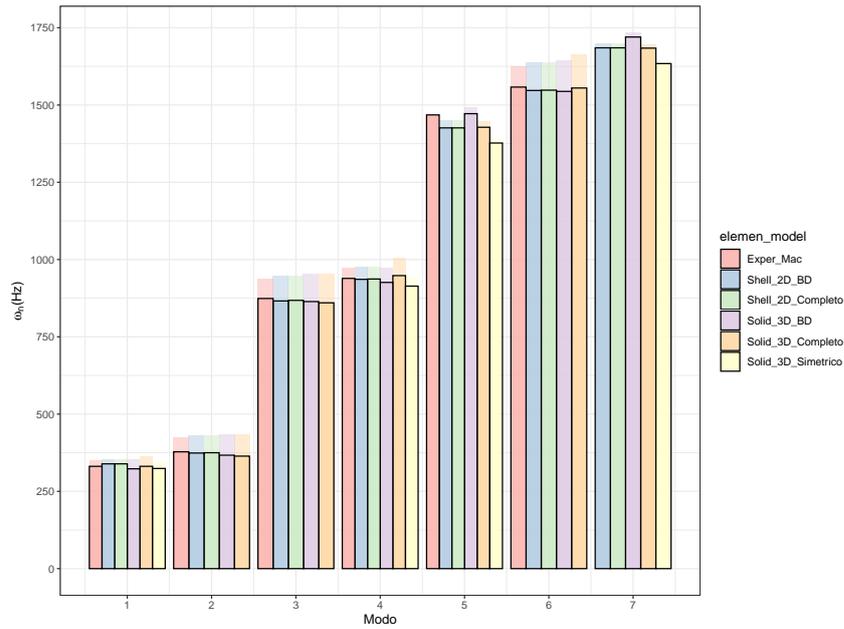


Figura 5.12 – Frequências naturais após soldagem para placa 6.5.

Fonte: o autor

Os valores da Figura 5.12 estão resumidos na Tabela 5.7, onde é possível verificar que não há alterações significativas entre os modelos 2D completo e o modelo 2D *Birth and Death*, exatamente como observado nos resultados de tensão residual para estes modelos.

Tabela 5.7 – Valores de frequências naturais após da soldagem para placas 6.5.

<b>Modelos MEF Placa 6.5</b>						
<b>Modo</b>	<b>Exper. Mac.</b>	<b>Shell_2D BD</b>	<b>Shell_2D Completo</b>	<b>Solid_3D BD</b>	<b>Solid_3D Completo</b>	<b>Solid_3D Simetrico</b>
1	331 Hz	339 Hz	339 Hz	323 Hz	331 Hz	324 Hz
2	378 Hz	374 Hz	375 Hz	367 Hz	364 Hz	-
3	874 Hz	866 Hz	868 Hz	864 Hz	860 Hz	-
4	939 Hz	936 Hz	937 Hz	926 Hz	948 Hz	914 Hz
5	1468 Hz	1426 Hz	1426 Hz	1472 Hz	1428 Hz	1377 Hz
6	1558 Hz	1547 Hz	1548 Hz	1544 Hz	1555 Hz	-
7	-	1685 Hz	1685 Hz	1720 Hz	1684 Hz	1634 Hz

Fonte: o autor.

A próxima imagem, Figura 5.13, apresenta resultados para a placa 6.6, o qual, visualmente não é possível identificar diferenças nos valores de resultados de vibrações entre as placas 6.6 e 6.5, pois tais diferenças são pequenas.

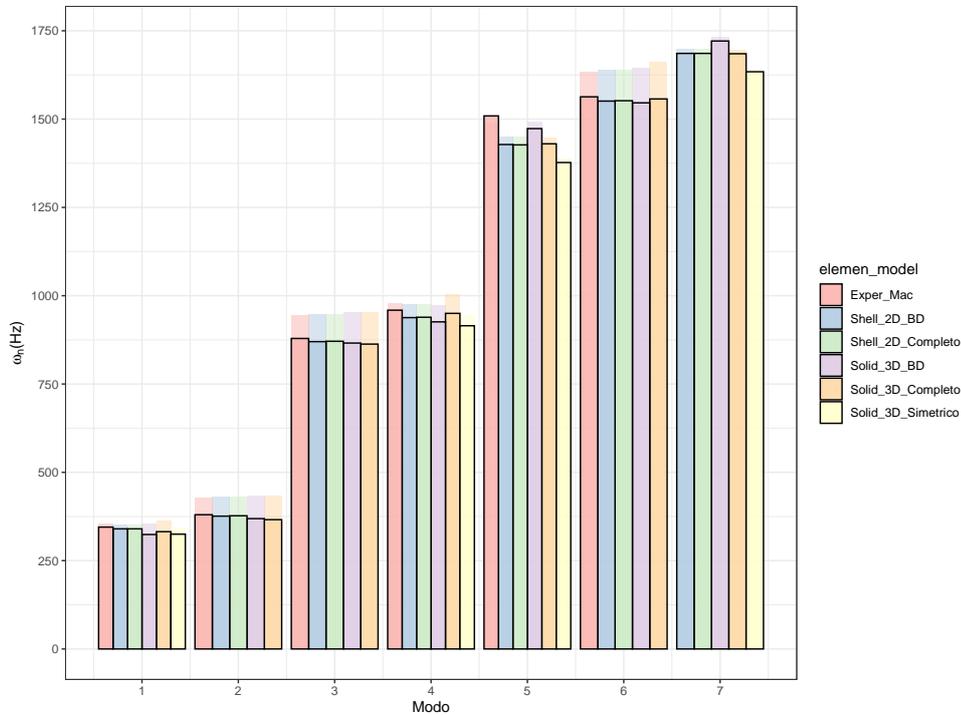


Figura 5.13 – Frequências naturais após soldagem para placa 6.6

Fonte: o autor

Os valores da Figura 5.13 estão resumidos na Tabela 5.8.

Tabela 5.8 – Valores de frequências naturais após da soldagem para placas 6.6.

<b>Modelos MEF Placa 6.6</b>						
<b>Modo</b>	<b>Exper. Mac.</b>	<b>Shell_2D BD</b>	<b>Shell_2D Completo</b>	<b>Solid_3D BD</b>	<b>Solid_3D Completo</b>	<b>Solid_3D Simetrico</b>
1	345 Hz	340 Hz	340 Hz	324 Hz	332 Hz	325 Hz
2	380 Hz	376 Hz	377 Hz	369 Hz	366 Hz	-
3	879 Hz	870 Hz	871 Hz	866 Hz	863 Hz	-
4	959 Hz	938 Hz	939 Hz	926 Hz	950 Hz	915 Hz
5	1509 Hz	1428 Hz	1427 Hz	1473 Hz	1430 Hz	1377 Hz
6	1563 Hz	1551 Hz	1552 Hz	1546 Hz	1557 Hz	-
7	-	1686 Hz	1686 Hz	1721 Hz	1685 Hz	1634 Hz

Fonte: o autor.

Por último, a Figura 5.14 apresenta os resultados para os modelos numéricos da placa 6.7. Novamente, os resultados entre as placas 6.5, 6.6 e 6.7 são muito próximos uns dos outros e não é possível identificar tais diferenças visualmente pelo imagem, sem que haja números.

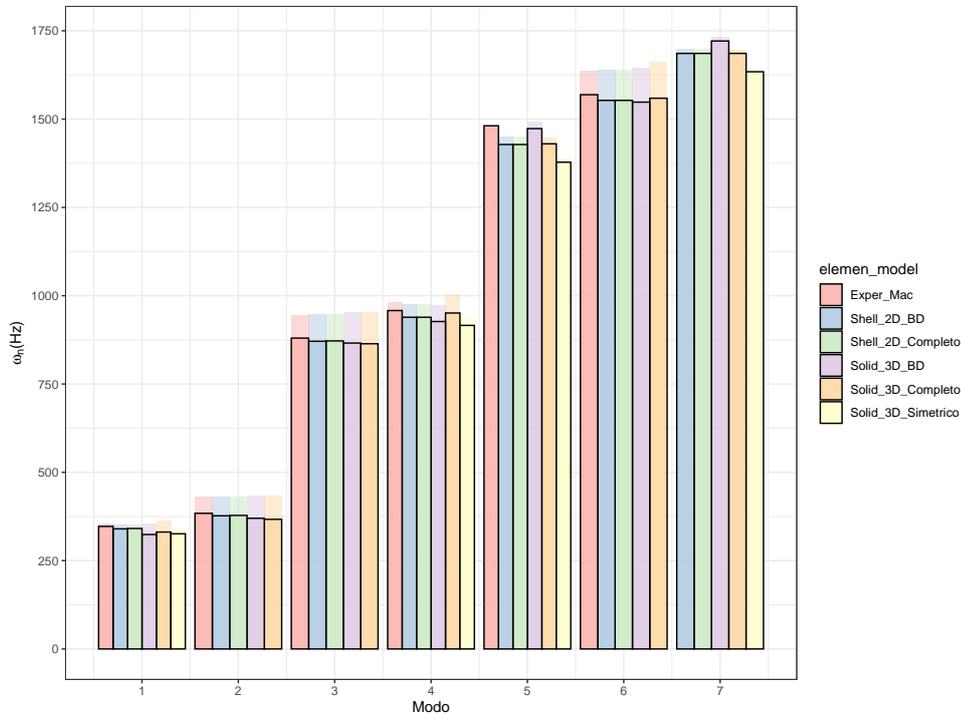


Figura 5.14 – Frequências naturais após soldagem para placa 6.7.

Fonte: o autor

Os dados da Figura 5.14 podem ser conferidos na Tabela 5.6.

Tabela 5.9 – Valores de frequências naturais após da soldagem para placas 6.7.

<b>Modelos MEF Placa 6.7</b>						
<b>Modo</b>	<b>Exper. Mac.</b>	<b>Shell_2D BD</b>	<b>Shell_2D Completo</b>	<b>Solid_3D BD</b>	<b>Solid_3D Completo</b>	<b>Solid_3D Simetrico</b>
1	347 Hz	340 Hz	341 Hz	324 Hz	331 Hz	326 Hz
2	384 Hz	377 Hz	378 Hz	370 Hz	367 Hz	-
3	880 Hz	871 Hz	872 Hz	866 Hz	864 Hz	-
4	958 Hz	939 Hz	939 Hz	927 Hz	951 Hz	916 Hz
5	1481 Hz	1428 Hz	1428 Hz	1473 Hz	1430 Hz	1378 Hz
6	1569 Hz	1553 Hz	1553 Hz	1548 Hz	1559 Hz	-
7	-	1686 Hz	1686 Hz	1721 Hz	1686 Hz	1634 Hz

Fonte: o autor.

Analisando os dados de análise modal final apresentados nas Figuras 5.12, 5.13 e 5.14 nota-se a boa convergência entre os valores experimental e numéricos principalmente modos 1, 2, 3 e 6. No entanto, há uma diferença entre o resultado experimental e os resultados numéricos para os modos 4 e 5.

Pelas tabelas apresentadas, pode-se afirmar que os modelos numéricos 2D sem e com *Birth and Death* são os mais próximos ao resultado experimental. Vale lembrar que o resultado experimental apresentado por Macanhan (2016) não considera metal de adição e com isso não é possível confirmar o modelo *Birth and Death* por não haver resultado experimental. O modelo *Birth and Death* é um resultado considerando metal de adição sem reforço e a comparação do modelo com resultados experimentais ficará como sugestão de trabalhos futuros.

### 5.2.3 Análise das variações

As variações foram calculadas de acordo com a formula abaixo:

$$\Delta\omega_n = \left[ \frac{\omega_{fin} - \omega_{ini}}{\omega_{ini}} \right] \times 100\% \quad (5.1)$$

onde,  $\omega_{ini}$  e  $\omega_{fin}$  representam as frequências naturais iniciais e finais, respectivamente.

A Figura 5.15 apresenta os resultados das variações para a placa 6.5 resumidos na Tabela 5.10. Observa-se claramente o aumento das variações a partir do primeiro modo para o segundo modo e diminuindo até o quinto modo, para então voltar a aumentar no sexto modo. Tal comportamento é observado nos resultados experimentais de Macanhan (2016). Observa-se também uma boa concordância entre os valores obtidos pelo modelo 3D simétrico, no entanto este modelo não apresenta resultados para os modos 2, 3, 6 e 7. Sem considerar o modelo 3D simétrico, as menores diferenças entre os resultados estão por conta dos modelos 2D.

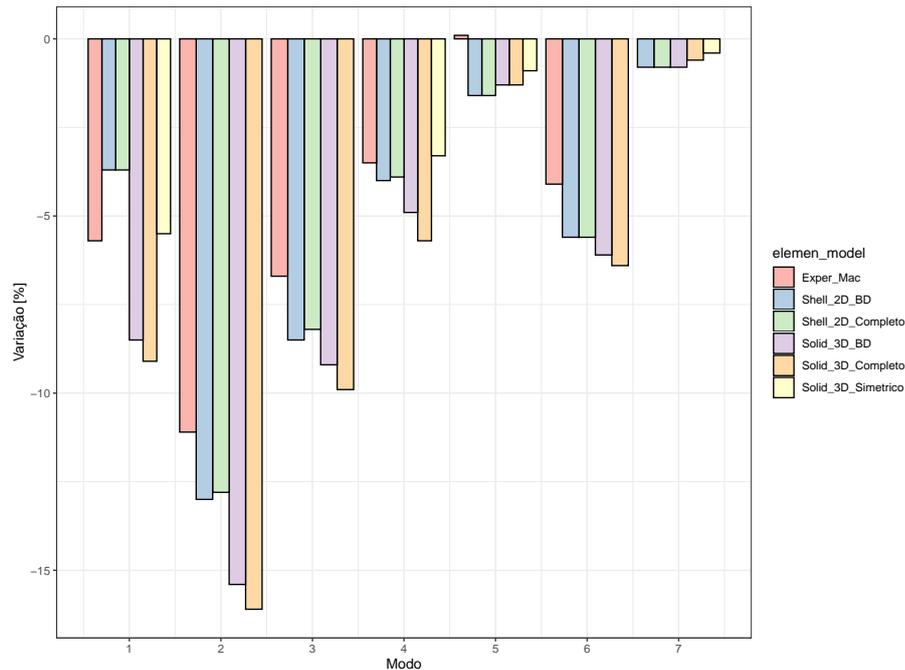


Figura 5.15 – Variação das frequências naturais após soldagem para placa 6.5.

Fonte: o autor

Tabela 5.10 – Valores de variação das frequências naturais obtidas por MEF - Placa 6.5.

<i>Modelos MEF Placa 6.5</i>						
<i>Modo</i>	<i>Exper.* Mac.</i>	<i>Shell_2D BD</i>	<i>Shell_2D Completo</i>	<i>Solid_3D BD</i>	<i>Solid_3D Completo</i>	<i>Solid_3D Simetrico</i>
1	-5.7 %	-3.7 %	-3.7 %	-8.5 %	-9.1 %	-5.5 %
2	-11.1 %	-13 %	-12.8 %	-15.4 %	-16.1 %	-
3	-6.7 %	-8.5 %	-8.2 %	-9.2 %	-9.9 %	-
4	-3.5 %	-4 %	-3.9 %	-4.9 %	-5.7 %	-3.3 %
5	0.1 %	-1.6 %	-1.6 %	-1.3 %	-1.3 %	-0.9 %
6	-4.1 %	-5.6 %	-5.6 %	-6.1 %	-6.4 %	-
7	-	-0.8 %	-0.8 %	-0.8 %	-0.6 %	-0.4 %

Nota: \* Dados experimentais extraídos de [Macanhan \(2016\)](#)

Fonte: o autor.

A Figura 5.16 apresenta os valores das variações para a placa 6.6. Há uma pequena diferença em relação aos resultados apresentados para as placas 6.5. O valor experimental extraído de [Macanhan \(2016\)](#) para o modo 5 possui uma alteração do padrão dos resultados numéricos. Não é possível afirmar que alteração possa ser alcançada com os modelos numéricos, pois estes modelos numéricos não levam em consideração as alterações microestruturais do processo de soldagem. Alterações dos parâmetros do modelo como alterações nos parâmetros de Goldak ou até mesmo na malha foram testados e pouco interferem nos resultados.

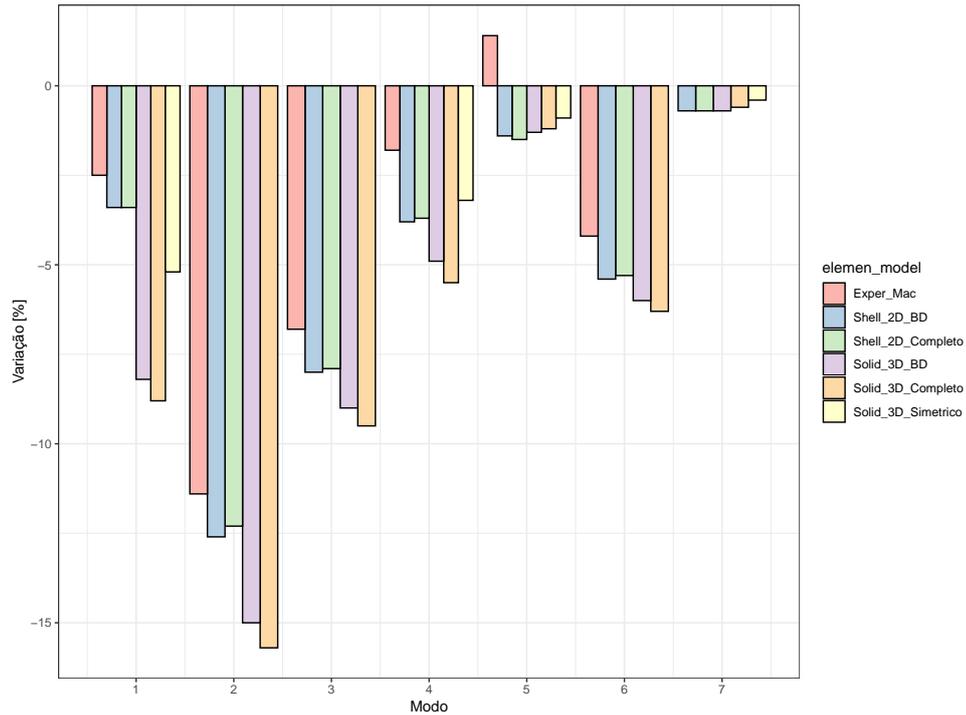


Figura 5.16 – Variação das frequências naturais após soldagem para placa 6.6

Fonte: o autor

A Tabela 5.11 apresenta resumidamente os valores das variações das frequências para a placa 6.6.

Tabela 5.11 – Valores de variação das frequências naturais obtidas por MEF - Placa 6.6.

<b>Modelos MEF Placa 6.6</b>						
<b>Modo</b>	<b>Exper.* Mac.</b>	<b>Shell_2D BD</b>	<b>Shell_2D Completo</b>	<b>Solid_3D BD</b>	<b>Solid_3D Completo</b>	<b>Solid_3D Simétrico</b>
1	-2.5 %	-3.4 %	-3.4 %	-8.2 %	-8.8 %	-5.2 %
2	-11.4 %	-12.6 %	-12.3 %	-15 %	-15.7 %	-
3	-6.8 %	-8 %	-7.9 %	-9 %	-9.5 %	-
4	-1.8 %	-3.8 %	-3.7 %	-4.9 %	-5.5 %	-3.2 %
5	1.4 %	-1.4 %	-1.5 %	-1.3 %	-1.2 %	-0.9 %
6	-4.2 %	-5.4 %	-5.3 %	-6 %	-6.3 %	-
7	-	-0.7 %	-0.7 %	-0.7 %	-0.6 %	-0.4 %

Nota: \* Dados experimentais extraídos de [Macanhan \(2016\)](#)

Fonte: o autor

Por último, a Figura 5.17 apresenta os valores obtidos para a placa 6.7. Novamente, nota-se pequena diferença em relação as placas 6.5 e 6.6.

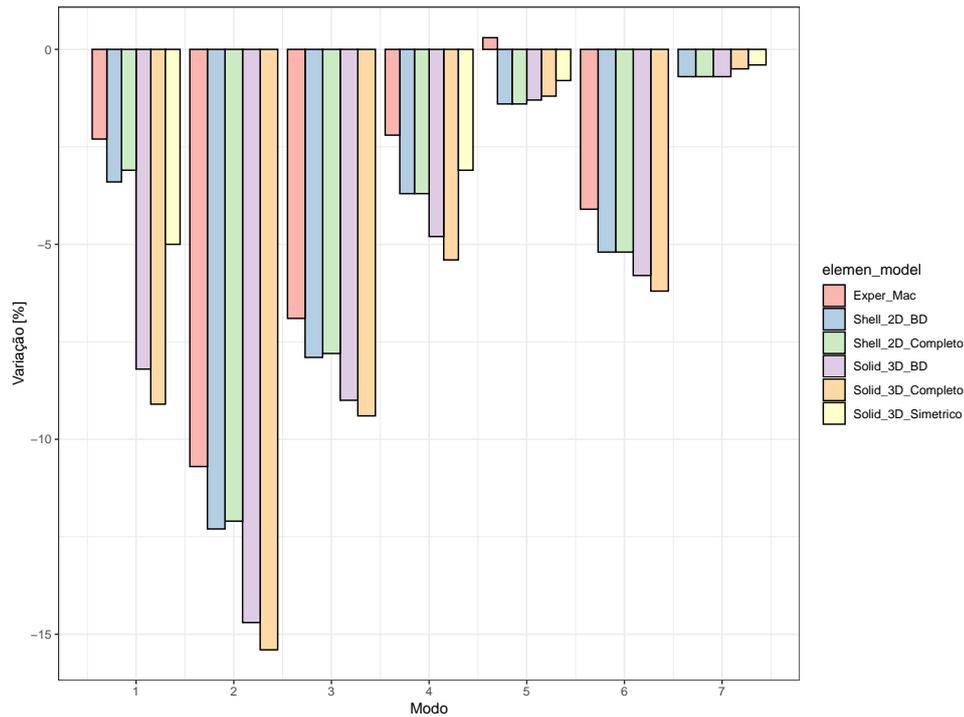


Figura 5.17 – Variação das frequências naturais após soldagem para placa 6.7.

Fonte: o autor

A Tabela 5.12 apresenta resumidamente os valores das variações das frequências para a placa 6.7.

Tabela 5.12 – Valores de variação das frequências naturais obtidas por MEF - Placa 6.7.

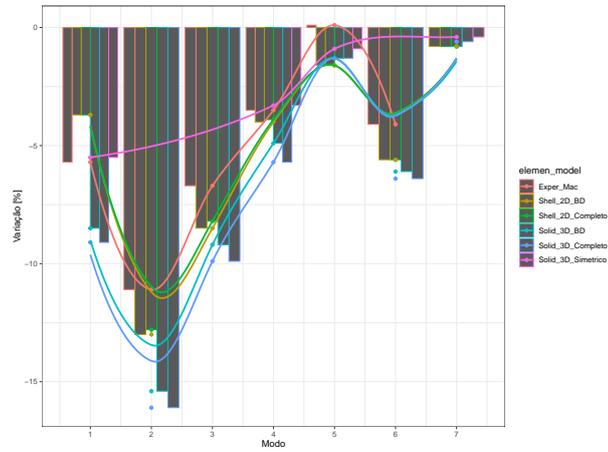
<b>Modelos MEF Placa 6.7</b>						
<b>Modo</b>	<b>Exper.* Mac.</b>	<b>Shell_2D BD</b>	<b>Shell_2D Completo</b>	<b>Solid_3D BD</b>	<b>Solid_3D Completo</b>	<b>Solid_3D Simetrico</b>
1	-2.3 %	-3.4 %	-3.1 %	-8.2 %	-9.1 %	-5 %
2	-10.7 %	-12.3 %	-12.1 %	-14.7 %	-15.4 %	-
3	-6.9 %	-7.9 %	-7.8 %	-9 %	-9.4 %	-
4	-2.2 %	-3.7 %	-3.7 %	-4.8 %	-5.4 %	-3.1 %
5	0.3 %	-1.4 %	-1.4 %	-1.3 %	-1.2 %	-0.8 %
6	-4.1 %	-5.2 %	-5.2 %	-5.8 %	-6.2 %	-
7	-	-0.7 %	-0.7 %	-0.7 %	-0.5 %	-0.4 %

Nota: \* Dados experimentais extraídos de [Macanhan \(2016\)](#)

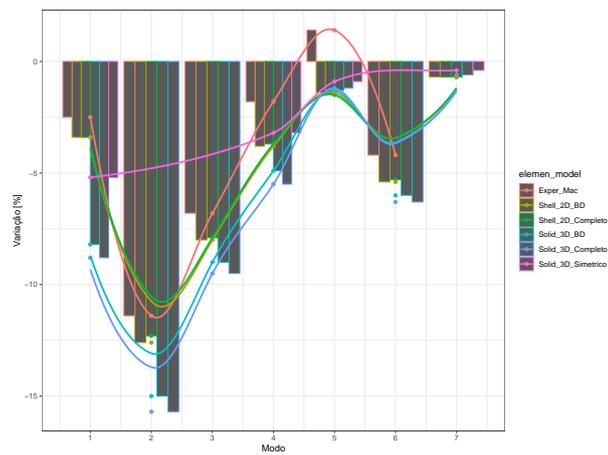
Fonte: o autor.

[Charette \(2011\)](#), [Bezerra et al. \(2008\)](#) e [Macanhan \(2016\)](#) possuem diversos resultados evidenciando as variações das frequências naturais por meio de imagens e tabelas semelhantes às apresentadas neste trabalho. Tais resultados, graficamente, nem sempre são de fácil visualização, por isso os valores em tabelas. Como há muitos modelos a serem avaliados neste trabalho, para facilitar o entendimento e julgar qual modelo melhor representa os resultados experimen-

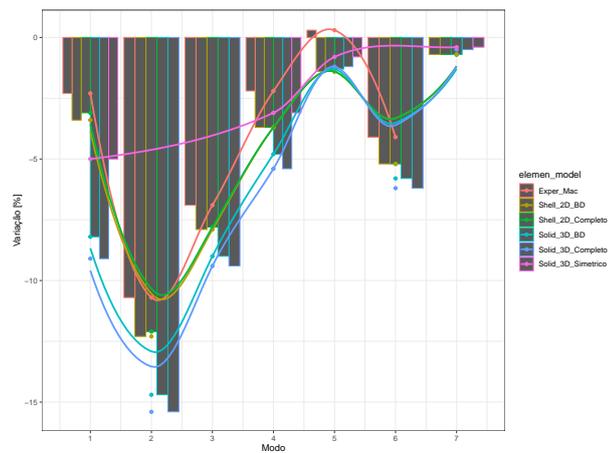
tais, propõe-se uma maneira de visualizar por meio interpolação em relação aos valores médios. Tais resultados estão apresentados na figura 5.18 cujas cores obedecem a legenda.



(a) placa 6.5



(b) placa 6.6



(c) placa 6.7

Figura 5.18 – Variação das frequências naturais após soldagem juntos

Fonte: o autor

Pode-se notar pelas imagens da Figura 5.18 que os resultados para os modelos 2D melhor representam os resultados experimentais. As maiores diferenças das variações entre os modelos estão nos dois primeiros modos. Do quinto modo em diante todos os modelos tendem a aproximar ou coincidir os resultados, exceto o modelo sólido 3D simétrico.

O modelo sólido 3D simétrico, cuja curva está em rosa, não pode ser utilizado para fins de análise das variações das frequências naturais, no entanto é um bom modelo para extrair resultados de tensões residuais, como já apresentado nos resultados anteriores. Por ser um modelo de elemento 3D e possuir metade do número de nós em relação ao modelo 3D completo, o tempo de simulação é reduzido pela metade. É interessante observar que os valores para todos os modos obtidos para este modelo estão entre os valores dos modelos 2D e 3D.

Por outro lado, os modelos 3D completos possuem maiores variações nos dois primeiros modos. Seria evidente e razoável afirmar que todos os modelos deveriam resultar em valores próximos, no entanto isto não é evidente pelos resultados aqui apresentados. O que não se pode negar é a aproximação dos perfis das curvas apresentadas com exceção do modelo simétrico.

Entre os modelos 2D com e sem metal de adição não há alterações significativas e o mesmo é válido entre os modelos 3D com e sem metal de adição. Talvez, numericamente não seria possível detectar diferenças entre as simulações devido ao fato de o cordão de solda possuir exatamente as mesmas propriedades e características de material. Também não houve deposição de reforço que aumentasse a massa do modelo. Não há na literatura muitas pesquisas na área de soldagem que envolvem alterações nos modos de vibração, com dados explícitos, tão pouco similares uns aos outros, pois cada pesquisa utiliza materiais e dimensões diferentes e cada material vibra naturalmente de maneira própria. Também são utilizadas uniões diferentes como tubos, junta T, etc.

Por fim, analisando ambos os gráficos de tensões residuais apresentados na Figura 5.8 e os gráficos apresentados na Figura 5.18, observa-se que as alterações dos resultados das variações são percebidas nos resultados de tensões residuais. O aumento das tensões de compressão nos modelos 3D representam uma maior variação dos modos 1 e 2, ao passo que valores de tensões residuais para os modelos 2D representam uma variação dos modos 1 e 2 mais próximos dos dados experimentais de Macanhan (2016). Outro ponto importante nesta comparação é que os valores de tensão residual de tração para todos os modelos, que diminuem em pontos diferentes distante do centro da zona de fusão, sugerem uma correlação da taxa de variação do

quarto modo com o declínio das tensões residuais de tração. Com isso os dois primeiros modos sugerem variações nas tensões de compressão.

## 6 CONCLUSÃO

Este trabalho apresentou diversos resultados de tensões residuais após soldagem e como variam as frequências naturais devido a tais tensões por meio de simulações por método de elementos finitos. A soldagem é uma área da engenharia muito estudada e aprimorada ao longo dos anos devido a grande quantidade de parâmetros envolvidos neste processo e controlar suas consequências é de grande valor para a segurança das estruturas. Como já exposto, as tensões residuais, experimentalmente, podem ser avaliadas por métodos destrutivos e semi-destrutivos cujo objetivo final é estabelecer parâmetros ideais de soldagem mitigando os efeitos colaterais do processo. É claro que há muito mais parâmetros envolvidos do que apenas corrente, tensão e velocidade de soldagem. Assim, estudar como variam as frequências naturais de um corpo após a soldagem pode ser determinante para a obtenção de um modelo matemático com finalidade de se criar um método capaz de identificar tensões residuais de forma não destrutiva e de baixo custo, bastando para isso apenas um analisador de sinais de pequeno porte.

Não há muitas pesquisas nesta área, o que a torna desafiadora. Uma das razões pode ser o fato de não se encontrar uma norma para padronização dos materiais para ensaio em laboratório. Cada pesquisador utiliza amostras com dimensões e materiais distintos, com vários resultados porém sem muitos dados para uma avaliação mais ampla. Ou seja, materiais e formas distintas resultam em variações bem diferentes entre si. Devido a este fato, este trabalho visou ampliar os resultados já obtidos na literatura, cujo objetivo foi obter tais resultados de variação de frequências naturais e de tensões residuais totalmente por método de elementos finitos aprofundando a análise dos mesmos. O desafio foi encontrar na literatura resultados similares com materiais similares, que neste caso resultou na escolha da união de chapas com soldagem de topo. Com isso, foi necessário implementar linhas de código de programação APDL, nativo do software ANSYS®, para três tipos de modelos distintos, 2D, 3D e 3D simétrico. Por fim, viabilizar os mesmos modelos considerando metal de adição como complemento no rol de resultados dando subsídios para a escolha do melhor modelo MEF para pesquisas na área de variação de frequências naturais após soldagem.

### 6.1 Conclusões

A metodologia proposta foi estabelecer resultados de tensões residuais e variação dos parâmetros modais exclusivamente por meio de simulações numéricas. Para tal, os dados para

criação de tais modelos foram catalogados da literatura e os resultados foram obtidos com êxito. Após a criação do primeiro modelo, o modelo 3D simétrico, foi possível validá-lo com boa concordância com os dados de referência, obtidos de [Choobi, Haghpanahi e Sedighi \(2011\)](#) e [Barban \(2014\)](#). Tal validação foi feita para resultados de tensões residuais para chapa de aço AISI304.

Os dados de referência sobre as variações dos parâmetros modais foram obtidos de [Macanhan \(2016\)](#), com o material AISI316L e dimensões diferentes da adotada no modelo 3D simétrico inicial. Então foi necessário realizar uma simulação ajustando o modelo simétrico 3D para os dados desta nova referência e assim obteve-se o perfil de tensões residuais para a chapa de aço AISI316L. Os demais modelos adotados neste trabalho utilizaram os dados e parâmetros desta referência.

Com relação ao principal objetivo deste trabalho, foram simulados cinco tipos de modelos: o modelo 3D simétrico, o modelo 2D completo, o modelo 2D completo com *Birth and Death*, o modelo 3D completo e o modelo 3D completo com *Birth and Death*. Entre os modelos apresentados nesta pesquisa, o que melhor representa os resultados de variação dos parâmetros modais é o modelo de chapa 2D. Foi possível observar em todos os resultados apresentados que o modelo 2D é o que mais se aproxima dos valores referenciais para tensões residuais e as frequências naturais. As frequências naturais foram comparadas diretamente dos valores experimentais obtidos de [Macanhan \(2016\)](#), enquanto que as tensões residuais foram confirmadas pela validade do modelo obtido para chapa AISI304.

Logo pode-se concluir que:

- A comparação dos resultados das simulações realizadas, utilizando elementos tipo casca, elementos 3D, tipo sólido e elementos sólidos com simetria da placa mostra que os melhores resultados foram obtidos com o modelo com elementos 2D, tipo casca, pois foram os modelos cujos resultados mais se aproximaram dos dados experimentais;
- A técnica de simetria para simulação de placas soldadas leva a tempos de processamento significativamente menores, com bons resultados para as análises de tensões residuais. Entretanto, os resultados deste trabalho mostraram que o uso desta técnica altera os resultados modais e, ainda, não fornece os resultados de frequência natural para todos os modos de vibração devido ao travamento dos elementos do plano de simetria na direção

normal ao plano. Portanto, esta técnica deve ser evitada quando o objetivo for gerar dados de referência para as variações nas frequências naturais;

- O uso da técnica Birth and Death, que simula a inserção de metal de adição, pouco alterou os resultados obtidos neste trabalho. Uma provável razão seria o fato das soldas simuladas não incluírem reforço, o que poderia alterar a massa do conjunto e, conseqüentemente, os resultados das frequências naturais. Esta conclusão é corroborada pelo trabalho de [Kathari, Reddy e Kalyan \(2016\)](#) que também não apresentaram alterações significativas nos resultados com e sem o uso da técnica.
- A comparação e análise das variações dos parâmetros modais com as tensões residuais de soldagem para os diversos modelos envolvem vários valores que podem ser apresentados em gráficos e tabelas e não é trivial. Este trabalho propôs utilizar a técnica de interpolação dos valores das frequências para se avaliar as variações dos parâmetros modais.

## 6.2 Sugestões para trabalhos futuros

Pontua-se abaixo as sugestões para futuros trabalhos como complementação e ampliação de dados para pesquisas na área.

- Realizar soldas experimentais considerando dimensões e material idênticos aos utilizados neste trabalho e com metal de adição sem reforço com intuito de validar os resultados obtidos teoricamente por MEF;
- Realizar soldas experimentais considerando metal de adição com reforço e obter a variação das frequências naturais;
- Ampliar os resultados experimentais de variação de frequências naturais até o sétimo modo de vibração e viabilizar um fórmula empírica do perfil de variações;
- Pesquisar como as restrições durante a soldagem interferem no perfil das variações de frequências naturais.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AKRIVOS, V.; MURANSKY, O.; DEPRADEUX, L.; SMITH, M. C.; VASILEIOU, A.; DE-ACONU, V.; KAPADIA, P. On the accurate prediction of residual stress in a three-pass slot nickel-base repair weld by numerical simulations. **Journal of Manufacturing and Materials Processing**, MDPI AG, v. 6, n. 3, p. 61, jun 2022.

ALMEIDA, M. T. **Análise de vibrações em estruturas de máquinas pelo método da superposição modal**. Escola de Engenharia de Itajubá, 1999.

BARBAN, L. **Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas pela soldagem**. Dissertação (Dissertação de Mestrado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2014.

BEZERRA, A. C. **Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.

BEZERRA, A. C.; VIEIRA, L. C.; RADE, D. A.; SCOTTI, A. On the influence of welding residual stress on dynamic behavior of structures. **Shock and Vibration**, v. 15, p. 447–458, 2008.

CAPRICCIOLI, A.; FROSI, P. Multipurpose ansys fe procedure for welding processes simulation. **Fusion Engineering and Design**, v. 84, p. 546–553, 2009.

CHARETTE, O. **Effet des contraintes résiduelles sur les parametres modaux dans les structures soudées**. Mémoire (Maîtrise em Génie Mécanique) — École de Technologie Supérieure - Université du Quebec, Montreal, 2011.

CHOOBI, M. S.; HAGHPANAHI, M.; SEDIGHI, M. Effect of welding sequence and direction on angular distortions in butt-welded plates. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, SAGE Publications, v. 47, n. 1, p. 46–54, nov 2011.

CORREA, E. O. Metalurgia da soldagem. **Notas de aula do curso de pós graduação MPF14, IEM/UNIFEI**, 2017.

DARMANDI, D.; TIEU, A. K.; NORISH, J. Analytic and finite element solutions for temperature profiles in welding using varied heat source models. **World Academy of Science, Engineering and Technology**, Zenodo, 2011.

DARMANDI, D.; TIEU, A. K.; NORISH, J. A validated thermo mechanical fem model of bead-on-plate welding. **International Journal of Materials and Product Technology**, v. 48, n. 1/2/3/4, p. 146–166, 2014.

GOLDAK, J.; BIBBY, M.; MOORE, J.; HOUSE, R.; PATEL, B. Computer modeling of heat flow in welds. **Metallurgical Transactions B**, Springer Science and Business Media LLC, v. 17, n. 3, p. 587–600, sep 1986.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. A new finite element model for welding heat sources. **Metallurgical Transactions B**, v. 15B, p. 299–305, 1984.

HATIFI, M. M.; FIRDAUS, M. H.; RAZLAN, A. Y. Modal analysis of dissimilar plate metal joining with different thicknesses using MIG welding. **International Journal of Automotive and Mechanical Engineering**, Universiti Malaysia Pahang Publishing, v. 9, p. 1723–1733, jun 2014.

INMAN, D. J. **Engineering vibration**. Fourth edition. [S.l.]: Pearson Prentice Hall, 2014.

JUBB, J. E. M.; PHILIPS, I. G. Interrelation of structural stability, stiffness, residual stress and natural frequency. **International Journal of Automotive and Mechanical Engineering**, v. 39, p. 121–134, 1975.

JURCIUS, A.; VALIULIS, A. V. Searching for residual stress measurement methods for structural steel components. **World Transactions on Engineering and Technology Education**, v. 11, n. 4, p. 424–427, 2013.

KALDAS, M. M.; DICKINSON, S. M. The flexural vibration of welded rectangular plates. **Journal of Sound and Vibration**, v. 75, p. 163–178, 1981.

KATHARI, N.; REDDY, K. R.; KALYAN, J. B. A critical comparative study of welding simulations using fea. **International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology**, v. 5, n. 6, p. 11170–11178, 2016.

KOBELCO. **Welding References**. 2022. Disponível em: <<https://www.kobelco-welding.jp/education-center/references/references03.html>>. Acesso em: 23 jun. 2022.

LEE, H. T.; CHEN, C. T. Numerical and experimental investigation into effect of temperature field on sensitization of AISI 304 in butt welds fabricated by gas tungsten arc welding. **Materials Transactions**, Japan Institute of Metals, v. 52, n. 7, p. 1506–1514, 2011.

LEE, H. T.; CHEN, C. T. Predicting effect of temperature field on sensitization of alloy 690 weldments. **Materials Transactions**, Japan Institute of Metals, v. 52, n. 9, p. 1824–1831, 2011.

LIENHARD-V, J. H.; LIENHARD-IV, J. H. **A Heat Transfer Textbook**. [S.l.]: Phlogiston Press, 2008. ISBN 978-0486479316.

LINDGREN, L.-E. Finite element modeling and simulation of welding. part 1: Increased complexity. **Journal of Thermal Stresses**, Informa UK Limited, v. 24, n. 2, p. 141–192, feb 2001.

LINDGREN, L.-E. Finite element modeling and simulation of welding. part 2: Improved material modeling. **Journal of Thermal Stresses**, Informa UK Limited, v. 24, n. 3, p. 195–231, mar 2001.

LINDGREN, L.-E. Finite element modeling and simulation of welding. part 3: Efficiency and integration. **Journal of Thermal Stresses**, Informa UK Limited, v. 24, n. 4, p. 305–334, apr 2001.

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

MACANHAN, V. B. P.; C, E. O.; LIMA, A. M. G.; SILVA, J. T. Vibration response analysis on stainless steel thin plate weldments. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Springer Nature, jan 2019.

MACANHAN, V. B. P.; CORREA, E. O.; SILVA, J. T. Comparing the dynamic response of bead-on-plate and butt-welded plates. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Springer Nature, v. 41, n. 1, dec 2019.

- MAGALHAES, E. S. **Análise térmica e microestrutural do processo de soldagem TIG usando problema inverso não linear e método da entalpia**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Itajubá, 2016.
- MARQUES, P. V.; MONDENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem Fundamentos e Tecnologia**. [S.l.]: UFMG, 2007.
- MASUBUCHI, K. **Analysis of Welded Structures**. [S.l.]: Pergamon Press, 1980.
- NET. **Network on Neutron Techniques Standardization for Structural Integrity**. 2022. Disponível em: <<https://www.net-network.eu/>>. Acesso em: 23 out. 2022.
- NUNES, A. C. An extended rosenthal weld model. **Welding Journal Research Supplements**, p. 165–170, jun. 1983.
- RAO, S. **Vibrações mecânicas**. [S.l.]: Pearson Prentice Hall, 2008.
- ROSENTHAL, D. The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. **Transactions of the American Society of Mechanical Engineers**, v. 43, p. 849–866, nov. 1946.
- SHABANA, A. A. **Vibration of discrete and continuous systems**. New York: Springer, 1996.
- VAISAK, V.; ISSAC, G. C.; VARGHESE, V. M. J. Effect of welding residual stress on the natural frequency of structures. **International Journal of Innovative Research in Advanced Engineering**, 2014.
- WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem. Processos e Metalurgia**. São Paulo: Edgard Blucher, 1992. ISBN 978-85-212-0238-7.
- YANG, Y. P.; JUNG, G.; YANCEY, R. Finite element modeling of vibration stress relief after welding. **The Vibratory Stress Relief Library**, maio 2005.
- ZHANG, X.; KAN, J. Influence of welding on modal parameters of stump cutter shaft. **International Journal of Simulation, Systems, Science & Technology**, v. 16, n. 2, 2015.

## **Apêndices**

# APÊNDICE A – CÓDIGO APDL - 3D

## COMPLETO *BIRTH AND DEATH*

```

/PREP7
/UNITS,SI
! _____ ESCOLHA DO ELEMENTO _____
ET,1,SOLID70

! ----- DEFINICAO DAS PROPRIEDADES DO MATERIAL 316L -----
MAT,1 ! 316L

! ----- PROPRIEDADES CONSTANTES -----
TREF,298 ! TEMPERATURA DE REFERENCIA EM K

! ----- PROPRIEDADES QUE VARIAM COM A TEMPERATURA -----
MPTEMP,1,273,293,373,473,573,673 ! TEMPERATURAS
MPTEMP,7,773,873,973,1073,1173,1273
MPTEMP,13,1373,1473,1573,1673,1773,5000

MPDATA,DENS,1,1,8038.70,8030.47,7997.02,7954.03,7909.76,7864.18 ! DENSIDADE
MPDATA,DENS,1,7,7817.31,7769.13,7719.66,7668.90,7616.83,7563.47
MPDATA,DENS,1,13,7508.81,7452.85,7395.60,7354.75,7354.75,7354.75

MPDATA,C,1,1,456.28,464.73,494.23,522.74,543.92,559.87 ! CALOR ESPECÍFICO
MPDATA,C,1,7,572.69,584.49,597.38,613.45,634.82,663.58
MPDATA,C,1,13,701.85,751.72,815.30,869.09,869.09,869.09

MPDATA,KXX,1,1,13.29,13.63,14.99,16.62,18.19,19.72 ! CONDUTIVIDADE TERMICA
MPDATA,KXX,1,7,21.26,22.81,24.42,26.09,27.86,29.76
MPDATA,KXX,1,13,31.81,34.03,36.46,38.29,38.29,38.29

MPTEMP,1,273,293,373,473,573,673 ! TEMPERATURAS
MPTEMP,7,773,873,973,1073,1173,1273
MPTEMP,13,1373,1473,1573,1673,1773,2100

MPDATA,ENTH,1,1,9.76E8,1.05E9,1.35E9,1.75E9,2.16E9,2.59E9 ! ENTALPIA
MPDATA,ENTH,1,7,3.03E9,3.48E9,3.94E9,4.41E9,4.90E9,5.40E9
MPDATA,ENTH,1,13,5.93E9,6.49E9,7.09E9,7.54E9,8.08E9,9.58E9 !Dois ultimos por: Enth=1.15+(4.56e6)Temp

PHYSICS,WRITE,THERMAL
PHYSICS,CLEAR

! ----- PROPRIEDADES SIMULACAO ESTRUTURAL -----
ET,1,SOLID185 ! SOLIDO ESTRUTURAL

```

```

KEYOPT,1,1,0

MAT,1 ! 316L

! ----- PROPRIEDADES CONSTANTES -----
TREF,298 ! TEMPERATURA DE REFERÊNCIA EM K

! ---- PROPRIEDADES QUE VARIAM COM A TEMPERATURA -----
MPTEMP,1,273,293,373,473,573,673 ! TEMPERATURAS
MPTEMP,7,773,873,973,1073,1173,1273
MPTEMP,13,1373,1473,1573,1673,1773,5000

MPDATA,DENS,1,1,8038.70,8030.47,7997.02,7954.03,7909.76,7864.18 ! DENSIDADE
MPDATA,DENS,1,7,7817.31,7769.13,7719.66,7668.90,7616.83,7563.47
MPDATA,DENS,1,13,7508.81,7452.85,7395.60,7354.75,7354.75,7354.75

MPDATA,EX,1,1,2.00E11,1.96E11,1.92E11,1.84E11,1.76E11,1.68E11 ! MÓDULO DE ELASTICIDADE
MPDATA,EX,1,7,1.60e11,1.52e11,1.44e11,1.35e11,1.27e11,1.19e11
MPDATA,EX,1,13,1.05e11,2.00e10,7.00e9,5.56e9,5.56e9,5.56e9

MPDATA,ALPX,1,,16.3E-6,16.4E-6,16.8E-6,17.2E-6,17.6E-6,18.0E-6 !COEFICIENTE DE EXPANSÃO TERMICA
MPDATA,ALPX,1,,18.4E-6,18.7E-6,19.0E-6,19.2E-6,19.4E-6,19.6E-6
MPDATA,ALPX,1,,19.7E-6,19.8E-6,19.9E-6,20.0E-6,20.0E-6,20.0E-6

MPDATA,PRXY,1,,0.31,0.31,0.32,0.32,0.33,0.33 !POISSON RATIO
MPDATA,PRXY,1,,0.34,0.35,0.35,0.36,0.37,0.38
MPDATA,PRXY,1,,0.38,0.39,0.39,0.39,0.39,0.39

!BILINEAR KINEMATICS HARDENING
FACT=0.02
TB,BKIN,1
TBTEMP,273
TBDATA,1,3.47e8,2e11*FACT
TBTEMP,573
TBDATA,1,1.45e8,1.76e11*FACT
TBTEMP,973
TBDATA,1,1.17e8,1.44e11*FACT
TBTEMP,1173
TBDATA,1,1.05e8,1.27e11*FACT
TBTEMP,1473
TBDATA,1,2.40e7,2.00e10*FACT
TBTEMP,1673
TBDATA,1,1.0e7,5.56e9*FACT

PHYSICS, WRITE,STRUCT
SAVE

```

! ----- GERANDO SÓLIDO -----

!----- PARÂMETROS DO DESENHO -----

COMPR=302E-3 ! COMPRIMENTO

LARGU=150.5E-3 ! LARGURA

ESPESS=6.35E-3 ! ESPESSURA

ZTA=24E-3 ! LARGURA ZTA

CORDAO=6.4E-3 ! LARGURA DO CORDÃO

a=220 ! ELEMENTOS NO COMPRIMENTO

n\_elem\_compr=a

b=15 ! ELEMENTOS NA AREA MAIS GROSSA

n\_elem\_metal\_base=b

c=3 ! ELEMENTOS NA ESPESSURA

n\_elem\_especc=c

e=30 ! ELEMENTOS ZTA

n\_elem\_zta=e/2

f=10 ! ELEMENTOS NO CORDAO

n\_elem\_cordao=f

/VIEW,1,1,1,1

K,1,CORDAO/4,ESPESS,0

K,2,CORDAO/4,ESPESS,COMPR

K,3,-CORDAO/4,ESPESS,COMPR

K,4,-CORDAO/4,ESPESS,0

K,5,CORDAO/2,0,0

K,6,CORDAO/2,0,COMPR

K,7,-CORDAO/2,0,COMPR

K,8,-CORDAO/2,0,0

L,1,2,a

L,2,3,f

L,3,4,a

L,4,1,f

L,1,5,c

L,4,8,c

1,2,6,c

L,3,7,c

L,5,6,a

L,6,7,f

L,7,8,a

V,1,2,3,4,5,6,7,8

VMESH,1 !GERA O SOLIDO DO CORDAO

CM,CORDAO,ELEM !NOMEIA OS ELEMENTOS DO CORDAO COMO CORDAO

CMSEL,NONE !DESELECIONA TODOS OS ELEMENTOS

K,9,ZTA/2,ESPESS,0

K,10,ZTA/2,ESPESS,COMPR

K,11,ZTA/2,0,0

```

K,12,ZTA/2,0,COMPR
L,9,10,a
L,11,12,a
L,1,9,e/2
L,5,11,e/2
L,9,11,c
L,2,10,e/2
L,10,12,c
L,6,12,e/2
V,1,9,10,2,5,11,12,6
VMESH,2 !GERA O VOLUME DA ZTA
CM,ZTA_1,ELEM !NOMEIA VOLUME DA ZTA
CMSEL,NONE
K,17,-ZTA/2,ESPESS,0
K,18,-ZTA/2,ESPESS,COMPR
K,19,-ZTA/2,0,0
K,20,-ZTA/2,0,COMPR
L,4,17,e/2
L,8,19,e/2
L,18,3,e/2
L,7,20,e/2
L,17,18,a
L,19,20,a
L,18,20,c
L,19,17,c
V,4,3,18,17,8,7,20,19
VMESH,3 !GERA VOLUME DA ZTA
CM,ZTA_2,ELEM !NOMEIA VOLUME DA ZTA
CMSEL,NONE
K,13,LARGU/2,ESPESS,0
K,14,LARGU/2,ESPESS,COMPR
K,15,LARGU/2,0,0
K,16,LARGU/2,0,COMPR
L,13,14,a
L,15,16,a
L,9,13,b
L,11,15,b
L,12,16,b
L,10,14,b
L,13,15,c
L,14,16,c
V,9,13,14,10,11,15,16,12
VMESH,4 !GERA VOLUME DO METAL DE BASE
CM,METALBASE_1,ELEM !NOMEIA VOLUME DO METAL DE BASE
CMSEL,NONE
K,21,-LARGU/2,ESPESS,0
K,22,-LARGU/2,ESPESS,COMPR

```

```

K,23,-LARGU/2,0,0
K,24,-LARGU/2,0,COMPR
L,19,23,b
L,17,21,b
L,18,22,b
L,20,24,b
L,22,24,c
L,21,23,c
V,17,18,22,21,19,20,24,23
VMESH,5 !GERA VOLUME DO METAL DE BASE
CM,METALBASE_2,ELEM !GERA VOLUME DO METAL DE BASE
ALLSEL !SELECIONA TODOS OS ELEMENTOS
EPLT !APRESENTA NA TELA OS ELEMENTOS
FINISH

! ----- PARAMETROS DE SOLDAGEM -----
U=15 !TENSAO (V)
I=250 !CORRENTE (I)
NI=0.7 !EFIECIENCIA DA SOLDAGEM (NI)
COMPR_SOLDA=COMPR !COMPRIMENTO DA SOLDA = COMPRIMENTO DA CHAPA
TEMPO_SOLDAGEM_MEDIDO=129 !TEMPO DE SOLDAGEM MEDIDO NA SOLDAGEM TADEU (S)
V1= (COMPR_SOLDA)/(TEMPO_SOLDAGEM_MEDIDO) !VELOCIDADE DE SOLDAGEM (M/S)
T1=200 !TEMPO RESFRIAMENTO (S) - (ex.: 200(T1)*10(IT2) = 2000s)
Q=U*I*NI !FLUXO DE CALOR
TAU1=1 !FATOR DE ATRASO
TEMPO_SOLDA1=(COMPR_SOLDA/V1)+TAU1 !TEMPO DE SOLDA
TEMPO_TOTAL=TEMPO_SOLDA1+T1 !TEMPO TOTAL
IT1=1 !INCREMENTO DE TEMPO SOLDA
IT2=10 !INCREMENTO DE TEMPO RESFRIAMENTO
PI=3.1416 !CONSTANTES
e=2.7183

!-----SOLUÇÃO MODAL INICIAL -----
/FILNAME,MODAL_INI_Birth_Death_P65,0 !NOMEIA ARQUIVO DE RESULTADOS
/TITLE,Analise Modal Inicial placa 316L P.6.5 Birth & Death

! ----- SOLUCAO -----
/SOLU
PHYSICS,READ,STRUCT
nmode = 20 ! Numero de modos a calcular a Fn
ANTYPE,MODAL ! Análise modal
MDOPT,LANB,nmode,0,1800
SOLVE
FINISH

! ----- SOLUCAO SIMULAÇÃO TERMICA -----

```

```

/FILNAME,TT_316L_Bith_Death_P65,0 !NOMEIA ARQUIVO DE RESULTADOS
/TITLE,Analise transiente termico placa 316L P.6.5 Birth & Death

/SOLU
PHYSICS,READ,THERMAL      !LEITURA DAS PROPRIEDADES TÉRMICAS

ANTYPE,TRANS !SELECIONA ANÁLISE TRANSIENTE
TRNOPT,FULL !TIPO DE ANÁLISE TRANSIENTE (default=FULL)
SOLCONTROL,ON
AUTOTS,OFF !Time stepping automático desligado
CNVTOL,HEAT,Q,0.01,2

TREF,298 !TEMPERATURA REFERENCIA

! ----- CONTORNO -----
SFA,ALL,1,CONV,10,298 !CONVECCAO

! ----- PARAMETROS DE GOLDAK -----
!ELIPSOIDES DE GOLDAK
A=3E-3
B=2E-3
C1=5E-3
C2=15E-3
!FRACOES DE CALOR DE GOLDAK
FF=0.6
FR=1.4
! ----- FIM DOS PARAMETROS DE GOLDAK -----

CMSEL,NONE !DESELECIONA TODOS OS ELEMENTOS
CMSEL,S,CORDAO,ELEM !SELECIONA O CORDAO
*GET,E_CORDAO_MIN,ELEM,,NUM,MIN !SELECIONA O NUMERO DE ELEMENTO MIN NO CORDAO
*GET,E_CORDAO_MAX,ELEM,,NUM,MAX !SELECIONA O NUMERO DE ELEMENTO MAX NO CORDAO
CMSEL,A,ZTA_1,ELEM !SELECIONA A REGIAO NOMEADA ZTA_1
CMSEL,A,ZTA_2,ELEM !SELECIONA A REGIAO NOMEADA ZTA_2
*GET,EMIN1,ELEM,,NUM,MIN !OBTEM O ELEMENTO DE MENOR NUMERO
*GET,EMAX1,ELEM,,NUM,MAX !OBTEM O ELEMENTO DE MAIOR NUMERO
CMSEL,NONE !DESELECIONANDO TODOS OS ELEMENTOS
CMSEL,S,CORDAO,ELEM !SELECIONANDO OS ELEMENTOS DO CORDAO
EKILL,ALL !MATANDO OS ELEMENTOS DO CORDAO
ALLSEL !SELECIONA TODOS OS ELEMENTOS
EPLOT !APRESENTA OS ELEMENTOS SELECIONADOS
NPT1=TEMPO_SOLDAD1/IT1 !DEFINE A QUANTIDADE DE SUBSTEPS
STEMPO=0 !DEFINE O TEMPO INICIAL

!INICIO DO LOOP DE CARREGAMENTO
*DO,ii,1,NPT1,1
STEMPO=STEMPO+IT1 !ADICIONA UM PASSO AO TEMPO

```

```

TIME,STEMPO !DEFINE TEMPO ATUAL
LC=V1*STEMPO !DEFINE POSICAO ATUAL
*DO,dd,ii,E_CORDAO_MAX,1 !LOOP DE REVIVAMENTO DO CORDAO
LOCZ=CENZRZ(dd)
*IF,LOCZ,LE,LC,THEN
EALIVE,dd
*ENDIF
*ENDDO
*DO,jj,EMIN1,EMAX1,1
X=CENTRX(jj)
Y=CENTRY(jj)
Z=CENZRZ(jj)
CSI=Z+V1*(TAU1-STEMPO) !CALCULA POSICAO CSI
*IF,Z,GT,LC,THEN !CONDICOES PARA GOLDAK
C=C1
F=FF
*ELSE
C=C2
F=FR
*ENDIF
PART1=(6*(3**0.5)*F*Q)/(A*B*C*PI*(PI**0.5))
PART2=(e**(-3*((X/A)**2)))*(e**(-3*((Y/B)**2)))*(e**(-3*((CSI/C)**2)))
QF=PART1*PART2
BFE,jj,HGEN,,QF !APLICACAO DE CALOR AOS ELEMENTOS
*ENDDO
SOLVE
*ENDDO
!FIM DO LOOP DE CARREGAMENTO

!APLICACAO DE RESFRIAMENTO
ALLSEL !SELECIONA TODOS OS ELEMENTOS
BFEDELE,ALL,ALL !DELETA TODOS OS CARREGAMENTOS DOS ELEMENTOS SELECIONADOS
ALLSEL
NLOADS=T1
*DO,kk,1,NLOADS
SIM_TEMPO=TEMPO_SOLDA1+kk*IT2
TIME,SIM_TEMPO
DELTIM,IT2,IT2,IT2
SOLVE
*ENDDO

FINISH

!----- SOLUÇÃO ESTRUTURAL -----
/FILNAME,TE_316L_Bith_Death_P65,0
/TITLE,Analise transiente estrutural placa 316L P.6.5 Birth & Death
/SOLU

```

PHYSICS, READ, STRUCT

ANTYPE, 4

SOLCONTROL, ON

TRNOPT, FULL

LNSRCH, ON

PSTRES, ON

EQSLV, SPARSE

NROPT, FULL

TREF, 298

!-----CONDICAO DE CONTORNO -----

\*DO, rr, 0, 1, 1

\*DO, qq, 0, (n\_elem\_espess), 1

D, NODE(0, ((ESPESS/n\_elem\_espess)\*qq), rr\*COMPR/n\_elem\_compr), UX

D, NODE(0, ((ESPESS/n\_elem\_espess)\*qq), rr\*COMPR/n\_elem\_compr), UY

D, NODE(0, ((ESPESS/n\_elem\_espess)\*qq), rr\*COMPR/n\_elem\_compr), UZ

\*ENDDO

\*ENDDO

\*DO, tt, 0, n\_elem\_cordao, 1

D, NODE((CORDAO/4)-tt\*(CORDAO/n\_elem\_cordao)/2, ESPESS, COMPR), UY

\*ENDDO

!-----MATA OS ELEMENTOS DO CORDAO -----

CMSEL, NONE

CMSEL, S, CORDAO, ELEM

EPLOT

EKILL, ALL

ALLSEL

EPLOT

!----- CARREGAMENTO -----

TEMPO1=TEMPO\_SOLDAGEM\_MEDIDO+TAU1!Duracao da fonte de calor + Fator de Atraso

TEMPO2 = TEMPO1 + T1\*IT2 !Tempo Total RESFRIAMENTO + SOLDAGEM + FATOR DE ATRASO

NLOADS = TEMPO1/IT1 !DEFINE A QUANTIDADE DE SUBSTEPS

\*DO, ii, 1, NLOADS !LOOP DE APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO

SIMTEMPO = ii\*IT1 !DEFINE PASSO DE TEMPO ATUAL

TIME, SIMTEMPO !APLICA TEMPO ATUAL

DELTIM, IT1, IT1, IT1, !DEFINE O PASSO DE TEMPO POSTERIOR

LC=V1\*SIMTEMPO !DEFINE POSICAO ATUAL

\*DO, dd, ii, E\_CORDAO\_MAX, 1

LOCZ=CENRZ(dd)

\*IF, LOCZ, LE, LC, THEN

EALIVE, dd

\*ENDIF

\*ENDDO

LDREAD, TEMP, ,, SIMTEMPO, 0, TT\_316L\_Bith\_Death\_P65, rth, !VERIFICA TEMPERATURA E APLICA AO TEMPO ATUAL

```
SOLVE
*ENDDO
```

```
NLOADS=(TEMPO2-TEMPO1)/IT2 !DEFINE SUBSTEPS DE RESFRIAMENTO
EALIVE, ALL
*DO,ii,1,NLOADS
SIMTEMPO2=TEMPO1+ii*IT2
TIME,SIMTEMPO2
DELTIM,IT2,IT2,IT2
LDREAD,TEMP,,,SIMTEMPO2,0,TT_316L_Bith_Death_P65,rth,
SOLVE
*ENDDO
FINISH
```

```
!----- Solução Modal Final -----
/FILNAME,MODAL_FINAL_Bith_Death_P65,0
/TITLE,Analise modal final placa 316L P.6.5 Birth & Death
/COPY,TE_316L_Bith_Death_P65,esav,,MODAL_FINAL_Bith_Death_P65,esav
```

```
! ----- ANALISE MODAL FINAL -----
/SOLU
nmode = 20 ! NUMERO DE MODOS A CALCULAR
ANTYPE,MODAL ! ANALISE MODAL
PSTRES,1
MODOPT,LANB,nmode,0,1800
DDELE,ALL,ALL !LIVRE-LIVRE
SOLVE
FINISH
```