

CAPÍTULO V

MODELAGEM COMPUTACIONAL DA SOLDAGEM TIG VIA ELEMENTOS FINITOS

Neste capítulo, é descrita a realização da simulação de um procedimento de soldagem TIG, objetivando a obtenção dos campos de tensões residuais e distorções. Para tanto, o programa comercial de elementos finitos ANSYS® é utilizado.

Nesta simulação, considera-se que a soldagem TIG, contrariamente a outros processos como o laser e feixe de elétrons, só provoca a fusão do metal, não causando nenhuma vaporização. Para uma maior fidelidade à condição real de soldagem, são consideradas as variações das propriedades do material com a temperatura, o que leva a uma análise não-linear.

A peça modelada é uma placa de aço inoxidável austenítico AISI 316L de dimensões 250 x 160 x 10 mm, utilizada na tese de doutorado de Depradeux (2004). Considera-se que este material não sofra nenhuma transformação de fase no estado sólido durante a soldagem, já que o mesmo possui uma matriz austenítica estável da temperatura ambiente até próximo à temperatura de fusão. Esta placa foi soldada por Depradeux, utilizando o processo TIG com corrente contínua e sem material de adição. Os parâmetros empregados resultaram numa corrente de 150 A e tensão de 10 V. A velocidade de soldagem foi de 1 mm/s. A soldagem foi realizada ao longo da linha média da placa paralela ao seu maior lado. A eficiência térmica do processo foi considerada por Depradeux como 68 %.

Os resultados experimentais obtidos por Depradeux foram utilizados para validar os resultados numéricos obtidos no presente trabalho.

5.1. Considerações sobre a Análise Térmica

Na análise térmica do presente trabalho, além da transferência de calor por condução, foram levadas em conta as perdas de calor por convecção natural e por radiação. Uma análise transiente foi conduzida, a fim de se obter o campo de temperaturas em função do tempo.

As propriedades térmicas do aço AISI 316L em função da temperatura estão apresentadas na Tab. 5.1, na faixa [293 K; 1473 K]. Os valores de entalpia foram calculados utilizando a Eq. (2.4), na qual os valores do calor específico e densidade em função da

temperatura foram obtidos do trabalho de Depradeux (2004). Para valores de temperatura acima de 1473 K, as propriedades são extrapoladas linearmente até a temperatura de fusão. Os valores da temperatura de fusão e do calor latente para o aço AISI 316L variam significativamente de uma fonte bibliográfica para outra. Os valores usados neste estudo são os utilizados por Dupas e Waeckel (1994), a saber: fusão entre 1643 K e 1698 K e calor latente de fusão de $1,7982 \times 10^9 \text{ J/m}^3$.

Tabela 5.1 – Propriedades térmicas do aço AISI 316L (Depradeux, 2004).

Temperatura (K)	Condutividade térmica (W/m/K)	Entalpia ($\times 10^9 \text{ J/m}^3$)
293	14,0	0,000
373	15,2	0,300
473	16,6	0,704
573	17,9	1,130
673	19,0	1,560
773	20,6	2,000
873	21,8	2,450
973	23,1	2,910
1073	24,3	3,370
1173	26,0	3,860
1273	27,3	4,360
1473	29,9	5,360

De acordo com Depradeux (2004), acima da temperatura de fusão, considera-se que a entalpia varie linearmente com a mesma inclinação da curva de entalpia na região antes da fusão. Já a condutividade térmica tem o seu valor dobrado para simular o movimento do fluido e as perdas por convecção na poça de fusão. As perdas por convecção e radiação são consideradas no modelo e, como sugerido por Depradeux, o coeficiente de convecção toma o valor $h = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$, a emissividade $\varepsilon = 0,75$ e a temperatura ambiente $T_\infty = 301 \text{ K}$.

O elemento usado na malha do modelo de elementos finitos é o SOLID70, o qual é um elemento sólido 3D com capacidade de condução térmica tri-dimensional. Este elemento tem oito nós com um grau de liberdade por nó (temperatura). A malha do modelo, contendo 17574 nós, está mostrada na Fig. 5.1. A malha foi refinada na zona de soldagem com elementos hexaédricos de dimensões $2,5 \times 2,5 \times 2,0 \text{ mm}$, os quais se tornam gradualmente maiores até as dimensões $2,5 \times 10,0 \times 2,0 \text{ mm}$ nas duas arestas paralelas ao cordão de solda. O passo de tempo empregado foi de 1,25 s e o critério de convergência de $0,1^\circ\text{C}$ (ou seja, a solução de um determinado passo converge quando, em cada nó, a diferença de temperatura da iteração atual para a anterior é menor que $0,1^\circ\text{C}$).

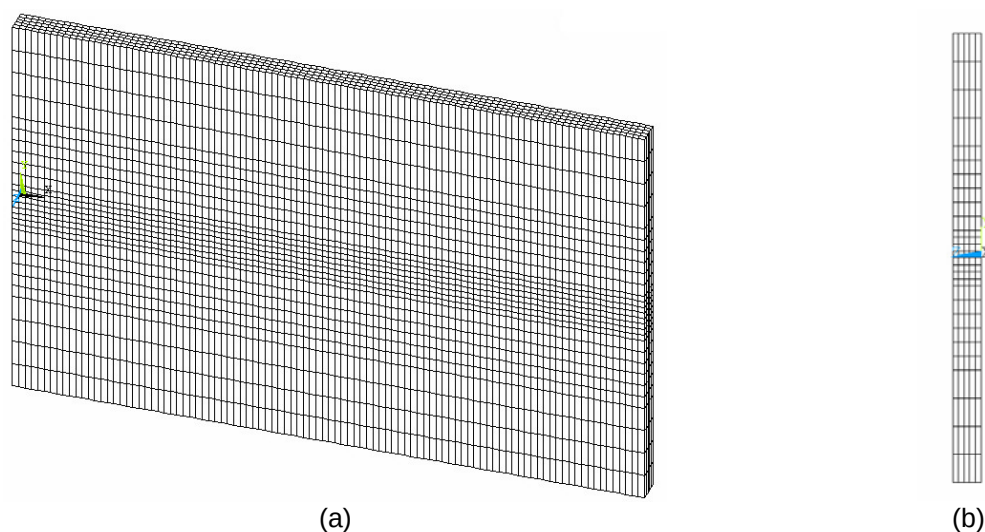


Figura 5.1 – Modelo de elementos finitos da placa (a) e seção transversal (b).

O elemento SURF152 é usado para incluir o efeito da radiação térmica. Este elemento precisa de um nó distante da placa para simular a radiação. Portanto, um nó foi criado num eixo normal à superfície da placa, passando por seu ponto médio, distante 1,0 m da placa. A este nó foi atribuído o valor da temperatura ambiente.

As características da distribuição de calor (tal como profundidade e área da região onde o calor é aplicado e sua intensidade) foram ajustadas de modo a fornecer uma melhor correlação com os resultados experimentais apresentados por Depradeux (2004). Baseado nisto, o calor introduzido foi distribuído em dois planos da placa: na face superior e num plano paralelo localizado a 2,0 mm abaixo da superfície, conforme ilustrado na Fig. 5.2, onde pode ser visto que a distribuição da entrada de calor se assemelha a uma distribuição Gaussiana.

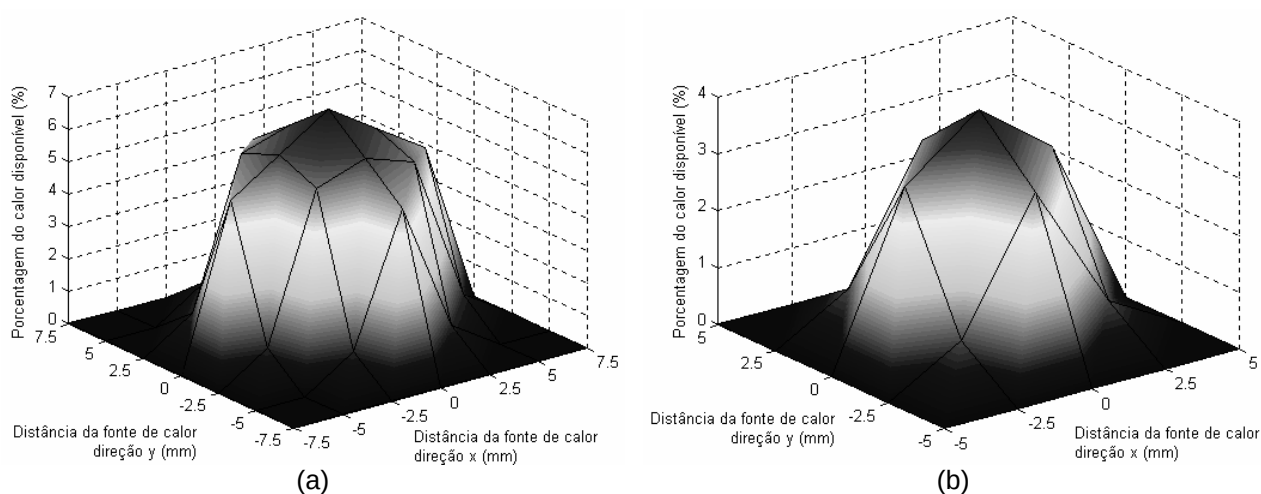


Figura 5.2 – Distribuição da entrada de calor na face superior (a) e no plano 2,0 mm abaixo (b).

A simulação do movimento da fonte de calor foi realizada da seguinte forma: à medida que a tocha se move, o fluxo de calor é aplicado sucessivamente ao conjunto de nós subsequente. Como, em princípio, o programa ANSYS® não realiza esta ação automaticamente, foi necessária a implementação de duas rotinas em MATLAB® para escrever um arquivo de entrada que realiza esta tarefa. A primeira gera a lista de nós a serem percorridos pela fonte de calor e a segunda aplica sequencialmente o fluxo de calor aos nós em função do tempo, de acordo com a velocidade de soldagem adotada. A soldagem inicia a 10 mm e termina a 240 mm da aresta $x=0$ (Fig. 5.3). Portanto, o comprimento do cordão de solda é de 230 mm.

Os resultados numéricos da análise térmica foram comparados aos resultados experimentais apresentados por Depradeux (2004). A Figura 5.3 ilustra a seção transversal e os pontos da placa usados para comparação da temperatura em função do tempo. A seção transversal está localizada a 95 mm da aresta $x=0$. Desta forma, a fonte de calor, que se move a 1 mm/s, passa por esta seção após 85 s de soldagem. A medição experimental da temperatura foi realizada utilizando-se termopares do tipo K micro-soldados na placa.

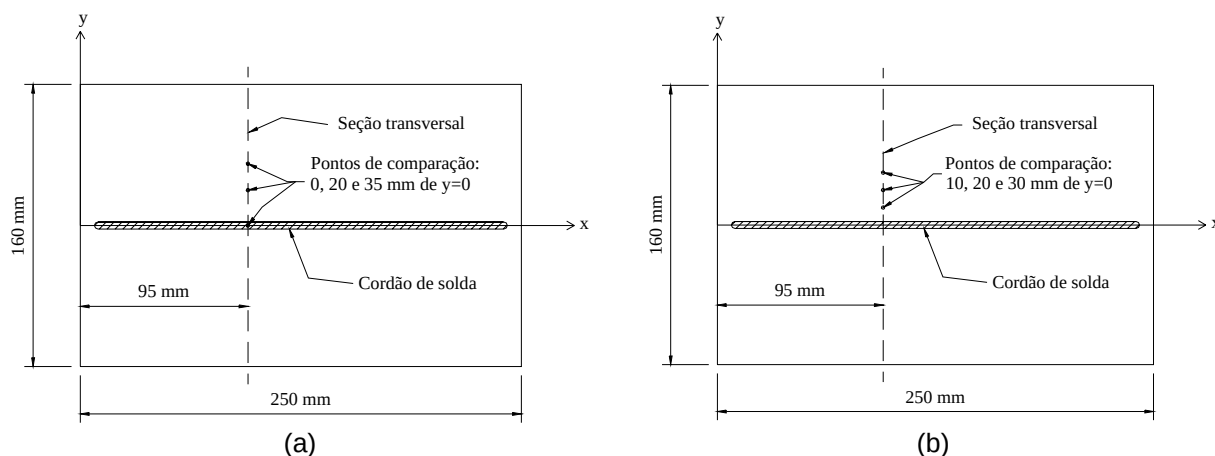


Figura 5.3 – Seção transversal usada para comparação de resultados numéricos e experimentais: (a) face inferior; e (b) face superior.

Além da temperatura em função do tempo, as dimensões da zona fundida observada numericamente também foram comparadas utilizando-se o resultado experimental obtido por Depradeux na seção transversal $x=205$ mm. A comparação entre os resultados das simulações numéricas e os resultados experimentais é apresentada na Seção 5.3.

5.2. Considerações sobre a Análise Estrutural

Na análise estrutural, considerou-se um encruamento isotrópico multilinear baseado no critério de plasticidade de von Mises, bem como o efeito de grandes deformações.

A curva tensão-deformação em função da temperatura para o aço AISI 316L utilizada foi a mesma obtida experimentalmente por Depradeux (2004) e está ilustrada na Fig. 5.4. Plasticidade perfeita é considerada para deformações acima de 1,5 %. A Tabela 5.2 mostra o coeficiente de dilatação térmica e o módulo de elasticidade em função da temperatura. O coeficiente de Poisson foi considerado constante e igual a 0,30. Acima da temperatura de fusão, foi adotado um módulo de elasticidade muito pequeno para simular a baixa rigidez da poça de fusão.

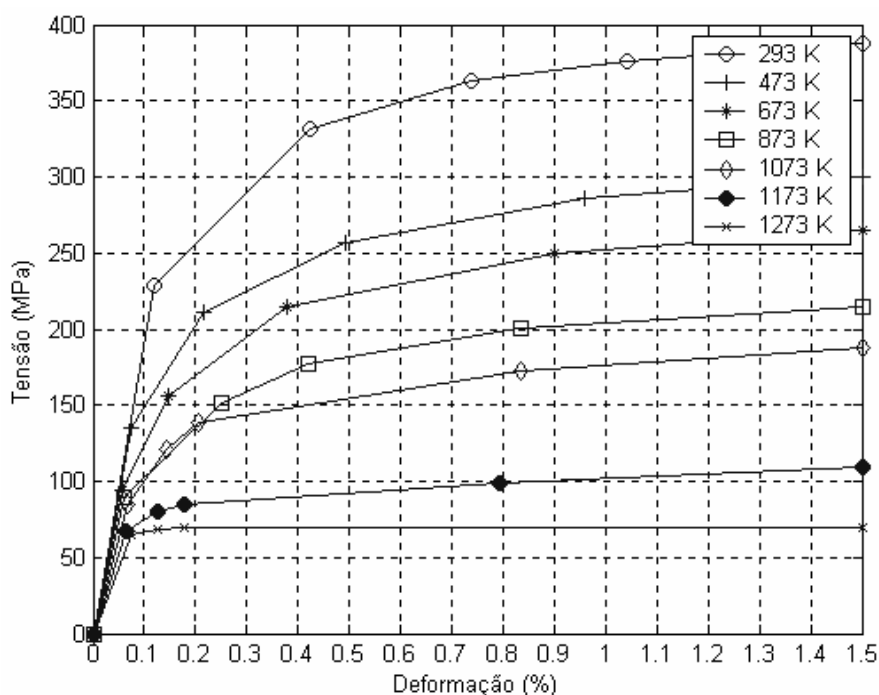


Figura 5.4 – Curva tensão-deformação em função da temperatura (Depradeux, 2004).

Durante a soldagem, realizada por Depradeux, a placa permaneceu suportada sobre três apoios indicados na Fig. 5.5. Portanto, na modelagem numérica, uma restrição de deslocamento na direção z foi imposta nestes três pontos, na face inferior da placa.

Tabela 5.2 – Módulo de elasticidade e coeficiente de dilatação térmica em função da temperatura (Depradeux, 2004).

Temperatura (K)	Módulo de Elasticidade (GPa)	Coef. de Dilatação Térmica ($\times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$)
293	193,30	15,50
373	-	16,00
473	182,56	-
573	-	17,10
673	161,89	17,50
873	149,80	18,40
973	-	18,70
1073	128,03	19,00
1173	107,10	-
1273	88,70	19,40
1673	-	19,60

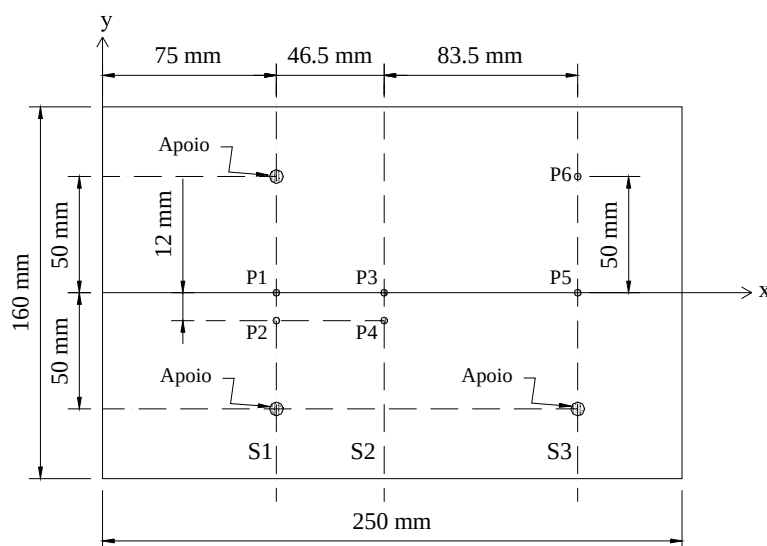


Figura 5.5 – Seções transversais e pontos usados para comparação de resultados.

O elemento usado na malha do modelo foi o SOLID45, o qual é um elemento sólido 3D com oito nós e três graus de liberdade por nó (translação nas direções x, y e z). A malha é exatamente a mesma utilizada na análise térmica, mostrada na Fig. 5.1. O passo de tempo empregado foi de 1,25 s e o critério de convergência de 1,0 N na força (ou seja, a solução de um determinado passo converge quando, em cada nó, a diferença da força resultante da iteração atual para a anterior é menor que 1,0 N).

Uma série de análises estáticas foi realizada, na qual a evolução do tempo é considerada aplicando-se seqüencialmente o campo de temperatura transiente por meio de passos de carga (“load-steps”). Desta maneira, para cada instante de tempo considerado, o campo de temperatura correspondente é aplicado e um novo campo de deslocamento é determinado, considerando o estado do passo anterior. A temperatura ambiente foi imposta como referência.

Uma rotina em MATLAB[®] foi implementada para escrever um arquivo de entrada do ANSYS[®], o qual carrega os resultados da análise térmica prévia.

Os resultados numéricos obtidos foram comparados e são apresentados no próximo item, com resultados experimentais apresentados por Depradeux (2004). Os deslocamentos perpendiculares ao plano da placa foram comparados usando-se três seções transversais (*S1*, *S2* e *S3*), de acordo com a Fig. 5.5. Os pontos *P1* a *P6* foram usados para avaliar, durante a soldagem e o resfriamento, os deslocamentos na face inferior da placa em função do tempo, enquanto que as seções *S1* e *S2* foram usadas para avaliar a forma deformada final nas faces superior e inferior. As tensões residuais de soldagem foram comparadas na seção $x=150$ mm na face inferior da placa. Os resultados experimentais de tensão residual foram obtidos por Depradeux via técnica de difração de raios-X, os deslocamentos via sensores indutivos do tipo LVDT e a forma deformada final usando um apalpador.

5.3. Resultados e Discussão

As Figuras 5.6 e 5.7 mostram os resultados numéricos (do presente trabalho) e experimentais (do trabalho de Depradeux, 2004) relacionados com a evolução da temperatura em função do tempo nas faces inferior e superior, respectivamente. A Figura 5.7 também mostra os resultados numéricos para um ponto sobre o eixo x . A partir dos resultados da face inferior (Fig. 5.6), é possível verificar uma boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais, que apresentam um desvio máximo de 5,2% para o ponto em $y=0$, 7,2% para o ponto a 20 mm de $y=0$ e 3,2% para o ponto a 35 mm de $y=0$. Para a face superior, novamente uma boa correlação entre os resultados é observada, com desvios de 6,9% para o ponto a 10 mm, 4,2% para o ponto a 20 mm e 3,5% para o ponto a 30 mm, todas as distâncias relativas ao eixo x , conforme indicado na Fig. 5.3. Para ambas as faces, observa-se que os maiores desvios ocorrem no início do aquecimento em cada ponto, onde a temperatura se eleva mais rapidamente no experimento que na simulação. Parte deste desvio pode ser explicado pelo fato do movimento da tocha ser discreto no modelo e contínuo na soldagem real, ou seja, no modelo a tocha “salta” de um conjunto de nós para outro em cada instante de tempo, ao invés de movimentar-se continuamente. É interessante apontar para o fato dos resultados experimentais mostrarem que a temperatura máxima no ponto a 20 mm do eixo x é maior na face inferior do que na superior. Este fato intrigante pode ter ocorrido possivelmente devido a erro de posicionamento dos termopares nas medições experimentais.

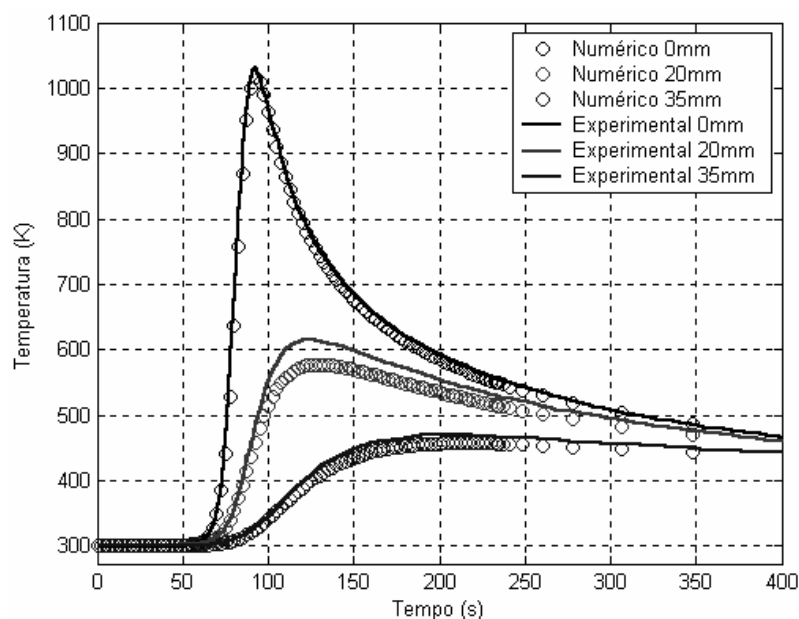


Figura 5.6 – Evolução da temperatura em função do tempo para a face inferior.

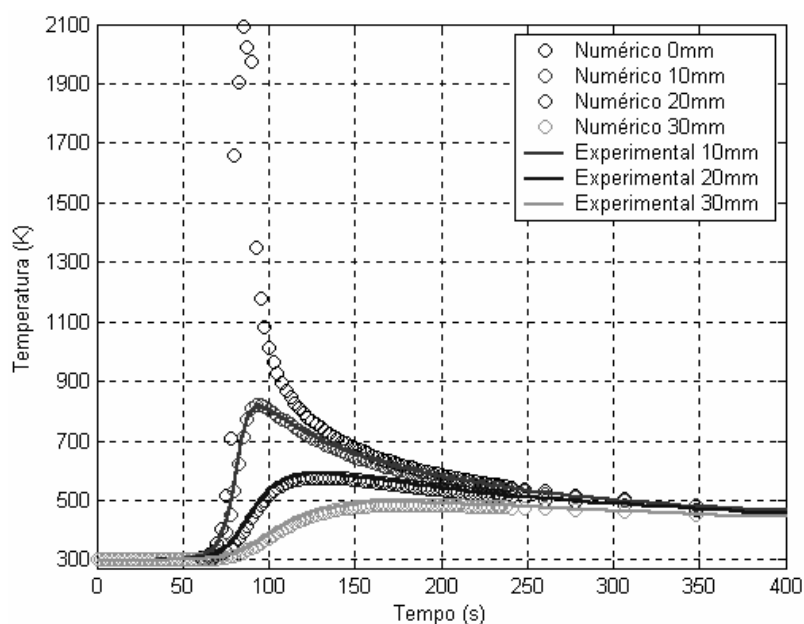


Figura 5.7 – Evolução da temperatura em função do tempo para a face superior.

A Figura 5.8 ilustra o perfil de temperatura em função do tempo ao longo da seção transversal a 95 mm da aresta $x=0$. Pode ser visto que para pontos mais afastados do eixo x , a evolução da temperatura é mais suave. Note-se também que, no ponto mais afastado do eixo x ($y=80$ mm), a temperatura começa a se elevar 15 segundos após a passagem da tocha por esta seção. Verifica-se ainda que existe uma tendência de estabilização da temperatura na seção com o passar do tempo.

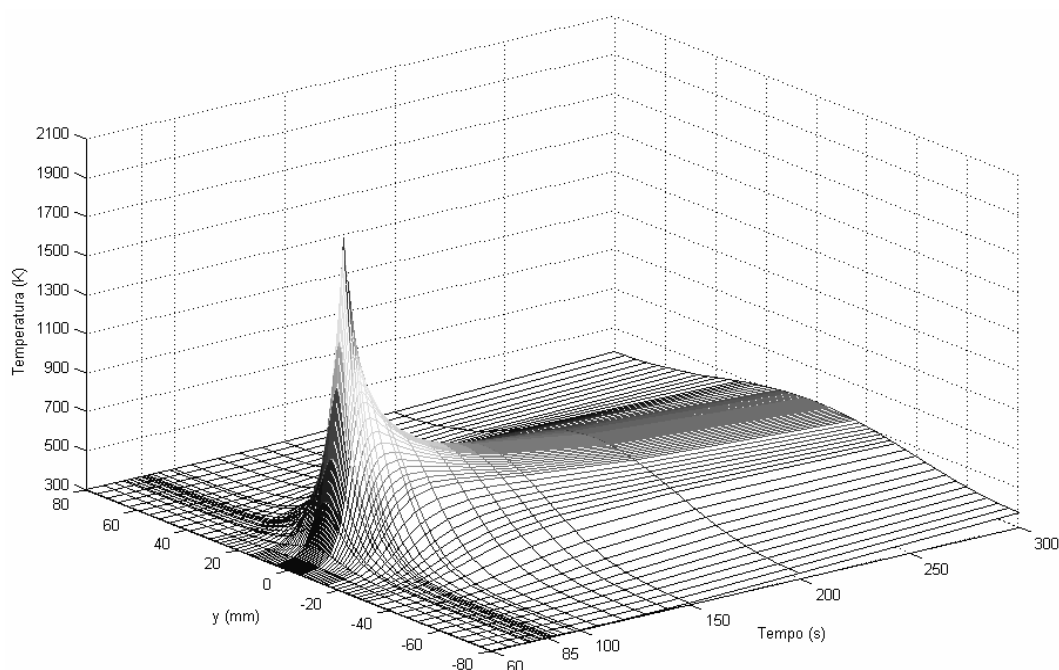


Figura 5.8 – Perfil de temperatura ao longo da seção transversal $x=95$ mm em função do tempo.

O campo de temperatura ao longo da placa, na forma de isotermas, em diferentes instantes de tempo, está mostrado na Fig. 5.9. A evolução do campo de temperatura está ilustrada até um instante anterior ao término da soldagem. Deve ser notado o efeito de borda, principalmente através da isoterma de 400 K, a qual, no caso de uma placa infinita, deveria ter uma forma elíptica (como as outras isotermas). Entretanto, como a placa tem dimensões finitas, na vizinhança das bordas, a concentração de calor ocorre devido ao fato de a transferência de calor por convecção nas arestas ser menor do que a transferência por condução no interior da placa.

A zona fundida obtida numericamente neste trabalho e a correspondente obtida experimentalmente por Depradeux (2004) para uma seção em $x=205$ mm estão ilustradas na Fig. 5.10, onde podem ser comparados os tamanhos de ambas. Pode ser verificado que a zona fundida está bem representada pelo resultado numérico, apresentando um erro de 0,8% para a largura da poça de fusão e 8,8% para a profundidade (desconsiderando qualquer erro de medição).

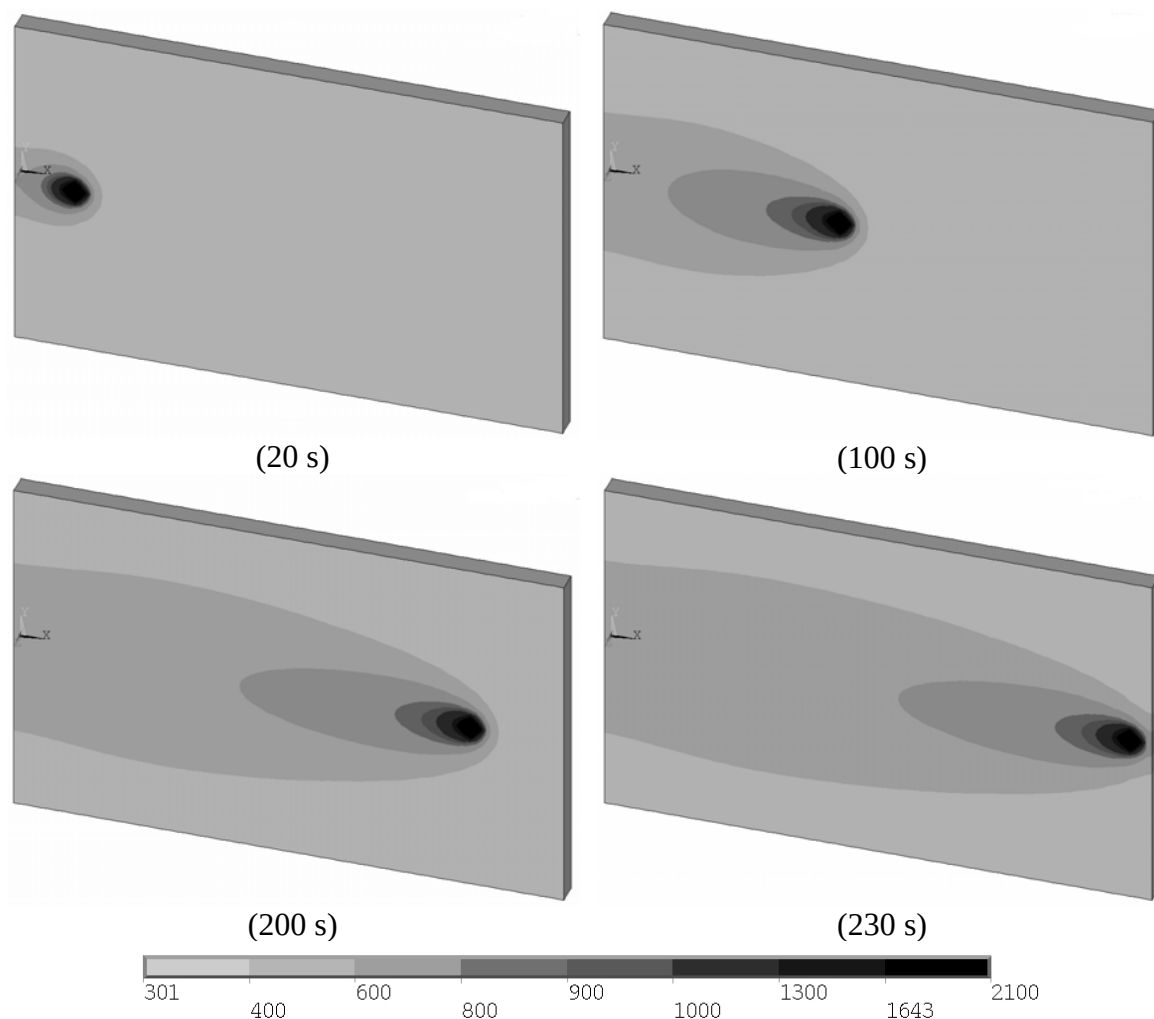


Figura 5.9 – Campo de temperatura da placa em diferentes instantes de tempo (expressa em K).

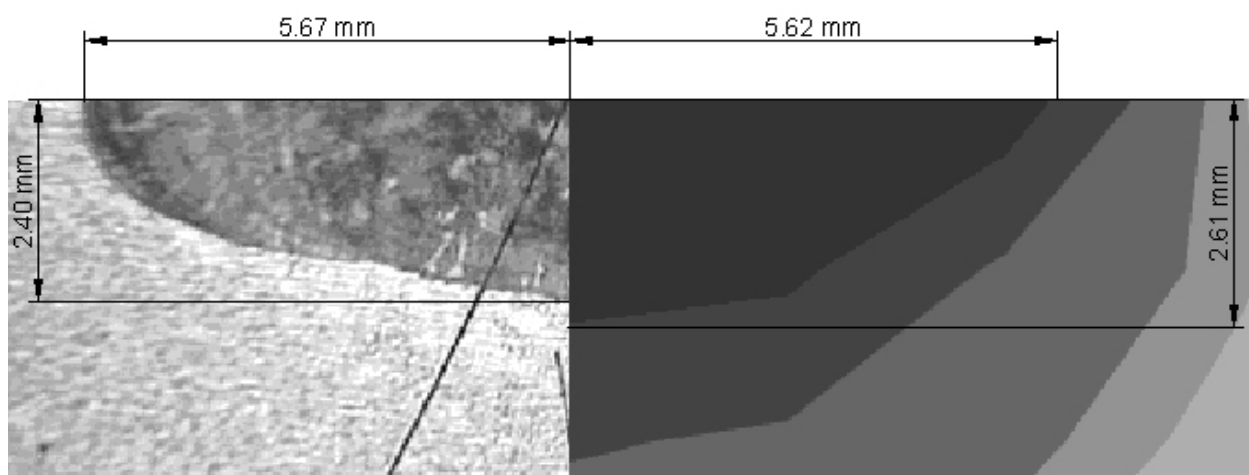


Figura 5.10 – Comparação da zona fundida obtida numericamente (isotermas são as mesmas da Figura 5.9) e experimentalmente por Depradeux (2004).

No que diz respeito à análise estrutural, a Fig. 5.11 mostra os resultados numéricos (deste trabalho) e experimentais (de Depradeux) que descrevem a evolução dos deslocamentos perpendiculares ao plano da placa em função da temperatura para os pontos já mencionados anteriormente (Fig. 5.5). É possível verificar uma boa concordância entre os resultados tanto durante a soldagem (até 230 s) quanto durante o resfriamento. No entanto, durante o resfriamento, o deslocamento obtido numericamente para o ponto *P6* permanece constante e igual a zero, enquanto o deslocamento medido experimentalmente sofre uma pequena queda (em torno de 100 μm).

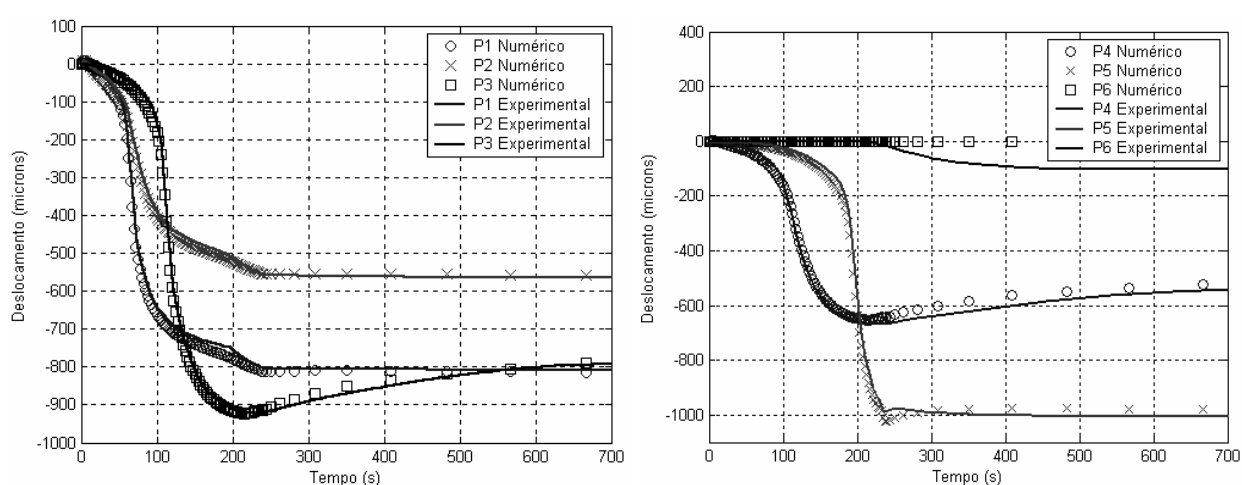


Figura 5.11 – Evolução dos deslocamentos em função do tempo nos pontos *P1* a *P6*.

Os deslocamentos representando a configuração deformada final da placa soldada estão mostrados na Fig. 5.12 para as seções *S1* e *S2* das faces superior e inferior. É claramente verificada a ocorrência de flexão em torno do eixo *x*, o qual faz a placa se deformar em forma de “V”. Uma correlação satisfatória pode ser novamente observada entre os resultados numéricos e experimentais, principalmente para a face inferior. Para a face superior, uma discrepância é notada apenas em $y=0$, onde os resultados numéricos superestimam o deslocamento.

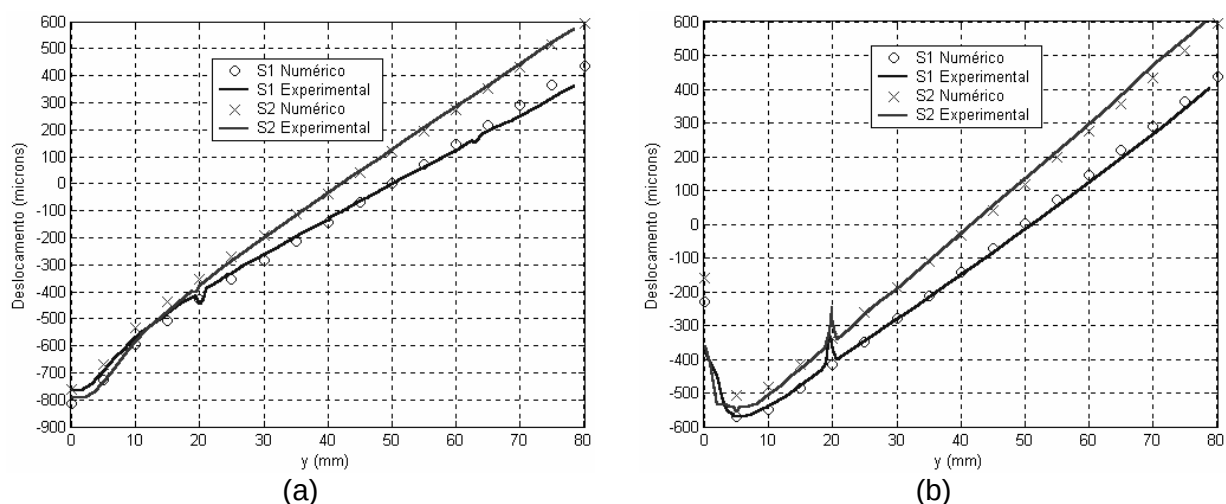


Figura 5.12 – Forma deformada final das seções S1 e S2 nas faces inferior (a) e superior (b).

A Figura 5.13(a) ilustra o campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa após o resfriamento e a Fig. 5.13(b) representa a forma deformada final com uma amplificação de 20 vezes. Analisando estes resultados, é possível constatar que a flexão ocorre não apenas em torno do eixo x , mas também em torno do eixo y .

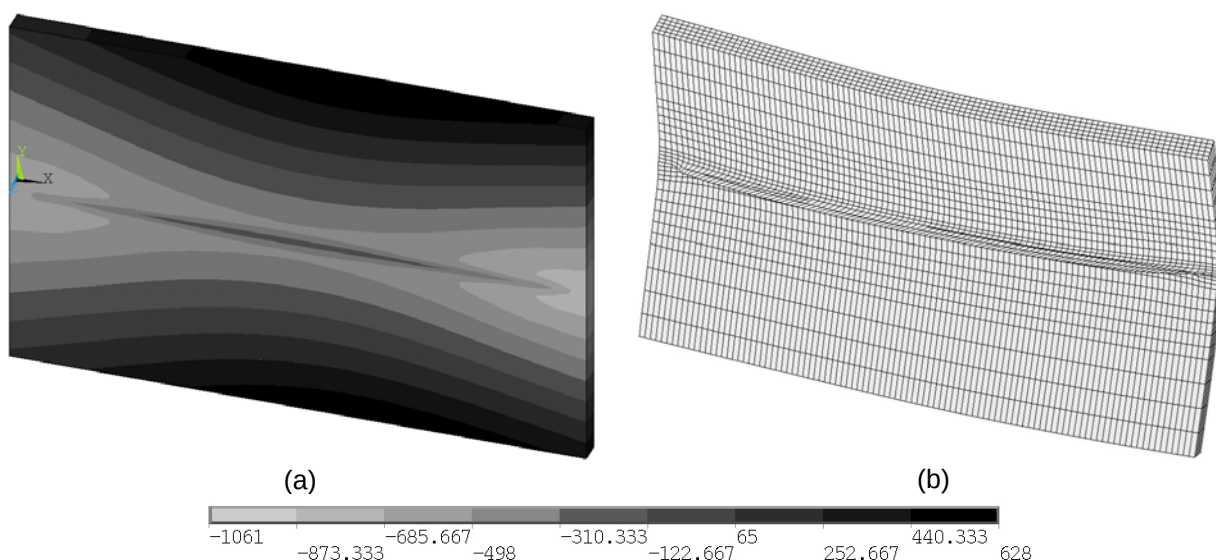


Figura 5.13 – (a) campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa (em μm) e (b) a forma deformada final (amplificada 20 $\times$)

O campo de tensões residuais está ilustrado na Fig. 5.14 nas direções longitudinal (σ_x) e transversal (σ_y) em um gráfico de isovalores. Como esperado, é confirmada a ocorrência de tensões de tração elevadas na direção longitudinal próximo ao cordão de solda. Na direção transversal, são observadas tensões compressivas significativas próximas às extremidades do cordão de solda.

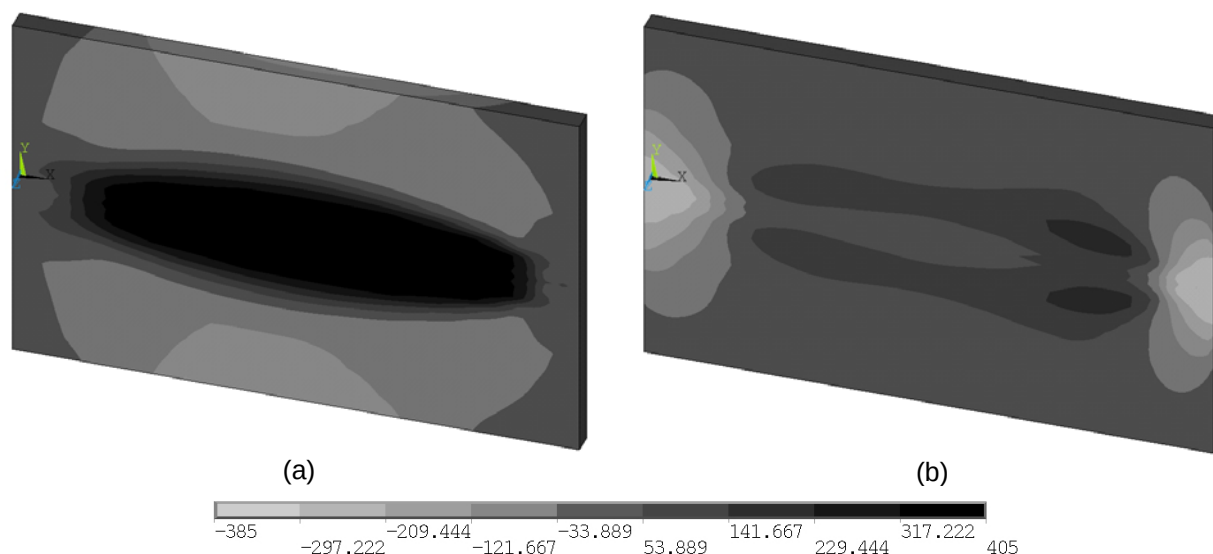


Figura 5.14 – Campo de tensões residuais (em MPa) na direção longitudinal (a) e transversal (b)

Uma confrontação entre os resultados numéricos e experimentais de tensões na face inferior na seção $x=150$ mm é apresentada na Fig. 5.15. Pode ser visto que, para as tensões na direção longitudinal (Fig. 5.15a), existe uma boa concordância entre os resultados apenas para pontos afastados de mais de 20 mm do eixo x . Isto pode ser explicado pelo fato de a técnica experimental usada ser a de difração de raios-X, a qual, de acordo com Cullity (1978), não indica uma tensão verdadeira em pontos onde deformação plástica tenha ocorrido, o que é o caso da região próxima ao cordão de solda.

Para as tensões na direção transversal (Fig. 5.15b), é verificada uma discrepância entre os valores obtidos para pontos mais distantes do eixo x . No entanto, o resultado experimental apresenta uma tensão compressiva de aproximadamente 100 MPa na aresta da placa, onde é sabido que a tensão transversal deveria ser zero (uma vez que é perpendicular a uma aresta livre). Conseqüentemente, existe uma incerteza acerca das medidas experimentais de tensões residuais, o que é confirmado por Depradeux (2004). Assim, os resultados numéricos obtidos (distorções e tensões) podem ser considerados satisfatórios.

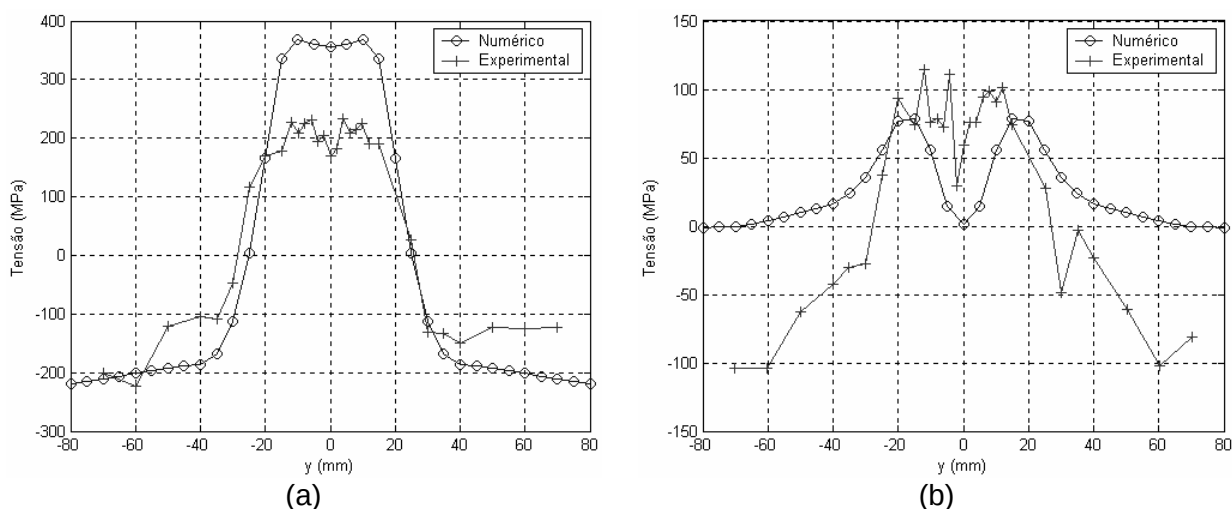


Figura 5.15 – Tensões residuais na face inferior nas direções longitudinal (a) e transversal (b) na seção $x=150$ mm.

5.4. Considerações Finais

A metodologia aqui mostrada descreve o procedimento de modelagem necessário para realizar uma simulação completa (térmica e estrutural) da soldagem TIG de uma estrutura, sem material de adição, utilizando o método dos elementos finitos.

Na modelagem, algumas hipóteses e simplificações foram adotadas, dentre as quais pode-se destacar a geometria da entrada de calor e as não-linearidades das propriedades do material. Além disso, um compromisso foi estabelecido entre a precisão do modelo e o esforço computacional, levando a escolha de uma malha adequada. Uma das principais dificuldades neste tipo de simulação é a falta de informação sobre os valores das propriedades do material em função da temperatura.

Apesar das aproximações realizadas, verificou-se que, em geral, os resultados numéricos estão em boa concordância com os resultados experimentais fornecidos pela literatura. Isto sugere a validade do procedimento de modelagem apresentado, além de confirmar a eficiência e viabilidade do método dos elementos finitos para a simulação da soldagem.

Acredita-se que este procedimento possa ser estendido satisfatoriamente para simular outras condições de soldagem (parâmetros e meio), outras peças de diferentes geometrias e outros processos de soldagem, desde que se tenham resultados experimentais para ajustar a análise térmica.

Uma aplicação do procedimento de modelagem aqui descrito está apresentada no Anexo (caso do preaquecimento).