

CAPÍTULO VI

AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA INFLUÊNCIA DE TENSÕES RESIDUAIS DE SOLDAGEM SOBRE O COMPORTAMENTO DINÂMICO DE ESTRUTURAS

O enrijecimento por tensão em componentes soldados, o qual foi caracterizado experimentalmente no capítulo IV, é avaliado numericamente neste capítulo utilizando o código de elementos finitos ANSYS®. Sendo assim, um procedimento numérico similar ao descrito no capítulo anterior é utilizado para obtenção das tensões residuais de soldagem. Na sequência, uma análise modal é realizada para determinação das frequências naturais de vibração, levando em consideração o estado de tensão e as distorções provocadas pela soldagem. A análise modal dos componentes livres de tensões é realizada previamente a fim de permitir a avaliação das alterações causadas pela soldagem.

6.1. Placa de Kaldas e Dickinson

Conforme mencionado na revisão bibliográfica deste trabalho (Seção 3.1), Kaldas e Dickinson (1981-b) avaliaram as frequências naturais de vibração de placas retangulares finas soldadas. Sendo assim, os resultados experimentais apresentados pelos autores serão utilizados para avaliar os resultados numéricos obtidos neste trabalho.

A placa escolhida para esta avaliação é a que foi intitulada por Kaldas e Dickinson de *Placa 2*. No entanto, os referidos autores não especificaram qual o material da placa, limitando-se a fornecer algumas de suas propriedades. Os dados providos no artigo estão mostrados na Tab. 6.1, onde a , b e th são as dimensões da placa, σ_e é a tensão de escoamento, ν é o coeficiente de Poisson, E é o módulo de elasticidade, Q_{nom} é o calor nominal da fonte de soldagem, V_s é a velocidade de soldagem e η é o rendimento térmico do processo. Considerou-se ainda a densidade do material igual a 7850 kg/m^3 .

Entretanto, para realizar a simulação como descrita no capítulo anterior, são necessárias as propriedades térmicas e mecânicas do material em função da temperatura. Sendo assim, com base nos valores da tensão de escoamento, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson, admitiu-se que a placa é constituída do aço ASTM A36. As propriedades deste aço

foram extraídas do trabalho de Hong *et al.* (1998) e estão ilustradas na Fig. 6.1. Devido à carência de outros dados, considerou-se ainda que o material apresenta comportamento elástico-perfeitamente plástico, ou seja, não há efeito de encruamento.

Tabela 6.1 – Dados da placa testada experimentalmente por Kaldas e Dickinson (1981-b).

a (mm)	b (mm)	h (mm)	σ_e (MPa)	ν	E (GPa)	Q_{nom} (W)	V_s (mm/s)	η (%)
508	254	3,175	246	0,28	210	1938	7,62	43,9

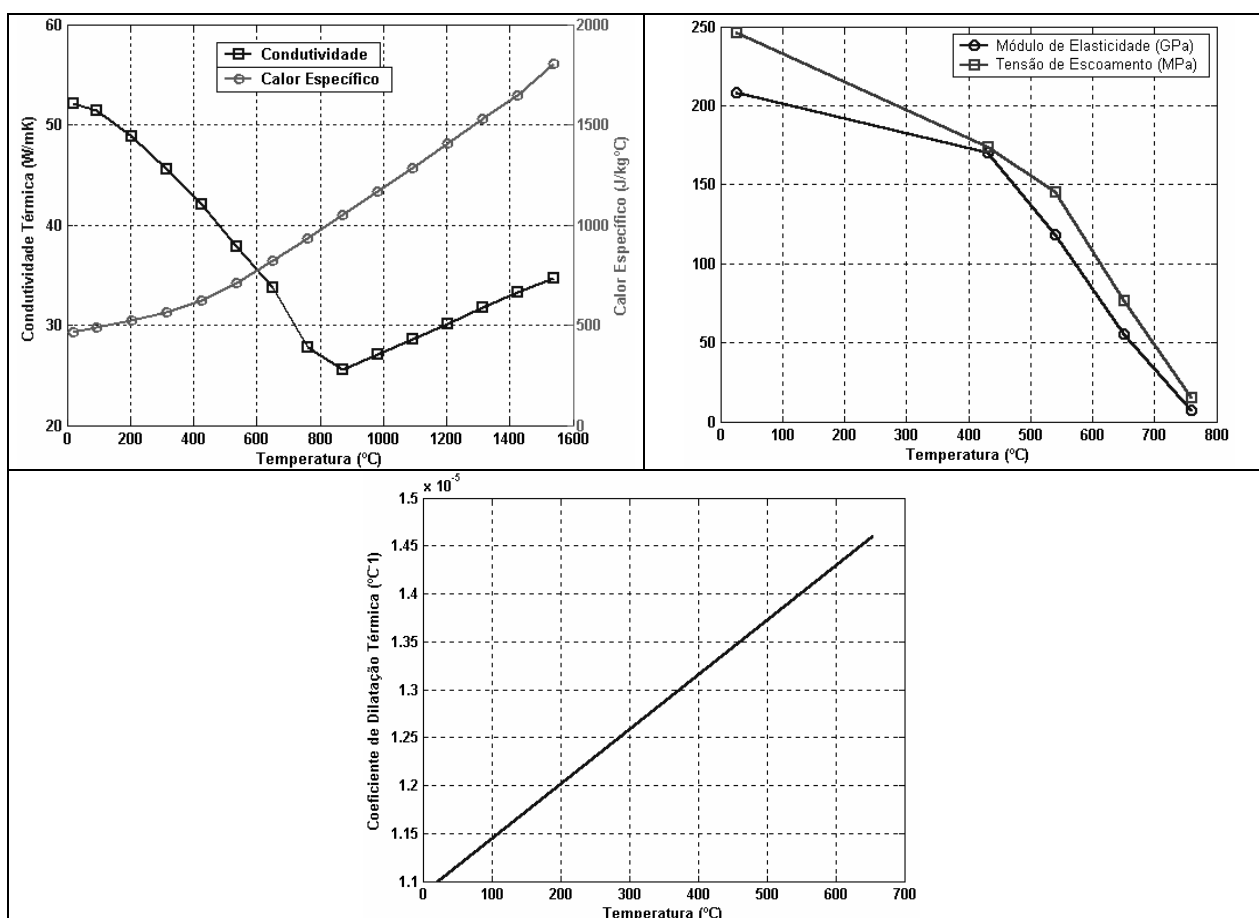


Figura 6.1 – Propriedades do aço ASTM A36 (Hong *et al.*, 1998).

Além disso, como foi observado no capítulo anterior, alguns dados experimentais do tipo macrografia da zona fundida e/ou a temperatura em função do tempo em alguns pontos da placa são indispensáveis para ajuste da entrada de calor. Entretanto, tais dados não foram fornecidos no artigo de Kaldas e Dickinson, o que leva a uma limitação desta simulação. De posse destes dados, os erros da parte térmica da simulação poderiam ser minimizados, reduzindo globalmente os erros, já que são realizadas duas outras análises subsequentes (estrutural-estática e modal), cujos resultados são afetados pelos resultados da análise térmica.

Como se trata de uma placa muito fina ($b/th = 80$), tentou-se inicialmente realizar a modelagem usando elemento de casca (SHELL57 – térmico e SHELL43 – estrutural), o que

facilitaria bastante os ajustes de distribuição de temperatura. No entanto, a análise estrutural para obtenção das tensões residuais apresentou problemas de convergência. Optou-se, portanto, em utilizar elementos sólidos (SOLID70 E SOLID45).

O modelo de elementos finitos gerado para a placa de Kaldas e Dickinson está ilustrado na Fig. 6.2, o qual contém 9580 nós. Inicialmente, optou-se por uma distribuição de calor superficial conforme a Fig. 6.3. Adotou-se valores típicos para as perdas de calor por convecção ($h = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$) e por radiação ($\epsilon = 0,75$), além de $T_\infty = 28^\circ\text{C}$.

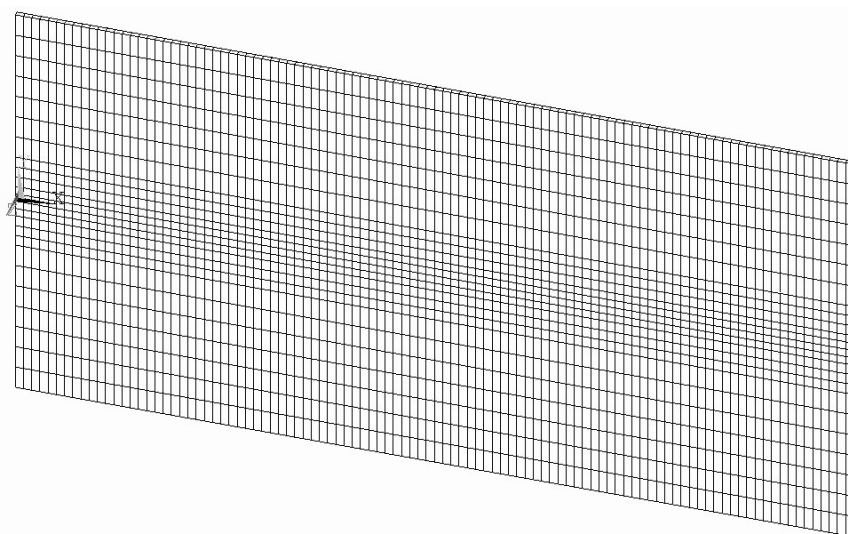


Figura 6.2 – Modelo de elementos finitos da placa de Kaldas e Dickinson.

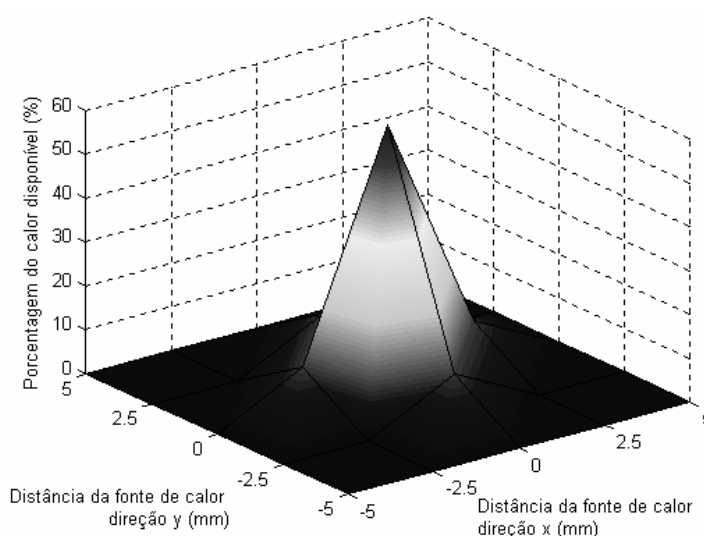


Figura 6.3 – Distribuição de calor superficial aplicada na placa de Kaldas e Dickinson.

De posse do resultado térmico, consideraram-se, para fins de teste, dois casos para simulação da parte estrutural: propriedades mecânicas variando com a temperatura até 650°C e até 750°C . Isto foi feito para verificar qual levaria a melhores resultados. Os resultados, em

termos da variação das frequências naturais de vibração em relação ao estado inicial livre de tensões, estão apresentados na Fig. 6.4.

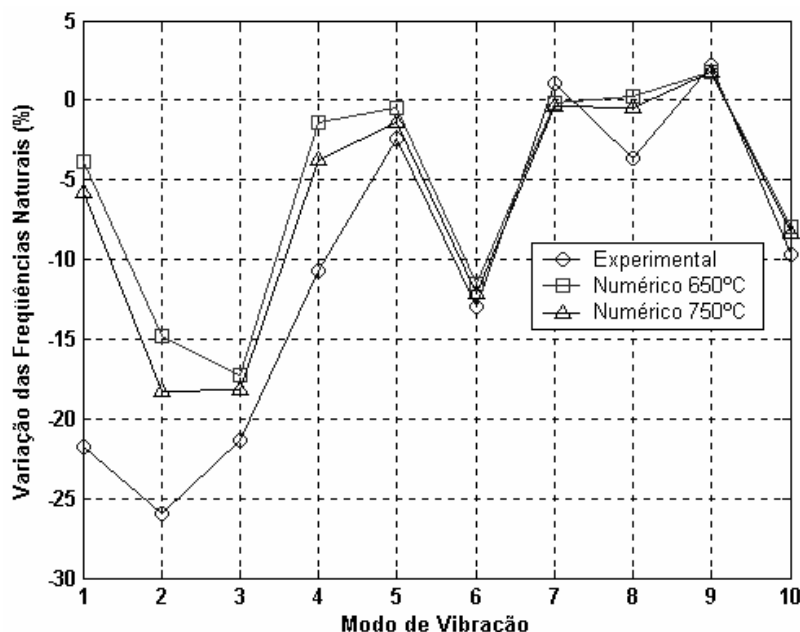


Figura 6.4 – Variação das frequências naturais da placa de Kaldas e Dickinson para testes iniciais (experimentais obtidos por Kaldas e Dickinson).

A partir da Fig. 6.4, é possível verificar que, na maior parte, os resultados numéricos não estão de acordo com os experimentais obtidos por Kaldas e Dickinson, apresentando inclusive tendências de variação diferentes (modos 7 e 8 para o primeiro caso e modo 7 para o segundo caso). Apesar disto, é possível observar que, em geral, houve uma melhora nos resultados ao ampliar a dependência das propriedades de 650°C até 750°C.

Para tentar melhorar os resultados obtidos, propôs-se modificar a forma da distribuição de calor aplicada, tendo em vista a grande incerteza sobre a mesma. Desta maneira, foram consideradas cinco formas de distribuição de calor (todas volumétricas), aplicadas ao longo de toda a espessura da placa (lembrando a observação de que a placa é muito fina). Em todos os casos, as propriedades mecânicas foram consideradas dependentes da temperatura até 750°C.

Tendo em vista o elevado custo computacional destas simulações, a malha da placa foi alterada, reduzindo-se a apenas um elemento ao longo da espessura. Para verificar a validade dos resultados obtidos com esta nova malha, realizou-se a repetição das duas simulações anteriores. Os resultados obtidos para as frequências naturais são bastante próximos, diminuindo sobremaneira o tempo de computacional.

A Tabela 6.2 apresenta, na forma de matrizes, cada uma das cinco distribuições de calor aplicadas nas faces superior e inferior do modelo. Cada valor representa a porcentagem do calor disponível aplicada em cada nó, sendo o nó central correspondente à posição da tocha para um determinado instante.

Tabela 6.2 – Diferentes formas de distribuição de calor aplicada na placa de Kaldas e Dickinson.

Distribuição 01						
Face Superior				Face Inferior		
0	5	0		0	0	0
5	45	5		0	35	0
0	5	0		0	0	0
Distribuição 02						
Face Superior				Face Inferior		
0	5	0		0	0	0
5	40	5		0	40	0
0	5	0		0	0	0
Distribuição 03						
Face Superior				Face Inferior		
0	2,5	0		0	2,5	0
2,5	40	2,5		2,5	40	2,5
0	2,5	0		0	2,5	0
Distribuição 04						
Face Superior				Face Inferior		
0	0	0		0	0	0
0	60	0		0	40	0
0	0	0		0	0	0
Distribuição 05						
Face Superior				Face Inferior		
0	10	0		0	0	0
10	30	10		0	30	0
0	10	0		0	0	0

A Figura 6.5 mostra os resultados obtidos para cada distribuição de calor considerada. Analisando a figura, observa-se que o resultado numérico que mais se aproxima do experimental é o obtido com a *Distribuição 02*. Além disso, verifica-se claramente que, para uma mesma energia de soldagem, variando a forma da entrada do calor, é possível obter resultados bastante diferentes. Observe-se que, mesmo para mudanças bem sutis, como por exemplo da *Distribuição 02* para a *Distribuição 03*, as alterações nos resultados são muito significativas. Estas diferenças são mais intensas nos primeiros modos de vibração. A partir do sexto modo, as diferenças tornam-se bem menores. Isto leva a crer que, num processo de otimização para identificação de parâmetros de soldagem e/ou estado de tensão residual, a inclusão das cinco primeiras frequências naturais na função objetivo seria suficientes.

Para uma melhor avaliação destas alterações, alguns modos de vibrar desta placa estão ilustrados na Fig. 6.6.

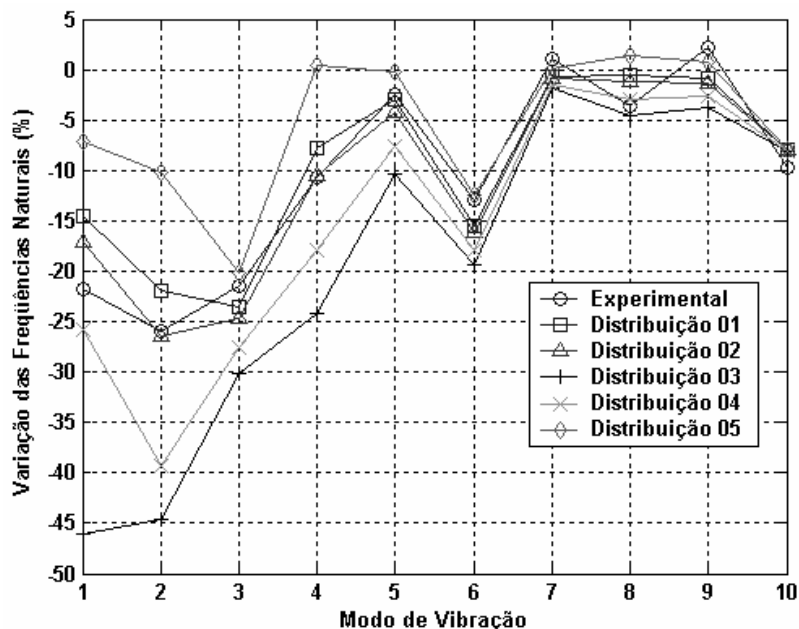


Figura 6.5 – Variação das frequências naturais da placa de Kaldas e Dickinson para diferentes distribuições de calor.

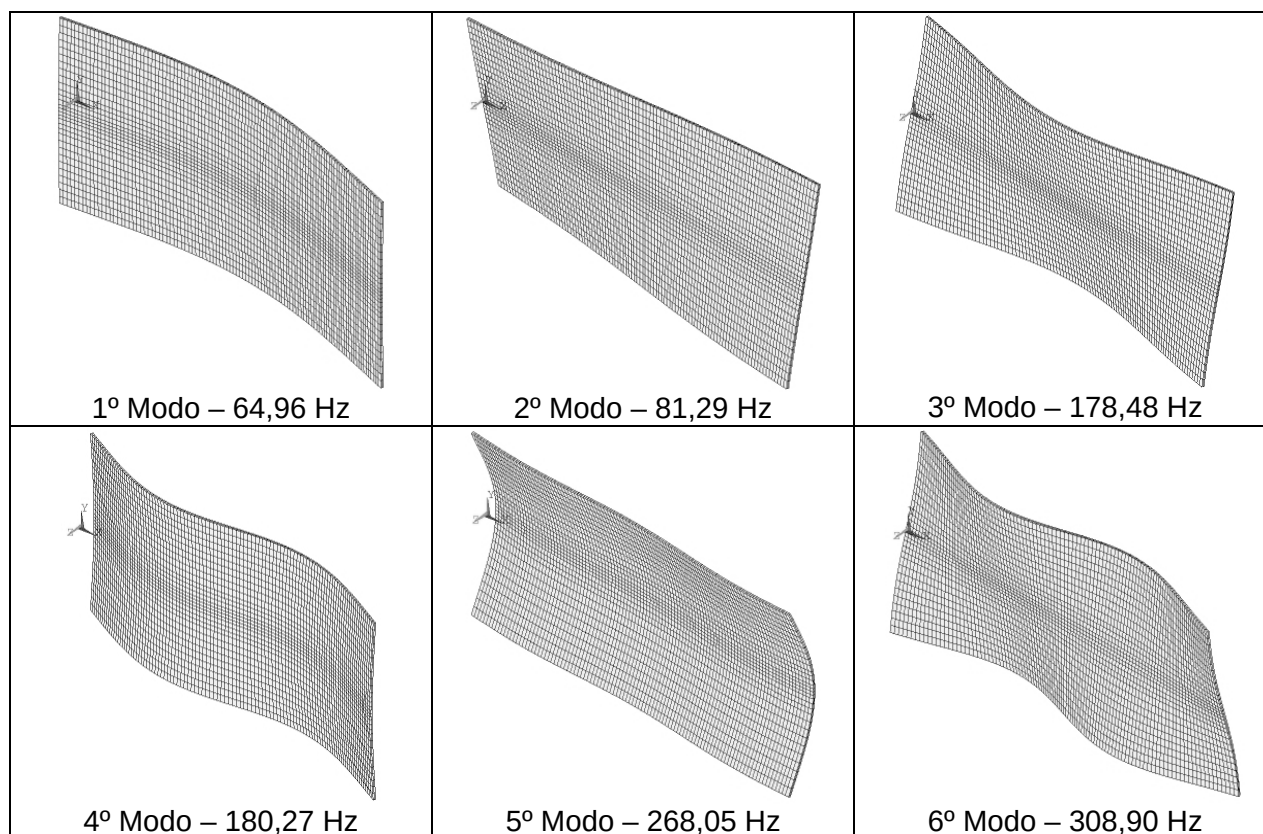


Figura 6.6 – Seis primeiros modos de vibrar da placa de Kaldas e Dickinson.

No trabalho de Kaldas e Dickinson, uma análise computacional também foi realizada, na qual foram determinadas as distribuições de tensões residuais de soldagem para algumas seções desta placa. A Figura 6.7 mostra as tensões residuais normais na direção longitudinal, x , ao longo da seção transversal central da placa, obtidas por Kaldas e Dickinson em comparação com as tensões computadas neste trabalho para as diferentes distribuições de calor. Novamente, percebe-se a influência da forma de entrada de calor nos resultados, comprovando a importância de se dispor de dados experimentais para validar o modelo térmico.

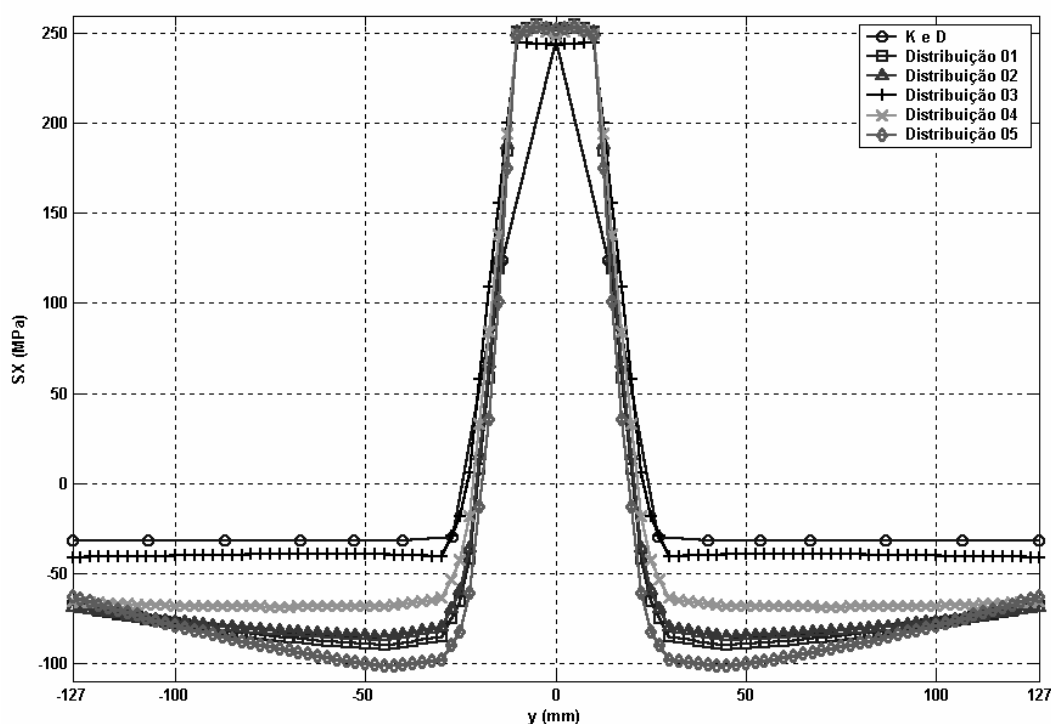


Figura 6.7 – Tensões residuais longitudinais de soldagem ao longo da seção transversal central da placa de Kaldas e Dickinson.

Verifica-se ainda, como também mencionado por Vieira Jr. (2003), que a sensibilidade das tensões e das frequências, em relação à entrada de calor (tanto intensidade como distribuição), sugere a possibilidade de identificar tensões a partir das frequências naturais de vibração.

6.2. Placas de Alumínio

Com o intuito de reduzir os erros relativos à entrada de calor, observados na seção anterior, os resultados experimentais obtidos para as placas de alumínio, que estão

apresentados na seção 4.7, foram utilizados para avaliar a metodologia aqui proposta. As macrografias das zonas fundidas foram utilizadas para minimizar os erros na parte térmica das simulações. Além disso, as distorções provocadas pela soldagem foram medidas, as quais são utilizadas para validar o modelo estrutural, reduzindo, de uma forma geral, os erros encontrados nestas duas análises. O procedimento experimental para obtenção das dimensões da zona fundida e das distorções da soldagem está descrito no seguimento da seção.

Conforme descrito na seção 4.7, as três placas são de alumínio 5052-O e têm dimensões nominalmente idênticas: 370 mm de comprimento, 264 mm de largura e 6,35 mm de espessura. Os valores das propriedades deste material, utilizados nas simulações numéricas, foram estimados com base nas propriedades do alumínio 5052-H32, extraídas do trabalho de Zhu e Chao (2002). Segundo estes autores, o alumínio 5052-H32 tem tensão de escoamento praticamente constante e igual a 194 MPa na faixa de temperatura de 18°C a 80°C. Com base em informações extraídas do sítio *www.matweb.com*, a tensão de escoamento do alumínio 5052-O para estas temperaturas é de 89,6 MPa. Considerou-se ainda que, acima de 300°C, as tensões de escoamento para ambos os alumínios são iguais. A Figura 6.8 mostra as propriedades utilizadas na simulação das soldagens das placas de alumínio. Devido à indisponibilidade de mais informações, considerou-se que o material tem um comportamento elástico-perfeitamente plástico.

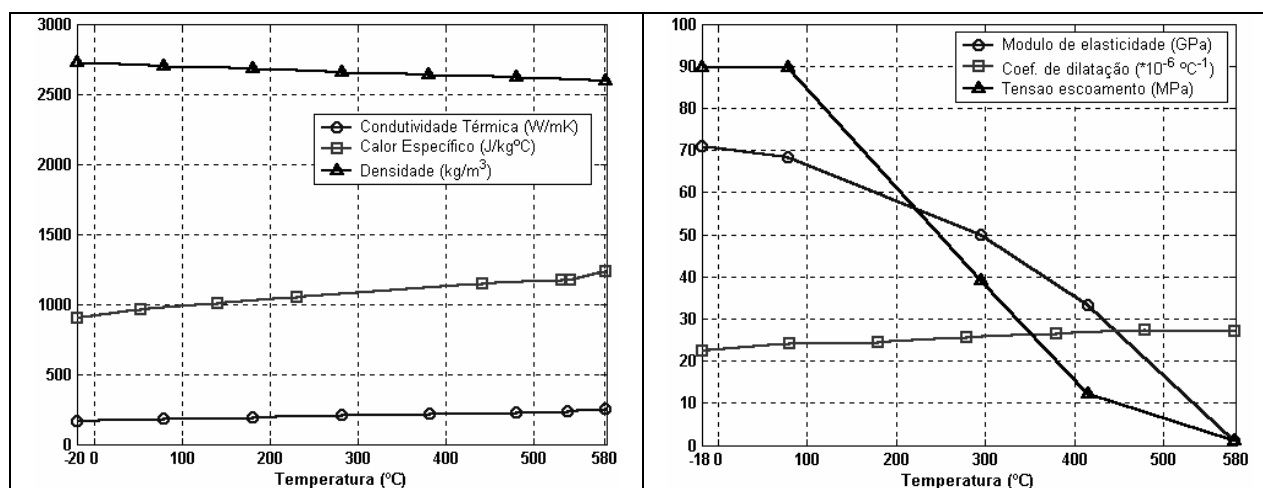


Figura 6.8 – Propriedades do alumínio 5052-O em função da temperatura (estimadas com base nas do alumínio 5052-H32 em Zhu e Chao, 2002).

Com base nas simulações anteriores, adotou-se um coeficiente de convecção de 10 W/m²K e uma emissividade de 0,75. O coeficiente de Poisson foi adotado constante e igual a 0,33 (*www.matweb.com*).

Para geração do modelo foram utilizados elementos sólidos (SOLID70 e SOLID45). A malha contendo 15375 nós está ilustrada na Fig. 6.9. e foi utilizada para as três análises (térmica, estrutural e modal).

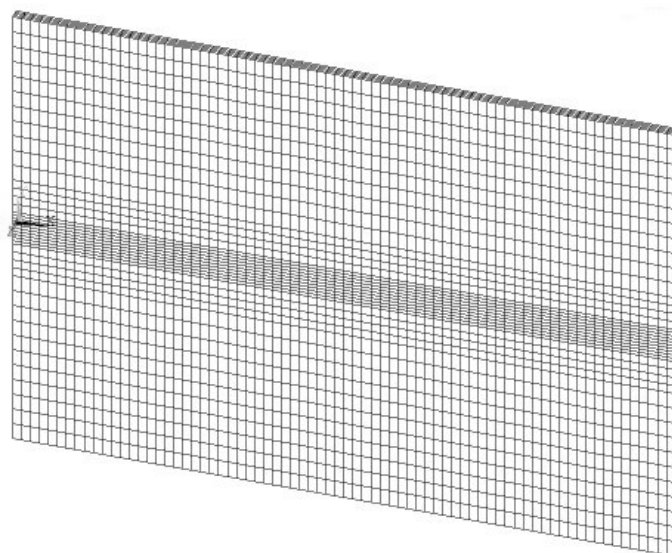


Figura 6.9 – Malha do modelo de elementos finitos gerado para a placa de alumínio.

Como, durante a soldagem, cada placa permaneceu apoiada em quatro suportes pontuais, conforme a Fig. 6.10, os nós correspondentes às posições dos apoios tiveram os deslocamentos na direção z bloqueados. Conforme descrito na seção 4.7, as três placas foram soldadas com o processo TIG em corrente alternada e o cordão de solda foi realizado segundo a linha central longitudinal da placa, iniciando e terminando a 20 mm das respectivas bordas.

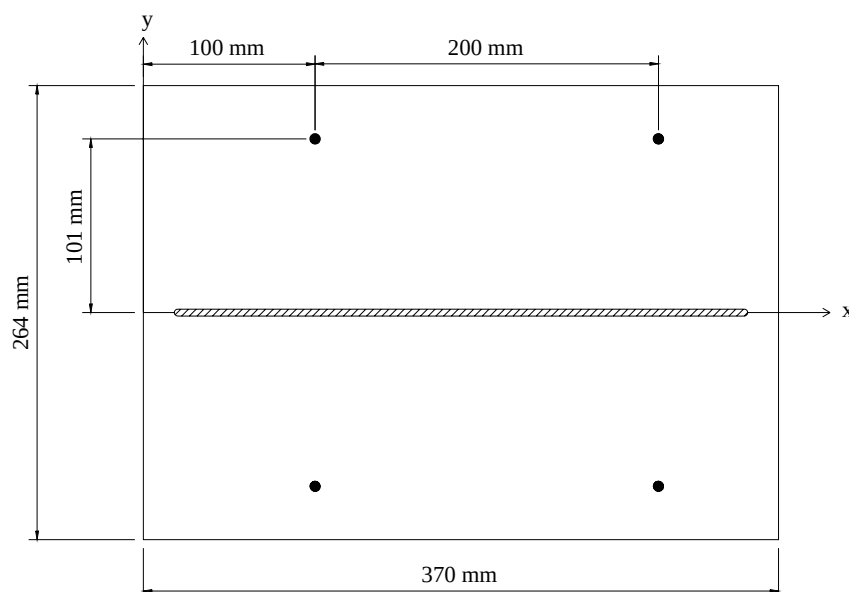


Figura 6.10 – Esquema da placa de alumínio e posições dos apoios.

A Tabela 6.3 mostra os parâmetros de soldagem utilizados nas simulações de cada placa, bem como a eficiência ajustada para cada conjunto de parâmetros. Observe-se que, como era esperado, com o aumento da energia de soldagem, a eficiência térmica cai.

Tabela 6.3 – Parâmetros de soldagem utilizados na simulação de cada placa.

	Placa 01	Placa 02	Placa 03
Velocidade de soldagem (cm/min)	20	17	15
Tempo parado¹ (s)	7	10	10
Corrente eficaz monitorada (A)	218	220	209
Tensão eficaz monitorada (V)	12,9	13,6	13,3
Energia total (J/mm)	844	1056	1112
Eficiência Térmica (%)	60	58	57

¹ Tempo que a tocha permaneceu parada com o arco aberto no início da soldagem.

Uma distribuição de calor do tipo volumétrica é utilizada para os três casos. Para a *Placa 01*, esta distribuição é dividida em dois planos da placa: na face superior e em um plano paralelo localizado a 1,59 mm (1/4 da espessura) abaixo da superfície. As formas da entrada de calor em cada um dos planos estão mostradas na Fig. 6.11. Para a *Placa 02*, o calor é distribuído em três planos: na face superior e em dois planos paralelos localizados a 1,59 e 3,18 mm abaixo da superfície (Fig. 6.12). Já para a *Placa 03*, o calor é aplicado em dois planos (Fig. 6.13), da mesma forma que para a *Placa 01*.

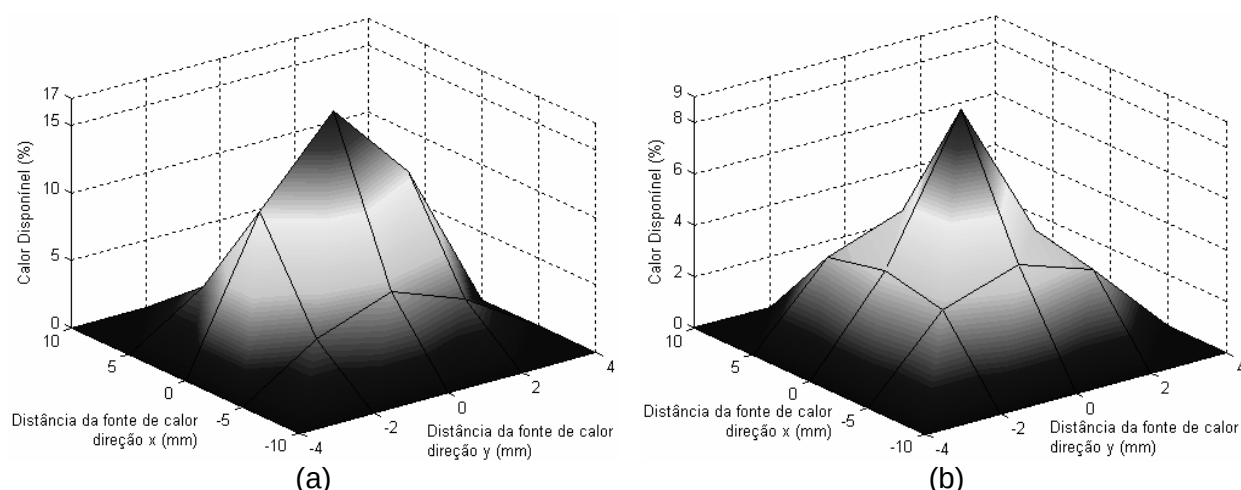


Figura 6.11 – Entrada de calor para a *Placa 01* na face superior (a) e num plano a 1,59 mm abaixo da superfície (b).

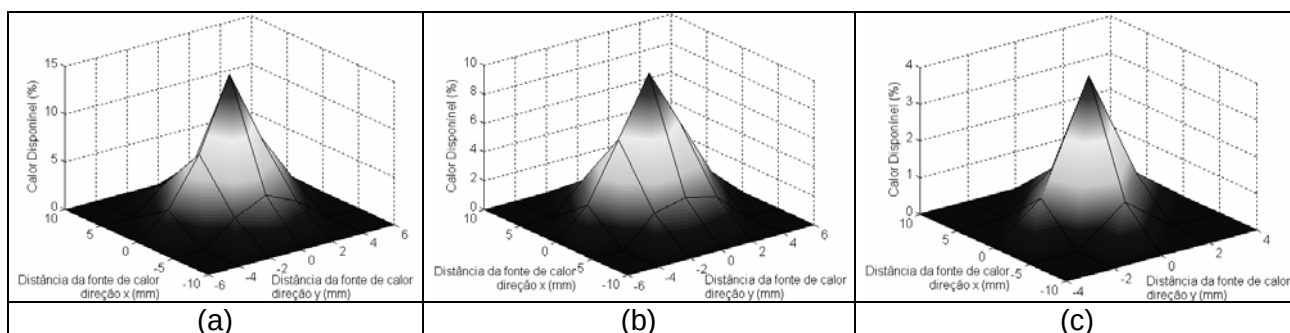


Figura 6.12 – Entrada de calor para a *Placa 02* na face superior (a); num plano 1,59 mm abaixo da superfície (b); e num plano 3,18 mm abaixo da superfície (c).

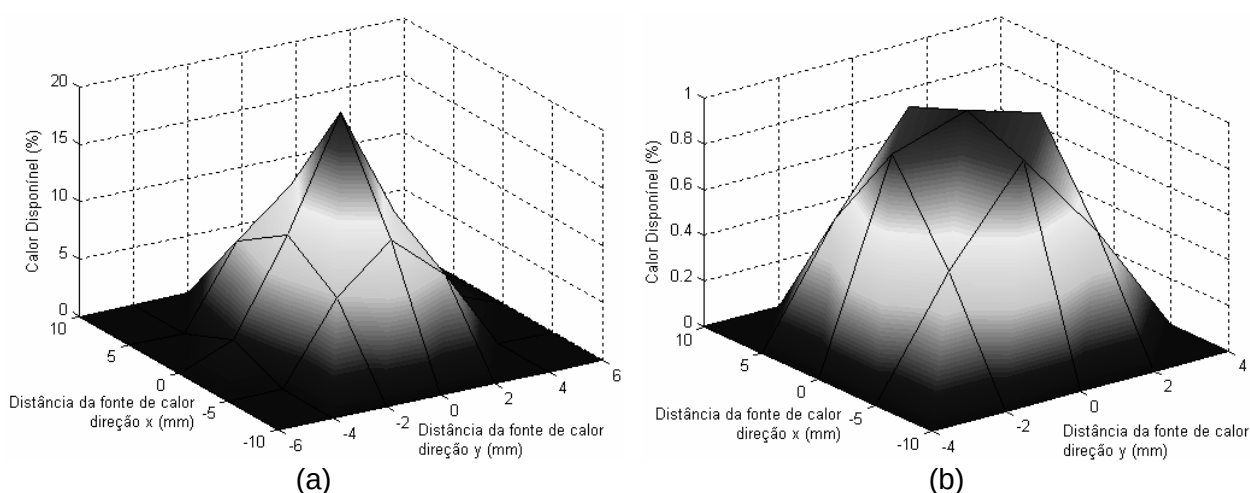


Figura 6.13 – Entrada de calor para a *Placa 03* na face superior (a) e num plano 1,59 mm abaixo da superfície (b).

Uma macrografia para visualização da zona fundida foi realizada para cada placa na seção transversal $x=170$ mm. O reagente de Tucker (45 mL de HCl, 15 mL de HNO_3 , 15 mL de HF e 25 mL de H_2O) foi utilizado para o ataque químico. Utilizou-se uma câmera conectada a um microcomputador e um software de visualização para capturar imagens da seção e medir as dimensões da zona fundida. Verifica-se através da Fig. 6.14 uma boa concordância entre as zonas fundidas obtidas experimentalmente e numericamente para as três placas, o que serve como validação do modelo térmico gerado. Para a *Placa 01*, é observado um erro de 6,67 % para a largura e 3,36 % para a profundidade da poça de fusão. Para a *Placa 02*, os erros encontrados são de 2,47 % para a largura e 1,52 % para a profundidade. Já para a *Placa 03*, observe-se um erro de 0,55 % para a largura e 3,66 % para a profundidade.

As distorções causadas pela soldagem foram avaliadas experimentalmente utilizando-se uma mesa de desempenho, um relógio comparador e uma base magnética (Fig. 6.15). Duas seções transversais foram utilizadas: $x=20$ mm e $x=50$ mm. A Figura 6.16 a 6.18 mostram os resultados numéricos e experimentais de distorção para as três placas nestas duas seções.

Percebe-se que para as placas 01 e 02 houve uma concordância satisfatória entre os resultados numéricos e experimentais, havendo uma maior discrepância apenas para $y=0$, especialmente na seção $x=20$ mm. Assim, o modelo não foi capaz de representar bem o elevado reforço causado pelo tempo que a tocha permaneceu parada no início da soldagem.

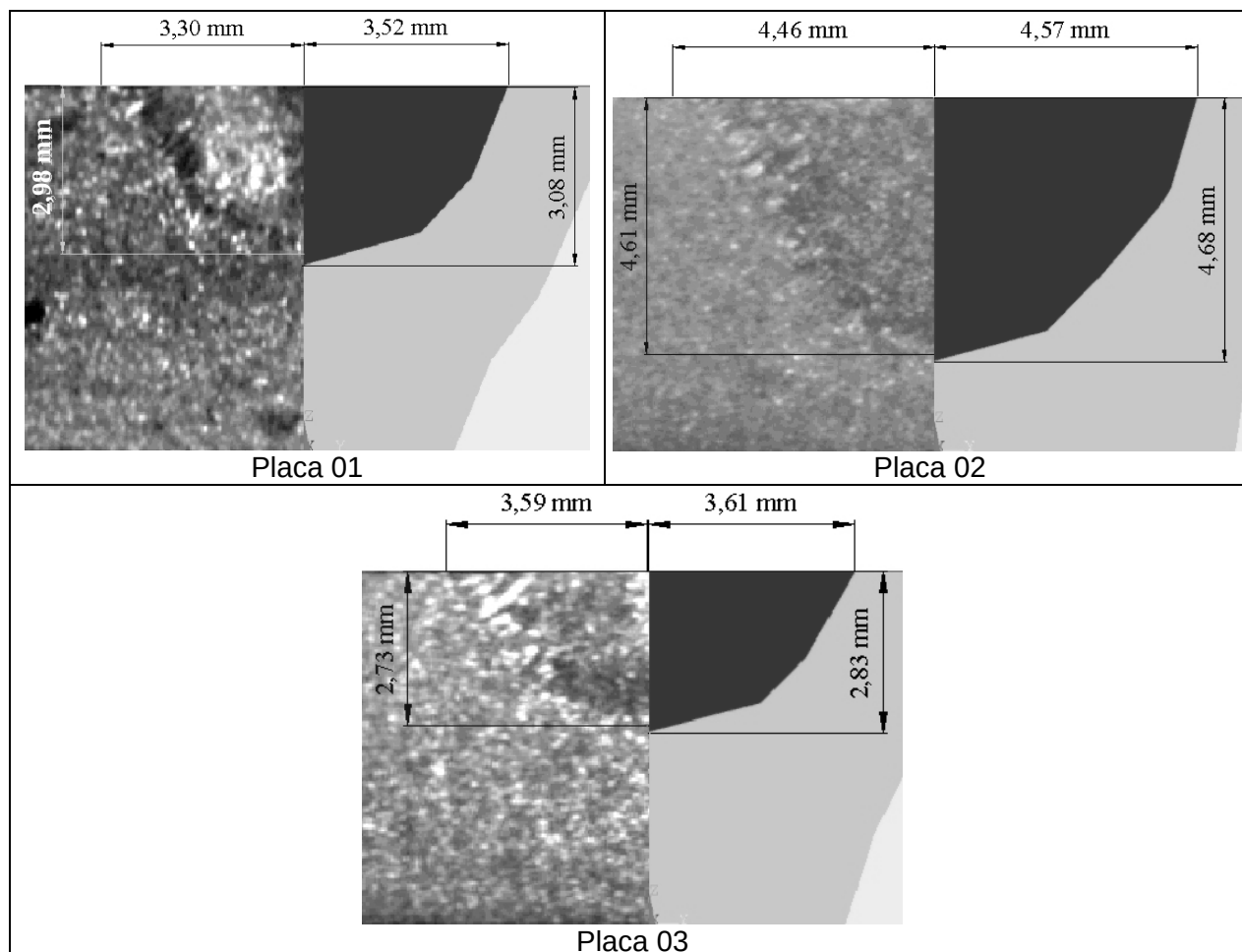


Figura 6.14 – Comparação das zonas fundidas experimentais e numéricas para as três placas na seção $x=170$ mm.

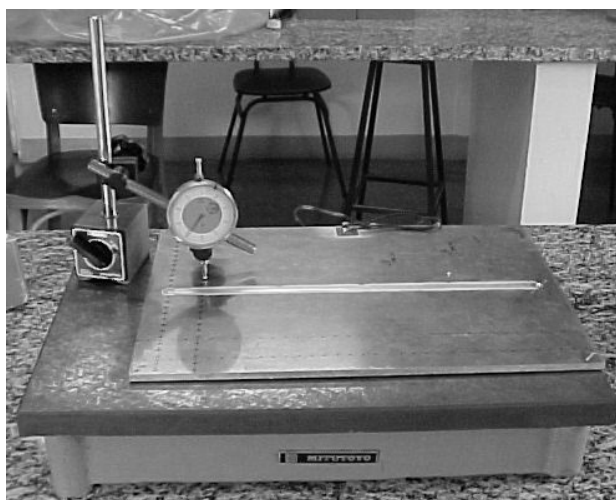


Figura. 6.15 – Montagem experimental para medição das distorções da soldagem.

Para a *Placa 03*, é verificada uma maior discrepância entre os resultados numéricos e experimentais, o que leva a crer que o modelo térmico para esta placa não deva representar adequadamente a distribuição real de calor. Assim, apesar de os resultados de zona fundida desta placa estarem em ótima correlação, a alteração dos tempos de pulso (de 3 para 4 ms) e de base (de 22 para 21 ms), conforme relatado na seção 4.7, deve ter “dispersado” a fonte de calor, aquecendo mais as regiões vizinhas à poça de fusão. Isto pode ter sido a causa da grande diferença nos resultados de distorção. Entretanto, é importante ressaltar que acredita-se que estas variações nos tempos de base e pulso foram pequenas para explicar sozinhas estes resultados. Conclui-se, assim, sobre a importância de se monitorar a temperatura em função do tempo em alguns pontos da placa durante a soldagem, para ajustar melhor a entrada de calor na simulação.

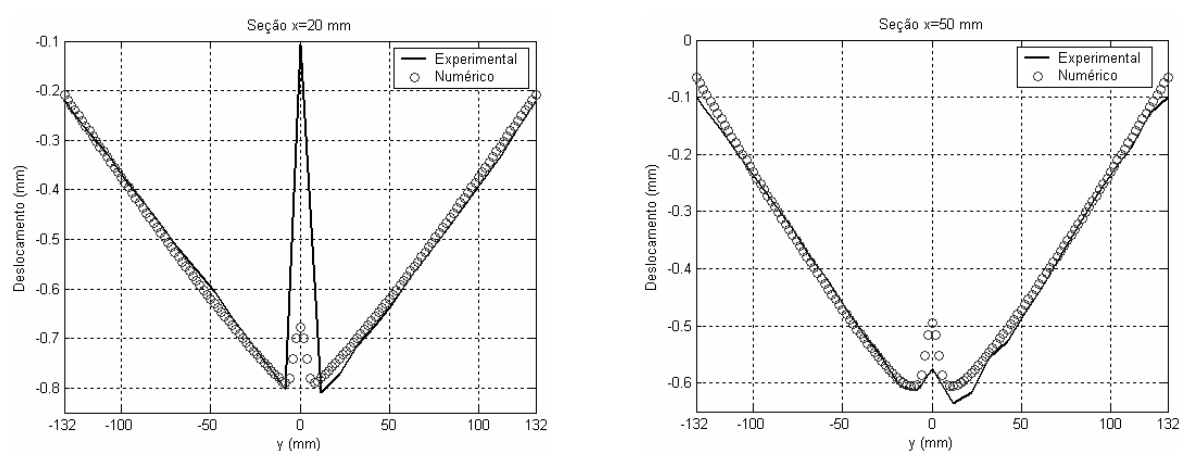


Figura. 6.16 – Resultados numéricos e experimentais de distorção para *Placa 01*.

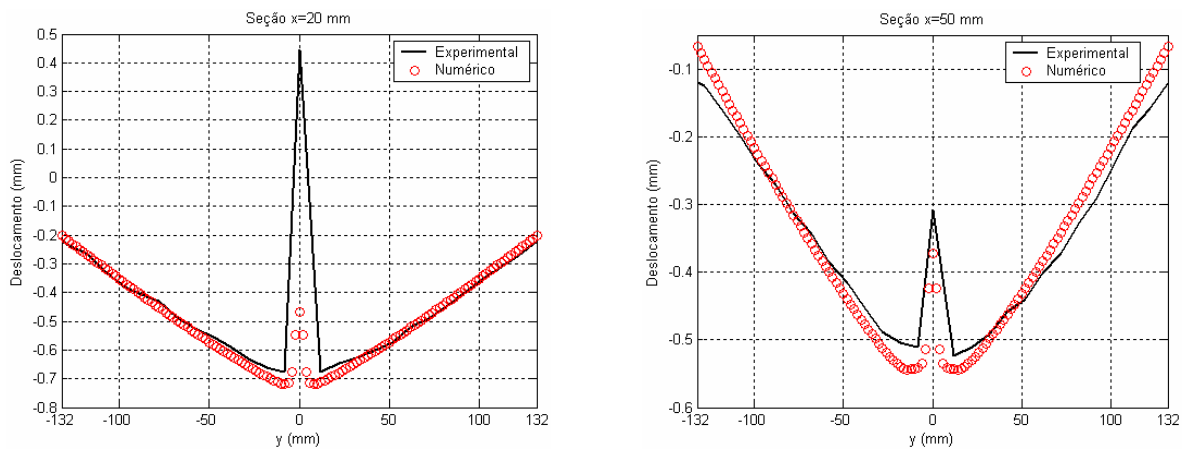


Figura. 6.17 – Resultados numéricos e experimentais de distorção para *Placa 02*.

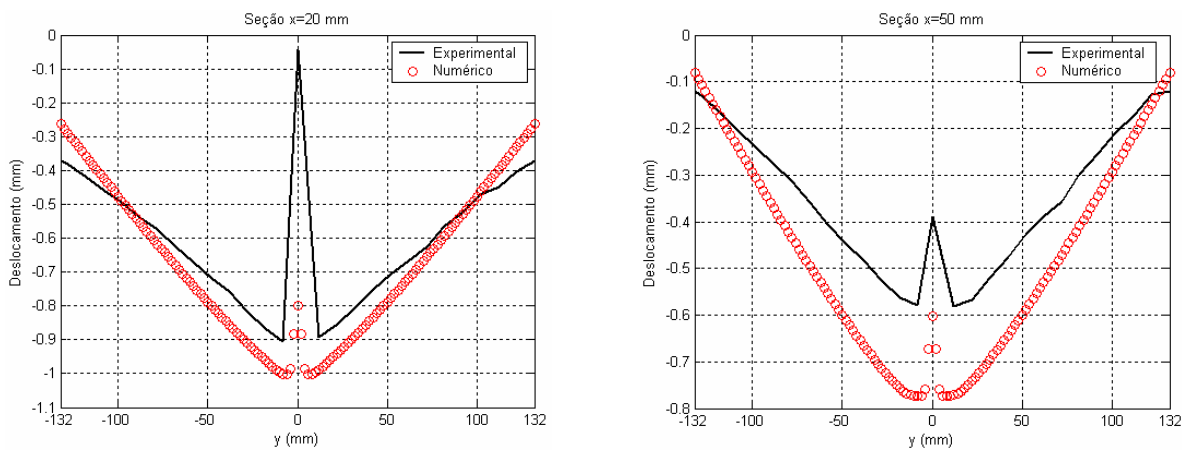


Figura. 6.18 – Resultados numéricos e experimentais de distorção para *Placa 03*.

Para fins ilustrativos, a forma distorcida final obtida numericamente para a *Placa 01* da placa está mostrada na forma de isovalores (Fig. 6.19a) e com amplificação de $20\times$ (Fig. 6.19b).

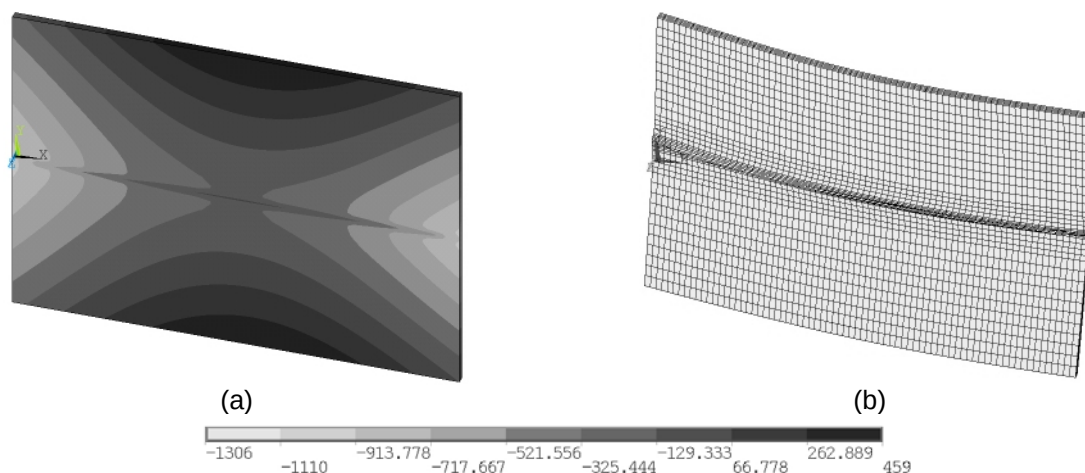


Figura 6.19 – Forma distorcida final obtida numericamente para *Placa 01* apresentada na forma de isovalores, em μm , (a) e amplificada $20\times$ (b).

Os campos de tensões residuais na direção longitudinal (σ_x) estão ilustrados na Fig. 6.20 na forma de contornos de isovalores. Observam-se pequenas diferenças entre os campos de tensão das três placas, principalmente nas regiões próximas ao final do cordão de solda.

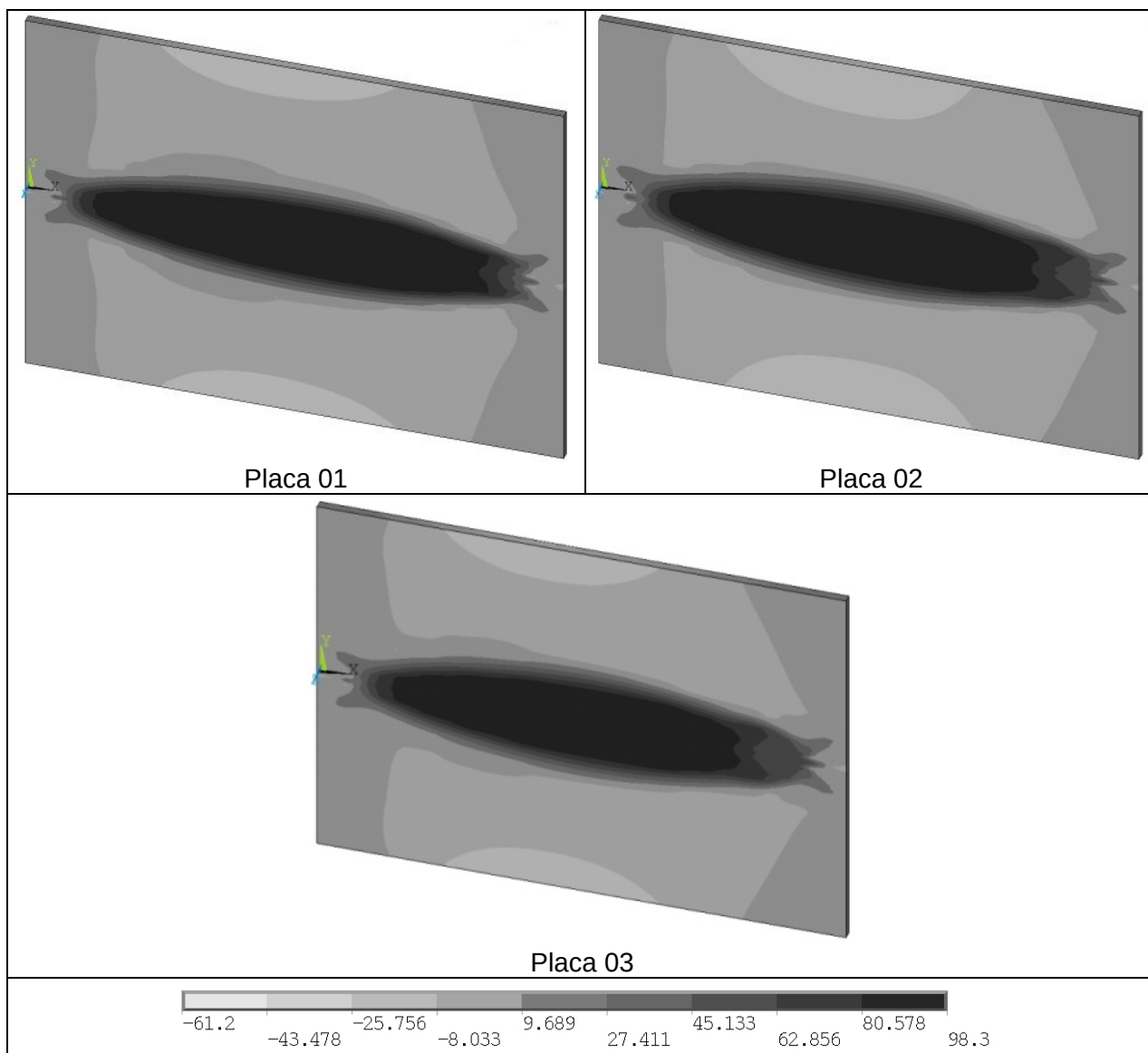


Figura. 6.20 – Campo de tensões residuais na direção longitudinal obtidos numericamente (em MPa).

Os cinco primeiros e o oitavo modos de vibração obtidos numericamente para as placas de alumínio no estado livre de tensão estão ilustrados na Figura 6.21. Após a soldagem, ocorreu apenas alteração nas frequências naturais, não havendo modificação na ordem dos modos. A Tabela 6.4 apresenta as variações percentuais das frequências naturais devidas à soldagem, que incluem tanto os efeitos das tensões residuais como das distorções. Por uma

questão de simplificação, a notação “*Exp*” e “*Num*” foram utilizadas para representar respectivamente os resultados experimentais e numéricos.

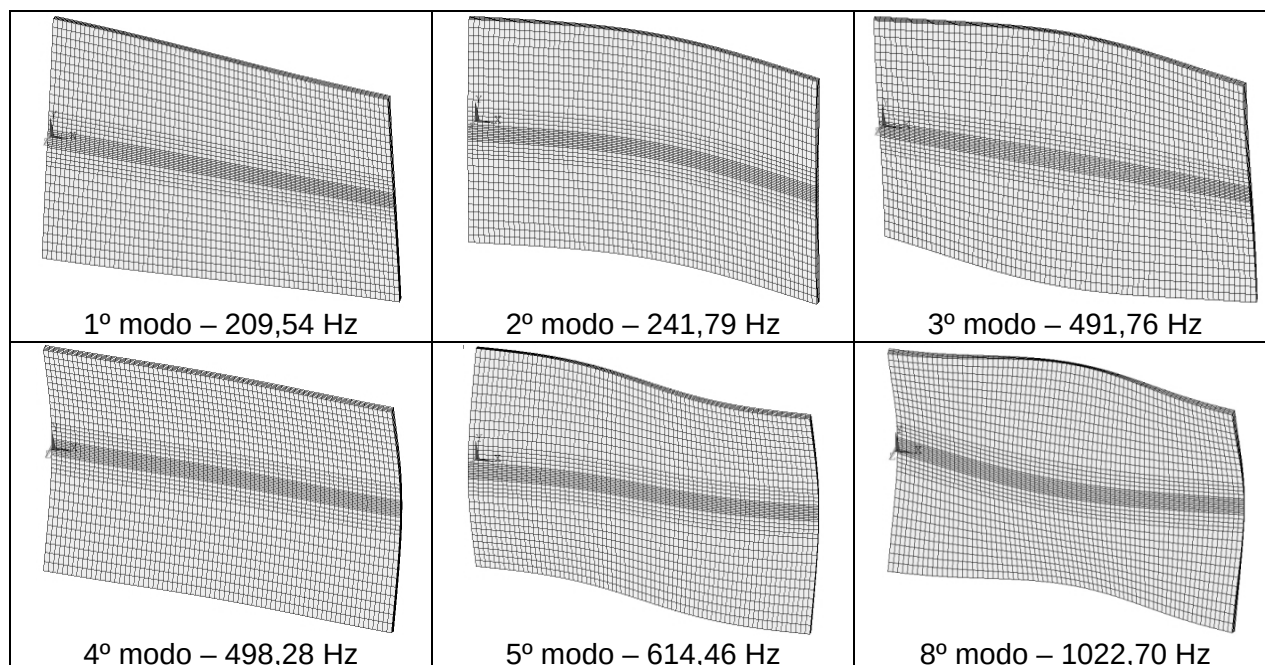


Figura. 6.21 – Os seis primeiros modos de vibrar da placa de alumínio sem tensões residuais.

Tabela 6.4 – Variações percentuais das frequências naturais das placas devidas à soldagem.

Modo	Placa 1			Placa 2			Placa 3		
	Exp (%)	Num (%)	Desvio	Exp (%)	Num (%)	Desvio	Exp (%)	Num (%)	Desvio
1	-19,07	-22,35	-3,29	-21,52	-23,35	-1,83	-21,27	-22,00	-0,73
2	-15,17	-17,75	-2,58	-18,46	-19,45	-1,00	-17,83	-17,50	0,34
3	-9,87	-11,24	-1,37	-10,60	-11,39	-0,79	-10,67	-10,74	-0,07
4	2,40	2,66	0,26	2,92	3,06	0,14	2,78	2,91	0,13
5	-10,42	-12,17	-1,75	-11,83	-12,37	-0,54	-11,64	-11,56	0,09
6	4,31	4,88	0,57	4,77	5,05	0,28	4,66	4,86	0,20
7	-5,70	-6,54	-0,84	-6,35	-6,68	-0,32	-6,31	-6,32	0,00
8	-1,83	-2,01	-0,18	-1,72	-1,85	-0,13	-1,96	-1,72	0,24

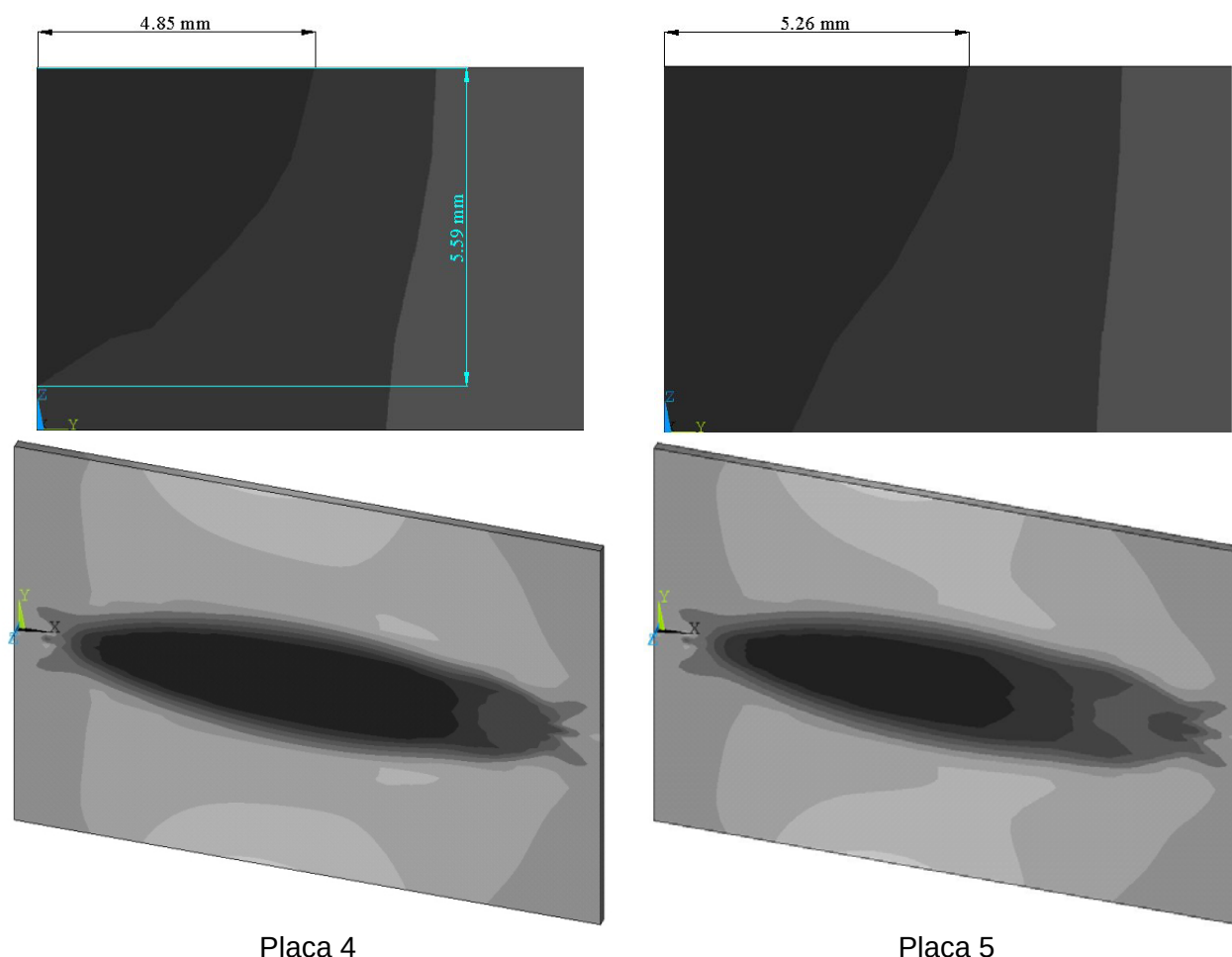
Percebe-se que há uma relação entre as magnitudes das variações de frequência e as formas modais correspondentes mostradas na Fig. 6.21. Verifica-se que, em termos de variação relativa, o modo mais afetado pelas tensões residuais é o primeiro (modo de torção). Já o quarto modo (primeiro modo de flexão em torno do eixo x) se mostrou pouco sensível às tensões residuais. Isto pode ser explicado pelo predomínio das tensões na direção longitudinal, σ_x , que pouco afetam a energia de deformação para flexão em torno de x .

Pode ser verificado que os resultados numéricos apresentam a mesma tendência observada nos resultados experimentais em termos de aumento ou redução dos valores das frequências naturais em decorrência da soldagem. Parte dos desvios observados entre os

resultados numéricos e experimentais pode ser proveniente das simplificações adotadas na modelagem. Observando apenas os resultados experimentais, nota-se que, quando a energia de soldagem é aumentada (da *Placa 01* para a *Placa 02*), as variações nas frequências naturais se tornam maiores para a maioria dos modos (exceto para o oitavo modo). No entanto, quando a energia é aumentada novamente (da *Placa 02* para a *Placa 03*), as variações nas frequências não são mais progressivas, indicando que, provavelmente, deve haver um limite para a energia de soldagem, acima do qual as variações das frequências naturais começam a declinar. Assim, segundo os resultados experimentais, as variações das frequências para a *Placa 03* devem estar entre as variações observadas para as placas 01 e 02, o que não é verificado no resultado numérico da *Placa 03*, no qual estas variações são menores que as da *Placa 01*. Isto já era esperado pelo fato de o modelo térmico da *Placa 03* não estar adequado.

Desta forma, para avaliar melhor a relação entre a energia de soldagem e as variações das frequências naturais de vibração, duas outras simulações usando energias mais elevadas foram realizadas. Os parâmetros de soldagem utilizados foram os mesmos usados para a *Placa 02*, exceto a velocidade de soldagem e a eficiência. Para o primeiro caso, denominado *Placa 04*, a velocidade de soldagem foi de 14 cm/min e a eficiência de 56 %. No segundo caso, denominado *Placa 05*, a velocidade de soldagem foi de 11 cm/min e a eficiência de 55 %. A distribuição de calor para ambos os casos foi a mesma usada para a *Placa 02*. A Figura 6.22 mostra as zonas fundidas para a seção transversal $x=170$ mm e os campos de tensão residual σ_x obtido para estes dois casos. Pode ser observado que o valor da tensão residual nas proximidades do final do cordão de solda torna-se menor com o aumento da energia de soldagem. Isto pode ser explicado pelo fato de que, quando a energia aumenta, a placa fica mais aquecida naquela região (devido à alta condutividade térmica do alumínio), o que tem um efeito similar ao de um preaquecimento, com o resultante alívio parcial das tensões residuais.

A Tabela 6.5 apresenta as alterações nas frequências naturais obtidas numericamente para todas as cinco condições testadas (*Placas 1 a 5*), facilitando assim uma comparação. A energia de soldagem para cada caso também está destacada. Descartando o resultado obtido para a *Placa 03*, pode ser visto que realmente deve haver um valor de energia entre 1056 e 1282 J/mm onde a variação das frequências é máxima (com exceção do oitavo modo onde a tendência de queda é mantida).



Placa 4

Placa 5

Figura. 6.22 – Zonas fundidas em $x=170$ mm e campos de tensão residual para as Placas 04 e 05 (contornos para as tensões residuais são os mesmos da Fig. 6.20).

Tabela 6.5 – Valores das variações percentuais das frequências naturais devidas à soldagem para as cinco placas simuladas numericamente.

Modo	Variação (%)				
	Placa 1 (844 J/mm)	Placa 2 (1056 J/mm)	Placa 3 (1112 J/mm)	Placa 4 (1282 J/mm)	Placa 5 (1632 J/mm)
1	-22,35	-23,35	-22,00	-22,98	-21,61
2	-17,75	-19,45	-17,50	-19,22	-18,02
3	-11,24	-11,39	-10,74	-10,95	-10,03
4	2,66	3,06	2,91	3,03	2,75
5	-12,17	-12,37	-11,56	-11,85	-10,70
6	4,88	5,05	4,86	4,96	4,74
7	-6,54	-6,68	-6,32	-6,47	-6,01
8	-2,01	-1,85	-1,72	-1,66	-1,39

Um fator interessante a ser avaliado é a contribuição das distorções na variação da rigidez das placas. Assim, outra análise modal foi realizada para as placas 01 e 02, quando foi descartado o efeito do enrijecimento por tensão, permanecendo apenas a influência das variações geométricas da placa distorcida. A Placa 03 não foi avaliada por ter apresentado um

resultado incoerente. A Tabela 6.6 mostra os valores numéricos das variações das frequências naturais de vibração causadas pela soldagem, incluindo a influência das tensões residuais e das distorções, e as variações devidas exclusivamente às distorções geométricas de soldagem. Observe-se que, para a maioria dos modos, o efeito da distorção é muito pequeno quando comparado com o efeito do enrijecimento por tensão. Note-se ainda que a distorção causa uma variação positiva no valor da frequência e que, na maioria dos casos, a variação devida ao efeito global (tensões e distorções) é negativa. Isto mostra que o efeito do enrijecimento por tensão deve ser predominante em relação ao efeito da distorção geométrica.

Tabela 6.6 – Variações percentuais das frequências naturais de vibração devidas à soldagem e exclusivamente às distorções de soldagem (obtidas numericamente).

Modo	Placa 01		Placa 02	
	Variação Total (%)	Variação Distorção (%)	Variação Total (%)	Variação Distorção (%)
1	-22,35	0,73	-23,35	0,78
2	-17,75	1,16	-19,45	0,78
3	-11,24	0,59	-11,39	0,63
4	2,66	1,24	3,06	1,33
5	-12,17	0,66	-12,37	0,62
6	4,88	0,63	5,05	0,61
7	-6,54	0,43	-6,68	0,44
8	-2,01	0,50	-1,85	0,51

6.3. Tubos Espessos de 400 mm de Comprimento

A fim de avaliar o procedimento de modelagem em componentes com outras geometrias, os resultados experimentais dos tubos espessos de 400 mm de comprimento, apresentados na seção 4.6, são utilizados. Da mesma forma que para as placas de alumínio, macrografias da zona fundida são usadas para validar os modelos térmicos.

Considerou-se que as dimensões dos dois tubos são idênticas: 400 mm de comprimento; diâmetro interno de 154,4 mm; e espessura de 7,1 mm. O material dos tubos é o aço inoxidável austenítico AISI 316L, confirmado por uma análise química realizada pela ACESITA. Os valores das propriedades deste material estão apresentados no Capítulo 5, os quais foram extraídos da tese de Depradeux (2004).

A malha do modelo foi gerada utilizando-se elementos sólidos (SOLID70 e SOLID45), contendo 20250 nós (Fig. 6.23). A mesma malha foi utilizada nas três análises (térmica, estrutural e modal). Durante a soldagem, cada tubo permaneceu apoiado em quatro posições, conforme mostrado também na Fig. 6.23. As posições dos apoios em coordenadas cartesianas são as seguintes: (-49,55; -68,2; 55); (49,55; -68,2; 55); (-49,55; -68,2; 255); e (49,55; -68,2;

255), todos em milímetros. Assim, os nós do modelo correspondentes a estas posições tiveram os deslocamentos nas direções x e y bloqueados.

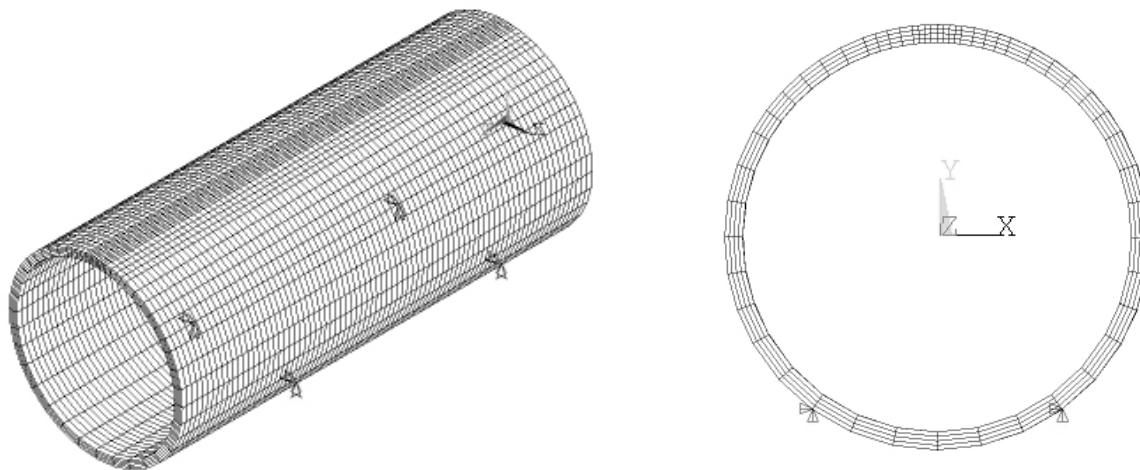


Figura 6.23 – Modelo de elementos finitos do tubo e sua seção transversal.

Conforme descrito na seção 4.6, os dois tubos foram soldados com o processo TIG em corrente contínua e o cordão de solda foi realizado na direção longitudinal do tubo, iniciando em $z=10$ mm e terminando em $z=390$ mm.

A Tabela 6.7 mostra os parâmetros de soldagem utilizados nas simulações de cada tubo, bem como a eficiência adotada em cada caso.

Tabela 6.7 – Parâmetros de soldagem utilizados na simulação de cada tubo.

	Tubo 01	Tubo 02
Velocidade de soldagem (cm/min)	28	20
Corrente monitorada (A)	296	298
Tensão monitorada (V)	17,8	17,4
Energia total (J/mm)	1129,03	1555,56
Eficiência (%)	52	47

Uma distribuição de calor volumétrica é utilizada para os dois casos, sendo dividida em quatro superfícies: na superfície externa e nas superfícies com profundidades de 1,775, 3,55 e 5,325 mm da superfície externa. As formas de entrada de calor em cada superfície utilizada para os *Tubos 01* e *02* estão ilustradas nas Fig. 6.24 e 6.25.

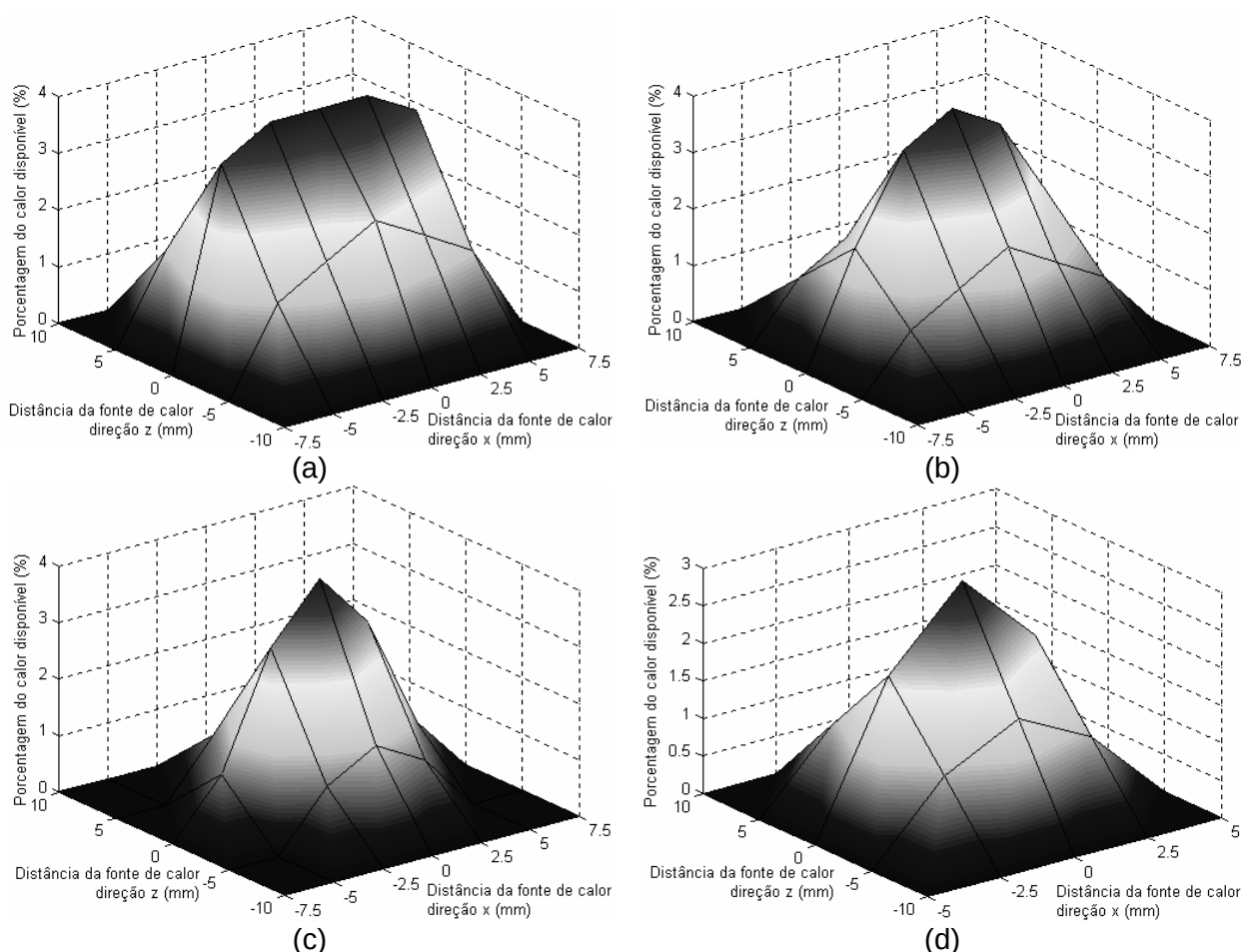


Figura 6.24 – Entrada de calor para o *Tubo 01* na superfície externa (a) e nas superfícies internas: 1,775 (b), 3,55 (c) e 5,325 mm (d).

Uma macrografia da zona fundida foi realizada em cada tubo na seção transversal $z=160$ mm. O reagente Vilella (5 mL de HCl, 1 g de ácido pícrico e 100 mL de metanol) foi utilizado para o ataque químico. O procedimento seguido foi o mesmo descrito para as placas de alumínio. A Figura 6.26(a) mostra uma macrografia obtida para o *Tubo 02*. Percebe-se nesta macrografia diferentes contornos de zona fundida (Fig. 6.26b), indicando que a forma final desta zona é formada por diferentes seções da poça de fusão. Ou seja, não existe uma seção da poça de fusão que represente completamente a forma final zona fundida, havendo, portanto, a necessidade de fazer uma superposição de duas ou mais seções da poça de fusão para se chegar à forma da zona fundida. Assim, o resultado numérico deverá ser composto pela superposição de diferentes seções da zona fundida em um mesmo instante de tempo. No caso destes tubos, duas seções se mostraram suficientes. A Figura 6.27 mostra os resultados numéricos para o *Tubo 02* no instante de tempo correspondente ao posicionamento da tocha na seção $z=160$ mm. Nesta figura, pode ser visualizada a região fundida nas seções $z=160$ mm

e $z=155$ mm, além da superposição das duas regiões, formando o que é considerado o resultado final da macrografia.

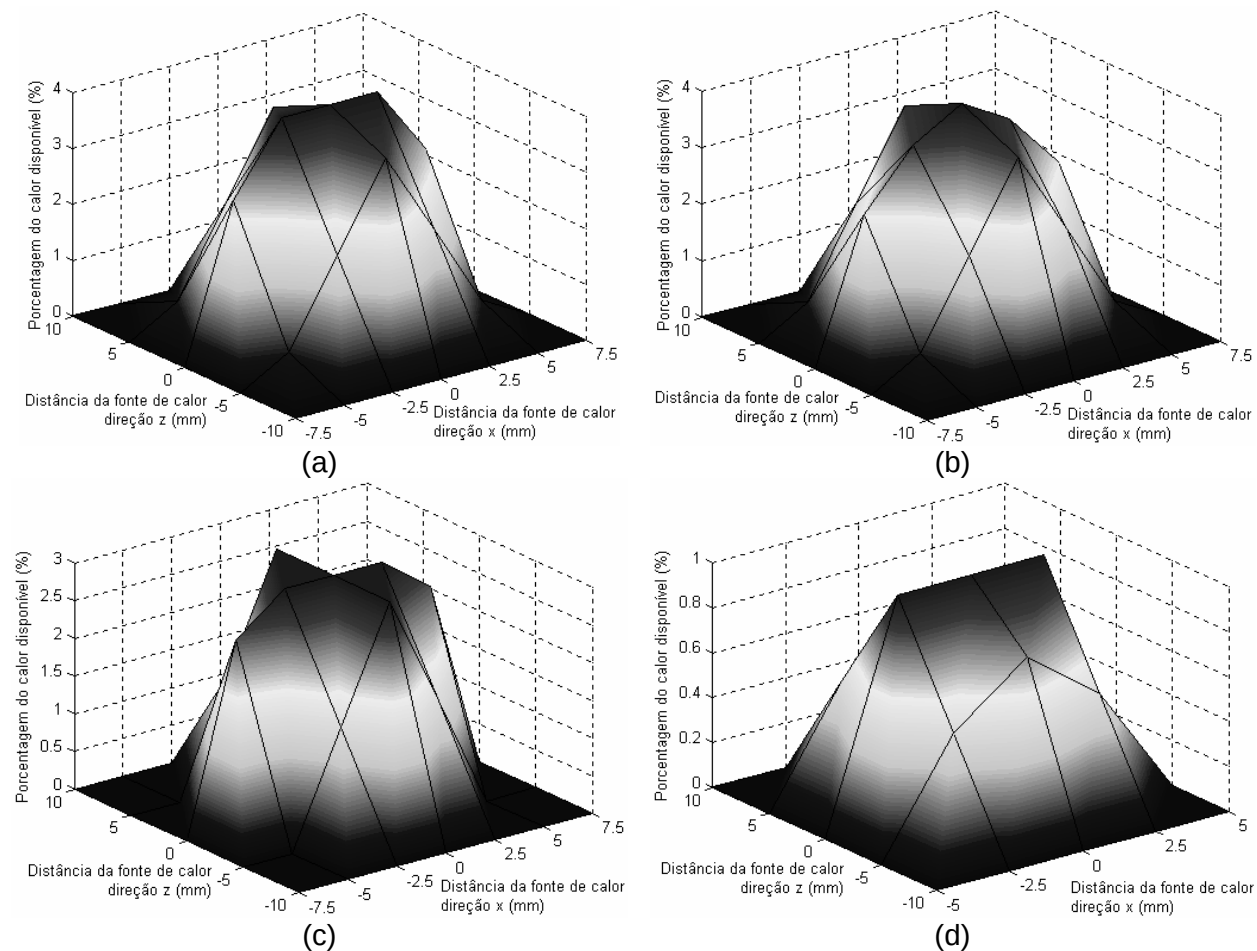


Figura 6.25 – Entrada de calor para o *Tubo 02* na superfície externa (a) e nas superfícies internas: 1,775 (b), 3,55 (c) e 5,325 mm (d).

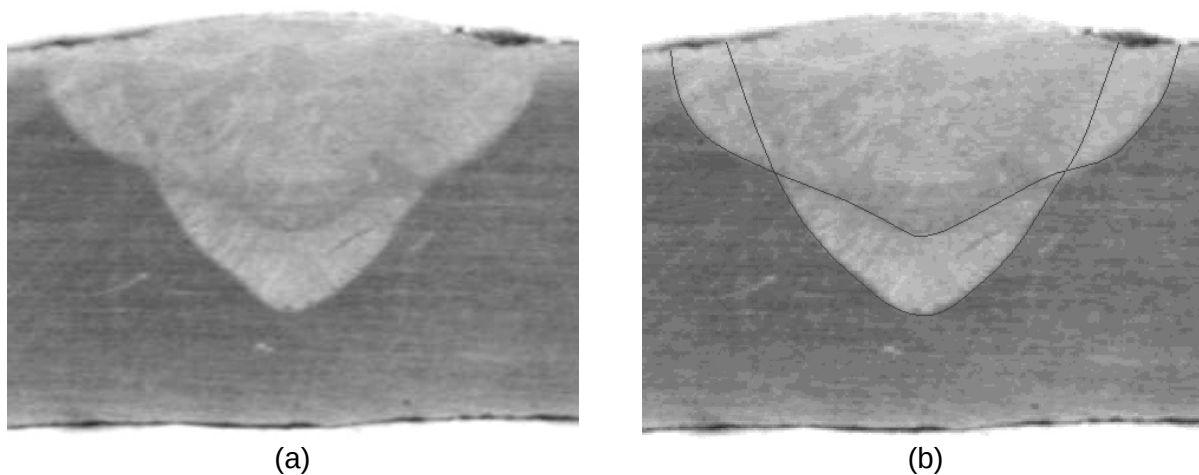


Figura 6.26 – Macrografia da zona fundida do *Tubo 02* com e sem exposição dos contornos.

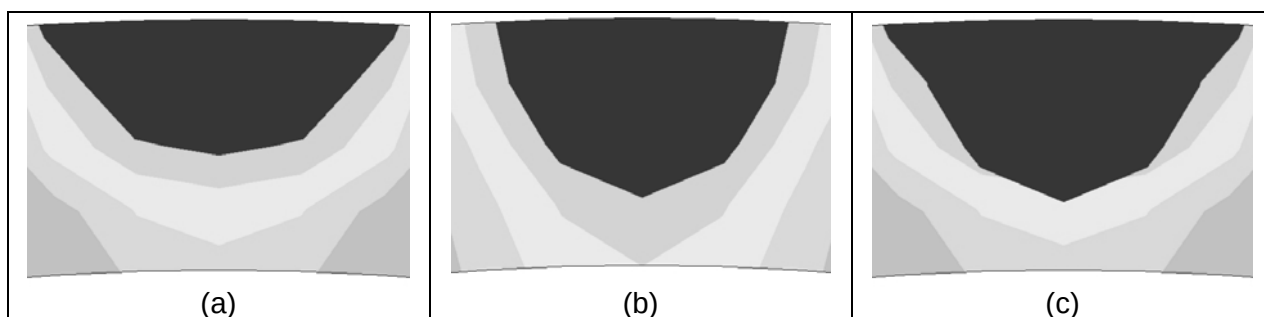


Figura 6.27 – Zona fundida do *Tubo 02* após 45 s de soldagem nas seções $z=160$ mm (a), $z=155$ mm (b) e a superposição das duas regiões (c).

Observa-se a partir da Fig. 6.28 uma boa correlação entre as zonas fundidas obtidas experimental e numericamente para os dois tubos, o que é considerado como um indicador de validação do modelo térmico utilizado. Para o *Tubo 01*, é verificado um erro de 2,47 % para a largura e 0,52 % para a profundidade da zona fundida. Já para o *Tubo 02*, observa-se um erro de 0,92 % para a largura e 1,20 % para a profundidade.

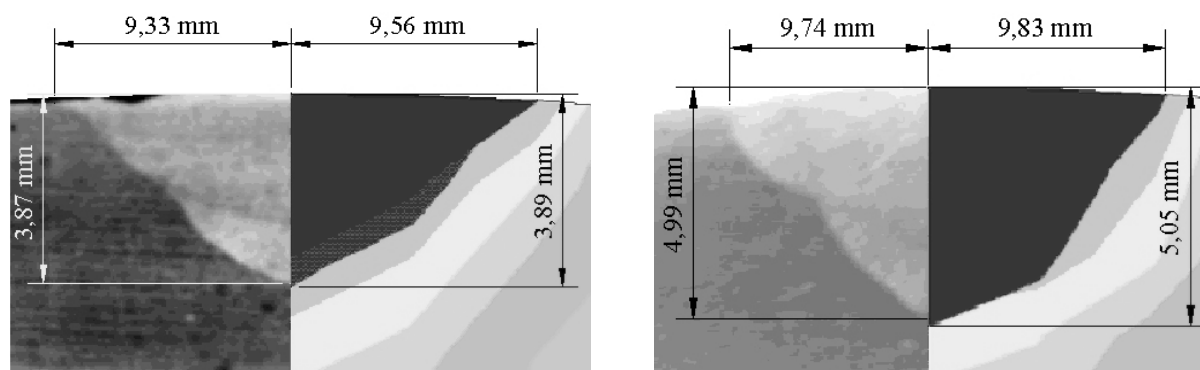


Figura 6.28 – Comparação da zona fundida para os dois tubos na seção $z=160$ mm.

Os campos de tensões residuais na direção longitudinal, σ_z , para cada tubo estão ilustrados na Fig. 6.29. É possível perceber poucas diferenças entre os campos obtidos nas duas condições testadas.

Os quatro primeiros modos de vibração obtidos para os tubos no estado livre de tensão estão ilustrados na Figura 6.30. Devido à axissimetria, os modos de vibração ocorrem em pares, ambos correspondendo a valores de frequência natural bem próximos (não idênticos devido a não simetria da malha). Nesta figura, os modos simétricos são considerados como um único modo. Assim, estes quatro modos representam as oito primeiras frequências naturais. Após a soldagem, ocorreu apenas alteração nas frequências naturais, não havendo modificação na ordem dos modos.

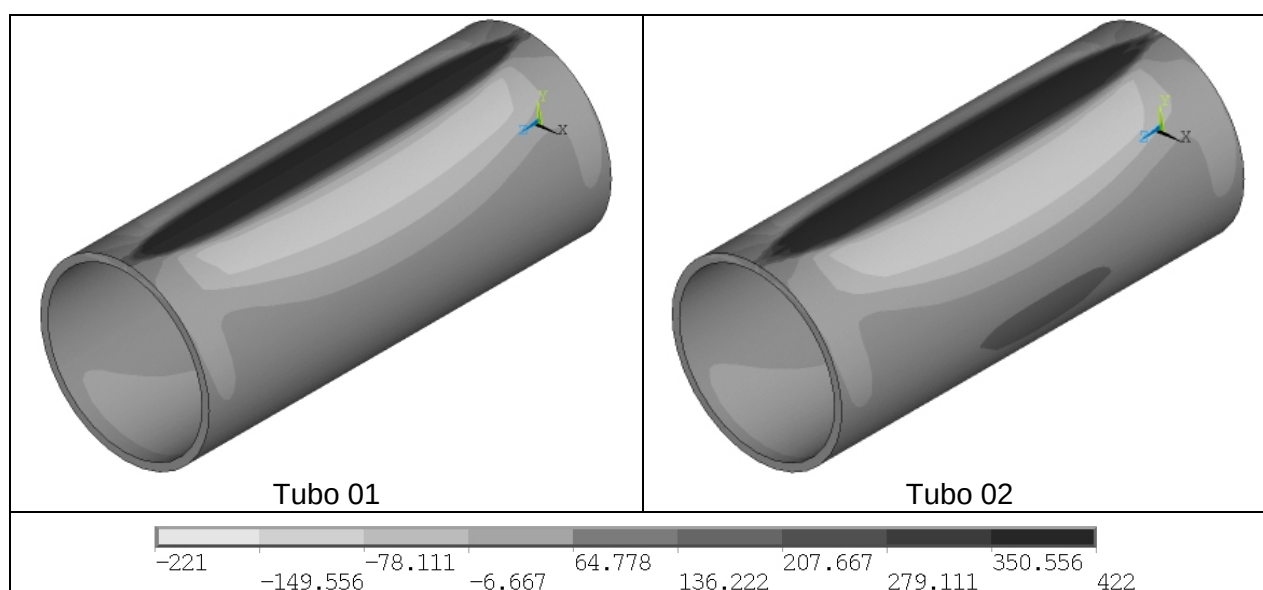


Figura. 6.29 – Campo de tensões residuais na direção longitudinal obtidos numericamente (em MPa).

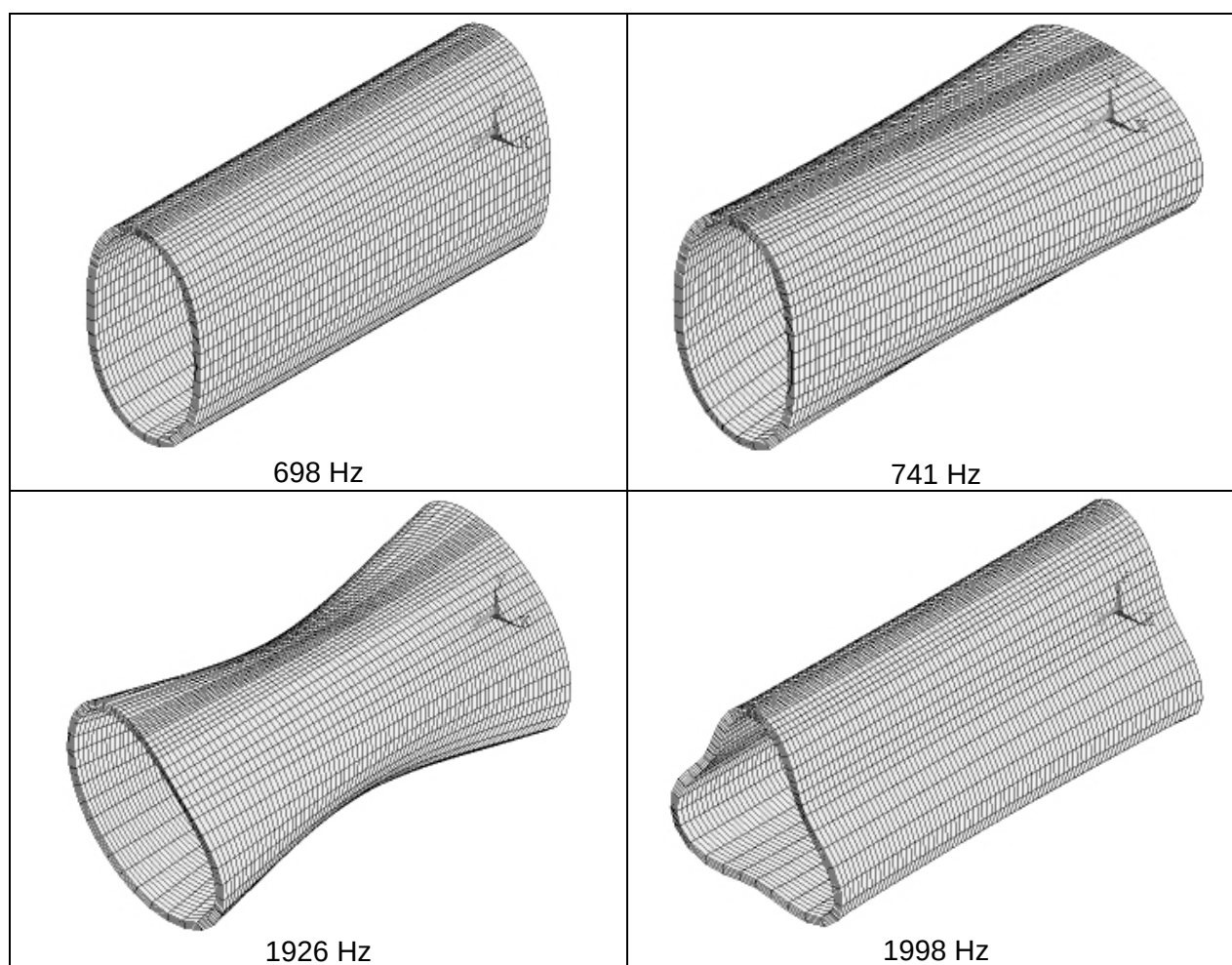


Figura. 6.30 – Os quatro primeiros modos de vibrar do tubo.

A Tabela 6.8 apresenta as variações percentuais das frequências naturais devidas à soldagem, obtidas experimentalmente e numericamente.

Tabela 6.8 – Variações percentuais das frequências naturais dos tubos devidas à soldagem.

Modo	Tubo 01			Tubo 02		
	Exp (%)	Num (%)	Desvio	Exp (%)	Num (%)	Desvio
1	0,27	0,26	-0,01	0,18	0,27	0,09
2	0,18	0,21	0,03	0,36	0,34	-0,03
3	0,17	0,06	-0,11	0,17	0,12	-0,06
4	0,17	0,37	0,19	0,51	0,44	-0,08
5	0,00	-0,10	-0,10	0,07	-0,14	-0,21
6	0,00	0,24	0,24	0,07	0,30	0,23
7	0,13	0,19	0,05	0,32	0,24	-0,09
8	0,26	0,27	0,01	0,32*	0,34	0,02

* Para o *Tubo 02* foi identificado experimentalmente apenas um pico para este modo. Supondo-se que deve ter havido a superposição dos dois picos, adotou-se a mesma variação observada para a sétima frequência.

Pode ser observado que, para a maioria dos modos, os resultados das simulações numéricas apresentam a mesma tendência dos resultados experimentais. Novamente, parte dos desvios verificados entre os resultados numéricos e experimentais pode ser considerada proveniente das simplificações adotadas na modelagem. Observando os resultados numéricos para os dois tubos (modelos idênticos), ao se elevar a energia de soldagem, é notado que as variações das frequências naturais aumentam, apresentando um comportamento semelhante ao da placa de alumínio. Assim, é possível que haja também um valor de energia limite a partir do qual as variações comecem a reduzir. Entretanto, as variações observadas para os tubos são muito inferiores às observadas para as placas. Assim, para possibilitar o uso desta técnica para avaliar alterações nas tensões residuais de soldagem deste tipo de estrutura, seria necessário reduzir bastante o valor do Δf . Para tanto, um equipamento que possa realizar este ensaio vibratório dentro de uma banda de frequência cuja frequência inicial possa ser diferente de zero seria interessante, pois seria possível selecionar uma banda bastante curta que contivesse a(s) frequência(s) a ser(em) estudadas.

6.4. Considerações Finais

A avaliação numérica do enrijecimento por tensão residual de soldagem se mostrou viável. As principais dificuldades encontradas são referentes à simulação da soldagem (análise térmica e estrutural), já que a análise modal posterior é simples. Assim, para uma modelagem adequada, verificou-se que, além das propriedades do material em função da temperatura, é importante ter dados experimentais como macrografia da zona fundida e/ou temperatura em

função do tempo em alguns pontos para validar a análise térmica. Com estes dados, é possível ajustar melhor a distribuição da fonte de calor, minimizando os erros de modelagem.

É importante ressaltar que, para uma mesma energia de soldagem, as variações nas frequências naturais são bem sensíveis à distribuição de calor, notadamente para os primeiros modos de vibrar, reforçando o fato de ser necessário dados experimentais para validar a modelagem térmica. Além disso, constatou-se que em alguns casos, como o da *Placa 03*, apenas a macrografia da zona fundida não é suficiente para validar o modelo, fazendo-se necessário também a temperatura em função do tempo em alguns pontos do componente.

Os resultados numéricos obtidos confirmaram o efeito do enrijecimento por tensão residual de soldagem, bem como o fato de componentes esbeltos serem mais sensíveis a este efeito. Verificou-se ainda que as distorções de soldagem têm pouca influência nas frequências naturais quando comparadas com o efeito das tensões residuais.

A sensibilidade das variações das frequências naturais com a energia de soldagem também foi evidenciada, quando foi observada numericamente a existência de um valor limite na energia a partir do qual as variações tendem a reduzir.