

Transferência de Calor Aplicada à Prototipagem Rápida por Deposição de metal em Camadas Sucessivas Utilizando Soldagem 3D

(Heat Transfer Applied to Rapid Prototyping by Metal Deposition in Successive Layers Using 3D Welding)

Felipe Ferreira Fraga, Guilherme Caribé de Carvalho, Taygoara Felamingo de Oliveira
Universidade de Brasília - UnB, Faculdade de Tecnologia/Departamento de Engenharia Mecânica, Brasília, DF, Brasil, e-mail:
felipef22@hotmail.com, gccarval@unb.br

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo dos fenômenos de transferência de calor no processo de prototipagem rápida por deposição de metal em camadas sucessivas utilizando soldagem a arco, também chamada de soldagem 3D (3D Welding). O objetivo é desenvolver um modelo simplificado e compreender o processo de transferência de calor e suas relações com os parâmetros de soldagem, de modo a se possibilitar um controle dos ciclos térmicos a que estará sujeito o material depositado. Desenvolveu-se um modelo físico-matemático para a transferência de calor durante o processo de soldagem, o qual é resolvido numericamente pelo método das diferenças finitas, permitindo a simulação de situações típicas desse tipo de processo de fabricação. O modelo numérico desenvolvido foi validado por meio da simulação de casos específicos para os quais se conhecem soluções analíticas. A partir das equações do modelo, definiram-se parâmetros adimensionais, dentre os quais pode-se citar o grupo adimensional π_1 , relacionado principalmente à velocidade de soldagem. Realizaram-se alguns experimentos numéricos observando a influência desse grupo nas temperaturas máximas, médias e nas amplitudes dos ciclos térmicos que a peça está sujeita.

Palavras-chave: Soldagem, Transferência de Calor; Prototipagem Rápida, Soldagem 3D, Tecnologia de Adição.

Abstract: This work presents a study on the heat transfer phenomena that occur during the process of Rapid Prototyping by layered arc welding metal deposition, also called, 3D Welding. The main goal is to understand the heat transfer process and its relations with the welding parameters, in order to enable a control of the thermal cycles that the deposited material shall be subjected to. A numerical model is developed using the finite difference method to analyze the heat transfer, in order to allow the simulation of certain situations. The numerical model was validated by means of simulating specific cases for which analytical solutions are available. From the theoretical model equations, some dimensionless numbers were defined, among which the so called π_1 number, mainly related to the welding speed. Some numerical experiments were carried out in order to allow the observation of its influence on the average and peak temperatures and also on the amplitudes of the thermal cycles which the part is subject to.

Key-words: Welding; Heat Transfer; Rapid Prototyping; 3D Welding; Addition Technologies.

1. Introdução

Nas últimas décadas, a crescente exigência do mercado em minimizar custos e tempo gastos na fabricação de protótipos e, com isso, otimizar lucros e resultados veio possibilitar a implementação tecnológica de um processo de fabricação denominado Prototipagem Rápida. Diferentemente da maioria dos processos convencionais de fabricação, em que é subtraído material da peça, em prototipagem rápida utiliza-se deposição de material em camadas sucessivas de modo a construir uma geometria previamente estabelecida por meio de um modelo computacional fatiado em planos superpostos [1]. Nesse sentido,

os processos de soldagem, apesar de em geral adicionarem material às peças, são utilizados na indústria para unir partes ou recobrir superfícies, não sendo ainda comercialmente empregados em processos que se enquadrem na denominação de “tecnologias aditivas”, nas quais se baseia a Prototipagem Rápida.

A partir da década de 1990, iniciaram-se estudos relacionados ao uso de processos de soldagem para fins de desenvolvimento do processo de fabricação por deposição de metal em camadas sucessivas (*Shape Metal Deposition*). Também chamado de “Prototipagem Rápida por Soldagem 3D” (3D Welding) e de “Fabricação de Sólidos de Forma Livre” (*Solid Free Form Fabrication - SFFF*), utilizava inicialmente o processo GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) [2, 3, 4, 5, 6, 7] para a deposição de material. A Soldagem 3D pode ser considerada como uma variação da Modelagem por Deposição Fundida (FDM - *Fused Deposition Modelling*) com o complicador de se trabalhar com metais com alta temperatura de fusão, ao contrário dos

Recebido em 08/04/2013, texto final em 07/10/2013.

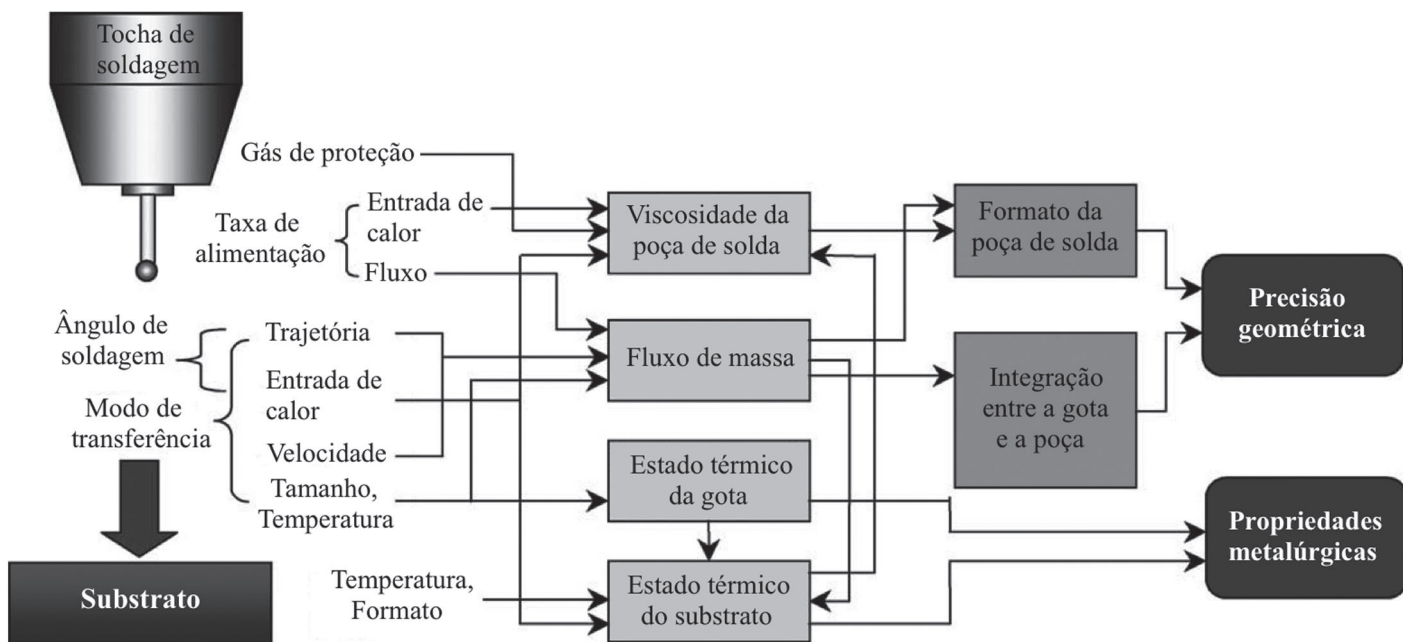


Figura 1 - Fatores determinantes da qualidade do protótipo por Soldagem 3D. [7] (adaptado)

polímeros termoplásticos utilizados no FDM. Além da diferença no material depositado, a Soldagem 3D ainda apresenta outros complicadores decorrentes do processo utilizado para fundir tanto o arame de adição como o metal de base, que no caso do processo GMAW incluem a influência dos parâmetros de soldagem e dos consumíveis no comportamento do arco e nas características de transferência de metal e de calor.

Vários autores [2, 3, 5, 6, 7] citaram que o principal problema a ser enfrentado é o acúmulo excessivo de calor no componente durante sua fabricação, o que implica em manutenção de uma alta temperatura durante o processo. Isso reduz a taxa de resfriamento da poça de soldagem, mantendo-a líquida por mais tempo e permitindo o seu escoamento, alterando, em consequência, o acabamento superficial, a altura esperada para os cordões depositados e a resultante taxa de crescimento do sólido. Efeitos metalúrgicos também podem ser esperados em decorrência disso. A Figura 1 mostra a relação entre os fatores determinantes da qualidade do protótipo.

De modo a tentar entender o problema de transferência de calor envolvido, alguns autores reportaram tentativas de modelagem térmica do processo, utilizando em sua maioria o método dos elementos finitos. Por exemplo, Alimardani et al. [8] modelaram e resolveram numericamente por elementos finitos os campos transientes de temperatura e de tensões térmicas resultantes de um processo SFFF a laser, para quatro camadas de deposição, tentando mapear a importância de certos parâmetros de soldagem nos resultados metalúrgicos de peças depositadas. De maneira similar, Mughal et al. [9] desenvolveram um modelo para previsão de tensões e deformações térmicas e analisaram casos em que a base de deposição era fixada por meio de parafusos ou não, encontrando compatibilidade de resultados para o caso de base fixada. A hipótese de simetria na distribuição térmica inicialmente adotada pelos autores [9]

não se confirmou nas simulações. Em outro trabalho, Anca et al. [10] apresentaram uma modelagem térmica e mecânica em elementos finitos de modo a tentar simular os efeitos do processo de deposição de metal por meio de um processo TIG com deposição de arame frio. Em todos os casos citados, os autores apresentaram uma modelagem complexa, buscando avaliar a formação da poça de fusão, incluindo o problema de mudança de fase, além de tentar prever as tensões residuais resultantes do processo. Outros autores [11, 12], tendo em vista as dificuldades advindas da complexidade dos processos de transferência de calor e de massa envolvidos no processo SMD, apresentaram variações na sua forma de implementação, incluindo etapas de usinagem intermediárias ou finais, de modo a atingir a geometria final desejada. Neste caso, a ideia principal era a obtenção da geometria e do acabamento superficial necessários à aplicação final da peça. Essa implementação foi chamada de “Prototipagem Rápida Híbrida” (*Hybrid Rapid Prototyping*), por incluir tecnologias aditivas e subtrativas de fabricação, em que a tecnologia aditiva é usada para se atingir uma forma próxima à desejada (*Near Net Shape Fabrication*) e a tecnologia subtrativa (usinagem CNC) é usada para a obtenção da forma final desejada.

Em um trabalho recente sobre modelagem numérica do processo, Zhao et al. [13] investigaram, por meio de simulações por elementos finitos tridimensionais, os efeitos de alguns parâmetros do processo GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) realizado por meio de passes únicos sobrepostos em 10 camadas. Os autores observaram que a difusão de calor a partir da poça de fusão apresenta redução à medida que a altura depositada (número de camadas) aumenta e que esta pode ser melhorada se a direção de deposição for feita em somente um sentido. No caso, os autores simularam a condição em que o processo era interrompido sempre que a tocha atingia a extremidade posterior

da solda anteriormente depositada, retornando então para a extremidade anterior para a deposição de uma nova camada.

Pode-se observar na literatura uma grande preocupação em se tentar modelar o processo incluindo a mudança de fase que ocorre na poça de fusão. Entretanto, considerando que a velocidade de solidificação da poça dependerá das condições de difusão de calor na parte anteriormente depositada e solidificada, além das condições de contorno de radiação e de convecção vigentes em sua fronteira com o ar e, ainda, que a região solidificada será reaquecida nos passes subsequentes, podem-se esperar do ponto de vista metalúrgico variações que podem resultar desde alívio de tensões até refinamento de grãos e transcrystalinidade [2, 14]. Desta forma, propõe-se como objetivo deste trabalho realizar um estudo preliminar dos fenômenos de transferência de calor pertinentes ao processo de prototipagem rápida por deposição de metal (soldagem 3D). Nesse tipo de processo, a transferência de calor acontece intrinsecamente de forma transiente, em uma estrutura sólida delgada sujeita a condições de contorno variadas, com a participação dos modos de convecção, condução e radiação de calor. Para atingir o objetivo traçado, desenvolveu-se um modelo físico-matemático bidimensional e identificaram-se novos grupos adimensionais afins ao processo, envolvendo parâmetros de soldagem e de transferência de calor. A importância relativa entre esses grupos e sua influência nos processos de transferência de calor foram estudadas por meio de soluções numéricas obtidas por aproximações de diferenças-finitas das equações governantes. Nas análises realizadas não se consideraram os problemas de transferência de massa e de mudança de fase. Para efeitos de simulação, considerou-se uma fonte de calor móvel deslocando-se em movimentos cíclicos de ida e de volta sobre a borda superior de uma placa fina de geometria constante, de modo a se obter uma aproximação da hipótese assumida de uma distribuição uniforme de temperaturas na espessura, além de possibilitar o monitoramento de temperaturas por meio de termografia por infravermelho.

2. Modelo Matemático

2.1. Principais Hipóteses

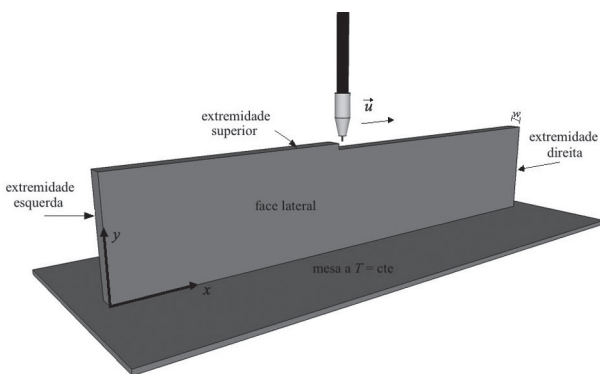


Figura 2 - Ilustração do modelo físico pretendido.

A Figura 2 ilustra o domínio físico do problema que se deseja estudar. Trata-se de uma placa plana vertical montada

sobre uma superfície plana. Uma tocha de soldagem deposita material metálico líquido a uma temperatura constante. A tocha movimenta-se ciclicamente sobre a extremidade superior da placa a uma velocidade constante ao longo de cada ciclo (apenas o sentido do movimento é alterado).

O estudo realizado tem como objetivo principal compreender a distribuição de temperatura devido à transferência de calor originada pela deposição de material pela tocha sujeita às condições de contorno da placa. Considera-se que a placa possui espessura de várias ordens de magnitude inferior à altura e ao comprimento da mesma, de forma que é possível admitir que a temperatura não varia ao longo da espessura w . Dessa maneira, a transferência de calor é modelada como bidimensional no plano da placa (direções x e y conforme o ordenamento proposto na Figura 2). Supõe-se que a temperatura na base da placa é mantida constante por meio de uma bancada refrigerada [15]. Considera-se o efeito da convecção e da radiação em toda a superfície exposta da placa por meio de um coeficiente de filme global, $h_{tot} = h_{conv} + h_{rad}$, em que h_{conv} é devido à convecção (natural ou forçada) e $h_{rad} = 4\varepsilon\sigma T_m^3$ é um coeficiente de transferência de calor associado às trocas radiativas, em que ε é a emissividade da superfície, σ é a constante de Stefan-Boltzmann e T_m é a média aritmética entre a temperatura local da placa e a temperatura equivalente de troca radiativa do meio, quando as diferenças de temperatura são moderadas. As propriedades materiais do metal foram admitidas constantes em todos os casos.

2.2. Modelo Matemático

Como mencionado anteriormente, o modelo matemático utilizado considera que a placa é suficientemente delgada para que se possa considerá-la como uma superfície estendida (aleta) sobre a qual move-se uma fonte de calor representativa da tocha de soldagem. Dessa forma, partindo-se de um balanço de energia em um volume de controle material infinitesimal, é possível demonstrar que

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k(\nabla^2 T) + \frac{2\bar{h}}{w}(T - T_\infty), \quad (1)$$

em que ρ é a massa específica, c o calor específico, k a condutividade térmica, \bar{h} é o coeficiente de filme médio, T a temperatura e T_∞ é a temperatura do meio, considerada como sendo a temperatura equivalente de trocas radiativas. A Equação (1) é a equação da difusão de calor, transiente, através de uma superfície estendida sobre a qual atuam processos de transferência de calor por convecção e radiação e onde são observados gradientes de temperatura.

2.2.1. Adimensionalização e Grupos Adimensionais Governantes

A adimensionalização da equação governante foi realizada considerando-se como escala de comprimento característica a espessura w e uma escala de tempo característica definida como $t_c = w/u$, em que u é a velocidade média de avanço da tocha de soldagem. A equação (1) foi escrita em termos da diferença adimensional de temperatura, dada por

$T^* = (T - T_{\infty}) / (T_w - T_{\infty})$, em que T_w é uma temperatura de referência na superfície da placa, que no presente caso é a temperatura da base da placa, mantida constante. Levando em consideração essas quantidades de referência, a equação (1) pode ser reescrita como

$$\pi_1 \frac{\partial T^*}{\partial t^*} = \nabla^{*2} T^* + \pi_2 T^* \quad (2)$$

em que $t^* = t/t_c$, $\nabla^{*2} = w^2 \nabla^2$ e os grupos adimensionais resultantes são

$$\pi_1 = \frac{\rho c u w}{k} \quad (3)$$

$$\pi_2 = \frac{2 \bar{h} w}{k} \quad (4)$$

O grupo π_1 está relacionado com as interações transientes entre o processo de soldagem e os fenômenos afins à transferência de calor. Mais especificamente, se $\pi_1 \ll 1$, então o termo transiente é irrelevante no processo, de forma que a cada nova posição ocupada pela tocha, a distribuição de temperatura sobre a placa é equivalente à que se obteria de um cálculo permanente, considerando as condições de contorno daquele instante. Nesse sentido, o avanço da tocha apenas definiria alterações *quasi*-estáticas de temperatura. Por outro lado, se este grupo admite valores de ordem igual ou superior à unitária, espera-se que as interações entre o campo de temperatura e a posição da tocha sejam genuinamente transientes, sendo o termo correspondente na Equação (2) indispensável na determinação do campo de temperatura em função do tempo. O grupo π_1 pode ser, portanto, interpretado como o número de Fourier [16] do processo.

O segundo grupo adimensional, π_2 , está relacionado com a razão entre a transferência de calor em função da convecção e radiação (retirada de calor da placa) e a difusão de calor através do plano da placa. Nesse sentido, esse grupo pode ser interpretado como uma medida da capacidade de restauração de temperatura do material. Valores elevados desse grupo indicam uma grande inércia térmica, ou, similarmente, uma dificuldade do material em difundir calor. Assim, se $\pi_2 \gg 1$ há um indicativo de que grandes gradientes de temperatura podem ser observados nas vizinhanças da tocha. Considerando um processo real, esse efeito pode contribuir para a manutenção da integridade estrutural da peça, mas potencialmente induz tensões térmicas indesejáveis.

3. Metodologia Numérica

Empregou-se uma técnica de diferenças finitas centrais de segunda ordem para a discretização do termo espacial da Equação (2). A evolução temporal foi realizada com um método de Euler totalmente explícito, de primeira ordem. Considerando uma discretização estruturada e cartesiana do domínio, a equação de diferenças resultante é

$$T_{(i,j)}^{*n+1} = T_{(i,j)}^{*n} + \frac{\Delta t^*}{\pi_1} \left(\frac{T_{(i+1,j)}^{*n} - 2T_{(i,j)}^{*n} + T_{(i-1,j)}^{*n}}{(\Delta x^*)^2} + \frac{T_{(i,j+1)}^{*n} - 2T_{(i,j)}^{*n} + T_{(i,j-1)}^{*n}}{(\Delta y^*)^2} \right) + \frac{\Delta t^*}{\pi_1} \pi_2 T_{(i,j)}^{*n} \quad (5)$$

em que Δt^* é o incremento temporal adimensional, Δx^* e Δy^* são os incrementos espaciais adimensionais iguais ao espaçamento entre nós consecutivos da malha, nas direções x e y , respectivamente, e os índices n e $n + 1$ referem-se à posição em relação ao processo de evolução temporal. Esse procedimento é condicionalmente estável. A estabilidade é obtida, em geral, mantendo-se o número de Courant-Friedrich-Lewy (CFL) menor do que certo valor, dependente da equação governante e do método de discretização [17]. No presente caso, temos que $CFL = \Delta t / \min(\Delta x^2, \Delta y^2)$ e que $CFL < 1/4$ é suficiente para manter o método estável. As condições de contorno foram implementadas da forma usual [18].

Considerando-se a linearidade do problema e as propriedades numéricas da equação discreta (consistência e estabilidade), sabe-se que o método é convergente para a solução exata sempre que for estável [18]. Ainda assim, realizou-se um processo de validação do código, pela comparação com resultados analíticos disponíveis para a distribuição de temperatura em placas planas com condição de temperatura prescrita em toda fronteira (separação de variáveis) e também com casos diversos relacionados com a transferência de calor através de aletas. Em todos os casos observou-se a convergência do método. As simulações foram também empregadas para se definir um refinamento para a malha que garantisse em todas essas situações um erro local relativo para o campo de temperatura menor do que $5,0 \times 10^{-3}$. Por limitações de espaço neste texto, os resultados dos testes de validação do código foram omitidos e podem ser encontrados nas referências [19] e [20].

4. Análise de Casos

Neste item descreve-se o modelo de tocha móvel que se desloca sobre a superfície de uma peça, inserindo determinada quantidade de energia. Embora a peça já esteja pronta e não seja realmente realizada a deposição de material, a importância desse estudo está em conhecer os ciclos térmicos, bem como as temperaturas máximas e médias que se desenvolvem em diferentes alturas para diferentes valores da velocidade de soldagem e, conseqüentemente, do grupo adimensional π_1 .

Para melhor compreensão, o deslocamento da tocha é contínuo, mas sem adição de massa e sem deslocamento vertical, os quais ocorrem quando se realiza a prototipagem rápida. Assim, na placa, quando uma extremidade (direita ou esquerda) é alcançada a tocha simplesmente muda de direção. Já no caso de um cilindro, que também é objeto de estudo, a tocha permanece em movimento circular.

Em ambos os casos (placa ou cilindro) o deslocamento da tocha ocorre por um tempo suficientemente grande de tal forma que as amplitudes de temperatura, calculadas pelas diferenças entre as temperaturas máximas e mínimas, se tornem constantes (regime estacionário com amplitude constante). Além disso, deve-se lembrar de algumas hipóteses simplificadoras que são utilizadas nesse trabalho: condutividade térmica e coeficiente de

transferência de calor total constantes; condução bidimensional; temperatura constante ao longo da espessura e malha sem refinamento próximo à fonte de calor (posição da tocha).

4.1. Modelo de Tocha de Soldagem em Movimento sobre a Peça

O foco do trabalho é a prototipagem rápida por processos de soldagem, nos quais uma tocha movimenta-se sobre a peça em construção. Desta forma, é preciso definir um procedimento numérico que simule a translação da tocha sob o domínio de cálculo. Há duas possibilidades imediatas para a modelagem física/matemática da tocha de soldagem:

(i) Tratá-la como uma região móvel de temperatura constante na superfície de deposição de metal. Nesse caso, a hipótese é de que o material metálico na região da peça imediatamente sob a tocha passa por um processo de mudança de fase, a qual supostamente ocorre à temperatura constante. No entanto, o material fundido que é depositado sobre a peça está a uma temperatura superior à temperatura de fusão. Assim, deve ocorrer um transiente de troca de calor sensível entre o metal fundido da peça e o metal da peça antes de se chegar à temperatura de solidificação.

(ii) Considerá-la como um fluxo de calor constante sobre a região de deposição. Aqui, todo o calor que é transportado pelo material fundido é transferido para a peça. Porém, deve-se lembrar que parte desse calor é gasto no processo de solidificação do metal. Além disso, é preciso modelar com mais detalhe a transferência de calor pelo arco de solda.

Considerou-se que todo o calor proveniente da tocha de soldagem é transferido por meio de uma área superficial A_s , dada por $A_s = w^2$, em que w é a espessura da peça em m^2 . Assim, no caso (i) a área A_s está a temperatura constante e no caso (ii) um fluxo de calor constante q é transferido por meio de A_s .

O fluxo de calor fornecido pela tocha de soldagem, caso (ii), é dado pela seguinte expressão:

$$q = \xi_p \frac{U}{A_s} \quad (6)$$

onde ξ_p , U e I são, respectivamente, a eficiência térmica do processo de soldagem, a tensão e a corrente de soldagem.

4.2. Temperatura Prescrita versus Fluxo de Calor com Fonte Móvel na Superfície da Placa

Nesta seção foram realizadas simulações comparando o fluxo de calor constante com uma temperatura prescrita acima da temperatura de fusão do aço ($T > 1500$ °C) sobre os nós de aplicação da tocha na superfície de uma placa (extremidade superior) que possui determinada velocidade de translação.

Para o fluxo de calor constante, foram considerados parâmetros usuais de soldagem de $I = 180$ A, $U = 22$ V e $\xi_p = 70\%$. A espessura w é 10^{-2} m, assim a área $A_s = w^2 = 10^{-4}$ m^2 . O comprimento utilizado é de $L = 1$ m e a altura de $H = 0,1$ m.

A velocidade de translação da tocha de soldagem (u), utilizada nos dois casos, foi de 0,5 m/min, que também é um

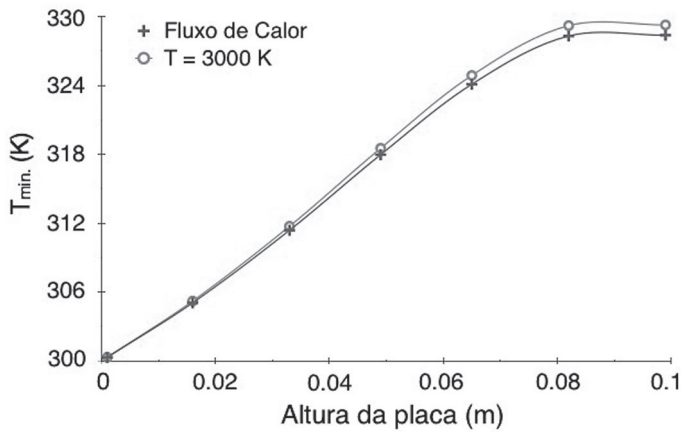
parâmetro usualmente utilizado em soldagem a arco. Além disso, considerou-se um coeficiente de transferência de calor total ($h_{tot} = h_{rad} + h_{conv}$) de 250 $Wm^{-2}K^{-1}$. As características de malha e as propriedades do material foram respectivamente: distâncias horizontal e vertical entre pontos (Δx e Δy) fixadas em 1mm, condutividade térmica $k = 41$ $W.(m.K)^{-1}$, calor específico $c = 434$ $J.(kg.K)^{-1}$, densidade $\rho = 8131$ $kg.m^{-3}$, incremento temporal $\Delta T = 0,02$ s.

Por meio de testes comparativos entre um modelo de tocha e outro, observou-se que a utilização da temperatura prescrita em valores próximos à temperatura de fusão do aço resulta em valores de temperatura (média, máxima, amplitude) diferentes dos obtidos por meio do modelo de fluxo de calor prescrito, porém com comportamento das curvas ao longo do tempo substancialmente idêntico. Dessa forma, pode-se concluir, para este caso, que os fenômenos envolvidos são relativamente independentes das condições de contorno. Isso levou a realizar uma outra simulação, dessa vez utilizando temperatura prescrita próxima à temperatura de ebulição do aço, 3000 K. A utilização dessa temperatura baseia-se em estudos de que a gota de metal formada na extremidade do eletrodo está próxima à temperatura de ebulição [21]. Os gráficos da Figura 3 apresentam os resultados encontrados na comparação entre o fluxo de calor e a temperatura prescrita de 3000 K. Como será apresentado no item 6, o sistema passa por uma fase transiente até chegar no estado estacionário que, para o caso da velocidade de deslocamento utilizada (0,5 m/min), possui oscilações constantes com máximos e mínimos bem definidos.

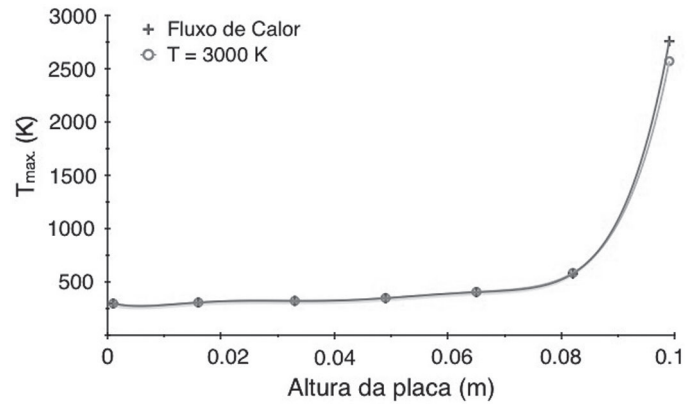
No gráfico (a) da Figura 3 têm-se as temperaturas mínimas encontradas para pontos localizados em diferentes alturas na seção vertical localizada no centro da placa ($x = L/2$). Pode-se perceber que, conforme mais próximos da altura máxima H (superfície onde a tocha atua), as temperaturas mínimas tendem a aumentar e se estabilizar em um determinado valor.

A Figura 3 também mostra as temperaturas médias, máximas e as amplitudes de variação da temperatura (λ) após o estabelecimento de um regime estacionário, para diferentes alturas no centro da placa. Quanto mais distante da face superior, menores são esses valores, pois maior é a dissipação de energia e menor a influência do fluxo de calor da tocha nesses pontos. Observa-se que há uma região para $y > 0,08$ m (altura maior que $0,8H$) sujeita a altas temperaturas e, principalmente, a grandes oscilações térmicas. Por outro lado, há uma região para $y < 0,05$ m (altura menor que $H/2$) na qual as variações de temperatura são muito menores se comparadas com a porção da peça mais próxima da tocha, mostrando que a dependência da temperatura não é linear com a altura.

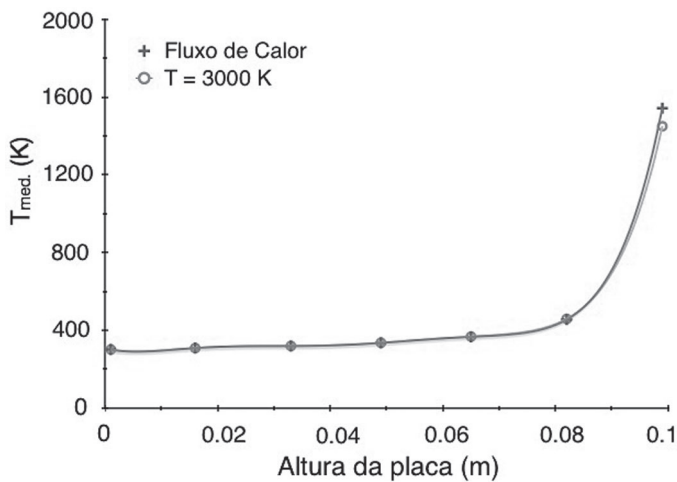
Quando comparados, os resultados obtidos pelos dois modelos foram bastante próximos, podendo-se concluir que, pelo menos para a velocidade utilizada, a distribuição de temperatura é parecida caso seja utilizada uma temperatura prescrita próxima da temperatura de ebulição. Vale observar também que a temperatura máxima à qual o fluxo de calor sujeita a placa no caso simulado é próxima da temperatura de ebulição, o que corrobora a escolha de uma temperatura prescrita a esse valor no caso do aço, cujas propriedades de condutividade térmica, calor específico e densidade foram consideradas para efeito de



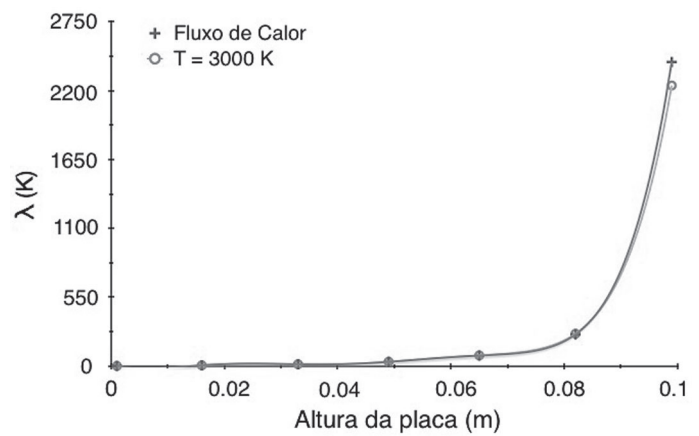
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 3 - Comparação entre os resultados do fluxo de calor constante e temperaturas prescritas (3000 K) em $x = L/2$. (a) Temperaturas mínimas, (b) Temperaturas máximas, (c) Temperaturas médias e (d) Amplitude de temperatura (λ).

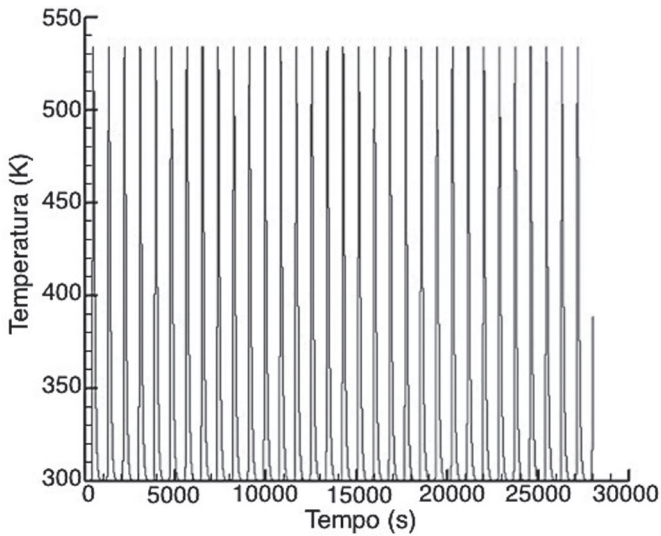
simulação. Obviamente, o fato de não se ter considerado o calor sensível devido à mudança de fase introduz um erro nos valores absolutos obtidos, assim como a consideração de propriedades do material constantes em relação à temperatura. Outro ponto a se observar é que não se podem fazer previsões seguras sem antes trabalhar em modelos de condições de contorno que descrevam corretamente os fenômenos térmicos associados à transferência de calor pela tocha de solda, embasados e validados por observações experimentais.

Além disso, a geometria do protótipo em uma prototipagem rápida por soldagem a arco é, entre outros fatores, consequência do fluxo de calor [7,15]. Este poderá variar influenciando na temperatura máxima que a placa atingirá, o que não pode ser facilmente estimado. Dessa forma, acredita-se que a utilização do modelo de tocha baseado em fluxo de calor prescrito fornece resultados mais confiáveis, uma vez que este parâmetro é mais fácil de ser controlado, conforme mostra a Equação (6), além de permitir uma melhor associação dos resultados com os parâmetros de entrada do processo de soldagem. Neste caso, o campo de temperaturas é uma consequência do balanço térmico vigente.

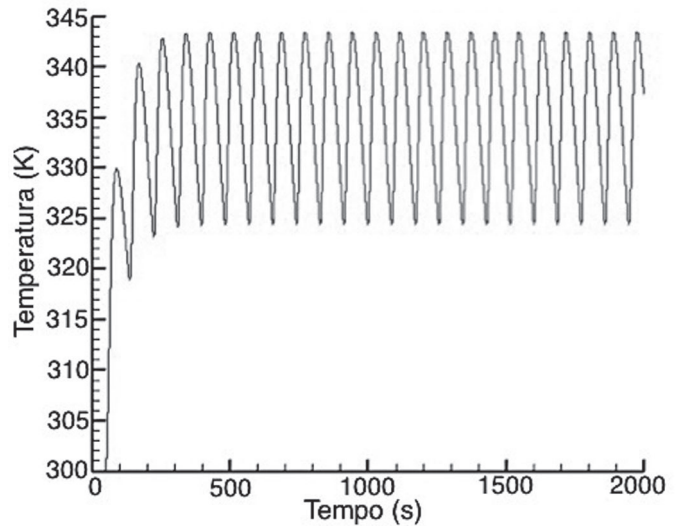
4.3. Simulação da transferência de Calor em uma Peça Cilíndrica.

A adimensionalização do modelo matemático mostrado na Equação (2) fornece parâmetros importantes a serem estudados. Um desses parâmetros é o grupo adimensional π_1 ($\pi_1 = wu/\alpha$), o qual possui relação direta com as temperaturas e a amplitude de temperatura que a peça poderá atingir. Mantendo-se constantes a difusividade e a espessura da peça, tem-se então uma relação direta entre a velocidade de deslocamento (translação) da tocha e o grupo adimensional em questão.

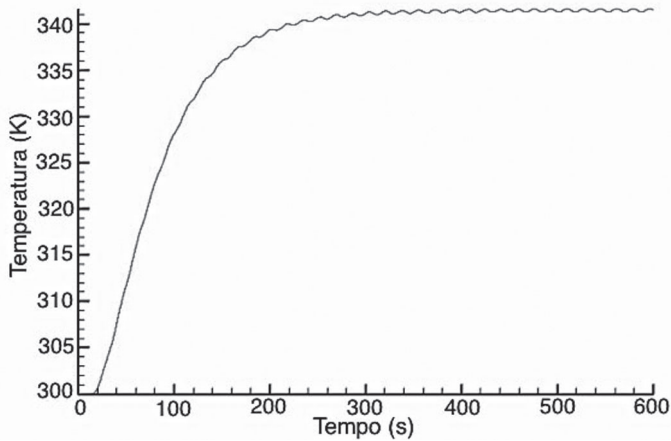
Assim, diversos valores de π_1 foram utilizados na simulação numérica a fim de caracterizar essa relação. Dessa vez, foi empregado o modelo geométrico de um cilindro; neste modelo as faces laterais (direção radial) e a extremidade superior, com exceção de onde age a tocha, estão sujeitas às condições de contorno de convecção e radiação. Já para a base, a condição de contorno é de temperatura prescrita, a qual é igual à temperatura ambiente (300 K). Para simular o cilindro, os pontos da malha localizados nas extremidades em $x=0$ e $x=L$ do modelo da placa



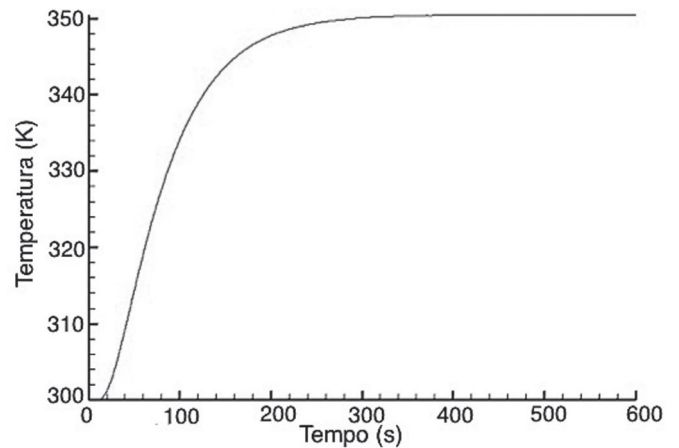
(a) $\pi_1 = 1$; $u = 6,96 \cdot 10^{-2}$ m/min



(b) $\pi_1 = 10$; $u = 0,696$ m/min



(c) $\pi_1 = 50$; $u = 3,48$ m/min



(d) $\pi_1 = 100$; $u = 6,96$ m/min

Figura 4 - Temperatura em função do tempo para pontos próximos da altura média do cilindro ($H/2$) com diferentes valores de π_1 e, consequentemente, de velocidades de translação da tocha.

plana foram consideradas como tendo as mesmas temperaturas, sujeitas somente à condução. Nesse caso, a tocha tem um sentido constante de deslocamento, sendo que ao atingir $x=L$ ela continua o movimento em $x=0$.

Na simulação, foi utilizado comprimento de circunferência (perímetro) $L = 1$ m, altura $H = 0,1$ m, e espessura $w = 0,01$ m. Os parâmetros de soldagem, de coeficiente de transferência de calor total, bem como os outros parâmetros necessários à simulação foram os mesmos utilizados na seção 4.2, com exceção de Δt que, para algumas velocidades mais altas (ou grupos π_1), necessitou ser menor para que se garantisse a consistência do deslocamento contínuo da tocha. Vale lembrar que a malha de pontos (i, j) utilizada é de 1001 no comprimento da circunferência e de 101 pontos na altura.

A Figura 4 mostra algumas curvas de temperatura em

função do tempo para os pontos próximos à altura média ($\sim H/2$) com diferentes valores de π_1 . O ponto refere-se a uma posição x arbitrária no comprimento da circunferência, tendo em vista que todos os pontos a uma mesma altura terão comportamento semelhante mudando-se somente o atraso em relação aos pontos com coordenada $x=0$. A análise da Figura 4 permite constatar a influência de π_1 tanto na amplitude de temperatura (λ) quanto nas temperaturas médias, mínimas e máximas quando o regime entra em regime estacionário cíclico. Desse modo, é pertinente uma caracterização mais detalhada dessas relações, as quais são apresentadas pela Figura 5 e pela Figura 6.

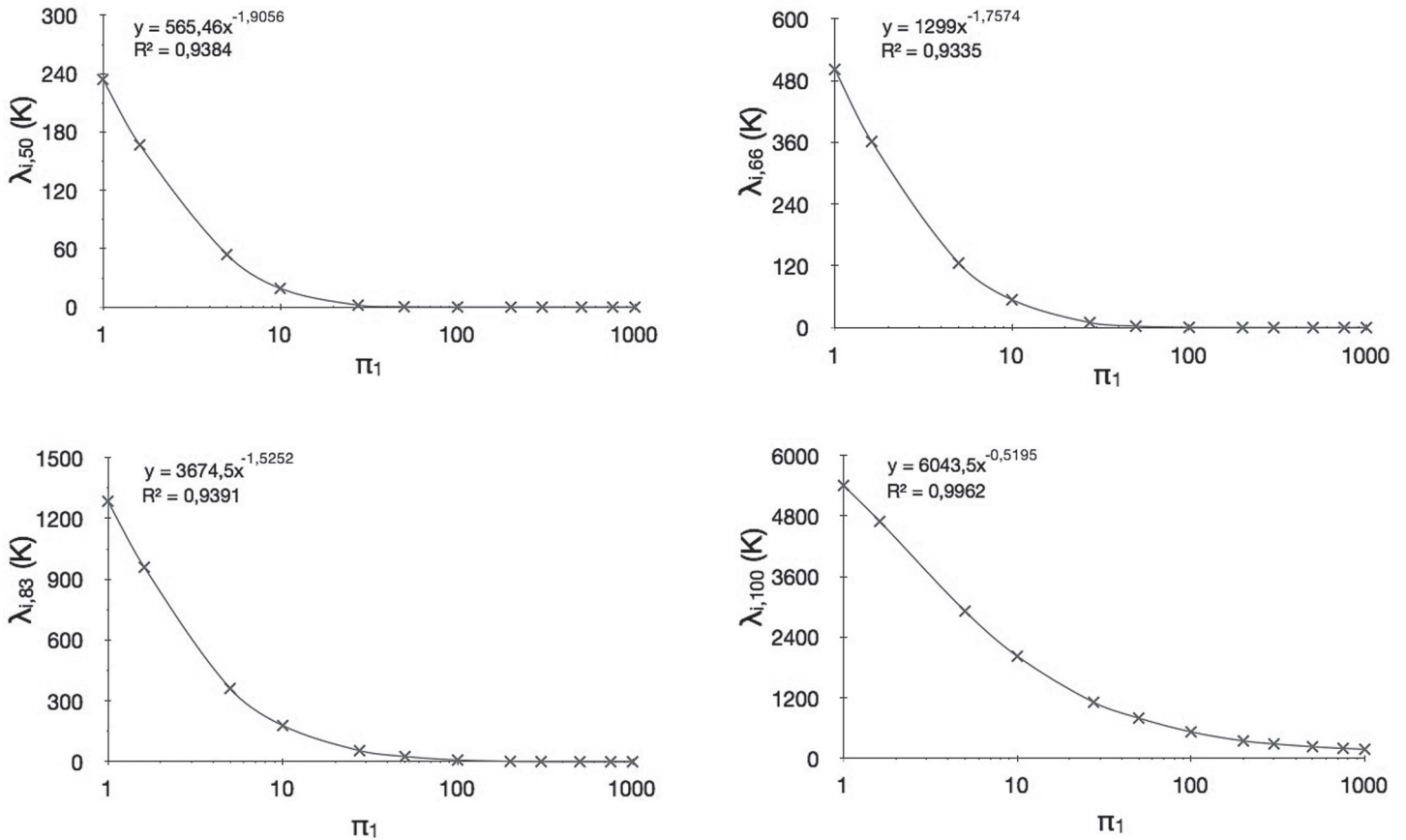


Figura 5 - Influência de π_1 na amplitude de temperatura λ . Equações dos melhores ajustes e respectivos coeficientes de determinação (R^2) são mostrados nas legendas. (a) Pontos de $\lambda_{x,50}$ ($\sim 0,5H$, meia altura do cilindro). (b) Pontos de $\lambda_{x,66}$ ($\sim 0,66H$); (c) Pontos de $\lambda_{x,83}$ ($\sim 0,83H$); (d) Pontos de $\lambda_{x,100}$ ($\sim H$).

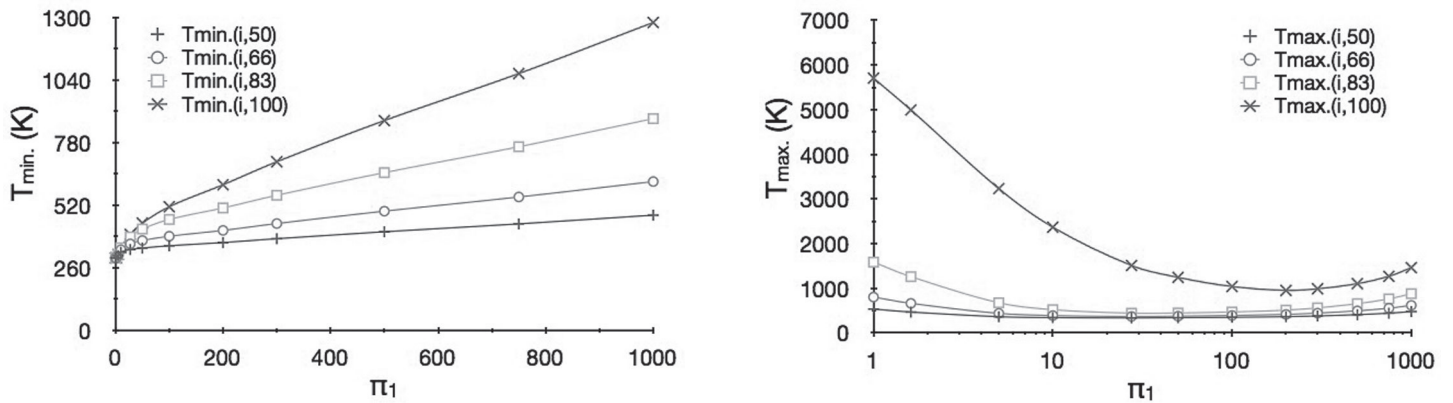


Figura 6 - Influência de π_1 nas temperaturas (a) mínimas e (b) máximas, para quatro valores de altura: ($\sim 0,5H$; $\sim 0,66H$; $\sim 0,83H$ e $\sim H$).

A Figura 5 apresenta as amplitudes de temperatura em função de π_1 , essas amplitudes são importantes na caracterização do problema, pois especificam o ciclo térmico que determinado ponto de uma altura y (com $0 \leq y \leq H$) estará sujeito. A mesma figura também mostra as equações obtidas por regressão de potência e os coeficientes de determinação (R^2) associados.

A Figura 6b mostra que a temperatura máxima decresce com o aumento de π_1 até um determinado valor mínimo e volta a

crescer para valores de π_1 superiores. Diferentemente, o aumento de π_1 diminui o tempo de dissipação de calor fazendo com que as temperaturas mínimas (Figura 6a) se elevem com o aumento do termo adimensional.

Cabe ressaltar que a Figura 5d apresenta resultados fictícios, assim como a Figura 6b na curva correspondente a pontos de coordenada $y=H$, uma vez que apresentam amplitudes de temperaturas que fazem com que a temperatura máxima

ultrapasse da temperatura de fusão e até mesmo de ebulição do aço (~3500 K) para pequenos valores de π_1 . Assim, os ciclos térmicos sugeridos não fazem sentido, mesmo porque, em prototipagem rápida, não se desejam ciclos térmicos com mudança de fase, a não ser na poça de fusão. Vale dizer que o modelo não considerou o calor latente necessário à fusão nem o fluxo convectivo do gás de proteção, que poderiam promover temperaturas mais baixas que as encontradas.

Para velocidades típicas de soldagem ($0,4 \leq u \leq 0,6$ m/min, ou seja, $5,7 \leq \pi_1 \leq 8,6$), os resultados sugerem que o material a 0,82H de altura está sujeito a ciclos térmicos importantes do ponto de vista do acúmulo de tensões residuais e da definição das propriedades metalúrgicas do material ($230 \leq \lambda \leq 335$ K), as quais dependem também das temperaturas máximas atingidas (Figura 6b) e do tempo que o material permanece nessas.

Observando a Figura 5, gráficos “a” a “c”, os valores de λ tornaram-se pequenos ($\lambda \approx 55$ K) a partir do sexto valor do número adimensional π_1 utilizado ($\pi_1 = 27,5$) para valores de altura de aproximadamente 0,82H. Dessa forma, torna-se interessante a utilização de valores próximos ou maiores que esse em prol de um menor acúmulo de tensões residuais. Entretanto, valores de π_1 muito altos não são desejados já que as temperaturas médias e máximas voltam a crescer após um determinado valor. Os resultados mostram que existe um ponto de mínimo para T_{med} e T_{max} , o qual parece estar entre valores de 20 e 50 de π_1 para altura de pelo menos até 0,82H. Assim, esses seriam valores otimizados de π_1 para que as temperaturas médias, máximas e os ciclos térmicos não sejam tão intensos, lembrando-se que a temperatura da superfície precisa ser alta o suficiente para que haja fusão do arame depositado com o material de base ($T_{sup} > 1500^\circ\text{C}$).

Segundo a Equação (3) o valor de π_1 também pode ser ajustado variando-se o valor de w , assim, espessuras maiores proporcionam maiores valores desse grupo adimensional sem precisar variar demasiadamente a velocidade e sujeitando a peça a ciclos térmicos mais moderados.

Deve-se notar que os resultados apresentados nesta seção consideraram fluxo de calor e espessura constantes, variando-se apenas a velocidade de deslocamento da fonte de calor. Uma abordagem mais realista, do ponto de vista do processo teria que levar em conta a necessidade de se elevar a potência fornecida, de modo a se aumentar a taxa de fusão do eletrodo e, conseqüentemente, manter a espessura constante, apesar do aumento na velocidade de soldagem. Essa abordagem é mostrada na seção 4.4

4.4. Fluxo de Calor Dependente da Velocidade da Tocha (u)

Nas seções anteriores deste artigo, o fluxo de calor, dado pela Equação (6), era constante e independente da velocidade de deslocamento da tocha utilizada e, conseqüentemente, do grupo adimensional π_1 . Nesta seção é utilizado um fluxo de calor diferente para cada velocidade u de forma a manter o aporte térmico (quantidade de energia por unidade de comprimento de deslocamento da tocha) constante e igual a um determinado valor típico (usualmente utilizado). Essa condição de contorno é consistente com um processo de prototipagem rápida que

procura manter a espessura da peça constante. As equações desenvolvidas a seguir mostram a relação do fluxo de calor a ser inserido no sistema, q'' , com um fluxo de calor típico, q''_T , uma velocidade típica de soldagem, u_T e a velocidade de soldagem escolhida, u .

$$q''_T = \xi_p \frac{U_T I_T}{A_s} \quad [W/m^2] \quad (7)$$

em que q''_T é um fluxo de calor típico, U_T a tensão típica e I_T a corrente típica e A_s é a área através da qual o calor proveniente da tocha entra no cilindro.

Com um pouco de manipulação algébrica, o fluxo de calor para que a quantidade de energia típica por unidade de comprimento (energia de soldagem) se mantenha constante deve ser dado por

$$q'' = u \left(\frac{q''_T}{u_T} \right) \quad (8)$$

onde q'' é o fluxo de calor em função de parâmetros típicos e da velocidade u .

A importância da utilização da Equação (8) está em poder estudar se existem valores otimizados para π_1 (baixas T_{min} , T_{med} e λ) mantendo-se a energia de soldagem e , com isso, mantendo a taxa de deposição de material por unidade de comprimento e a geometria esperada.

A Figura 7 e a Figura 8 mostram os resultados obtidos por meio desse novo modelo proposto basicamente para as mesmas condições da seção anterior. As condições típicas utilizadas nesse caso foram: $U_T = 22$ V, $I_T = 180$ A e $u_T = 0.5$ m/min.

Pela análise da Figura 7, tem-se que o grupo adimensional π_1 e as amplitudes de temperatura (λ) não possuem relações de linearidade e nem mesmo podem ser estimados por alguma regressão usual. Tem-se também que o comportamento para cada altura é bastante diferente, dificultando a determinação de um valor otimizado para o grupo π_1 .

Ainda sim, conforme a posição na altura se aproxima da fronteira superior, parece haver uma tendência de deslocamento do máximo das amplitudes de temperatura (λ) para valores crescentes de π_1 . Além disso, os valores das amplitudes máximas, quando comparadas com os valores encontrados na seção 4.3, são bastante menores principalmente para os valores de altura até 0.94H, já que o máximo de amplitude nesse caso é de 100 K. Isso implica que os valores mais próximos da superfície são os mais determinantes para a escolha de um valor otimizado para o grupo π_1 e que valores menores são mais aconselhados de se usar para que os ciclos térmicos de pontos mais próximos de H sejam menores.

Outro fator que fortalece esse raciocínio é o de que as temperaturas (máximas e mínimas) crescem com π_1 (uma regressão polinomial de segundo grau aproximou satisfatoriamente esses resultados com o mínimo no menor π_1 utilizado) conforme mostram os gráficos da Figura 8. Assim a utilização de valores menores para o grupo adimensional estudado parece ser mais interessante mesmo que para algumas alturas este não seja o ideal, já que algumas alturas podem estar

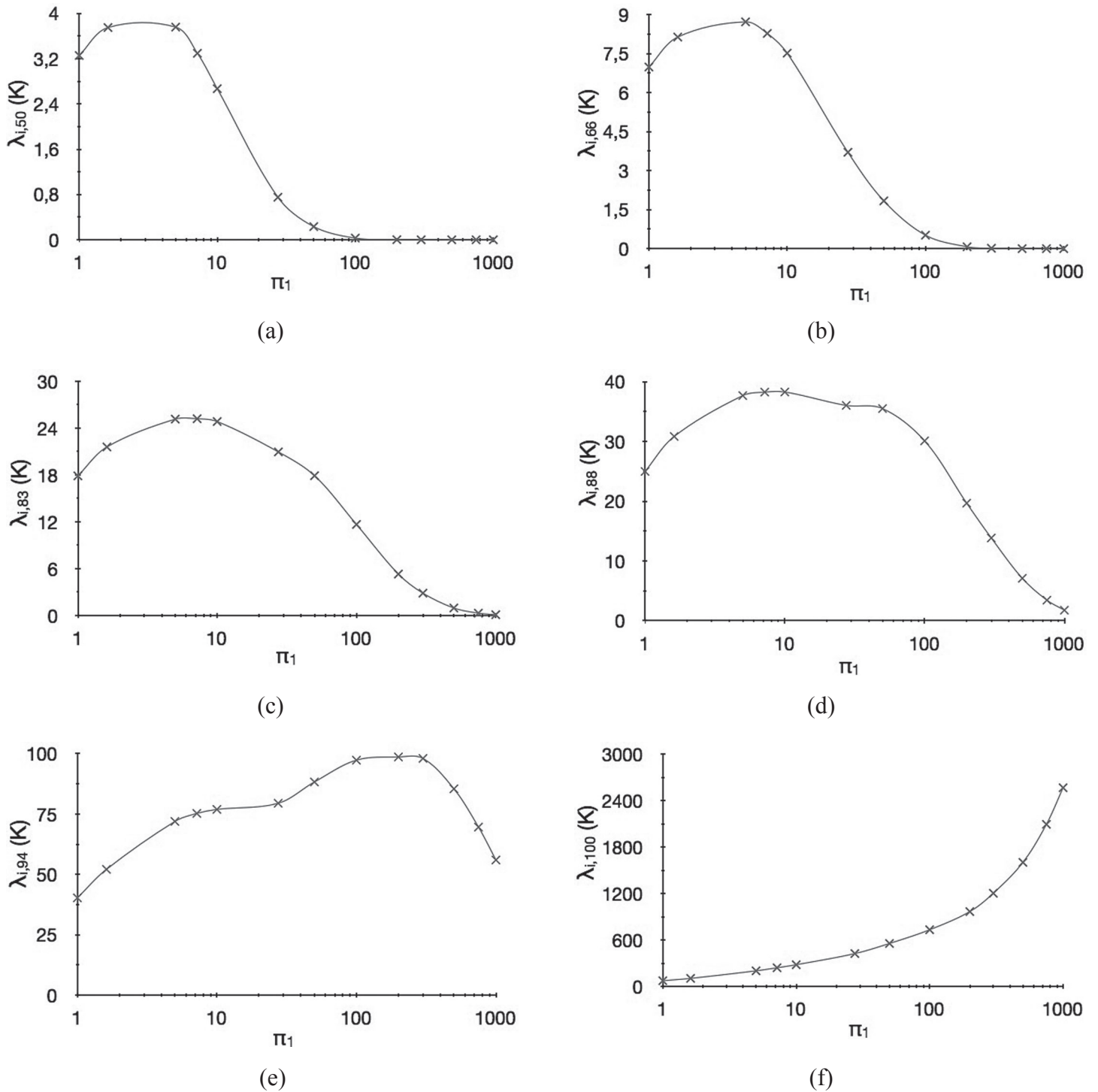
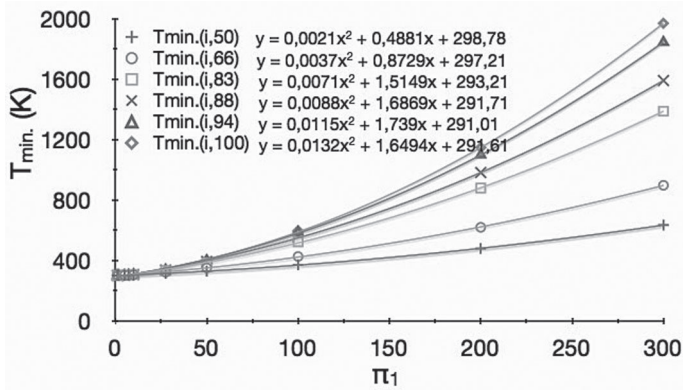


Figura 7 - Influência de π_1 na amplitude de temperatura λ . (a) Pontos de $\lambda_{x,50}$ ($\sim 0,5H$, meia altura do cilindro). (b) Pontos de $\lambda_{x,66}$ ($\sim 0,66H$); (c) Pontos de $\lambda_{x,83}$ ($\sim 0,83H$); (d) Pontos de $\lambda_{x,88}$ ($\sim 0,88H$); (e) Pontos de $\lambda_{x,94}$ ($\sim 0,94 H$); (f) Pontos de $\lambda_{x,100}$ ($\sim H$).

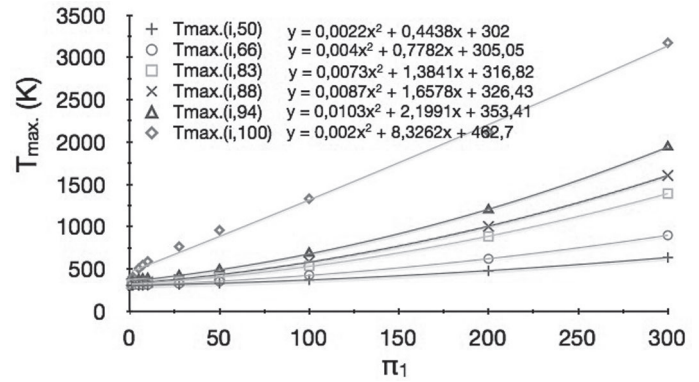
em um caso de amplitude máxima ou próxima a esta (Figura 7).

Pode-se inferir, portanto, que o parâmetro adimensional estudado (π_1) parece ter importância no ciclo térmico para processos de prototipagem rápida por soldagem. No caso estudado da seção 4.3 a amplitude de temperatura é uma função decrescente de π_1 . Este comportamento é consistente do ponto de vista fenomenológico já que para $u \gg \alpha/w$, o tempo associado

à passagem da tocha por um mesmo ponto sobre a peça é muito menor do que o tempo de dissipação de temperatura pelo mesmo. Observou-se, também, que pequenas variações de π_1 podem gerar grandes variações na amplitude de temperatura (λ) e que o ciclo térmico pode ser anulado ($\lambda \approx 0$), por valores de π_1 superiores a certo valor crítico. Vale lembrar que tal ciclo possui efeitos sobre as propriedades físicas e metalúrgicas do



(a)



(b)

Figura 8 - Influência de π_1 nas temperaturas (a) mínimas e (b) máximas para seis valores de altura ($\sim 0,5H$; $\sim 0,66H$; $\sim 0,83H$; $\sim 0,88H$; $\sim 0,94H$ e $\sim H$)

material, bem como acúmulo de tensões residuais. Por outro lado, utilizando uma quantidade de energia por unidade de comprimento típica, isto é, mantendo a energia de soldagem constante conforme descrito nesta seção, os resultados obtidos mostraram a falta de concordância do comportamento das curvas de amplitude térmica para diferentes alturas. Nesse caso, é aconselhado utilizar valores pequenos do grupo adimensional π_1 .

5. Conclusões

No presente trabalho, realizou-se um estudo numérico de um processo representativo da transferência de calor em uma operação de prototipagem rápida por soldagem. O modelo considera trocas com o meio por radiação e convecção, admite propriedades materiais constantes, sem mudança de fase do metal e sem deposição de material. O modelo recupera resultados analíticos de referência. Propôs-se um grupo adimensional que associa a transferência de calor pela tocha de soldagem com a capacidade térmica do material. Em cada ponto sobre a placa esse parâmetro tem forte influência sobre a amplitude de temperatura e sobre a temperatura média local.

Os resultados preliminares alcançados neste trabalho permitem um maior entendimento dos fenômenos associados à transferência de calor no processo, fornecendo embasamento para estudos mais aprofundados com relação à microestrutura e tensões residuais, ambas decorrentes da evolução dos campos de temperatura.

6. Agradecimentos

Os autores gostariam de reconhecer o apoio do CNPq na consecução deste trabalho.

7. Referências Bibliográficas

[1] AHRENS, C. H. et al., Prototipagem Rápida - Tecnologias e Aplicações, Editora Blucher, São Paulo, 2007.
 [2] RIBEIRO, A. F. M. Automated off-line programming for rapid prototyping using gas metal arc welding. PhD Thesis,

Cranfield University, UK, 1995.

[3] RIBEIRO, A.F.M., NORRISH, J. Practical case of rapid prototyping using gas metal arc welding. In: 5th International Conference on Computer Technology in Welding (TWI – The Welding Institute, Crampton Printers), 15-16 June 1994, Paris, França, Paper 55.
 [4] RIBEIRO, A. F. M.; NORRISH, J. Practical case of rapid prototyping using gas metal arc welding. In: 6th International Conference on Computer Technology in Welding (TWI - The Welding Institute, Abington Publishing), 9-12 June 1996, Lanaken, Belgium. Paper 60.
 [5] SPENCER, J. D.; WYKES, C. M.; DICKENS, P. M. Rapid prototyping of metal parts by three-dimensional welding. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers – Part B Journal of Engineering Manufacture (ISS 09544054), 212(B3), 1998, p. 175-182.
 [6] KOVACEVIC, R. Rapid prototyping technique based on 3D welding. In: 1999 NSF Design & Manufacturing Grantess Conference, 5-8 January, 1999, Queen Mary, Long Beach, CA, USA. (http://www.seas.smu.edu/me/kovacevic/papers/nsf_99_grantees_2.html)
 [7] ZHANG, Y. M.; CHEN, Y.; LI, P.; MALE, A. T. Weld deposition-based rapid prototyping: a preliminary study. Journal of Materials Processing Technology, 135 (2-3), 2003, p. 347-357.
 [8] ALIMARDANI, M.; TOYSERKANI, E.; HUISSOON, J. P. A 3D dynamic numerical approach for temperature and thermal stress distributions in multilayer laser solid freeform fabrication process. Optics and Lasers in Engineering, 45, 2007, p. 1115–1130.
 [9] MUGHAL, M. P.; FAWAD, H.; MUFTI, R. A. Three-dimensional finite-element modelling of deformation in weld-based rapid prototyping. Proc. IMechE Part C: J. Mechanical Engineering Science, v. 220, 2006, p. 875-885.
 [10] ANCA, A.; FACHINOTTI, V. D.; PALAFOX, G. E.; CARDONA, A. Computational modelling of shaped metal deposition. Int. Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 85, 2011, p. 84–106.
 [11] SONGA, Y.A.; PARKA, S.; CHOIB, D.; JEE, H. 3D welding and milling: Part I—a direct approach for freeform fabrication of

metallic prototypes. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.45, 2005, p. 1057–1062.

[12] KARUNAKARAN, K. P.; SURYAKUMAR, S.; CHANDRASEKHAR, U.; BERNARD, A. Hybrid rapid manufacturing of metallic objects. *International Journal of Rapid Manufacturing*, v.1 (4), 2010, p. 433-455.

[13] ZHAO, H.; ZHANG, G.; YIN Z.; WU, L. A 3D dynamic analysis of thermal behaviour during single-pass multi-layer weld-based rapid prototyping. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 211, 2011, p. 488–495.

[14] FRAGA, F. F. Estudo numérico e experimental dos processos de transferência de calor em prototipagem rápida por soldagem a arco. Dissertação de Mestrado em Sistemas Mecatrônicos, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília-DF, 2013.

[15] ZHANG, Y. M. et al., Automated system for welding-based rapid prototyping. Department of Electrical Engineering and Center for Robotics and Manufacturing Systems, College of Engineering, University of Kentucky, Lexington, KY 40508, USA, 2002.

[15] MILANEZI, G. G.; MOURA, G. I. Implementação de uma Bancada Experimental para Desenvolvimento do Processo de Fabricação por Deposição de Metal em Camadas Sucessivas - Soldagem 3D, Trabalho de Graduação em Engenharia de Controle e Automação, Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasil, 2005.

[16] INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. Fundamentos de Transferência de Calor e Massa. 5ª Edição, Editora LTC - Livros Técnicos e Científicos S.A, Rio de Janeiro, Brasil, 2002.

[17] HOFFMAN, J.D.; DEKKER, M. Numerical Methods for Engineering and Scientists, 2nd Ed. 2001

[18] FORTUNA, A. O. Técnicas Computacionais para Dinâmica dos Fluidos - Conceitos Básicos e Aplicações. Editora da Universidade de São Paulo, 2000.

[19] FRAGA, F. F.; CARVALHO, G. C.; OLIVEIRA, T. F. Simulação da transferência de calor em processos de soldagem 3D. In: 7º Congresso de Iniciação Científica do DF / XVI Congresso de Iniciação Científica da UnB, 2010, Brasília. Anais do 7º Congresso de Iniciação Científica do DF / XVI Congresso de Iniciação Científica da UnB. Brasília: Universidade de Brasília, 2010.

[20] FRAGA, F.F. Transferência de calor aplicada à prototipagem rápida por deposição de metal em camadas sucessivas utilizando soldagem 3d. Relatório Final de Projeto de Graduação, Curso de Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, 2011.

[21] AMSON, J. C. Electrode Voltage in the Consumable-Electrode Arc System. The Mathematical Institute, The University of St Andrews, The North Haugh, St Andrews, 1971.