



**Simpósio de Métodos
Numéricos em Engenharia**

25 a 27 de outubro, 2017

ESTUDO DO ACOPLAMENTO TERMO-MECÂNICO NO PROCESSO DE FUSÃO SELETIVA A LASER

Suelen Cristina da Silva Ribeiro

Eduardo Lenz Cardoso

Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica - PPGEM

Universidade do Estado de Santa Catarina - UDESC

Joinville, Brasil

suelen.csilva@hotmail.com, eduardo.cardoso@udesc.br

Resumo—Este trabalho apresenta um estudo preliminar do acoplamento termo-mecânico durante o processo de Fusão Seletiva a Laser. A formulação utilizada trabalha com elementos finitos bidimensionais sob a hipótese de Estado Plano de Deformações, com propriedades térmicas dependentes da temperatura e acoplamento *staggered*. O tamanho do elemento foi determinado de forma que englobe três camadas sucessivas de pó, devido a fusão e refusão das camadas inferiores durante o processo de fabricação. Nesse trabalho a fonte de laser ainda não foi considerada como um fluxo de calor dependente da potência do laser, sendo modelada como um campo transiente de temperatura igual a temperatura de fusão do pó metálico. Foi realizado um estudo de estabilidade monitorando a temperatura em três nós da peça a fim de determinar o incremento de tempo a ser utilizado e sua influência sobre o processo de acoplamento termo-mecânico na formulação de elementos finitos, o incremento de $1e - 6s$ apresentou baixa diferença percentual em relação ao menor incremento utilizado, sendo escolhido para as demais simulações. São também apresentados resultados do campo de deslocamento da peça ao longo do processo, sendo que foram consideradas a contração devido a variação de temperatura e também devido a contração do material.

Palavras-chave—fusão seletiva a laser; termo-mecânico; acoplamento; distorção

I. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, a manufatura aditiva se tornou um processo muito importante para a fabricação de peças com geometrias complexas quando comparada com os processos de fabricação baseados em remoção do material. Dentre os diversos tipos de processos de manufatura aditiva, o processo de Fusão Seletiva a Laser (FSL) é largamente utilizado e também é o objetivo de muitas pesquisas, devido à sua sensibilidade aos diversos

parâmetros do processo [12]. A tecnologia de FSL é muito utilizada para a fabricação de peças metálicas, sendo que a possibilidade de construir geometrias complexas para a etapa de prototipagem e para pequenas séries de produções torna esse processo muito interessante para diversas áreas, tais como a aeroespacial, biomedicina, eletrônica, automotiva entre outros [2]. A Fig.1 apresenta um exemplo de próteses fabricadas pelo processo FSL para serem utilizadas em uma cirurgia bucomaxilofacial, onde a complexa geometria é adaptada para a situação de cada paciente.



Figura 1: Exemplo de próteses fabricadas pelo processo FSL.

O processo de fusão e solidificação que ocorre durante a FSL se dá de forma muito rápida devido ao elevado gradiente de temperatura e as altas velocidades. As restrições mecânicas (substrato e regiões solidificadas) não deixam o material deformar livremente depois da expansão causada pelo gradiente de temperatura. Dessa forma, algumas regiões da peça final podem apresentar altas tensões residuais, causando micro trincas e distorções na geometria da peça [11]. A Fig.2 apresenta, na parte superior, o modelo CAD de uma peça e, na parte inferior, a peça fabricada pelo processo de FSL depois de retirada do substrato. Percebe-se que a peça final ficou distorcida.

Para evitar distorções na peça final, a trajetória do laser é um importante parâmetro a ser estudado [7]. Entretanto, a melhor

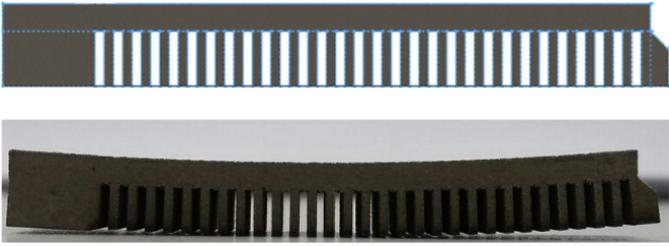


Figura 2: Peça distorcida depois da fabricação pelo processo de FSL.

trajetória é diferente para cada peça a ser fabricada. Logo, seria inviável fazer uma série de tentativas a cada projeto, já que o custo se tornaria muito alto. Baseado nisso, a motivação desse trabalho, é simular o comportamento termo-mecânico durante o processo de FSL a fim de prever a deformação residual na peça final e assim poder evitar distorções.

II. PROCESSO DE FUSÃO SELETIVA A LASER

Através do processo de FSL é possível criar peças metálicas com geometrias complexas de forma muito simples, sem as preocupações que existem nos métodos tradicionais de remoção de material e fundição [4]. Durante o processo de FSL um feixe de laser incide localmente sobre um leito contendo o pó do material a ser fundido e a maior parte da energia é absorvida, causando a fusão de uma pequena região, chamada de poça fundida. Quando o laser deixa essa região, essa poça é rapidamente solidificada [13]. Desta forma, o laser varre o leito de pó em posições pré-determinadas por um procedimento CAM a fim de formar a peça final, que é construída camada por camada [5]. À esquerda da Fig. 3 é apresentado o esquema de funcionamento do processo onde, à cada camada, uma pá/rolo espalha o pó a ser fundido e o pistão de fabricação é movido para baixo juntamente com a peça fabricada. À direita é apresentada em detalhe uma peça fabricada, mostrando suas camadas e as regiões onde permanece o pó solto.

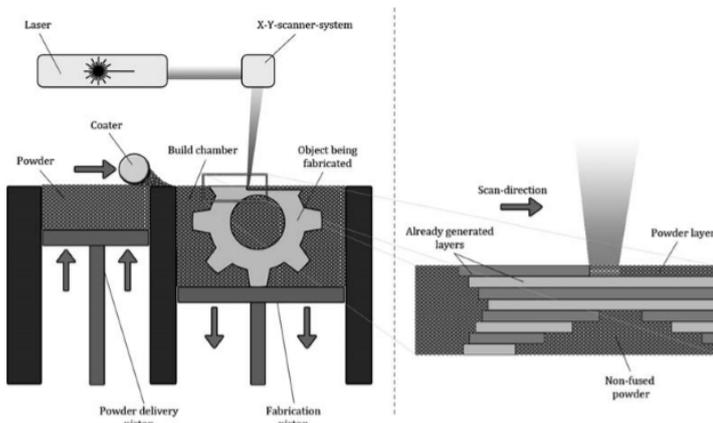


Figura 3: Esquema do processo de FSL [4].

O mecanismo de transferência de calor durante o processo se dá com a radiação do feixe de laser e do pó, a convecção entre o pó e a atmosfera da câmara e ainda pela condução de calor no leito de pó. O acoplamento desses mecanismos torna muito complexa a

descrição do comportamento térmico durante o processo de FSL [13]. A Fig. 4 apresenta os mecanismos de troca de calor durante o processo de FSL.

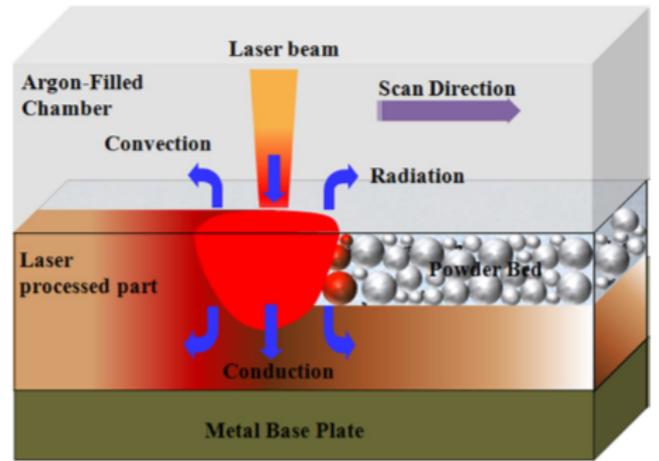


Figura 4: Esquema mecanismo de troca de calor durante o processo de FSL [13].

Em uma região muito próxima ao feixe de laser, a temperatura é mais alta do que a temperatura de fusão do pó metálico. A medida que a distância do centro do feixe de laser aumenta, a temperatura decresce rapidamente. Logo, existem elevados gradientes de temperatura envolvidos no processo de FSL. Devido à alta velocidade de escaneamento do laser, o metal passa rapidamente por todas as suas fases de transformação. Desta forma, a peça acabada pode conter distorções em sua geometria e também tensões térmicas residuais [4]. A Fig. 5 apresenta o mecanismo de gradiente de temperatura citado anteriormente.

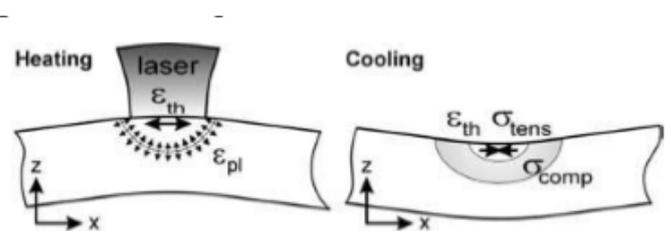


Figura 5: Mecanismo do gradiente de temperatura que causa tensões e deformações residuais [7].

Tensões residuais são as tensões que permanecem no interior da peça depois que a mesma atinge o equilíbrio com o meio circundante. Essas tensões podem ser geradas de forma intencional, a fim de modificar as propriedades mecânicas da peça. Porém, normalmente são indesejáveis pois resultam em distorções na geometria desejada e em falhas inesperadas [7].

No processo de FSL, existem alguns parâmetros que influenciam na tensão residual. São eles: velocidade do laser, potência do laser, espessura das camadas e o pré-aquecimento do substrato [10]. Também são citados: espessura da peça e do substrato, trajetória do laser e propriedades do material [7]. Segundo [10], o gradiente de temperatura, assim como as tensões e deformações residuais são reduzidas quando:

- Potência do laser aumenta;

$$\boldsymbol{\sigma} = [\mathbf{D}](\boldsymbol{\varepsilon} - [\boldsymbol{\alpha}]T), \quad (8)$$

onde $\boldsymbol{\alpha}$ é o tensor de dilatação térmica e T é a temperatura. A deformação térmica é denotada por $\boldsymbol{\varepsilon}_0$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_0 = [\boldsymbol{\alpha}]T. \quad (9)$$

A energia potencial total de um sólido é definida como

$$\pi_P = \pi - W, \quad (10)$$

onde π é a energia interna ou de deformação e W é o trabalho das forças externas. A energia de deformação de um material linear elástico é

$$\pi = \frac{1}{2} \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} dV, \quad (11)$$

que, na presença de deformações térmicas, resulta em

$$\pi = \frac{1}{2} \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon} dV - \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon}_0 dV. \quad (12)$$

O trabalho das forças externas, por sua vez, é definido como

$$W = \int_V \boldsymbol{\Phi}^T \mathbf{U} dV + \int_S \boldsymbol{\phi}^T \mathbf{U} dS, \quad (13)$$

onde $\boldsymbol{\Phi}$ são as forças de corpo e $\boldsymbol{\phi}$ são as forças prescritas na superfície S .

Dessa forma, a energia potencial total pode ser escrita como

$$\pi_P = \frac{1}{2} \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon} dV - \int_V \boldsymbol{\varepsilon}^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon}_0 dV - \int_V \boldsymbol{\Phi}^T \mathbf{U} dV - \int_S \boldsymbol{\phi}^T \mathbf{U} dS. \quad (14)$$

Para a formulação das equações de elementos finitos é possível escrever o vetor de deslocamentos de um elemento e em função das funções de forma N como

$$\mathbf{U}^e = [\mathbf{N}] \mathbf{Q}^e, \quad (15)$$

onde \mathbf{Q}^e é o vetor de deslocamentos nodais do elemento e . Sabendo da relação de (7) e definindo a matriz $[\mathbf{B}]$ como a matriz de derivadas das funções de forma, é possível escrever a deformação de um elemento em função dos deslocamentos nodais

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = [\mathbf{B}] \mathbf{Q}^e. \quad (16)$$

Desta forma, a energia potencial para um elemento é dada por

$$\begin{aligned} \pi_P^e = & \frac{1}{2} \int_V \mathbf{Q}^{eT} [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] \mathbf{Q}^e dV - \int_V \mathbf{Q}^{eT} [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon}_0 dV \\ & - \int_V \mathbf{Q}^{eT} [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\Phi} dV - \int_S \mathbf{Q}^{eT} [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\phi} dS. \end{aligned} \quad (17)$$

A energia potencial total do corpo é dada pela soma da energia potencial de todos os elementos

$$\pi_P = \sum_{e=1}^E \pi_P^e - \mathbf{Q}^T \mathbf{P}_C, \quad (18)$$

onde \mathbf{P}_C é o vetor de forças nodais. Dessa forma, pode-se escrever (18) como

$$\begin{aligned} \pi_P = & \frac{1}{2} \mathbf{Q}^T \left[\sum_{e=1}^E \int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] dV \right] \mathbf{Q} \\ & - \mathbf{Q}^T \sum_{e=1}^E \left(\int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon}_0 dV \right. \\ & \left. + \int_V [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\Phi} dV + \int_S [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\phi} dS \right) - \mathbf{Q}^T \mathbf{P}_C. \end{aligned} \quad (19)$$

A condição de equilíbrio é encontrada pelo princípio da mínima energia potencial

$$\frac{d\pi_P}{d\mathbf{Q}} = \mathbf{0}, \quad (20)$$

que resulta em

$$\begin{aligned} \left[\sum_{e=1}^E \int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] dV \right] \mathbf{Q} = & \sum_{e=1}^E \left(\int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon}_0 dV + \right. \\ & \left. \int_V [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\Phi} dV + \int_S [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\phi} dS \right) + \mathbf{P}_C \end{aligned} \quad (21)$$

O termo $\left[\sum_{e=1}^E \int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] dV \right]$ dá origem à matriz de rigidez mecânica K_M e os termos $\sum_{e=1}^E \left(\int_V [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\Phi} dV + \int_S [\mathbf{N}]^T \boldsymbol{\phi} dS \right) + \mathbf{P}_C$ são zero devido à ausência de forças externas. Dessa forma, o acoplamento termo-mecânico é realizado através do termo $\sum_{e=1}^E \left(\int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] \boldsymbol{\varepsilon}_0 dV \right)$. O termo $\boldsymbol{\varepsilon}_0$ depende do campo de temperatura calculado em cada intervalo de tempo através de (1)

III. METODOLOGIA

A formulação abordada utiliza o Método dos Elementos Finitos, sendo que a discretização do problema é realizada a fim de conter três camadas de fabricação em um único elemento. Tal escolha foi feita devido ao fato da refusão das camadas abaixo da camada de fabricação e também para diminuir o custo computacional. O feixe de laser é modelado como uma função Gaussiana em todos os trabalhos revisados pelos autores. Porém em uma abordagem inicial, foram utilizadas temperaturas prescritas nos nós do elemento no qual o laser incide. Dessa forma, a princípio o laser varre o leito de pó elemento por elemento e então se prescreve a temperatura de fusão do pó em todos os nós do elemento. O elemento utilizado é o bilinear isoparamétrico de quatro nós e o problema foi modelado por um problema 2D assumindo o Estado Plano de Deformação (EPD). Segundo [8], no caso de se utilizar EPD, o vetor de deformação térmica é dado por

$$\varepsilon_0 = (1 + \nu) \begin{bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (22)$$

A princípio foi utilizada a mesma discretização para o substrato e peça, sendo que posteriormente é possível deixar a malha do substrato menos refinada a fim de diminuir o tempo de simulação. Inicialmente foi implementada apenas uma camada de pó, sendo que o próximo passo do trabalho é a implementação das demais camadas a fim de simular a fabricação de uma peça completa. A Fig. 7 apresenta um esquema da formulação. A troca de calor por convecção foi considerada na formulação, porém a troca por radiação não foi levada em consideração devido à sua baixa influência no problema [11].

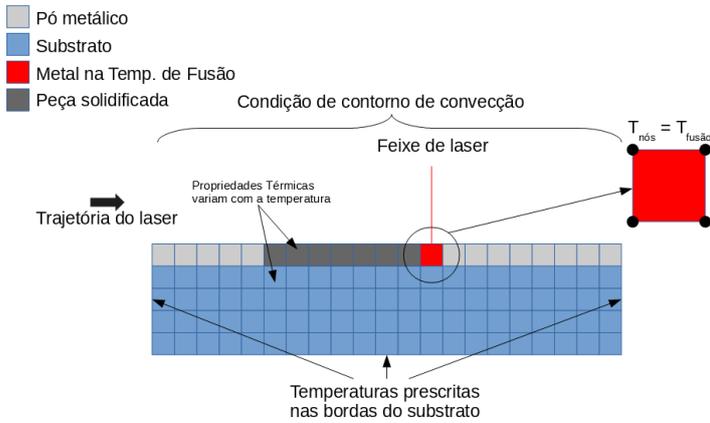


Figura 7: Esquema utilizado na simulação

Na etapa inicial da simulação o problema térmico dado por

$$[M_T(\mathbf{T})]\dot{\mathbf{T}}(t) + [K_T(\mathbf{T})]\mathbf{T}(t) = \mathbf{F}_T, \quad (23)$$

é solucionado de forma puramente explícita a fim de se obter o campo de temperaturas no instante de tempo t , onde $[M_T]$ e $[K_T]$ são a matriz de massa e rigidez do problema térmico, respectivamente.

Utilizando o campo de temperatura obtido é possível resolver o problema mecânico conforme (24), sendo que a princípio as propriedades mecânicas foram consideradas constantes em relação a temperatura.

$$[K_M]\delta\mathbf{Q} = \delta\mathbf{F}, \quad (24)$$

onde $\delta\mathbf{Q}$ é um incremento no vetor de deslocamentos nodais devido a um incremento $\delta\mathbf{F}$ no vetor de forças. O vetor de forças é determinado pelo termo de acoplamento apresentado em (21). O vetor de forças é calculado para cada elemento, onde se considera um vetor devido à variação de temperatura em intervalos de tempo subsequentes e também um vetor que considera a contração de volume se o elemento tiver solidificado naquele instante. Pode-se, então, separar o vetor $\delta\mathbf{F}$ em dois termos, conforme (25)

$$\delta\mathbf{F} = \delta\mathbf{F}^{Solidificao} + \delta\mathbf{F}^{\Delta T}, \quad (25)$$

onde

$$\delta\mathbf{F}^{Solidificao} = - \bigcup_{e=1}^{N_e} \delta_a \int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] (1 + \nu) \begin{bmatrix} \kappa \\ \kappa \\ 0 \end{bmatrix} dV, \quad (26)$$

$$\delta\mathbf{F}^{\Delta T} = \bigcup_{e=1}^{N_e} \int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] (1 + \nu) \begin{bmatrix} \alpha(T^t - T^{t-\Delta t}) \\ \alpha(T^t - T^{t-\Delta t}) \\ 0 \end{bmatrix} dV, \quad (27)$$

sendo que κ é um fator que trás a contração percentual da peça que passa do estado de pó metálico para sólido.

Utiliza-se a formulação Lagrangeana atualizada, sendo que, à cada iteração de tempo, a matriz de coordenadas \mathbf{X} é atualizada conforme (28)

$$\mathbf{X}^{t+\Delta t} = \mathbf{X}^t + \delta\mathbf{Q}^t \quad (28)$$

IV. RESULTADOS PARCIAIS

Alguns resultados qualitativos já foram extraídos utilizando a formulação apresentada. Os primeiros resultados são de uma simulação da fabricação de apenas uma camada utilizando pó de titânio, sendo que as propriedades térmicas utilizadas foram obtidas em [3]. O tamanho da malha utilizada foi de $0.5mm$ por $1mm$ na direção da profundidade da camada. A temperatura ambiente foi considerada de $300K$ e o coeficiente de convecção foi de $100W/m^2K$. A velocidade do laser foi considerada $2m/s$ e a temperatura de fusão de $1933K$. A peça final tem dimensões $20mm$ por $1mm$, sendo que o substrato foi considerado de aço e suas dimensões foram $40mm$ por $5mm$. Para verificar a estabilidade foram utilizados diferentes incrementos de tempo e a temperatura em alguns nós da malha foram monitoradas. Tomou-se como referência para o cálculo da diferença percentual, os valores obtidos com um incremento de $10^{-8}s$. A Fig. 8 apresenta a diferença percentual entre as temperaturas do nó 1, a Fig. 9 apresenta as diferenças no nó 2 e a Fig. 10 apresenta as diferenças no nó 3.

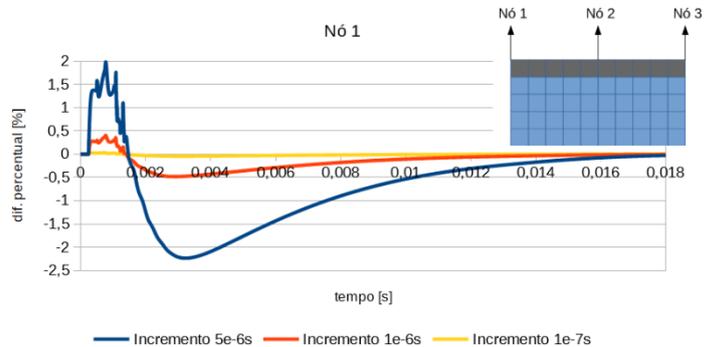


Figura 8: Diferenças percentual da temperatura no nó 1 em relação a um incremento de tempo de $10^{-8}s$.

Com base na análise de estabilidade e também a fim de diminuir o custo computacional, será utilizado um incremento de tempo de $1\mu s$ nas demais simulações. Pode-se perceber que esse incremento de tempo trás valores menores que 0.5% de diferença percentual.

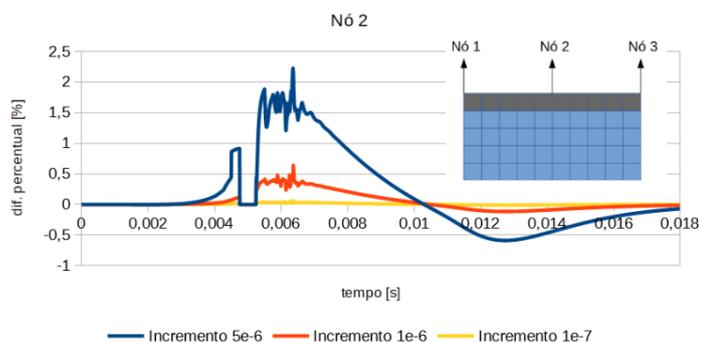


Figura 9: Diferenças percentual da temperatura no nó 2 em relação a um incremento de tempo de $10^{-8}s$.

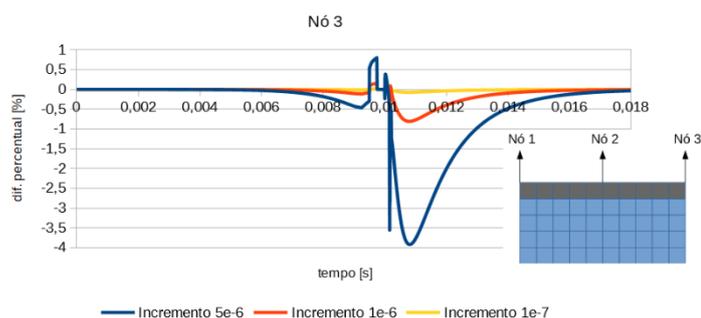


Figura 10: Diferenças percentual da temperatura no nó 3 em relação a um incremento de tempo de $10^{-8}s$.

Utilizando a malha e a velocidade do laser descrita anteriormente, pode-se determinar o tempo que o laser permanece sobre cada elemento, que é de $0.25ms$. Como a peça foi dividida em 40 elementos, o tempo total de fabricação será de $10ms$. Para que a peça pudesse resfriar, foi considerado um tempo total de simulação de $18ms$. A Fig. 11 apresenta o campo de deslocamento após o resfriamento da peça.

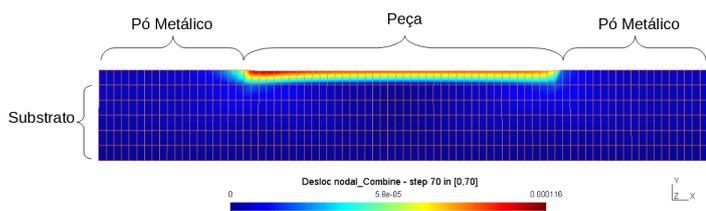


Figura 11: Campo de deslocamento após o resfriamento da peça.

A Fig. 12 apresenta o deslocamento na direção x da parte superior da peça após o resfriamento.

O campo de deslocamento encontrado será posteriormente utilizado para o cálculo das tensões residuais, que dão origem a distorção da peça após a remoção da mesma do substrato. Percebe-se, na Fig. 12, que o deslocamento na direção x na parte esquerda da peça é positivo e na parte da direita é negativo, conforme esperado.

PRÓXIMOS PASSOS

Na sequência da pesquisa será implementado no código a fabricação de diversas camadas para posteriormente calcular a

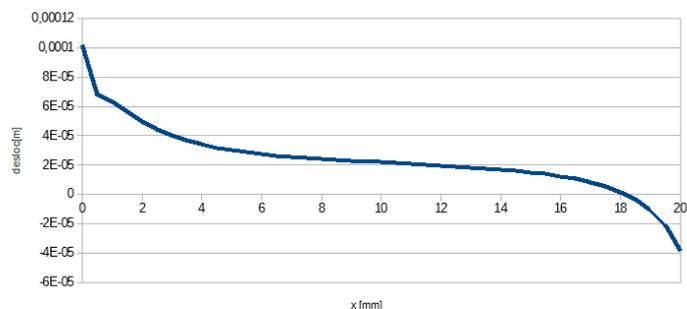


Figura 12: Deslocamento na direção x da parte superior da peça após o resfriamento.

tensão residual e também a distorção da peça. A fonte laser também será modelada como uma distribuição Gaussiana.

AGRADECIMENTOS

Agradecimento à CAPES, pela concessão de bolsa de estudo.

REFERÊNCIAS

- [1] G. B. M. Cervera and G. Lombera. Numerical prediction of temperature and density distributions in selective laser sintering processes. *Rapid Prototyping Journal*, 1999.
- [2] N. Contuzzi, S.L. Campanelli, and A.D. Ludovico. 3d finite element analysis in the selective laser melting process. 2011.
- [3] S. Kolossov, E. Boillat, R. Glardon, P. Fischer, and M. Locher. 3d fe simulation for temperature evolution in the selective laser sintering process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003.
- [4] A. Liebisch and M. Merkel. On the numerical simulation of the thermal behavior during the selective laser melting process. 2016.
- [5] S. Marques, A. F. Souza, and A. M. Zanatta. Fusão seletiva a laser para fabricação de peças metálicas com geometrias complexas. *Seminário de Tecnologia Inovação e Sustentabilidade*, 2014.
- [6] J. M. P. Martins, P. M. Cunha, D. M. Neto, J. L. Alves, M. C. Oliveira, H. Laurent, and L. F. Menezes. A staggered coupling strategy for the finite element analysis of warm deep drawing process. *Journal of Physics*, 2016.
- [7] P. Mercelis and J. Kruth. Residual stresses in selective laser sintering and selective laser melting. *Rapid Prototyping Journal*, 12(254-265), 2006.
- [8] S. S. Rao. *The Finite Element Method in Engineering*. 2004.
- [9] A. E. Selke. Development of staggered algorithms for thermo-mechanically coupled problems with damage. *ATCoMe Annual Meeting*, 2011.
- [10] B. Vrancken. *Study of Residual Stresses in Selective Laser Melting*. Tese de doutorado, Arenberg Doctoral School, 2016.
- [11] J. Wu, L. Wang, and X. An. Numerical analysis of residual stress evolution of alsi10mg manufactured by selective laser melting. *Optik*, 2017.
- [12] Y.Huang, L.J.Yang, X.Z. Du, and Y.P.Yang. Finite element analysis of thermal behavior of metal powder during selective laser melting. *International Journal of Thermal Sciences*, 2016.
- [13] P. Yuan and D. Gu. Molten pool behaviour and its physical mechanism during selective laser melting of tic/alsi10mg nanocomposites: simulation and experiments. *Journal of Physics*, 2015.