

## Análise numérica da variação dos parâmetros na operação de embutimento profundo do aço HSLA 440

### Numerical analysis of the variation of parameters in the deep drawing of HSLA 440 steel

Roberto Matheus de Araujo Bornancin<sup>1</sup>, Ricardo Adriano dos Santos<sup>2</sup>,  
Paulo Victor Prestes Marcondes<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Engenharia Mecânica - DEMEC – Universidade Federal do Paraná- Campus Politécnico – Av. Cel. Francisco H. dos Santos, 100, Jardins das Américas - CEP: 81530-000, Curitiba, PR, Brasil.  
e-mail: robertombornancin@gmail.com

<sup>2</sup> Departamento de Mecânica – Instituto Federal do Paraná – Campus Paranaguá – Av. Antônio Carlos Rodrigues, 453, Porto Seguro – CEP: 83215-750, Paranaguá, PR, Brasil.  
e-mail: ricardo.santos@ifpr.edu.br; marcondes@ufpr.br.

---

#### RESUMO

A competitividade de uma empresa de estampagem depende do aumento de sua produtividade, a qual, dentre diversos fatores, é influenciada pela fase de *try-out* das ferramentas. Contudo, nesta fase tentar selecionar os melhores parâmetros de processo experimentalmente por tentativa e erro pode ser custoso e demorado. A análise por simulação numérica é uma alternativa que permite auxiliar na seleção dos melhores parâmetros de processo durante o desenvolvimento do protótipo. O presente trabalho tem como objetivo analisar a influência dos parâmetros do processo de embutimento profundo na conformabilidade do aço HSLA 440. Para isto, foram realizadas simulações numéricas alterando as dimensões do raio da matriz, a carga do prensa-chapas e a folga entre o punção e da matriz. Os resultados permitiram verificar que as combinações de valores distintos do raio da matriz com a folga entre o punção com a matriz modificam significativamente a conformabilidade do aço HSLA 440 no processo de embutimento.

**Palavras-chave:** Análise por elementos finitos, conformação de chapas, embutimento profundo, parâmetros de processo, HSLA 440

---

#### ABSTRACT

The competitiveness of a stamping company depends on the increase in productivity, which is affected by the try-out stage of the tools. However, in this stage choosing the best parameter process experimentally by trial and error can be costly and time-consuming. The numerical simulation is a tool that allows previously chosen try-out configurations and then develops the prototype. The present study aims to analyze the influence of the process parameters in the formability of High-Strength and Low Alloy steel 440 (HSLA 440). For this purpose, numerical simulations modifying the dimensions of the die radius, the blank holder force, and the clearance were performed. The results of the simulations allowed to verify that the combinations of different values of die radius with the clearance significantly modify the formability of the HSLA 440 steel.

**Keywords:** Finite elements analysis, sheet forming, deep drawing, process parameters, HSLA 440.

---

#### 1. INTRODUÇÃO

O processo de embutimento é uma operação de conformação mecânica comumente utilizada por empresas do ramo de estampagem. Esta operação consiste em deformar o *blank* plasticamente em geometrias desejadas por meio de um punção em uma matriz. Com a elevada competitividade neste ramo, a empresa que produz produtos com maior qualidade, menor tempo e menor custo que às demais concorrentes, têm maiores chances de sobreviver ao mercado. Assim, o aumento da produtividade aliada à qualidade dos produtos é fundamental.

O ferramental correto permite maior conformabilidade em chapas metálicas e, conseqüentemente, maior produtividade no processo. Segundo CHEMIN FILHO [1], para isto acontecer, ajustes no ferramental são comumente realizados na fase de try-out, todavia estas alterações são custosas e dispendiosas, podendo aumentar ainda mais com o método de tentativa e erro.

Para BANABIC [2], a análise com elementos finitos (Finite Element analysis-FEA) por simulação numérica pode ser uma alternativa para redução do tempo e custos de produção, auxiliando os engenheiros e projetistas no desenvolvimento de ferramentas novas ou adaptadas ao processo já existente. Além disso, conforme Soares *et al* [3], permite auxiliar na previsão do comportamento material permitindo evitar o surgimento de defeitos como rebarbas, afinamento, orelhamento, enrugamento e retorno elástico.

PADMANABHAN *et al.* [4] e COLGAN *et al.* [5] realizaram simulações com FEA na operação de embutimento profundo e verificaram que o raio da matriz exerce maior influência na conformabilidade do material. HUANG *et al.* [6] avaliaram a influência da folga entre o punção e a matriz no valor da razão crítica dos diâmetros no embutimento profundo, em formato de copo, e demonstraram que a conformabilidade é significativamente afetada por este parâmetro.

O presente trabalho tem como objetivo analisar a conformabilidade do aço HSLA 440 com a alteração dos parâmetros do ferramental utilizado na operação de embutimento profundo em formato de copo. Neste estudo, foram realizadas combinações de diferentes valores de folga entre o punção e a matriz, cargas do prensa-chapa e raio da matriz.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

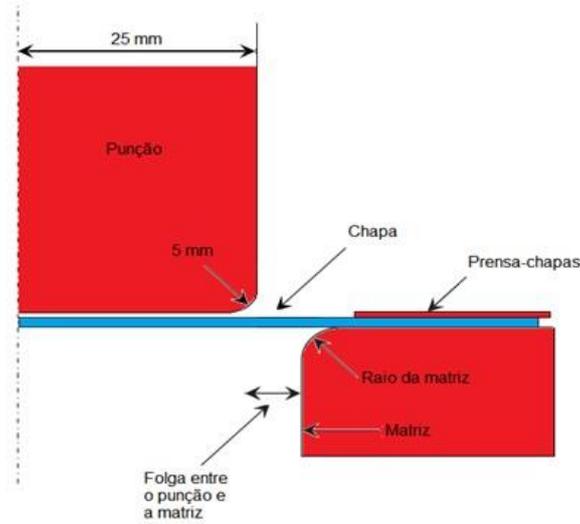
Para a analisar a influência da variação da força do prensa-chapas, do raio da matriz e da folga entre o punção e a matriz na simulação da operação de embutimento profundo foram realizadas simulações numéricas no software Abaqus Student Edition 2019. O material utilizado foi o HSLA 440, com chapas de 1,2 mm de espessura e 100 mm de diâmetro. As propriedades deste aço podem ser visualizadas na Tabela 1 [7].

**Tabela 1:** Propriedades do aço HSLA 440 obtidos experimentalmente pelo ensaio de tração.

Parâmetro	Valor
Tensão de escoamento (MPa)	437
Tensão de estrição (MPa)	540
Módulo de elasticidade (MPa)	208000
Constante de resistência plástica (MPa)	780
Coefficiente de Poisson	0,3
Coefficiente de encruamento	0,11
Fator anisotropia $r_0$	0,988
Fator anisotropia $r_{45}$	1,015
Fator anisotropia $r_{90}$	0,568

Para a operação de embutimento em formato de copo, representada na Figura 1, foram modeladas peças em 3D, todas tipo casca, sendo o punção, a matriz e o prensa-chapas definidos como analiticamente rígido e o *blank* como deformável, o qual foi utilizado 5 pontos de integração na espessura, elementos com integração reduzida com 4 pontos (S4R). Utilizou-se três passos, com configuração dinâmica explícita, desenvolvidos com base em um ensaio prático realizado, sendo: primeiro, prensa-chapas sobe; segundo, prensa-chapas aplica a carga para a fixação do *blank*; terceiro, punção sobe.

Três parâmetros distintos foram avaliados (força do prensa-chapas, folga entre a matriz e o punção e raio da matriz) com diversas configurações com intuito de verificar qual parâmetro exerce maior influência no processo de embutimento profundo. Os valores da folga entre o punção e a matriz, selecionados como base nos valores do teste de Nakazima da DIN EN ISO 12004-2 [8], variaram de 20 até 60% em relação à espessura da chapa. Alterar a força do prensa-chapas, conforme AHMETOGLU *et al.* [9] e o raio da matriz, segundo ÖZEK *et al.* [10] afetam diretamente no processo de embutimento profundo. Por isso, foram empregadas combinações de 10 kN, 50 kN, 100 kN e 200 kN para força do prensa-chapas, e 2,5, 5,0, 7,5 e 10 mm para o raio da matriz. O coeficiente de atrito do contato punção e *blank* e do prensa-chapas com o *blank* foram definidos como 0,12 e para o contato da matriz com o *blank* de 0,0225, valores obtidos experimentalmente.



**Figura 1:** Modelo utilizado para as simulações de embutimento profundo.

Conforme BAGHERZADEH *et al.* [11] para estabelecer o comportamento anisotrópico plástico do material no Abaqus é necessário utilizar o critério de Hill 48, Equação 1. Os coeficientes de anisotropia obtidos em relação à 0° ( $r_0$ ), 45° ( $r_{45}$ ) e 90° ( $r_{90}$ ) da direção de laminação determinam as constantes anisotrópicas  $R_{22}$ ,  $R_{33}$  e  $R_{12}$  que, conseqüentemente, resultam determinam A, B e C.

$$f(\sigma) = [A + B + C]^{0,5} \quad (1)$$

Onde:

$$A = \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) ((\sigma_{22} - \sigma_{33})^2) \right] + \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right) ((\sigma_{33} - \sigma_{11})^2) \right] \quad (1,1)$$

$$B = \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \right] + \left[ \left( \frac{3}{R_{23}^2} \right) (\tau_{23}^2) \right] \quad (1,2)$$

$$C = \left[ \left( \frac{3}{R_{13}^2} \right) (\tau_{31}^2) \right] + \left[ \left( \frac{3}{R_{12}^2} \right) (\tau_{12}^2) \right] \quad (1,3)$$

Em que:

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{r_0(r_{90}+1)}} \quad (1,4)$$

$$R_{33} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{(r_0+r_{90})}} \quad (1,5)$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3(r_0+1)r_{90}}{(2r_{45}+1)(r_0+r_{90})}} \quad (1,6)$$

A Figura 2 ilustra a curva tensão deformação da zona plástica do aço HSLA 440 que foi obtida por meio da Eq. 2, de Hollomon. Para avaliar a força e o deslocamento máximo do punção até a ruptura do material, foi usado o critério de falha dúctil, o qual inicia quando o aço atingir a tensão de estricção e finaliza em sua ruptura. No Abaqus, conforme WU [12] o critério de falha inicia quando o valor de  $\omega D$ , Equação 3, é maior que 1. A deformação plástica equivalente ( $\epsilon_D^{-pl}$ ) é dada em função da tensão triaxial ( $\eta$ ) e da taxa de deformação ( $\epsilon^{-pl}$ ).

A tensão triaxial é calculada pela razão da pressão hidrostática ( $p$ ) pela tensão de Von Mises ( $q$ ) por meio da Equação 4.

$$\sigma(\varepsilon) = K\varepsilon^n \quad (2)$$

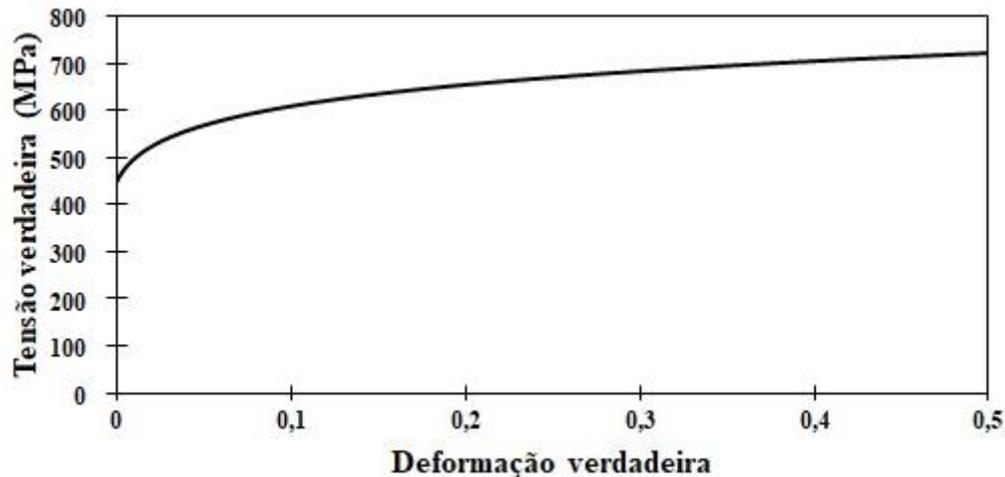


Figura 2: Curva tensão-deformação da zona plástica do aço HSLA 440.

$$\bar{\omega}_D = \int \frac{d\varepsilon^{-pl}}{\varepsilon_D^{-pl}(\eta, \varepsilon^{-pl})} = 1 \quad (3)$$

$$\eta = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\frac{1}{\sqrt{2}}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2]} \quad (4)$$

Durante a fase de definição do mecanismo de falha dúctil, utilizou-se três valores de tensão triaxial para cada estado de tensão (uniaxial, biaxial e cisalhamento). No estado uniaxial de tensões as tensões na direção  $\sigma_1$  e  $\sigma_3$  é nula, logo substituindo na Equação 4,  $\eta$  resulta em 0,272. Já no estado de tensão equi-biaxial,  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  possuem valores idênticos e  $\sigma_3$  é nulo, conseqüentemente  $\eta$  é igual a 0,666. Por fim para o estado de cisalhamento,  $\sigma_3$  é igual a zero e  $\sigma_1 = -\sigma_2$ , resultando em  $\eta=0$ .

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Tabela 2 apresenta a força máxima e o deslocamento máximo do punção até o início da estrição das chapas de todas as simulações que foram realizadas combinando diferentes valores da folga entre a matriz e o punção com o raio do ombro da matriz no processo de embutimento em formato de copo. Nota-se que a configuração que resultou em maior conformabilidade para o aço HSLA 440 foi a com a utilização da folga de 50% e raio da matriz de 10 mm, resultando em um deslocamento e força do punção máxima até a estrição de 39,016 mm e 30776,432 N, respectivamente.

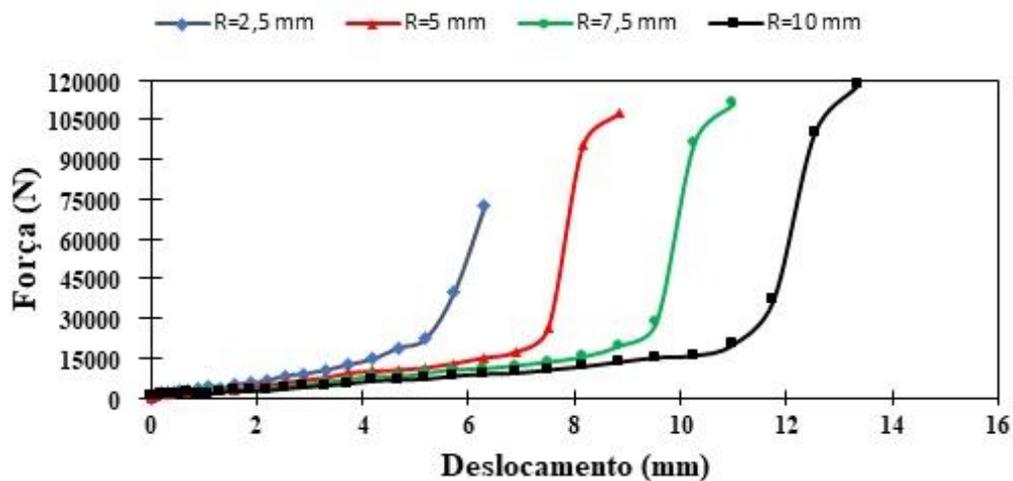
As variações da força do prensa-chapas de 10 kN, 50 kN, 100 kN e 200 kN não foram incluídas nos resultados, pois de acordo com as simulações realizadas, não ocorreram discrepâncias nos resultados com a alteração destas. O mesmo fenômeno aconteceu nas simulações de embutimento profundo no estudo de Colgan *et al.* [5].

**Tabela 2:** Valores obtidos das simulações com a combinação de diversos parâmetros na operação de embutimento profundo.

Raio da matriz	2,5 mm		5 mm		7,5 mm		10 mm	
	F <sub>max</sub> (N)	S <sub>max</sub> (mm)						
20%	72433,800	6,290	107372,900	8,840	111184,900	11,000	117927,710	13,360
30%	62946,000	6,880	72161,040	9,540	74862,140	11,760	75386,290	14,180
40%	29661,150	7,510	37507,530	13,360	47062,450	18,520	48400,890	23,140
50%	22131,172	8,158	20759,700	10,993	25946,940	37,462	30776,432	39,016
60%	21289,248	8,828	19911,120	11,762	19822,600	13,356	19647,930	15,022

As figuras 3,4,5,6 e 7 demonstram o perfil da força em função do deslocamento do punção até o início da estrição das chapa obtidos com a variação do raio da matriz com folgas de 20%, 30%, 40%, 50% e 60%, respectivamente. Para todas as condições analisadas, verificou-se que com o aumento do raio da matriz a conformabilidade do aço HSLA 440 é elevada, fator que foi observado nas simulações de PADMANABHAN *et al.* [4] em aços inoxidáveis. Isto ocorre, segundo COLGAN *et al.* [5], porque quando o raio da matriz é reduzido a tensão na região de contato é elevada, facilitando o aumento do afinamento da chapa facilitando e, logo, a sua ruptura.

O perfil da configuração que resultou em maior embutimento para o aço HSLA 440 foi o de 10 mm de raio e folga de 50%, o qual é ilustrado na Figura 6. Todavia, a combinação folga de 50% com raio da matriz de 7,5 mm apresentou deslocamento máximo próximo a este, com força máxima aplicada pelo punção cerca de 15% menor. Esta condição na prática pode promover redução de custos com energia e aumentar da vida útil do punção. Portanto, para estes dois raios a folga de 50% permitiu maior conformação sem estrição tornando-se as duas configurações mais interessantes para o *try-out* de ferramentas.

**Figura 3:** Perfil de força-deslocamento do punção com variação do raio da matriz e da folga do punção com a matriz de 20%.

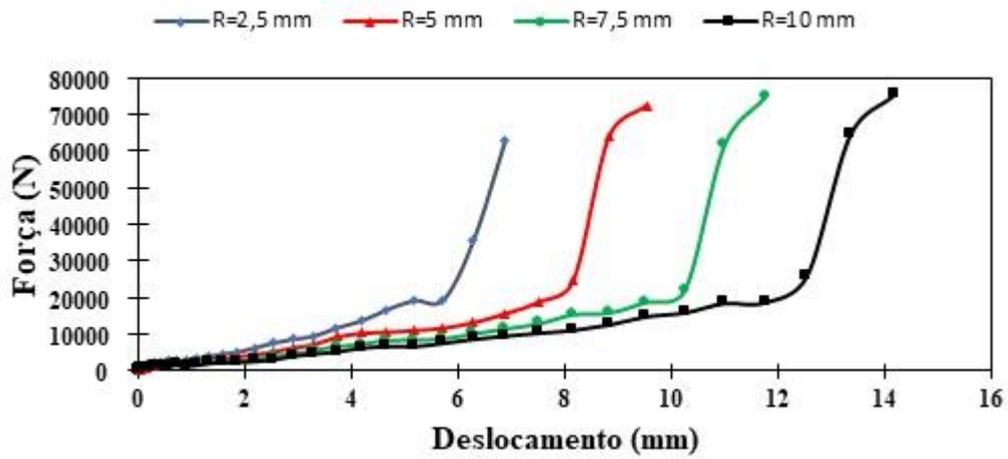


Figura 4: Perfil de força-deslocamento do punção com variação do raio da matriz e da folga entre o punção e a matriz de 30%.

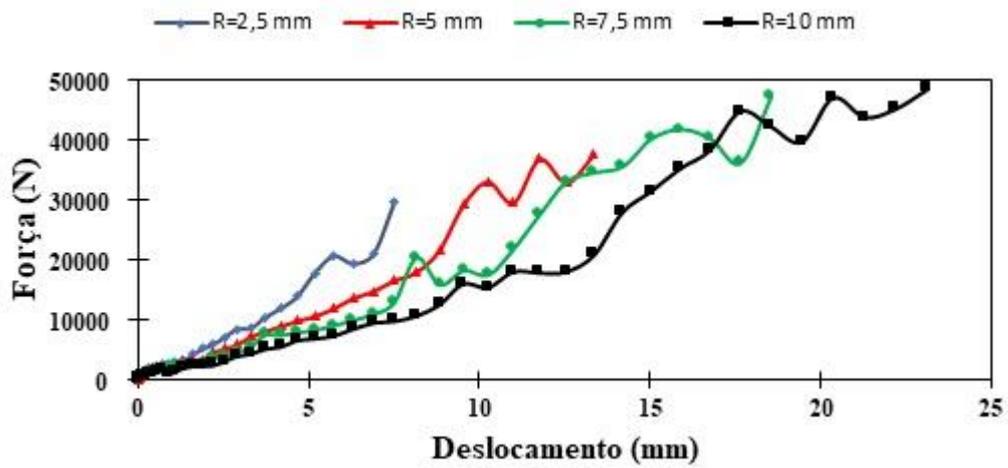


Figura 5: Perfil de força-deslocamento do punção com variação do raio da matriz e da folga entre o punção e a matriz de 40%.

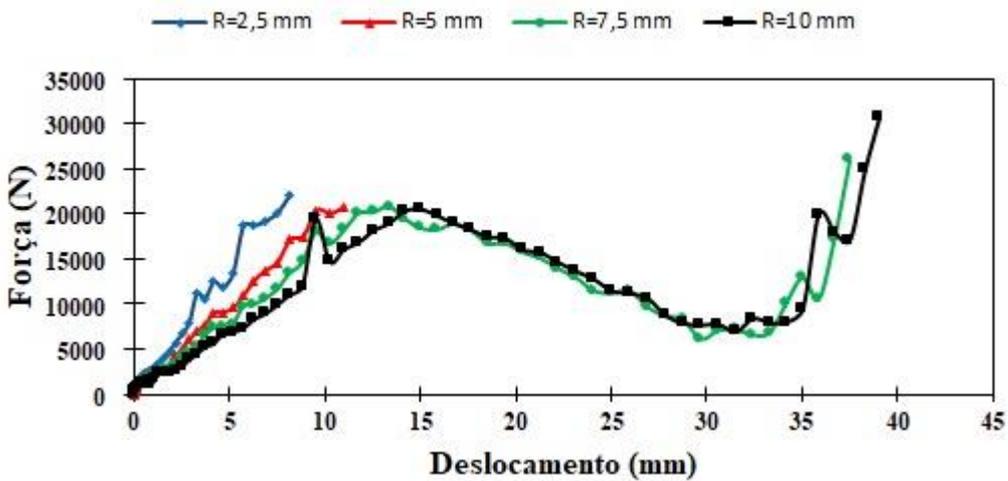
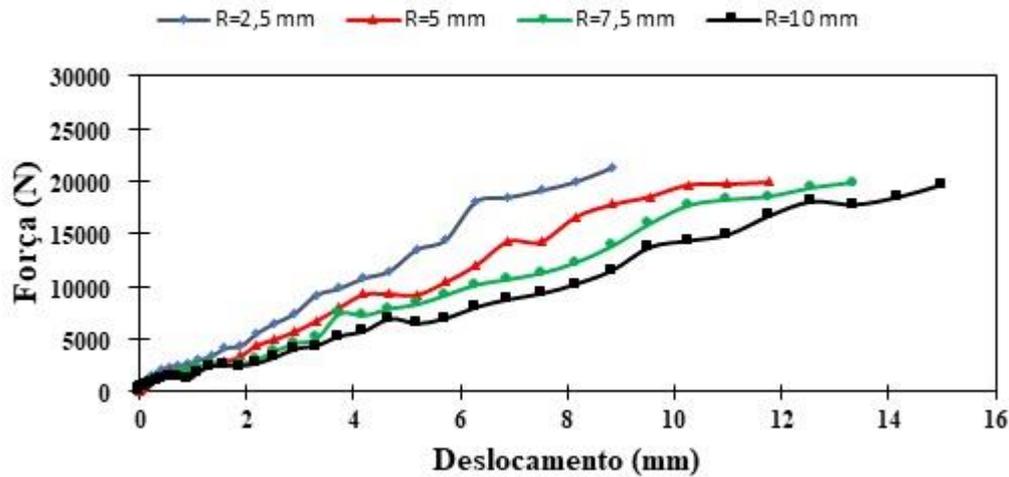


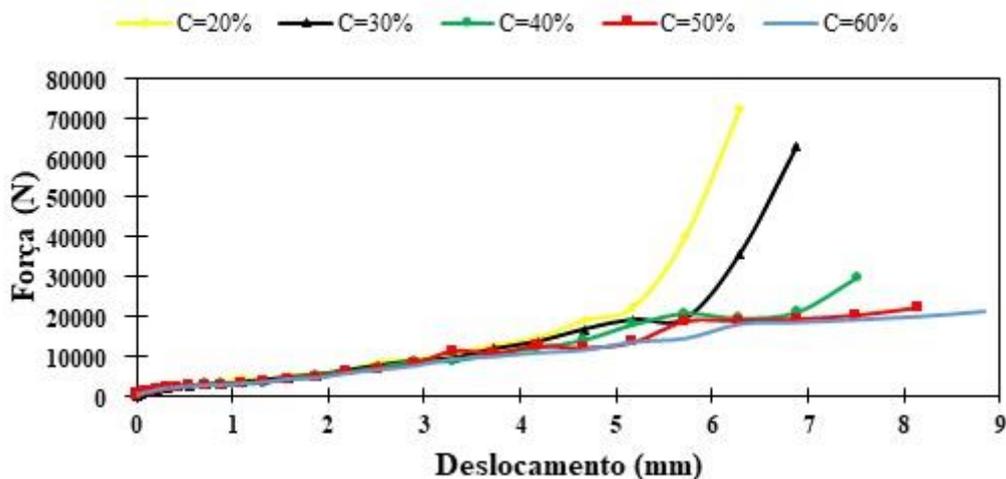
Figura 6: Perfil de força-deslocamento do punção com variação do raio da matriz e da folga entre o punção e a matriz de 50%.



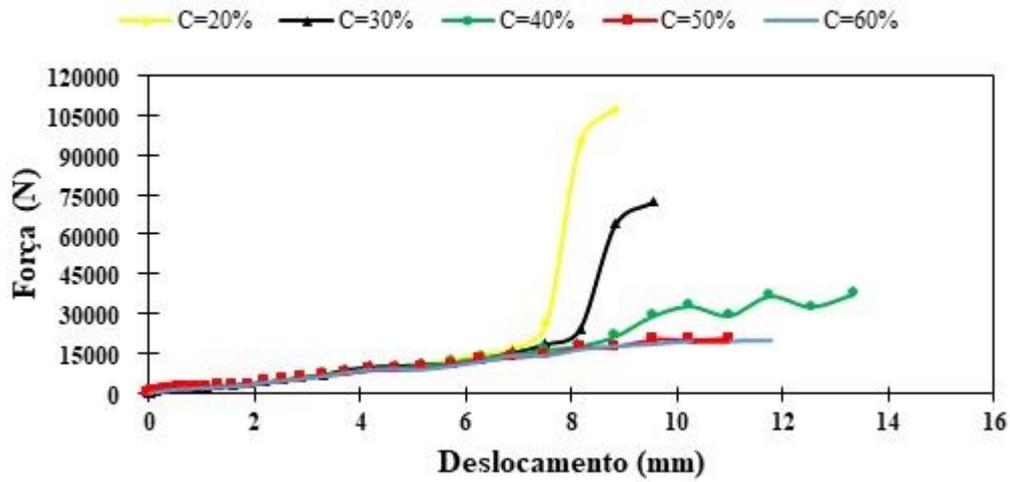
**Figura 7:** Perfil de força-deslocamento do punção com variação do raio da matriz e da folga entre punção e a matriz de 60%.

A folga entre o punção e a matriz exerceu influência significativa na conformabilidade do aço HSLA 440 na operação de embutimento profundo. Nas figuras 8, 9, 10 e 11 são ilustrados o perfil de força em função do deslocamento até o início da estricção destas com raio da matriz de 2,5, 5, 7,5 e 10 mm, respectivamente. Nesta operação assim como na operação de puncionamento, que reportada por SOARES *et al.* [3], a folga interferiu diretamente no deslocamento e na força aplicada pelo punção na chapa.

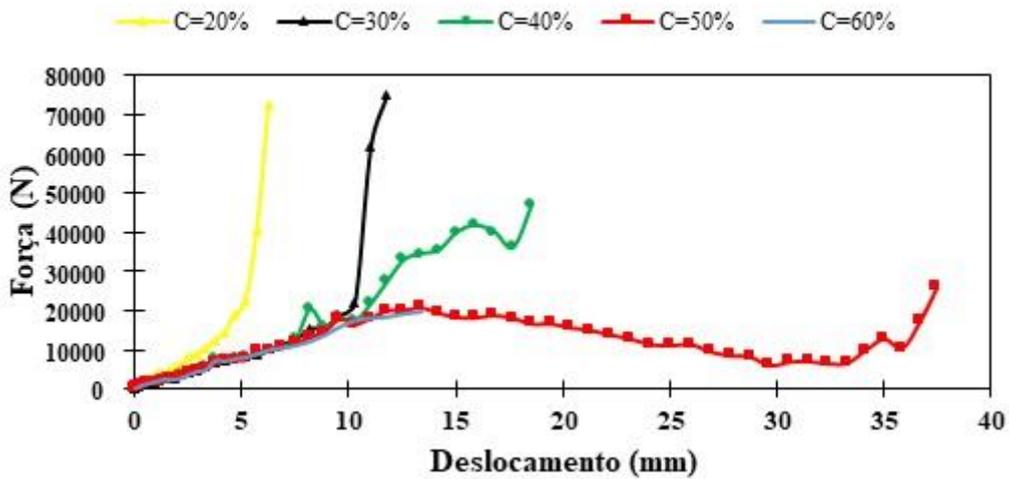
Na Figura 11 na qual considerou-se o raio da matriz de 10 mm, foi possível verificar que com o aumento da folga até 50% houve um maior embutimento do material. Contudo, a conformabilidade do material caiu significativamente quando utilizada a folga de 60% para os raios de 7,5 e 10 mm, chegando em valores de deslocamento máximo parecidos com a folga de 30%. Em adição, as folgas de 50% com raio de 7,5 e 10 mm apresentaram, de longe, quando comparadas a demais combinações, maior conformabilidade com deslocamento máximo de 37,46 e 39,0164, respectivamente. Por outro lado, para o raio de 2,5 mm a folga de 60% apresentou maior deslocamento do punção até o início da estricção do material, conforme Figura 8. Por fim, para o raio de 5 mm, Figura 9, a folga de 40% demonstrou melhores resultados do que os demais raios.



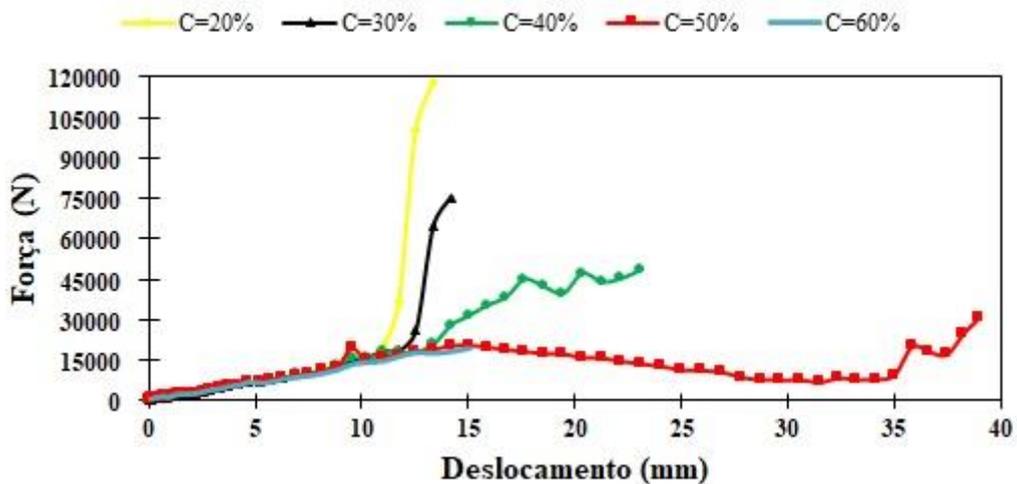
**Figura 8:** Perfil força-deslocamento do punção com variação da folga entre o punção e o raio da matriz com o raio da matriz de 2,5 mm.



**Figura 9:** Perfil força-deslocamento do punção com variação da folga entre o punção e o raio da matriz com o raio da matriz de 5 mm.



**Figura 10:** Perfil força-deslocamento do punção com variação da folga entre o punção e o raio da matriz com o raio da matriz de 7,5 mm.



**Figura 11:** Perfil força-deslocamento do punção com variação da folga entre o punção e o raio da matriz com o raio da matriz de 10 mm.

#### 4. CONCLUSÕES

Conhecer e otimizar o processo de conformação de embutimento profundo é fundamental à competitividade de empresas que realizam esta operação em sua linha de produção. Contudo, a realização da fase de try-out por tentativa e erro pode ser demorado e custoso. As simulações realizadas permitiram verificar de maneira relativamente rápida e custo zero uma ampla gama dos parâmetros de processo de embutimento profundo para o aço HSLA 440.

As variações da força do prensa-chapas utilizadas não influenciaram nos resultados das simulações, condição em que em ensaios experimentais, de acordo PADMANABHAN *et al.* [4], influencia diretamente na operação de embutimento podendo causar defeitos na chapa caso não seja utilizada a força correta.

O raio da matriz alterou significativamente os resultados das simulações. A análise permitiu verificar que raios de 7,5 e 10 mm permitem maior conformação do aço HSLA 440 do que os raios de 2,5 e 5 mm sem estrição, confirmando que o aumento do raio da matriz causa um deslocamento maior do punção.

A folga entre o punção e a matriz de 50% da espessura combinado com o raio da matriz de 7,5 ou 10 mm, resultou em maior deformação sem afinamento dentre os valores analisados. Para os raios de 2,5 e 5 mm a folga que permitiu maior deformação foi de 60% e 40%, respectivamente. Portanto, o aumento da folga não necessariamente eleva a conformabilidade do *blank* de forma linear, da maneira em que ocorreu com o raio do ombro da matriz.

#### 5. AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com o apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) e do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico.

#### 6. BIBLIOGRAFIA

- [1] CHEMIN FILHO, R., *Avaliação das deformações de chapas finas e curvas CLC para diferentes geometrias de punções*. Dissertação de M. Sc, PGMEC/UFPR, Curitiba, PR, Brasil, 2004.
- [2] BANABIC, D., *Sheet metal forming processes: constitutive modelling and numerical simulation*, 1 ed., New York, Springer-Verlag, 2010.
- [3] SOARES, J. *et al.*, “Study of the punch–die clearance influence on the sheared edge quality of thick sheets”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 65, n. 1-4, p. 451-457, Maio 2013.
- [4] PADMANABHAN, R. *et al.*, “Influence of process parameters on the deep drawing of stainless steel”, *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 43, n. 14, p. 1062-1067, Jun.2007.
- [5] COLGAN, M. *et al.*, “Deep drawing process: analysis and experiment”. *Journal of materials processing technology*, v. 132, n. 1-3, p. 35-41, 2003.
- [6] HUANG, Y. *et al.*, “Influence of the tool clearance in the cylindrical cup-drawing process”, *Journal of materials processing technology*, v. 57, n. 1-2, p. 4-13, 1996.
- [7] GIPIELA, M. *et al.*, “A numerical analysis on forming limits during spiral and concentric single point incremental forming”, In: *5 th IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, p. 012009, Taiwan, Jan. 2017.
- [8] DIN EN ISO 12004-2., *Metallische Werkstoffe–Bleche und Bänder-Bestimmung der Grenzformänderungskurve–Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor*. Berlin, 2009.
- [9] AHMETOGLU, M. *et al.*, “Improvement of part quality in stamping by controlling blank-holder force and pressure”, *Journal of materials processing technology*, v. 33, n. 1-2, p. 195-214, Ago.1992.
- [10] ÖZEK, C., “The effect of die/blank holder and punch radiuses on limit drawing ratio in angular deep-drawing dies”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 40, n. 11-12, p. 1077-1083, Mar. 2009.
- [11] BAGHERZADEH, S. *et al.*, “Numerical and experimental investigations of hydro-mechanical deep drawing process of laminated aluminum/steel sheets”, *Journal of Manufacturing Processes*, v. 18, p. 131-140, Mar. 2015.
- [12] WU, T., “A proposed methodology for strain-based failure criteria”, In: *ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, p. 631-637, Chicago, Jul. 2008.

