

ANÁLISE NUMÉRICA DA TENSÃO RESIDUAL DO AÇO AISI 316 DURANTE O CORTE ORTOGONAL

Luísa de Amorim Makhoul Gomes

luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil

Lívia Mendonça Nogueira

livia.nogueira@cefet-rj.br

Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, RJ, Brasil

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil

Adriane Lopes Mougo

adriane.mougo@cefet-rj.br

Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, RJ, Brasil

Fabio da Costa Figueiredo

fabiofigueiredo@mecanica.coppe.ufrj.br

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil

Resumo: Neste trabalho será apresentado o estudo das tensões residuais na zona de cisalhamento terciário do aço AISI 316 durante o corte ortogonal. O objetivo principal é obter uma análise comparativa das tensões geradas em diferentes condições de corte: avanço, velocidade de corte e coeficiente de atrito calculado a partir do modelo analítico de Merchant e de um modelo mecanístico. Para a análise numérica, foi utilizado o software de elementos finitos Ansys. Foi utilizado o toolbox Explicit Dynamics que permite representar problemas com alta não linearidade, como nos processos de conformação mecânica e usinagem. Uma análise dinâmica do processo de corte ortogonal foi realizada a partir dos parâmetros de entrada da ferramenta, do material da peça, das restrições e condições de contorno, sendo possível realizar o estudo do processo de corte desde o início do mecanismo de formação dos cavacos em deformação elástica até o processo de ruptura e desprendimento junto a superfície de saída da ferramenta. Com isso, foi possível então analisar as tensões durante o corte e verificar a relação entre as condições e as tensões residuais geradas. Para as simulações, as seguintes etapas foram desenvolvidas: modelagem 3D da geometria do problema com auxílio do Design modeler; inserção dos materiais da pastilha e da peça; definição das condições de contorno e de contato para considerar o fenômeno do atrito para formulação do corte ortogonal. Na pastilha foram utilizadas quatro condições para o corte: o avanço (constante ao longo do eixo longitudinal) de 0,091 e 0,199 mm e a rotação de 500 e 800 rpm. Comparando os modelos de atrito para os resultados de tensão, tensão residual e deformação elástica a diferença percentual máxima foi de 8,74%. Porém, para a deformação plástica foi de 27,49%, revelando uma sensibilidade as alterações dos coeficientes de atrito. Analisando as tensões residuais, o aumento do avanço e da velocidade de rotação aumentou a magnitude das tensões residuais devido à influência da intensificação das forças na região de corte e mostrou uma relação direta entre o aumento da deformação plástica e das tensões residuais. Em relação à peça, o melhor arranjo foi o avanço de 0,199 mm e a velocidade de rotação de 500 rpm, que possui os valores de tensão, tensão residual, deformação elástica e plástica intermediários e conferindo uma melhor qualidade superficial na peça.

Palavras-chave: Torneamento; Tensão Residual; AISI 316; Modelo numérico.

1. INTRODUÇÃO

O processo de corte é dividido em quatro etapas que configuram o mecanismo de formação dos cavacos (Groover, 2012; Ferraresi, 2003). Na primeira etapa, ocorre a deformação elástica em que a configuração inicial da peça é recuperada caso seja interrompido o processo de carregamento. Devido à alta intensidade das forças envolvidas no processo de corte, a partir da segunda etapa deste mecanismo, são verificadas as deformações plásticas, não recuperáveis. Por fim, nas etapas seguintes, verifica-se a ruptura na região de cisalhamento e o escoamento do cavaco. Um dos resultados desse procedimento é a qualidade superficial da peça usinada que impacta diretamente na confiabilidade do produto e é decorrente das tensões residuais geradas durante a deformação plástica.

A tensão residual pode ser definida como a tensão que atua no material após todas as forças que estão agindo sobre a peça serem removidas (Prayogi and Zulkarnain, 2015). Para Outeiro (2018), as tensões residuais podem ser divididas em dois tipos: causadas por uma tensão de tração, que geram efeitos indesejáveis a camada superficial, podendo induzir

a fadiga e a falhas por corrosão; ou causadas por tensões de compressão, que são benéficas uma vez que tendem a aumentar as resistências a fadiga e a corrosão. Para o projeto e fabricação de componentes, é necessário levar em consideração as tensões residuais que podem causar instabilidade geométrica, mudanças nas propriedades magnéticas e diminuição da força estática e dinâmica que afetam a vida útil em fadiga, resistência a corrosão e a tensão de fratura do produto.

A deformação plástica é resultado da combinação dos fenômenos térmicos e mecânicos gerados durante a usinagem. Os fenômenos térmicos estão diretamente ligados ao calor gerado durante o processo de corte, produzido pela deformação plástica e pelo atrito. No entanto, apenas a parte do calor conduzida para a peça pode gerar tensões residuais devido à contribuição das tensões de tração que ocorrem principalmente pelos efeitos de dilação térmica (Outeiro, 2018). Os fenômenos mecânicos induzem a deformação plástica heterogênea devido a ação mecânica da ferramenta sobre a peça. A origem das tensões residuais, baseando-se no ciclo de carregamento durante o processo de corte, ocorre inicialmente pela deformação por compressão da peça em que o material se localiza na frente da ferramenta de corte. Em seguida, há a deformação por tração no momento em que a ponta da ferramenta passa pela peça. Esse processo cíclico faz com que surjam tensões residuais dependentes da magnitude das tensões, do material e do processo de formação dos cavacos (Outeiro, 2018).

Pode-se destacar que o atrito influencia as tensões residuais, pois o atrito está diretamente ligado ao calor gerado durante o processo de corte. Em alguns casos, a intensificação desse calor, próximo a região da zona de cisalhamento terciária (ZCT), resulta na ocorrência da expansão térmica da peça. Para as tensões residuais, esse fenômeno térmico pode resultar numa instabilidade geométrica prejudicando o acabamento superficial e assim, podendo inviabilizar a utilização.

As simulações computacionais são utilizadas principalmente para entendimento do mecanismo de formação dos cavacos, da geração de calor nas zonas de corte, das características do atrito no contato cavaco-ferramenta e da integridade superficial da peça usinada, como as tensões residuais e a rugosidade superficial (Özel and Zeren, 2005). Uma das ferramentas mais utilizadas neste processo é o método de elementos finitos que, através de programas computacionais, simulam o processo de corte diminuindo a necessidade de custosos e demorados procedimentos experimentais para descrição dos fenômenos da usinagem.

Por isso, para a análise das tensões residuais utilizou-se o programa comercial ANSYS que utiliza como base o método de elementos finitos (FEM) para solução numérica. Para a finalidade da pesquisa, foi utilizado a ferramenta *Explicit Dynamics* que permite representar problemas com alta não linearidade, como os processos de corte e estudos de impacto. Essa ferramenta permite analisar processos por meio de iterações em um curto espaço de tempo, o que foi indicado para estudar o processo de torneamento. O objetivo deste trabalho é analisar as tensões residuais no torneamento do aço inoxidável AISI 316 baseado na formulação do corte ortogonal. Inicialmente foi realizado o procedimento experimental do corte ortogonal no torneamento mecânico e calculado o coeficiente de atrito pela clássica lei de atrito de Coulomb e pelo modelo mecanístico. Após esta etapa, realizou-se a simulação numérica pela dinâmica explícita utilizando os dados de entrada e o coeficiente de atrito calculado para cada modelo.

2. CÁLCULO DO ATRITO

As forças envolvidas no processo de usinagem são divididas em três pares e cada par se relaciona com uma zona de cisalhamento. O primeiro par é formado pela força tangencial (F_r) e normal (F_N) na zona de cisalhamento secundária (ZCS), região onde ocorre a interação de contato na interface cavaco-ferramenta como consequência do atrito; o segundo par é formado pela força tangencial (F_z) e força normal (F_{nz}) na zona de cisalhamento primária (ZCP), região responsável pela deformação plástica da peça; e o terceiro é formado pela força na direção do corte (F_c) e de avanço (F_f) na aresta de corte da ferramenta, na zona de cisalhamento terciária (ZCT) que impacta diretamente a integridade superficial da peça.

Na zona de cisalhamento secundária, o atrito tende a dificultar o escoamento do cavaco, a formar o desgaste de cratera e a contribuir para a diminuição da vida útil da ferramenta de corte. Utilizando o modelo desenvolvido por Merchant (Araujo *et al.*, 2020; Groover, 2012) para o corte ortogonal, o cálculo do ângulo de atrito β , coeficiente de atrito μ e das forças F_r e F_N são apresentadas nas Equações 1, 2 e 3.

$$\tan \beta = \mu = \frac{F_r}{F_N} \quad (1)$$

$$F_r = F_c \sin \gamma + F_f \cos \gamma \quad (2)$$

$$F_N = F_c \cos \gamma - F_f \sin \gamma \quad (3)$$

Nas Equações 2 e 3, as forças F_c e F_f são as forças de corte e de avanço obtidas com tratamento dos dados do dinamômetro e γ é o ângulo de saída da ferramenta. Outra forma de determinar o coeficiente de atrito é por meio de um modelo mecanístico, utilizando a Eq. 4 a partir dos dados do avanço da ferramenta (f), da velocidade de corte (V_c) e dos coeficientes de calibração (a_0 , a_1 , a_2 e a_3).

$$\ln \mu = a_0 + a_1 \ln f + a_2 \ln V_c + a_3 \ln(f \cdot V_c) \quad (4)$$

3. MODELO CONSTITUTIVO

O modelo utilizado para simular a deformação plástica do material foi o modelo de Johnson-Cook (J-C) (Johnson e Cook, 1983) indicado para materiais com comportamento elastoplásticos. No modelo, a tensão de escoamento do material por von Mises ($\bar{\sigma}$) é expresso por:

$$\bar{\sigma} = [A + B(\varepsilon^p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_a}{T_f - T_a} \right)^m \right] \quad (5)$$

Sendo ε^p a deformação plástica equivalente, $\dot{\varepsilon}_0$ a taxa de deformação de referência, $\dot{\varepsilon}^p/\dot{\varepsilon}_0$ a taxa de deformação efetiva, T_a temperatura ambiente, T_f temperatura de fusão do material da peça, A a tensão de escoamento do material na temperatura ambiente, B e n a constante e o expoente de encruamento, respectivamente, C a constante taxa de deformação e m o expoente de amaciamento térmico. Na Equação 5, o primeiro termo fornece a tensão de escoamento em função da deformação quando a razão da temperatura é 0 e a $\dot{\varepsilon}^p/\dot{\varepsilon}_0 = 1$, ou seja, quando ocorre apenas deformação elástica do material, o segundo e o terceiro termos são referentes aos efeitos da taxa de deformação e da temperatura, respectivamente (Johnson e Cook, 1983).

4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O material escolhido para a peça foi o aço inoxidável AISI 316, com dureza de 177 HB, limite de resistência à tração de 623 MPa e tensão de escoamento de 285 MPa. O processo de torneamento foi realizado com um torno convencional *Nardini*, modelo MS 205 X 1000. Para aquisição das forças de corte, foi utilizado um dinamômetro marca *Kistler*, modelo 9257BA. Com este sensor é possível medir a força de avanço F_f (direção x), a força passiva F_p (direção y) e a força de corte F_c (direção z). Os sinais do dinamômetro são transferidos para um condicionador de sinais *Kistler* modelo 5233A1, com 3 canais, sinal de saída de $\pm 5V$ e filtro embutido com frequência de corte de 200 Hz.

Para realizar o processo de corte foi utilizada uma ferramenta de corte (pastilhas) recomendada para torneamento de aços inoxidáveis. O porta-ferramenta utilizado foi o S16R STFCR-11. A pastilha escolhida foi de metal duro TCMT110204 VP15TF da *Mitsubishi Materials*, com raio de ponta de 0,4 mm, ângulo de ponta de 60°, ângulo de saída de 0° e espessura de 2,381 mm. A Tabela 1 mostra os dados experimentais que foram alterados em cada etapa.

Tabela 1. Limite das variáveis de entrada.

	Parâmetro	Nível 1	Nível 2
P1	Velocidade de corte (m/min)	1	1,583
P2	Avanço da ferramenta (mm/rot)	0,091	0,199

Foram calculadas as velocidades de corte equivalentes para a velocidade de rotação do torno, obtendo 500 rpm e 800 rpm, respectivamente, para 1 m/min e 1,583 m/min.

5. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Para a análise das tensões residuais foi utilizado o programa comercial ANSYS, que utiliza como base o método de elementos finitos (FEM) para solução numérica. Para a finalidade da pesquisa, foi utilizada a ferramenta *Explicit Dynamics*, em que uma análise dinâmica do processo de corte ortogonal é então realizada, a partir dos parâmetros de entrada da ferramenta, do material da peça, das restrições e condições de contorno. Com isso, o objetivo se torna analisar as tensões durante todo o procedimento de corte e verificar a relação entre os parâmetros de usinagem e as tensões residuais geradas.

A classificação ortogonal do corte se refere ao processo de usinagem em que a ferramenta avança sobre a peça com o ângulo de inclinação da aresta de corte de 90°. Com isso, estabelece-se a velocidade de corte com direção longitudinal da peça e mantém-se fixos o avanço e a profundidade de corte. Para esse estudo foram utilizados os dados do arranjo experimental (Tab. 1, apresentada na Seção 4) com a profundidade de corte de 0,25 mm.

A ferramenta de dinâmica explícita o método arbitrário Lagrange-Euler (ALE) permitindo resolver problemas dinâmicos com materiais sujeitos a altas deformações em eventos de curto espaço temporal. Durante a realização das simulações, são feitas iterações (chamadas de ciclos), realizadas para solucionar o problema físico utilizando pequenos incrementos temporais, sendo essa parcela temporal alterada apenas com a proximidade dos resultados nas iterações. Para a simulação, o material da peça foi idealizado como dúctil de comportamento elastoplástico, descrito pelo modelo de Johnson-Cook (Eq. 5), com elasticidade isotrópica. A ferramenta foi descrita como material dúctil de comportamento

elástico-linear com elasticidade isotrópica. Foram inseridas as seguintes informações para caracterizar o material: densidade, módulo de elasticidade, tensão de escoamento e tensão de resistência última e os dados para J-C.

Para as simulações, as seguintes etapas foram desenvolvidas: modelagem 3D da geometria realizada com auxílio do *Design modeler*; inserção de dados referentes aos materiais da pastilha de corte e da peça; definição das condições de contorno e de contato para introduzir o fenômeno do atrito na simulação.

Para diminuição do custo computacional, a geometria foi simplificada retirando-se o porta-ferramenta e reduzindo o tamanho do corpo de prova. Essa idealização foi possível, pois não é considerada sua flexão durante o corte. Além disso, a pastilha foi considerada como corpo rígido e extremamente afiada, não ocorrendo o desgaste durante o processo. Sendo assim, o modelo não considera o raio de ponta da ferramenta.

A definição das condições de contorno foi estabelecida a partir das restrições que são impostas a peça, como pode ser visto na Fig. 1. O apoio fixo na base da peça deve restringir seus deslocamentos e rotações (Fig. 1(a)); nas faces superior, frontal, posterior e na face de contato peça ferramenta restringiu-se apenas o movimento de translação no eixo Z (Fig. 1(b)); e, por fim, na face lateral esquerda foi imposta a restrição de deslocamento em X e Z (Fig. 1(c)). A interação friccional da peça com a ferramenta foi definida utilizando o coeficiente de atrito estático e constante dos modelos de Merchant e mecanístico. Este contato ocorre devido a movimentação de avanço da ferramenta em direção à peça, visto que a peça está fixada no torno. Como a ferramenta foi considerada um corpo rígido foi utilizado o comando de interação entre corpos, *body interaction*, na seção de conexões.

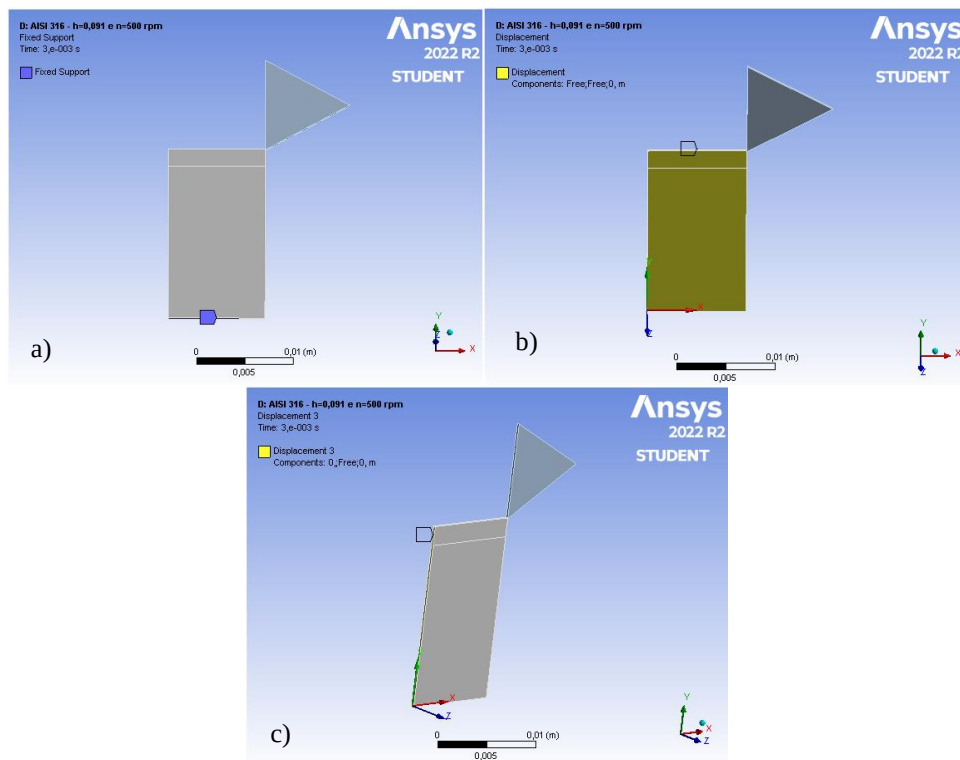


Figura 1. Condições de contorno impostas para a peça usinada: a) apoio fixo; b) restrição de deslocamento em Z; c) restrição de deslocamento em X e Z.

O avanço da ferramenta é definido com uma velocidade constante apenas ao longo do eixo X (Fig. 2(a)). Um apoio restringe o deslocamento relativo aos eixos Y e Z. Essa restrição foi utilizada pois a pastilha é fixada no porta-ferramenta, o que permite apenas movimentos no sentido longitudinal e transversal durante o processo de corte. Como para essa simulação há apenas a movimentação longitudinal, somente o deslocamento na direção do comprimento da peça é permitida (Fig. 2(b)).

O processo de discretização foi realizado pela definição da malha de elementos finitos. A malha utilizada foi criada a partir de elementos de ordem linear. Nesse processo, notou-se a necessidade de refino para redução dos erros de discretização durante o processo de solução, principalmente na região de contato entre a peça e a ferramenta, onde ocorre intensificação das tensões durante o processo de corte. Esse aumento na quantidade de elementos visa diminuir as imprecisões numéricas durante as simulações e foi realizado utilizando as ferramentas *face sizing* e *edge sizing*. Durante a alteração da malha foi considerado o tempo computacional para gerar a solução e a restrição no número de elementos na versão utilizada. A Figura 3 mostra a malha adotada na peça e na ferramenta com um destaque na região superficial onde houve o processo de refino.

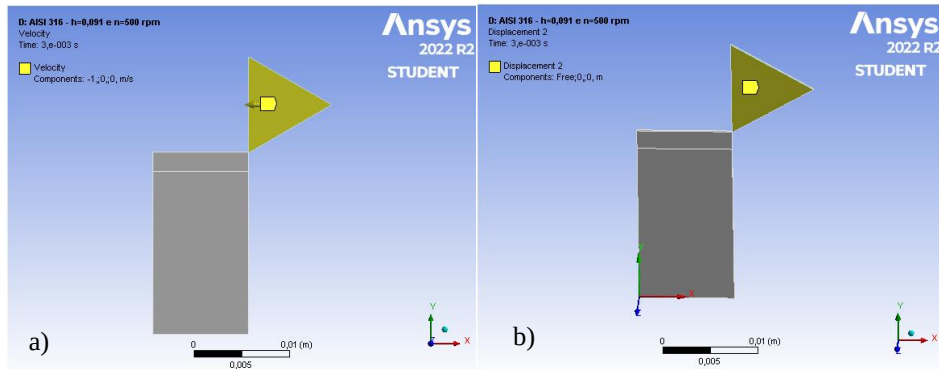


Figura 2. Condições de contorno impostas para a ferramenta de corte: a) velocidade de avanço; b) restrição de deslocamento em Y e Z.

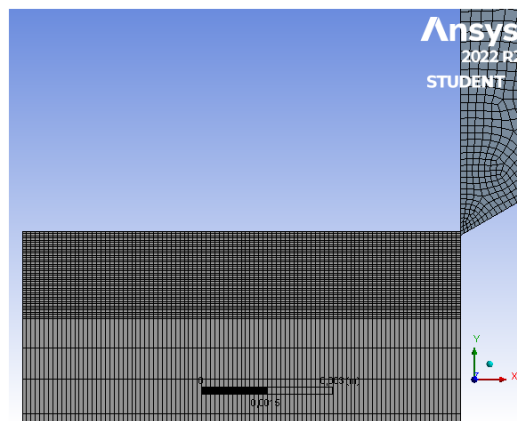


Figura 3. Configuração da malha utilizada com destaque para área superficial da peça.

Por fim, foi definido o controle das iterações pelo fato da análise por dinâmica explícita ser obtida a partir das iterações por integração no tempo. Portanto, foi necessário estipular o tempo de análise do processo de corte em 3×10^{-3} s. Foi estabelecido o controle de erosão para determinar o comportamento do material após ocorrer a fratura e a falha do material quando as tensões obtidas são acima da tensão última de resistência do material. A partir das definições e condições descritas, foi possível gerar os resultados que serão apresentados na próxima seção.

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção serão apresentados os resultados do procedimento experimental do torneamento do aço inoxidável AISI 316, o cálculo do atrito e o procedimento numérico para a simulação das tensões residuais na usinagem.

6.1. Resultados experimentais e cálculos do atrito

Com a realização dos experimentos, foram obtidas as forças de usinagem para o aço AISI 316 seguindo o planejamento experimental (Tab. 1). A Tabela 2 apresenta os resultados das forças nas direções de corte (F_c), passiva (F_p) e de avanço (F_f) obtidos a partir do valor médio das vinte rotações da peça. Com esses valores, foi possível calcular as forças na superfície de saída (Eq. 2 e 3) e determinar o coeficiente de atrito (Eq. 1), mostrado na Tab. 2.

Tabela 2. Resultados experimentais para as forças de usinagem e coeficiente de atrito

Exp.	f (mm)	r (rpm)	F_c (N)	F_p (N)	F_f (N)	μ_{exp}
A	0,091	500	63,97	44,69	23,93	0,3741
B	0,199	500	109,93	76,76	29,11	0,2648
C	0,091	800	68,04	48,71	26,94	0,3959
D	0,199	800	92,55	65,29	22,09	0,2837

Substituindo os resultados da Tab. 2 na Eq. 4, foram obtidos os coeficientes de calibração do modelo mecânico: $a_0 = -1,9358$; $a_1 = -0,3460$; $a_2 = 0,1480$; $a_3 = -0,1981$. Por fim, com a utilização novamente da Eq. 4 e substituindo esses coeficientes obteve-se os coeficientes de atrito para o modelo mecânico, conforme apresentados na Tab. 3.

Tabela 3. Resultado do cálculo do coeficiente de atrito do modelo homogêneo.

Exp.	f (mm)	r (rpm)	μ_{mec}
A	0,091	500	0,3895
B	0,199	500	0,2544
C	0,091	800	0,3804
D	0,199	800	0,2485

6.2. Resultados numéricos

Nesta seção serão apresentados os resultados da análise das tensões residuais para o corte ortogonal obtidos a partir do programa ANSYS com a ferramenta *Explicit Dynamics*. Foram utilizados para a caracterização dos materiais: os dados apresentados na Tab. 4 para a peça de aço AISI 316 e os dados da Tab. 5 para a pastilha de metal duro.

Tabela 4. Propriedades do aço AISI 316 (Gupta *et al.*, 2013; Umbrello *et al.*, 1007).

Densidade (kg/m^3)	7969
Módulo de elasticidade (GPa)	195
Coeficiente de Poisson	0,27
Condutividade térmica ($W/m^{\circ}C$)	14,580
Calor específico ($J/kg^{\circ}C$)	486,1
Temperatura de Fusão ($^{\circ}C$)	1399
Coeficiente de expansão térmica ($^{\circ}C^{-1}$)	$1,61 \times 10^{-5}$
Dados do modelo Johnson-Cook	
A (MPa)	265,45
B (MPa)	1504,3
N	0,7954
C	0,0061
M	0,7623

Tabela 5. Propriedades da ferramenta de metal duro (Torres, 2009).

Densidade (kg/m^3)	15250
Módulo de elasticidade (GPa)	673
Coeficiente de Poisson	0,3
Tensão última de compressão (MPa)	7100

Para análise dinâmica do corte ortogonal, o tipo de interação friccional foi relacionado aos coeficientes de atrito obtidos como resultados nas Tab. 2 e 3, apresentadas na Seção 6.1. A Figura 4 apresenta um dos resultados das simulações para as distribuições de tensão e tensão residual e as deformações elástica e plástica equivalentes para o avanço (f) de 0,199 mm e velocidade (r) de 800 rpm para o modelo de Merchant no tempo 0,003 s.

A Tabela 6 apresenta os resultados para as tensões equivalentes médias de von Mises.

Tabela 6. Resultados da média da tensão equivalente de von Mises.

f (mm)	r (rpm)	μ		σ (MPa)	DP (%)
0,091	500	Merchant	0,3741	675	3,80
		Mecanístico	0,3895	649	
0,199	500	Merchant	0,2648	876	3,91
		Mecanístico	0,2544	911	
0,091	800	Merchant	0,3959	867	6,76
		Mecanístico	0,3804	808	
0,199	800	Merchant	0,2837	1012	3,37
		Mecanístico	0,2485	978	

Comparando os resultados de cada modelo, o aumento do avanço e da velocidade de rotação contribuiu para o aumento das tensões. Além disso, quando a velocidade de rotação foi mantida constante em 500 rpm, o aumento do avanço produziu uma diferença nas tensões médias maior do que a notada para a velocidade de 800 rpm, o que revela que o aumento do avanço para baixas rotações é mais influente do que em altas velocidades. Comparando os modelos, a diferença percentual (DP) maior foi de 6,76% quando o avanço de 0,091 mm e a rotação de 800 rpm.

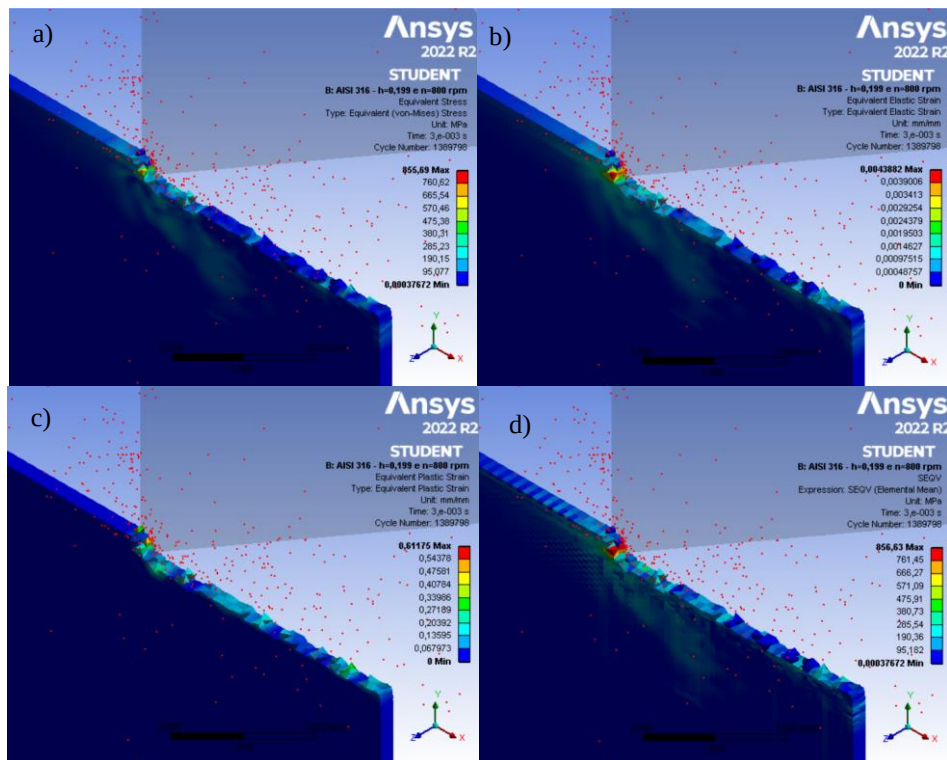


Figura 4. Simulação para $f=0,199$ mm, $r=800$ rpm e coeficiente de atrito por Merchant em 0,003 s: a) distribuição de tensões equivalentes de von Mises; b) deformação elástica; c) deformação plástica; d) distribuição das tensões residuais.

A Tabela 7 contém os resultados para a deformação elástica equivalente média.

Tabela 7. Resultados da deformação elástica equivalente média.

f (mm)	r (rpm)	μ	ϵ_e	DP (%)
0,091	500	Merchant	0,3741	1,33
		Mecanístico	0,3895	
0,199	500	Merchant	0,2648	3,69
		Mecanístico	0,2544	
0,091	800	Merchant	0,3959	7,82
		Mecanístico	0,3804	
0,199	800	Merchant	0,2837	3,71
		Mecanístico	0,2485	

Tanto o avanço quanto a velocidade de rotação são influentes para o aumento das deformações elásticas. Comparando os modelos, a maior diferença percentual (DP) foi de 7,82% quando o avanço de 0,091 mm e a rotação de 800 rpm.

Os resultados da deformação plástica equivalente média obtidos são apresentados na Tab. 8.

Tabela 8. Resultados da deformação plástica equivalente média.

f (mm)	r (rpm)	μ	ϵ_p	DP (%)
0,091	500	Merchant	0,3741	27,49
		Mecanístico	0,3895	
0,199	500	Merchant	0,2648	7,67
		Mecanístico	0,2544	
0,091	800	Merchant	0,3959	13,07
		Mecanístico	0,3804	
0,199	800	Merchant	0,2837	0,95
		Mecanístico	0,2485	

Analizando os resultados para cada modelo, percebe-se a mesma tendência observada para os resultados anteriores. No entanto, neste caso, a maior variação ocorreu para a rotação de 800 rpm. Comparando os modelos, as maiores deformações plásticas obtidas foram para o modelo de Merchant. Além disso, houve incremento na diferença percentual para três casos, sendo a maior DP de 27,49% quando o avanço de 0,091 mm e a rotação de 500 rpm.

Os resultados das tensões residuais médias são mostrados na Tab. 9.

Tabela 9. Resultados das tensões residuais média.

f (mm)	r (rpm)	μ		σ_r (MPa)	DP (%)
0,091	500	Merchant	0,3741	732,3	0,15
		Mecanístico	0,3895	731,3	
0,199	500	Merchant	0,2648	930,2	3,34
		Mecanístico	0,2544	961,2	
0,091	800	Merchant	0,3959	941,4	8,74
		Mecanístico	0,3804	859,1	
0,199	800	Merchant	0,2837	1076,6	3,70
		Mecanístico	0,2485	1036,8	

Comparando os resultados de cada modelo, foi possível estabelecer que as maiores tensões residuais ocorreram para as maiores taxas de avanço e/ou velocidade de rotação, sendo a maior tensão residual obtida para o avanço de 0,199 mm e a rotação de 800 rpm para os dois modelos. Comparando os modelos, a maior DP (8,74%) ocorreu para o avanço de 0,091 mm e rotação de 800 rpm, mostrando uma boa aproximação entre os modelos, principalmente para baixas rotações.

A Figura 5 apresenta os resultados das simulações para a distribuição de tensões residuais para cada arranjo (Tab. 1) para o modelo de Merchant no tempo 0,003 s.

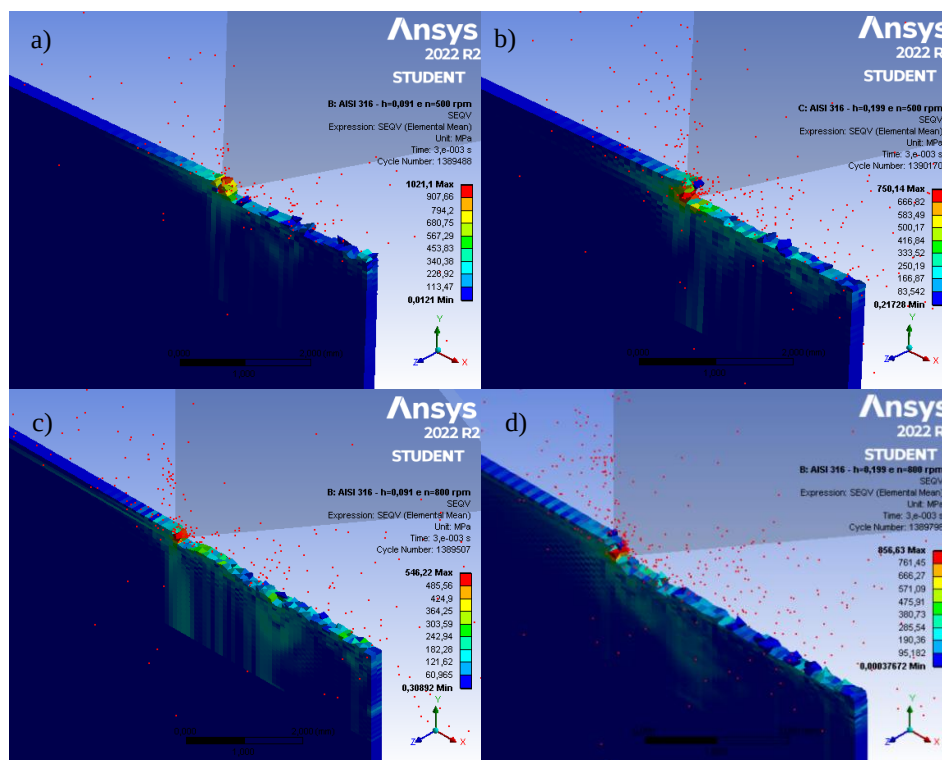


Figura 5. Tensões residuais utilizando o coeficiente de atrito por Merchant em 0,003s: a) $f=0,091$ mm e $r=500$ rpm; b) $f=0,199$ mm e $r=500$ rpm; c) $f=0,091$ mm e $r=800$ rpm; d) $f=0,199$ mm e $r=800$ rpm.

Com isso, foi possível notar que o aumento do avanço e da velocidade de rotação aumentou as tensões residuais devido à influência da intensificação das forças e de tensões geradas na região da zona de cisalhamento primária durante o processo de corte, posteriormente tornando-se a zona de cisalhamento terciária. Como pode ser visto no resultado das simulações, as tensões residuais se concentram na superfície, sendo este um resultado esperado devido ao processo de corte ortogonal ocorrer na superfície da peça. Além disso, quanto maior a tensão residual, maior é o processo de encruamento do material nessa região e, por consequência, a alteração nas propriedades mecânicas, como o aumento da dureza e da resistência mecânica. Essa análise é justificada comparando as Tab. 8 e 9, pois as maiores tensões residuais

ocorreram para as maiores taxas de deformação plástica. Por outro lado, a forma como ocorre a remoção do material durante o corte interfere diretamente na sua qualidade superficial.

Realizando o comparativo da qualidade superficial da peça nas simulações, o aumento do avanço mantendo a velocidade constante promoveu uma melhor qualidade superficial da peça para as duas rotações (500 e 800 rpm). Para o menor avanço ($f=0,091$ mm) ocorreu uma maior instabilidade dimensional da peça, levando ao aumento nas irregularidades superficiais. Analisando a influência da rotação, mantendo o avanço fixo, as melhores qualidades superficiais foram encontradas para a menor velocidade (500 rpm). Sendo assim, o caso com a melhor qualidade superficial foi dado pelo avanço de 0,199 mm e a rotação de 500 rpm que possui os valores de tensão, tensão residual, deformação elástica e plástica intermediários, como pode ser visto nas Tab. 6, 7, 8 e 9. Portanto, escolher o melhor arranjo auxilia o processo de fabricação pois ocorrem menores alterações nas dimensões do projeto, diminuindo o desperdício por atenderem as tolerâncias de projeto, e diminuindo a necessidade processos extras como de polimento e lixamento, que aumentam os custos de produção.

7. CONCLUSÕES

O estudo das tensões residuais no torneamento foi desenvolvido utilizando o método de elementos finitos (FEM) a partir de uma formulação dinâmica explícita, via ANSYS. Utilizando a hipótese do corte ortogonal foi possível desenvolver a dinâmica do processo de corte em que procedimento experimental desenvolvido foi explorado na aquisição dos dados de entrada para o problema. O material escolhido para a análise foi o aço AISI 316 e o avanço e a velocidade de corte foram os parâmetros avaliados.

O coeficiente de atrito para a zona de cisalhamento secundária (ZCS) foi calculado a partir do modelo analítico de Merchant e de um modelo mecanístico. Na análise comparativa entre esses modelos, percebeu-se que para as tensões, tensões residuais e deformação elástica, a maior diferença percentual foi de 8,74% para tensões avaliadas quando o avanço $f=0,091$ mm e a rotação $r=800$ rpm. No entanto, na análise das deformações plásticas, a diferença percentual máxima entre os modelos foi de 27,49% quando o avanço $f=0,091$ mm e a rotação $r=500$ rpm, revelando que esse resultado possui uma maior sensibilidade as alterações do coeficiente de atrito.

Na análise das tensões residuais, o aumento do avanço e da velocidade de rotação aumentou as magnitudes das tensões residuais na ZCT, devido à influência da intensificação das forças e de tensões geradas na região da ZCS durante o processo de corte. Para os casos de maiores deformações plásticas, ocorreram as maiores tensões residuais. Em relação à peça, o melhor arranjo foi determinado pelo avanço $f=0,199$ mm e a rotação $r=500$ rpm, sob valores intermediários de tensão, tensão residual, deformação elástica e plástica, aliados a uma melhor qualidade superficial da peça.

Como proposta de continuação para este trabalho, sugere-se a utilização de modelos experimentais e/ou analíticos para determinação das tensões e residuais e comparação com os resultados encontrados nas simulações numéricas, de forma a colaborar para o aprimoramento do processo de corte ortogonal apresentado.

8. REFERÊNCIAS

- Araujo, A.C., Mougo, A.L. and Campos, F.O., 2020. *Usinagem para engenharia: um curso de mecânica do corte*. E-papers.
- Ferraresi, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. Editora blucher, 2003.
- Groover, M.P., 2012. *Fundamentals of modern manufacturing: materials processes, and systems*. John Wiley & Sons.
- Gupta, A. K.; Anirudh, V.; Singh, S. K. Constitutive models to predict flow stress in austenitic stainless steel 316 at elevated temperatures. *Materials & Design*, Elsevier, v. 43, p. 410–418, 2013.
- Johnson, G. R.; Cook, W. H. A constitutive model and data for materials subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures. *Proc. 7th Inf. Sympo. Ballistics*, p. 541–547, 1983.
- Outeiro, J., 2018. Residual Stresses in Machining Operations, *Springer Berlin Heidelberg*, Berlin, Heidelberg, pp. 1–13. ISBN 978-3-642-35950-7.
- Özel, T. and Zeren, E., 2005. “Finite element method simulation of machining of aisi 1045 steel with a round edge cutting tool”. pp. 533–542.
- Prayogi, S. and Zulkarnain, 2015. Analysis of residual stress and strain on the formation of workpiece based ansys 12.1. *Journal of Mechanical Science and Engineering*, Vol. 2, No. 2, pp. 19–24.
- Torres, C.d.S., 2009. *Estudo da moagem de alta energia e sinterização de metal duro wc-ni*. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Dissertação.
- Umbrello, D.; M'Saoubi, R.; Outeiro, J. The influence of johnson-cook material constants on finite element simulation of machining of aisi 316l steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Elsevier, v. 47, n. 3-4, p. 462–470, 2007.

9. RESPONSABILIDADE PELAS INFORMAÇÕES

Os autores são os únicos responsáveis pelas informações incluídas neste trabalho.

The residual stress numerical analysis of AISI 316 steel during orthogonal cutting

Luísa de Amorim Makhoul Gomes

luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br
Federal University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil

Lívia Mendonça Nogueira

livia.nogueira@cefet-rj.br
Federal Center for Technological Education Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, Rio de Janeiro, Brazil
Federal University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil

Adriane Lopes Mougo

adriane.mougo@cefet-rj.br
Federal Center for Technological Education Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, Rio de Janeiro, Brazil

Fabio da Costa Figueiredo

fabiofigueiredo@mecanica.coppe.ufrj.br
Federal University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil

Abstract. In this work, the study of residual stress in the tertiary shear zone of AISI 316 steel during orthogonal cutting will be presented. The principal objective is to obtain a comparative analysis of the stress generated in different cutting conditions: feed rate, cutting speed and friction coefficient calculated from the analytical model of Merchant and a mechanistic model. For the numerical analysis, the ANSYS finite element software was used. The toolbox Explicit Dynamics was used, which allows to represent problems with non-linearity, as in the mechanical forming and in the machining process. A dynamics analysis of orthogonal cutting process was performed based on the input parameters of the tool, the workpiece material, constraints and boundary conditions, making it possible to study the cutting process from the beginning of the chip formation in elastic deformation until the rupture process and chip flow in the rake tool face. With this, it was possible to analyze the stress during cutting and verify the relationship between the process parameters and the residual stress generated. For the simulations, the following steps were developed: 3D modeling of the problem geometry with the help of Design modeler; input of data to the materials of the insert and the workpiece; definition of contour and contact conditions to consider the phenomenon of friction for the formulation of the orthogonal cut. In the insert, four cutting conditions were used: the feed rate (constant speed along the longitudinal axis), 0.091 and 0.199 mm and the rotation, 500 and 800 rpm. Comparing the friction models for stress, residual stress and elastic strain results, the maximum percentage difference was 8.74%. However, for plastic strain, the maximum percentage difference was 27.49%, revealing that it had sensitivity to changes in friction coefficients. Analyzing the residual stress, the increase in the feed rate and rotation speed increases the residual stress due to the intensification of forces influence in the cutting region and showed a direct relation between the increase in plastic strain and residual stress. In relation to the workpiece, the best arrangement was the feed rate of 0.199 mm and the rotation speed of 500 rpm, which had intermediate values of stress, residual stress, elastic and plastic strain and a better surface quality in the workpiece.

Keywords: Turning; Residual Stress; AISI 316; Numerical Model.

RESPONSIBILITY NOTICE

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.