

AVALIAÇÃO DO PROCESSO DE QUEBRA DO CAVACO DO AÇO ABNT 304 DURANTE O TORNEAMENTO UTILIZANDO SIMULAÇÃO NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS

Gil Magno Portal Chagas, gilchagas@ifsc.edu.br¹
Izabel Fernanda Machado, machadoi@usp.br²

¹Instituto Federal de Santa Catarina, Campus Jaraguá do Sul – Rau, Rua dos Imigrantes, 445, Rau, Jaraguá do Sul, SC.

²Universidade de São Paulo, Escola Politécnica, Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas Mecânicos, Laboratório de Fenômenos da Superfície (LFS), Av. Prof. Mello de Moraes, 2231, São Paulo, SP

Resumo: No processo de usinagem é normalmente desejável a formação de cavacos curtos, que favorecem a segurança do operador, evitam danos na ferramenta ou no equipamento e facilitam o seu manuseio. Entretanto, a formação do cavaco em materiais dúcteis tende a ser do tipo contínuo, formando longas fitas. Dessa forma, é importante entender os mecanismos que ocorrem durante a formação e quebra do cavaco, e avaliar formas de evitar a formação de cavacos contínuos. Este trabalho mostra um estudo das condições de tensão e deformação que influenciam o processo de quebra do cavaco durante a usinagem. Foram realizadas simulações numéricas, por elementos finitos, considerando: usinagem em corte ortogonal, modelo termo-mecânico acoplado, utilizando o software Abaqus®, para analisar o processo de quebra do cavaco de um aço inoxidável austenítico ABNT 304. Os resultados das forças de corte calculadas nas simulações foram comparados com os obtidos nos ensaios experimentais realizados. Os resultados dos estados de tensões e deformações, bem como as observações das imagens dos cavacos, utilizando microscópio eletrônico de varredura, permitiram verificar e avaliar o mecanismo de quebra do cavaco por fratura do tipo dúctil segundo o modelo de nucleação, crescimento e coalescência de micro vazios.

Palavras-chave: Simulação de usinagem, formação do cavaco, quebra do cavaco, corte ortogonal.

1. INTRODUÇÃO

No processo de usinagem é importante a formação de cavacos curtos, que não prejudicam o processo, evitam danos na ferramenta, facilitam o seu manuseio e favorecem a segurança do operador. Os cavacos longos são altamente indesejáveis, pois podem aderir à peça, ou à máquina, criando situações de perigo, prejudicando o acabamento da peça e diminuindo a vida útil da ferramenta (Machado et al., 2009).

A importância do controle do cavaco na usinagem resultou em uma série de medidas para promover a sua quebra. Dentre essas medidas estão a utilização de quebra cavacos na ferramenta, a especificação de parâmetros de corte que favorecem a sua quebra, ou até mesmo, em certos casos, a aplicação de um jato de fluido de corte com alta pressão em sentido contrário ao da saída do cavaco (Santos e Sales, 2007).

Para desenvolver ou selecionar um tipo de quebra cavaco é importante conhecer os mecanismos que ocorrem na sua formação e quebra. Esse conhecimento é muito importante para situações como, por exemplo, a usinagem de materiais dúcteis, que é o caso do aço inoxidável austenítico ABNT 304. Entretanto, o processo de formação do cavaco na usinagem é altamente complexo, devido à dificuldade de prever o comportamento do material submetido às altas deformações, altas taxas de deformação, a grande variação da temperatura ao longo da peça e do cavaco e a complexa condição da interface do cavaco com a ferramenta durante o processo. A observação direta da formação do cavaco também é muito difícil, devido ao difícil acesso à região.

Dentro desse contexto, o método dos elementos finitos pode ser uma ferramenta poderosa para auxiliar no entendimento e aperfeiçoamento do processo de usinagem.

Este trabalho apresenta um estudo das condições de tensão e deformação que influenciam o processo de quebra do cavaco durante a usinagem, uma análise do mecanismo de fratura e uma avaliação experimental do processo.

2. MATERIAIS E MÉTODO

Para realizar o estudo foi desenvolvido um modelo de simulação numérica do processo de usinagem utilizando elementos finitos e realizado ensaios de usinagem para verificar o modelo e obter amostras do cavaco para análise. Na sequência são apresentados detalhes no desenvolvimento do modelo, os materiais utilizados, e os equipamentos empregados neste trabalho.

2.1. Simulação numérica

O desenvolvimento do modelo foi realizado utilizando o programa de elementos finitos Abaqus®, fornecido pela Dassault Systèmes Simulia Corp. Na análise foi considerado o corte do tipo ortogonal e um estado plano de deformação. A peça, em aço ABNT 304, foi modelada com comprimento de 8 mm, altura de 1mm e recebeu uma malha com 34199 elementos quadrangulares tipo CPE4RT e 412 elementos triangulares tipo CPE3T. A ferramenta, de carbetto de tungstênio (WC), com altura de 1,4 mm e largura de 1 mm, possui um ângulo de folga $\alpha=11^\circ$, ângulo de saída $\gamma_0=6^\circ$, foi considerada perfeitamente afiada, modelada como rígida para reduzir o tempo de simulação e recebeu uma malha com 975 elementos, sendo 962 elementos CPE4RT e 13 elementos CPE3T. A Figura (1) mostra a configuração do modelo utilizado. A peça foi restringida na base, na lateral esquerda e direita até a altura da região de corte. A ferramenta foi restringida a rotação e deslocamento em y, e imposto um deslocamento em x com a velocidade de corte.

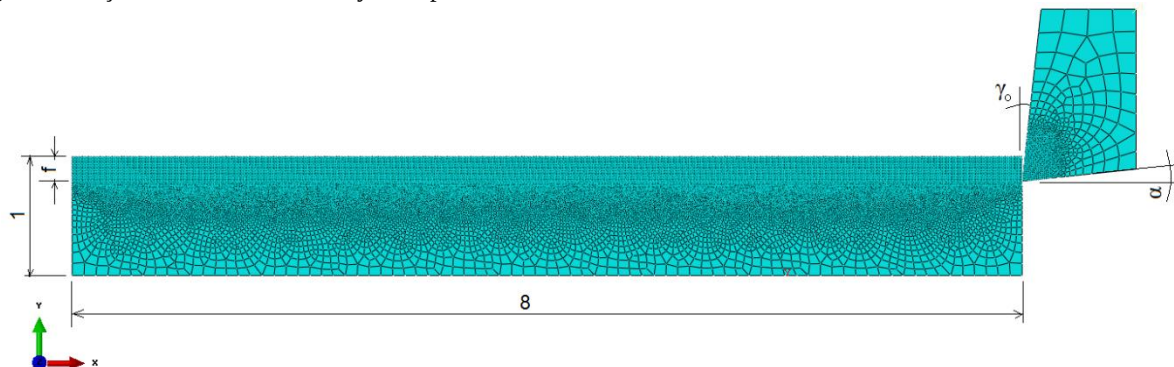


Figura 1. Configuração do modelo de elementos finitos

O processo de discretização do meio contínuo e solução do problema utilizado no modelo foi do tipo Lagrangeano, no qual a malha é fixa ao material e se deforma junto com este. O método de solução da equação de equilíbrio dinâmico do sistema foi do tipo integração direta explícita, e a análise térmica utilizou o modelo termomecânico acoplado.

Para realizar o cálculo da simulação numérica da usinagem é necessário utilizar uma equação que permita descrever a relação entre as tensões e deformações em termos das variáveis taxa de deformação e temperatura. O modelo utilizou a equação constitutiva estabelecida por Johnson e Cook (1983). Essa equação é amplamente utilizada em simulação do processo de usinagem (Arrazola et al., 2013) e permite prever o comportamento do material submetido a grandes deformações plásticas, com elevadas taxas de deformação e variações da temperatura, como ocorre no processo de formação do cavaco.

A equação completa de Johnson Cook (JC) é dada por:

$$\bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) \left(1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right) \quad (1)$$

em que $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente, $\bar{\epsilon}$ é a deformação plástica equivalente, $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação plástica equivalente, $\dot{\epsilon}_0$ é a taxa de deformação plástica equivalente de referência, T é a temperatura da peça, T_r a temperatura ambiente e T_m a temperatura de fusão do material. A , B , C , n , m são parâmetros da equação constitutiva, ajustados aos dados experimentais da curva não linear, e obtidos em ensaios comumente realizados em um dispositivo denominado barra de Hopkinson. O parâmetro A é a tensão de escoamento, B é o módulo de endurecimento, C é o coeficiente de sensibilidade da taxa de deformação, n é o coeficiente de encruamento e m é o coeficiente de amolecimento térmico.

Os parâmetros de JC adotados são mostrados na Tabela).

Tabela 1. Constantes de JC para o aço inoxidável ABNT 304 (Lee et al., 2006)

A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	$\dot{\epsilon}_0$
310	1000	0,07	0,65	1	1

O atrito no contato entre a ferramenta e o cavaco foi modelado de acordo com a Eq. (2) e Eq. (3) de Zorev (Ozel, 2006).

$$\tau_f(x) = \tau_y, \text{ quando } \mu\sigma_n(x) \geq \tau_y \quad (2)$$

$$\tau_f(x) = \mu\sigma_n(x), \text{ quando } \mu\sigma_n(x) < \tau_y \quad (3)$$

em que τ_f é tensão cisalhante na interface devido ao atrito, τ_y é a tensão de escoamento do material em cisalhamento nas condições de temperatura e taxa de deformação da interface cavaco ferramenta, σ_n é a tensão normal de compressão na interface e μ o coeficiente de atrito na interface. O coeficiente de atrito utilizado na simulação foi $\mu = 0,15$ e o valor da tensão cisalhante máxima na interface foi de $\tau_f = 30$ MPa.

Para promover a separação do cavaco foi definida uma região de corte, nessa região foi aplicado o modelo de dano dúctil disponível no programa Abaqus®. O início do dano é estabelecido quando a deformação plástica equivalente acumulada, $\Delta\bar{\epsilon}$, atinge um valor crítico de deformação plástica, ϵ_{0i} , que causa o início do dano. O material é considerado com dano quando o indicador de dano, W , dado pela relação estabelecida na Eq. (4) atinge o valor unitário (Simulia, 2012). O valor deformação plástica equivalente de fratura, $\epsilon_{0i} = 1,5$.

$$W = \sum \frac{\Delta\bar{\epsilon}}{\epsilon_{0i}} \quad (4)$$

A evolução do dano descreve a taxa de degradação da rigidez do material quando o critério de iniciação é atingido (Simulia, 2012). A tensão $\bar{\sigma}$ no material é calculada, em um determinado tempo, pela seguinte equação de dano:

$$\bar{\sigma} = (1 - D)\bar{\sigma}_h \quad (5)$$

em que D é a variável de dano global, e $\bar{\sigma}_h$ é a tensão hipotética, que ocorreria no material sem a existência do dano e que pode ser calculada pela Eq. (1) de Johnson Cook. Quando $D=1$ tem-se a degradação total do material e ocorre a separação, permitindo a formação do cavaco.

A evolução do dano, D , foi do tipo linear com o deslocamento plástico, de acordo com a Eq. (6), obtida por meio da relação entre o deslocamento plástico equivalente, $\bar{u}$, e o deslocamento plástico equivalente do material na fratura, $\bar{u}_f$, cujo valor adotado foi $u_f = 0,12$ (Chagas, 2015).

$$D = \frac{L\bar{\epsilon}}{\bar{u}_f} = \frac{\bar{u}}{\bar{u}_f} \quad (6)$$

A Tabela (2) mostra as propriedades do Aço inoxidável ABNT 304 e a ferramenta de metal duro utilizadas na simulação numérica.

Tabela 2. Propriedades do Aço ABNT 304 e da Ferramenta de metal duro (Lee et al.,2006; Agmel, Ahadi e Stahl, 2011; Matweb, 2014)

Parâmetro Físico	Peça ABNT 304	Ferramenta Metal duro
Densidade (kg/m ³)	8000	12000
Módulo Elasticidade, E (GPa)	200	540
Coeficiente de Poisson, ν	0,3	0,22
Calor específico, Cp (J/kgK)	500	203
Condutividade térmica (W/mK)	16,2 (T=373K) 21,5 (T=773K)	40
Expansão térmica (µm/mK)	17,3	4,7
T _{fusão} (K)	1673	-

A simulação considerou a análise do tipo termo mecânica totalmente acoplada, com troca térmica entre a ferramenta e a peça. Foi considerado que 90% do trabalho de deformação plástica do cavaco é convertido em calor, conforme Arrazola e Ozel (2010), Rodrigues e Martins (2010), List, Sutter e Bouthiche (2012). Não foi considerada troca térmica entre o cavaco e o ambiente, uma vez que o processo é muito rápido, da ordem de 10^{-4} s.

Maiores detalhes referentes ao modelo de simulação numérica utilizado neste trabalho podem ser observados em Chagas e Machado (2015) e Chagas (2015).

2.2 Ensaios experimentais

Foram realizados ensaios de usinagem por torneamento a seco em condição de corte semi-ortogonal, para permitir a comparação entre os resultados numéricos e experimentais. O ensaio utilizou um torno convencional Romi modelo S30, no qual foi instalado um dinamômetro piezoelétrico Kistler® modelo 9265B / 9441B, um condicionador de sinais 5070A 11100 e um software analisador de sinais DynoWare 2825A1-2.

A ferramenta de corte utilizada foi de metal duro tipo TPUN 160304, classe P30. O ângulo de saída da ferramenta é positivo com $\gamma_o = 6^\circ$, o ângulo de folga $\alpha = 11^\circ$, e o ângulo de posição $\chi_r = 91^\circ$, sem quebra cavacos, conforme os dados utilizados no modelo de simulação numérica. O material utilizado no ensaio foi uma barra de aço inoxidável austenítico laminado do tipo ABNT 304, fornecido no estado solubilizado.

As amostras do cavaco com a raiz foram analisadas no Microscópio Eletrônico de Varredura JEOL® JSM-6010LA, no Laboratório de Fenômenos da Superfície da Universidade de São Paulo (USP). As espessuras dos cavacos foram medidas com um micrômetro Mitutoyo® com faixa de medição de 0 a 25 mm e resolução de 0,001mm, e verificadas com um Microscópio Estereoscópio marca Mitutoyo®, modelo Stemi 4000t, juntamente com o software Axion vision 5.0.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1 Simulação numérica

A Figura (2) mostra o resultado das tensões de Von Mises obtidas na simulação com uma velocidade de corte $v_c=127$ m/min, um avanço $f = 0,2$ mm/rev, e uma profundidade de corte $a_p = 2,3$ mm. É possível verificar as altas tensões na zona de cisalhamento primária, representada na cor vermelha.

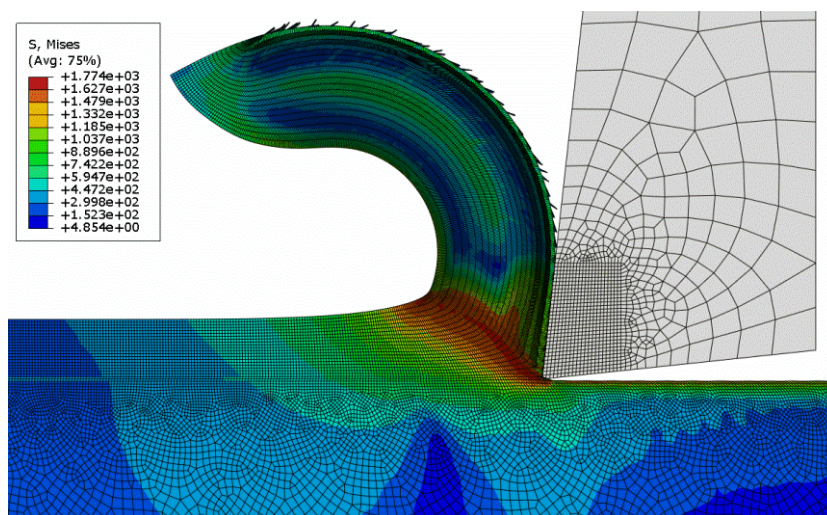


Figura 2. Tensões de Von Mises para $v_c = 127$ m/min, $f=0,2$ mm/rev, $a_p=2,3$ mm

A Figura (3a) mostra a deformação equivalente. É possível observar que as maiores deformações ocorrem na região de cisalhamento secundária, próxima do contato com a ferramenta. A Figura (3b) mostra as temperaturas em kelvin. As malhas não foram apresentadas para facilitar a visualização dos resultados. As maiores temperaturas ocorrem na região próxima do contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta. Essas temperaturas elevadas, em torno de 840°C , são ocasionadas pela elevada deformação na região, pelo atrito na interface do cavaco com a ferramenta e, também, devido às características desse material, como alto encruamento e baixa condutividade térmica.

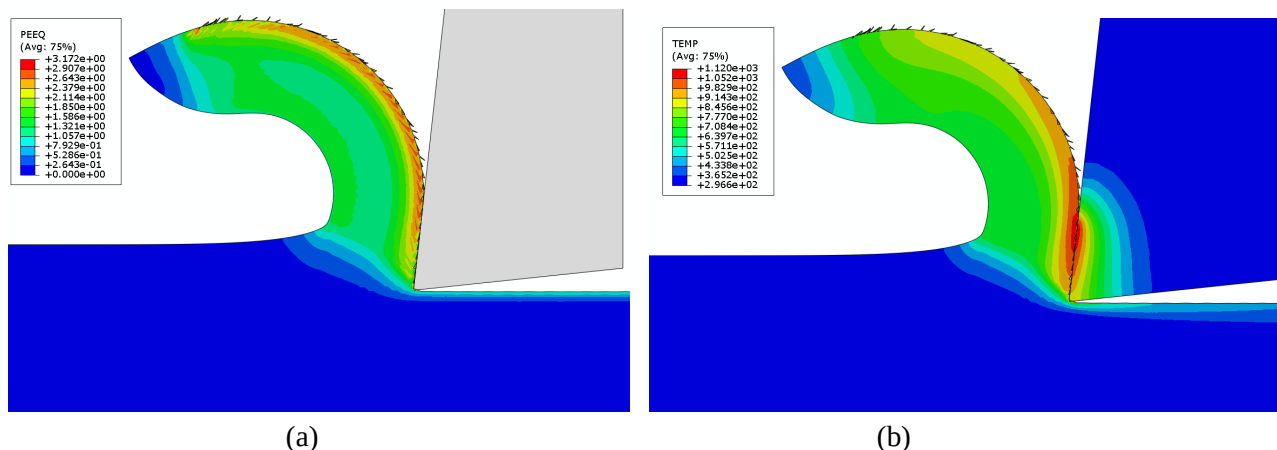


Figura 3. Resultados da deformação e temperatura, (a) deformação, (b) temperatura em kelvin, para $v_c=127\text{m/min}$, $f=0,2\text{ mm/rev}$, $a_p=2,3\text{mm}$

Os resultados das Forças de corte (F_c), espessura do cavaco (h'), e temperatura no centro da zona de cisalhamento primária (T_{ZCP}) obtidas na simulação foram comparadas com os valores experimentais e com a temperatura analítica calculada. Esses valores são apresentados na Tab. (3). O cálculo analítico das temperaturas utilizou as equações de Boothroyd (1975), e são apresentados com maiores detalhes em Chagas e Machado (2015), e Chagas (2015). Foram realizadas simulações e ensaios para as velocidades de corte de $v_c = 50\text{ m/min}$, $v_c = 79\text{ m/min}$ e $v_c = 127\text{ m/min}$.

Tabela 3. Forças de corte numérica e experimental (F_c), espessuras do cavaco (h'), e temperaturas numérica e analítica (T_{ZCP}) obtidas no centro da zona de cisalhamento primária, para diferentes velocidades de corte v_c .

v_c (m/min)	f (mm/rot.)	F_c (N) Numérica	F_c (N) Experim	Diferença (%)	h' (mm) Numérica	h' (mm) Experim	T_{ZCP} (°C) Numérica	T_{ZCP} (°C) Analítica
50	0,2	1277	1130±45	13,0	0,429	0,485	338	369
79	0,2	1304	1054±42	23,7	0,420	0,501	352	363
127	0,2	1291	1043±47	23,8	0,415	0,504	359	389

Os resultados obtidos mostram uma diferença entre as forças de corte numérica e experimental de até 23,8%. Esse valor pode ter sido causado pelas constantes de JC utilizadas, obtido de Lee et al. (2006), cujo material não é necessariamente idêntico ao material utilizado no ensaio experimental. Esse material pode apresentar diferenças em sua composição química, bem como na microestrutura, que não foram previstos. Nesse caso, o ideal seria obter as constantes de JC no mesmo material utilizado nas amostras que foram realizados os ensaios de usinagem. Também é possível observar, tanto no resultado numérico, quanto no experimental, que houve pouca variação da força de corte da velocidade mais baixa até a mais elevada. Esse resultado é típico do aço inoxidável austenítico, conforme relatado por Trent e Wright (2000).

A Tabela (3) também mostra a diferença entre a espessura do cavaco obtida na simulação numérica e no ensaio experimental, e os resultados semelhantes das temperaturas calculadas pelo modelo numérico e o analítico.

3.2 Análise do processo de ruptura do cavaco

O modelo desenvolvido permite avaliar as tensões geradas quando ocorre o contato do cavaco na peça e o início do processo de ruptura do cavaco. A Figura (4) mostra as tensões máximas principais antes do contato do cavaco na peça, apresentado na Fig. (4a), e após o contato do cavaco com a peça, na Fig. (4b).

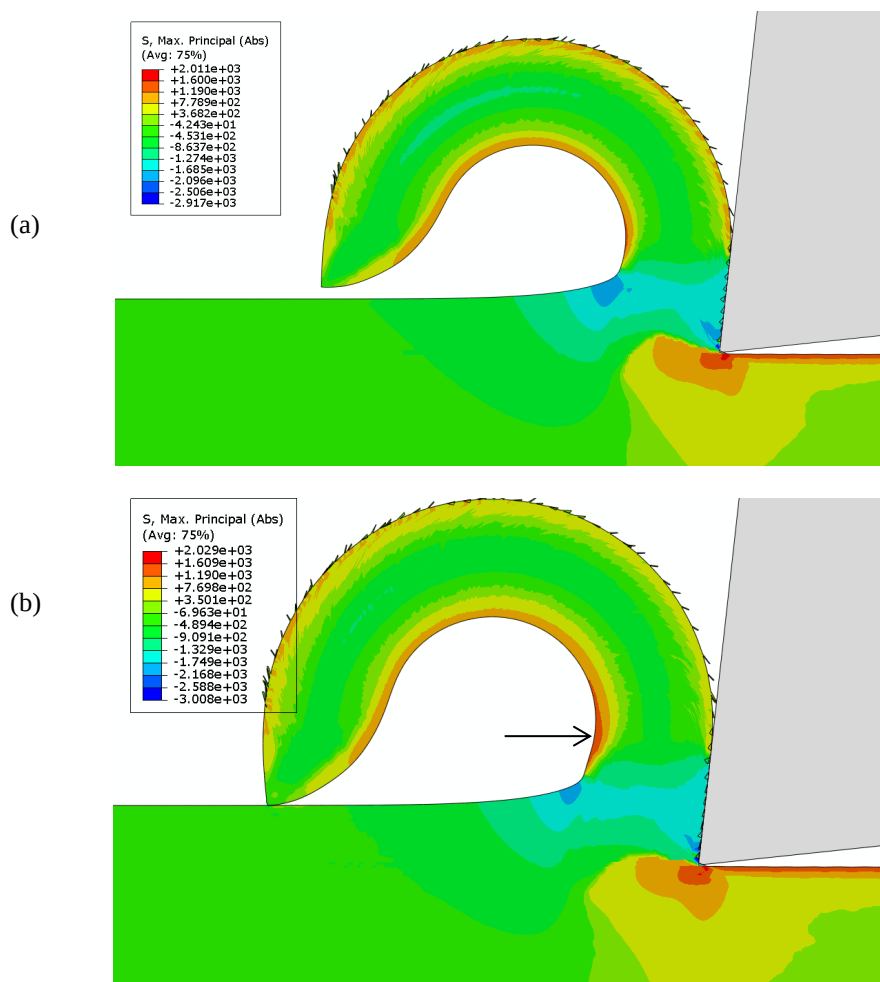


Figura 4. Tensão máxima principal [MPa]: (a) antes do contato da ponta do cavaco na peça, (b) após o contato da ponta do cavaco na peça. $v_c = 127$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 2,3$ mm.

A análise do estado de tensão no local indicado pela seta na Fig. (4b) indica um aumento nas tensões máximas principais. Antes do contato do cavaco com a peça a tensão máxima principal obtida foi $\sigma_1 = 1416$ MPa e após o contato $\sigma_1 = 1606$ MPa. Os valores muito elevados de tensão na região antes do contato são decorrentes das tensões residuais do processo de formação do cavaco e indicam que pode ocorrer um processo de auto quebra do cavaco, ou quebra após o contato com a peça.

Outra forma de avaliar a possível quebra do cavaco é observar o estado de tensão no local indicado pela seta, na Fig. (4b), por meio das tensões médias hidrostáticas. Quando essas tensões são positivas tem-se um estado de tensão do tipo trativo, quando é nula tem-se o cisalhamento puro e quando negativa tem-se tensões do tipo compressivo.

A tensão média hidrostática é calculada a partir das tensões principais σ_1 , σ_2 , σ_3 por:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (7)$$

Ao avaliar as tensões médias hidrostáticas, no local indicado pela seta na Fig. (4b) obteve-se $\sigma_m = 420$ MPa antes do contato do cavaco com a peça, e, após o contato, ocorreu um aumento desta tensão para $\sigma_m = 664$ MPa. Esses resultados mostram o estado de tensão do tipo trativo na região, que pode resultar no processo de quebra do cavaco por fratura dúctil.

Segundo Anderson (2005), os principais mecanismos envolvidos em um processo de fratura dúctil são o de cisalhamento, e o causado pelo mecanismo de nucleação, crescimento e coalescência de microvazios, que ocorre para um estado de tensão do tipo trativo. De acordo com esse modelo existe a presença de inclusões ou partículas de segunda fase em uma matriz metálica. Ao aplicar uma determinada tensão trativa, tem-se a nucleação de microvazios, através da quebra da união interfacial entre a partícula e a matriz, ou ruptura da partícula. O crescimento dos vazios ocorre com a deformação plástica causada pela aplicação de uma tensão hidrostática positiva. Finalmente, com a redução da área do material localizado entre os vazios ocorre a coalescência e a fratura do material.

Para avaliar o mecanismo de fratura no cavaco foi realizada uma avaliação experimental da região de ruptura. A Figura (5) mostra uma imagem obtida, por meio do microscópio eletrônico de varredura (MEV), com ampliação de 50 vezes, do cavaco gerado na usinagem do aço ABNT 304. A seta indica a região onde ocorreu a quebra do cavaco com a fratura do tipo dúctil.

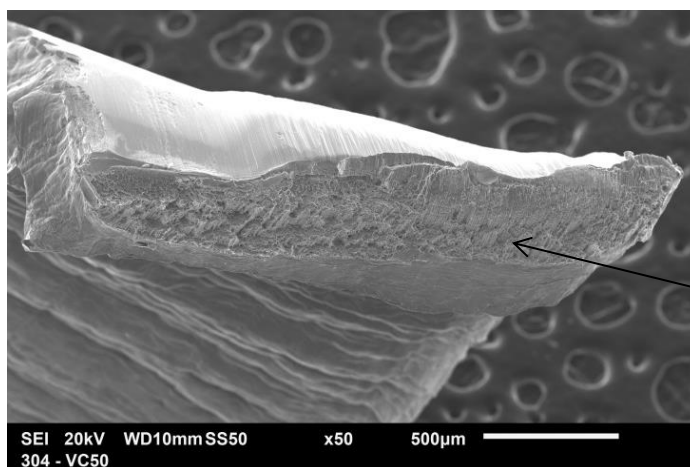
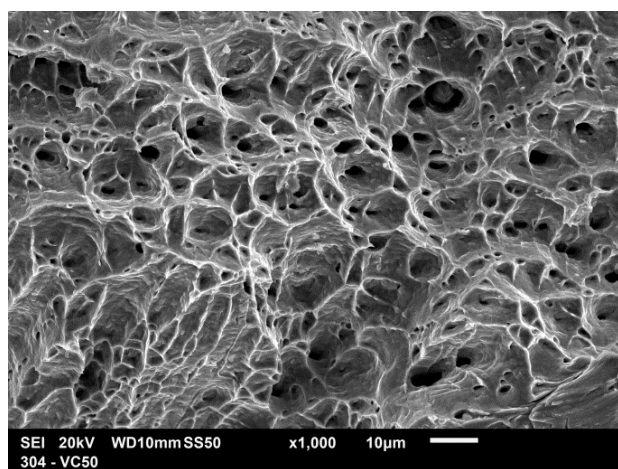
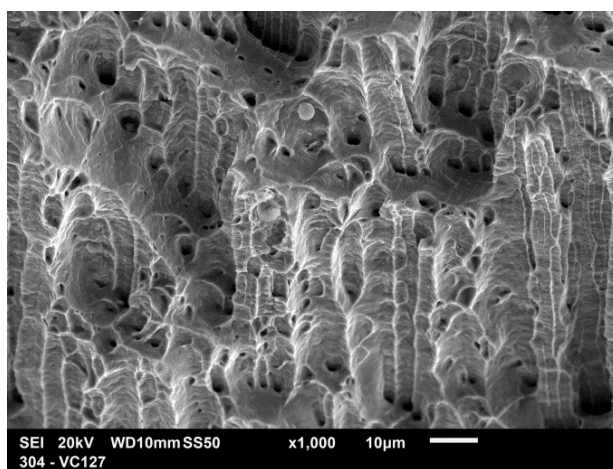


Figura 5. MEV, região da quebra do cavaco com fratura do tipo dúctil. $v_c=50\text{m/min.}$, $f=0,2\text{ mm/rev}$, $a_p=2,3\text{mm}$.

Na Figura (6) tem-se a ampliação de 1000 vezes da região de quebra do cavaco. A Figura (6a) mostra um detalhe do cavaco apresentado na Fig. (5) referente à região indicada pela seta, para uma velocidade de corte de $v_c=50\text{ m/min}$. A Figura (6b) mostra a região da fratura para o cavaco usinado com uma velocidade de corte $v_c = 127\text{ m/min}$.



(a)



(b)

Figura 6. MEV, fratura do cavaco do aço ABNT 304: (a) $v_c=50\text{ m/min}$, $f=0,2\text{ mm/rev}$, $a_p=2,3\text{ mm}$. (b) $v_c=127\text{m/min}$, $f=0,2\text{ mm/rev}$, $a_p=2,3\text{ mm}$.

É possível perceber, na Fig. (6), que a ruptura do cavaco ocorreu por fratura dúctil, no aço inoxidável ABNT 304, em formato alveolar, conforme apresentado por Anderson (2005). Esse tipo de fratura ocorre em aços com comportamento dúctil, confirmando o modelo de nucleação, crescimento e coalescência de micro vazios. Esse tipo de fratura foi possível devido ao aumento da tensão no local, e a existência de tensões médias hidrostáticas positivas, conforme apresentado neste trabalho.

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Considerando a complexidade do processo de usinagem, que envolve grandes deformações plásticas, altas taxas de deformações, elevadas temperaturas e condições de contato entre a ferramenta e a peça muito severas. A simulação numérica do processo de usinagem se mostrou uma ferramenta importante para complementar os ensaios experimentais

e auxiliar a análise do processo de formação e ruptura do cavaco. O modelo e análise desenvolvido e apresentado neste trabalho é uma contribuição para auxiliar no entendimento e avaliação desse processo.

5. AGRADECIMENTOS

Ao Instituto Federal de Santa Catarina, por apoiar a realização deste trabalho.
Ao CNPQ, pelo apoio que permitiu o desenvolvimento dessa linha de pesquisa.
À FAPESP, pelo apoio que permitiu o desenvolvimento dessa linha de pesquisa.

6. REFERÊNCIAS

- Agmell, M., Ahadi, A., Stahl, .E., 2011, “A numerical and experimental investigation of the deformation zones and the corresponding cutting forces in orthogonal cutting”. *Advanced Materials Research*, vol. 223, p.152-161, 2011.
- Anderson, T.L., 2005, “Fracture mechanics: Fundamentals and applications” New York: Taylor & Francis, 3 ed., 610p.
- Arrazola, P.J., Ozel, T., 2010, “Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining.” *International Journal of Mechanical Sciences*, vol.52, p. 31–42.
- Arrazola, P.J., Ozel, T., Umbrello, D., Davies, M., Jawahir, I.S., 2013, “Recent advances in modelling of metal machining processes.” *CIRP Annals Manufacturing Technology*, vol. 62, p. 695–718.
- Boothroyd, 1975, “Fundamentals of metal machining and machining tools.” USA: Scripta book company. 350p.
- Chagas, G.M.P., 2015, “Estudo do processo de formação do cavaco durante o torneamento e sua relação com a microestrutura utilizando o método dos elementos finitos”, Tese de doutorado, USP, São Paulo.
- Chagas, G.M.P., Machado, I.F., 2015, “Numerical model of machining considering the effect of MnS inclusions in an austenitic stainless steel” , *Procedia CIRP*, vol.31, p.533-538.
- Johnson, G. R.; Cook, W. H. ,1983, “A constitutive model and data for metals subjected to various strains, high strain rates, and high temperatures”. *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, p.541-547.
- Lee, S., Barthelat, F., Hutchinson, J.W., Espinosa, H.D., 2006, “Dynamic failure of metallic pyramidal truss core materials - Experiments and modeling.”, *International Journal of Plasticity*, vol. 22, p. 2118–2145.
- List, G., Sutter, G., Bouthiche, A., 2012, “ Cutting temperature prediction in high speed machining by numerical modelling of chip formation and its dependence with crater wear.” *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 54–55, p.1–9.
- Machado, A.R., Coelho, R.T., Abrão, A.M., Silva, M.B., 2009, “Teoria da Usinagem dos Materiais”, ed. Blucher, São Paulo, Brasil, 371p.
- Matweb Material property data. Disponível em: <<http://www.matweb.com>>. Acesso em: 12 jan. 2017.
- Ozel, T., 2006, “The influence of friction models on finite element simulations of machining.” *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.46, p.518–530, 2006.
- Rodrigues, J., Martins, P., 2010, “Tecnologia Mecânica: Tecnologia de deformação plástica – Fundamentos teóricos”, vol.1. Editora escolar, 2 ed., 694p.
- Santos, S. C., Sales, W.F., 2007, “Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais”, ed. Artliber, São Paulo, Brasil, 246p.
- Simulia, 2012, “Abaqus 6.12: Abaqus analysis user’s manual.”, Vol III: Materials., 692p.
- Trent, E., Wright, P., 2000, *Metal cutting*, Boston: Butterworth Heinemann, 4 ed., 446p.

7. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

EVALUATION OF THE RUPTURE PROCESS OF THE CHIP FOR AN ABNT 304 STEEL DURING MACHINING USING FINITE ELEMENT SIMULATION

Gil Magno Portal Chagas, gilchagas@ifsc.edu.br¹

Izabel Fernanda Machado, machadoi@usp.br²

¹Instituto Federal de Santa Catarina, Campus Jaraguá do Sul – Rau, Rua dos Imigrantes, 445, Rau, Jaraguá do Sul, SC.

²Universidade de São Paulo, Escola Politécnica, Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas Mecânicos, Laboratório de Fenômenos da Superfície (LFS), Av. Prof. Mello de Moraes, 2231, São Paulo, SP

Abstract: In the machining process, the formation of short chips is usually desirable, which favors operator safety, prevents damage of the tool or equipment and facilitates its handling. However, the formation of the chip in ductile materials tends to be of the continuous type, and long. Thus, it is important to understand the mechanisms that occur during the formation and breaking of the chip, and to evaluate ways to avoid the formation of continuous chips. This work shows a study of the tensile and deformation conditions that influence the chip breaking process during machining. Numerical simulations were carried out using finite elements, considering: orthogonal cutting, coupled thermo-mechanical model, using Abaqus® software, to analyze the chip breaking process of an ABNT 304 austenitic stainless steel. The results of the shear forces calculated in the simulations were compared with those obtained in the experimental tests performed. The results of stress and strain states, as well as the observations of the images of the chips, using a scanning electron microscope, allowed to verify and evaluate the mechanism of breaking of the chip by ductile fracture of according to the model of nucleation, growth and coalescence of micro voids.

Palavras-chave: Machining simulation, chip formation, chip breakage , ortogonal cutting