

MODELAGEM DAS FORÇAS DE CORTE NO MICROFRESAMENTO DO AÇO SUPERDUPLEX 32750 CONSIDERANDO A MICROESTRUTURA HETEROGÊNEA DO MATERIAL

Adriane Lopes Mougo^{1,2}
Fabio de Oliveira Campos²
Anna Carla Araujo²

¹Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Estrada de Adrianópolis, Nova Iguaçu – RJ

² Universidade Federal do Rio de Janeiro, Cidade Universitária, Centro de Tecnologia, COPPE, BL G, SL 204

Resumo: A análise da força de corte na microusinagem considerando a microestrutura do material é uma linha de pesquisa ainda em desenvolvimento. No entanto, as limitações relacionadas ao alto custo do processo vêm incentivando o desenvolvimento de modelos capazes de simular o comportamento das forças de corte o mais próximo possível da realidade. Para que isso seja possível, algumas características próprias do processo são adicionadas a estes modelos, como a dinâmica de corte e o material da peça de trabalho. Para o microfresamento de um material com microestrutura heterogênea, como o aço superduplex, a força gerada a partir do contato entre a aresta de corte e a superfície da peça pode ser influenciada, entre outros aspectos, pelas propriedades mecânicas das fases que compõem este material. Deste modo, para estudar o microfresamento deste tipo de aço é necessário realizar alguns testes de caracterização microestrutural e de propriedades mecânicas capazes de identificar quais os aços que, separadamente, apresentam comportamento semelhante às fases ferrita e austenita do superduplex. A partir disso, o objetivo deste trabalho é adaptar um modelo mecanístico de força de corte considerando a microestrutura heterogênea da peça. Inicialmente foram realizados testes de nano dureza, nano riscamento e análise química por EDS das duas fases do aço superduplex e dos aços austenítico AISI 316 e ferrítico AISI 430. Em seguida, foram calculados o coeficiente de atrito, a espessura mínima para a formação do cavaco e a taxa de recuperação elástica de cada material. A pressão específica de corte foi calculada a partir de modelo mecanístico calibrado e validado previamente. Por fim, os resultados das simulações e dos experimentos foram comparados a partir de dois níveis de velocidade de corte ($V_c=30$ e 50 m/min) e 6 níveis de avanço ($f_t=1, 2, 3, 5, 7$ e 10 μ m/dente).

Palavras-chave: microfresamento, superduplex 32750, microestrutura heterogênea, modelagem, forças de corte.

1. INTRODUÇÃO

Muitos trabalhos já publicados sobre microusinagem fornecem um conhecimento geral sobre a influência das variáveis de corte nas forças de corte, na pressão específica de corte, na integridade da peça e na vida útil da ferramenta (Bissacco et al., 2006; Simoneau et al., 2006; Mian et al., 2011; Araujo et al., 2015; Xuewei et al., 2016). No entanto, a obtenção de dados experimentais para análise se torna bastante custosa devido ao alto preço das ferramentas de corte e dos sensores para o controle do processo. A dificuldade para realização contínua destes experimentos fez surgir a necessidade do modelamento dos processos de corte.

Muitos destes modelos foram desenvolvidos para prever a força de corte, a formação do cavaco e o campo de temperatura na região de corte para a usinagem convencional. No entanto, a força de corte tem atraído constante atenção dos pesquisadores, pois conhecendo o seu valor é possível determinar o balanço de energia da máquina ferramenta, calcular e dimensionar elementos das máquinas ferramentas, dimensionar e selecionar a ferramenta de corte e equipamentos auxiliares (Kovac et al., 2011).

Estes modelos das forças de corte desenvolvidos para o processo convencional foram então adaptados para a microusinagem considerando os fenômenos que ocorrem durante o corte em micro escala. Os principais fenômenos abordados pelos pesquisadores tratam da espessura de corte (t_c), da espessura mínima para formação do cavaco (t_{cm}), do desalinhamento da ferramenta e da heterogeneidade microestrutural da peça (Bao e Tansel, 2000; Liu et al., 2006; Bissacco et al., 2006; Rogriguez e Labarga, 2013). O material da peça desempenha um papel muito importante para estes resultados, pois o conhecimento da microusinagem de um aço carbono pode não ser aplicado adequadamente para um aço inoxidável, por exemplo.

O material da peça pode ser analisado sobre diversas vertentes, como o diâmetro médio dos grãos, a orientação cristalográfica e as propriedades das fases presentes (Bissacco et al., 2006; Weule et al., 2001; Simoneau et al., 2006; Mian et al., 2011). Grande parte das peças miniaturizadas são fabricadas de materiais próprios à aplicação na área médica, biomédica e odontológica, como as ligas de titânio e materiais com memória de forma (Bellouard, 2008). No entanto, os aços em geral também vêm sendo estudados na microusinagem pela sua microestrutura heterogênea e para ampliar seu campo de aplicação industrial. Por exemplo, o aço inoxidável 304 é amplamente utilizado para fabricação de moldes para microinjeção e microestampagem (Kuram e Ozcelik, 2016) e o aço austenítico 316 tem ampla aplicação

no setor médico, na indústria automotiva e na fabricação de equipamentos de medida de alta precisão (Biermann et al., 2013). Dentre estes aços, o aço superduplex é um forte candidato à micro fabricação, pois alia excelente resistência à corrosão com altos valores de resistência mecânica devido sua microestrutura bifásica (Fonseca et al., 2008; Pardal, 2012).

A microusinagem do aço superduplex pode apresentar as mesmas problemáticas já estudadas para outros materiais, no que se refere ao efeito de escala. O efeito de escala é um fenômeno capaz de descrever a diferença do comportamento de um material em um processo em escala reduzida. Neste caso, significa a diferença entre a mecânica e a micromecânica do corte. Por exemplo, quando a razão entre o avanço da ferramenta e o raio da aresta de corte é baixa, as forças devido ao fluxo de material frente à aresta de corte (efeito “*ploughing*”) prevalecem e estas são somadas às forças de corte, causando o aumento da pressão específica de corte.

Assim, torna-se importante conhecer as características microestruturais do material, suas propriedades mecânicas, a influência dos parâmetros e das condições de corte durante a usinagem e os principais fatores influentes na estabilidade do processo durante a microusinagem. A partir disso, o objetivo deste trabalho é adaptar um modelo mecanístico de força de corte que considera a microestrutura do material como homogênea (Malekian et al., 2009) e utilizá-lo para prever as forças de corte do aço superduplex, com microestrutura heterogênea. Para isso, serão utilizados neste novo modelo os dados das propriedades mecânicas de aços que simulem separadamente cada fase do aço superduplex. Para as fases ferrítica e austenítica serão utilizados os aços inoxidáveis ferrítico AISI 430 e austenítico AISI 316, respectivamente.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Os materiais das peças usinadas foram o aço inoxidável superduplex UNS S 32750, o aço inoxidável austenítico AISI 316, simulando a fase austenítica do superduplex, e o aço inoxidável ferrítico AISI 430, simulando a fase ferrítica do superduplex. Para a revelação da microestrutura do aço superduplex foi realizado o ataque eletroquímico com reagente composto de 20 g de NaOH e 100 ml de água destilada e para os aços austenítico 316 e ferrítico 430 foi utilizado o ataque químico a partir de uma solução de ácido oxálico. As microestruturas são apresentadas na Fig. (1).

A composição química de cada fase do aço superduplex e dos aços inoxidáveis 316 e 430 foi realizada por Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS) e são apresentadas na Tab. (1). A Fig. (2) apresenta o EDS das fases do aço superduplex. A micrografia do aço superduplex foi analisada pelo software *Image-Pro Plus* para quantificar a fração volumétrica de cada fase do material através do método de contraste de tonalidade. Os resultados mostraram que a fração volumétrica da fase ferrita foi de 52% e da fase austenita foi de 48%, distribuídas de modo equivalente.



Figura 1. Micrografia ótica dos aços inoxidáveis com aumento de 500x.

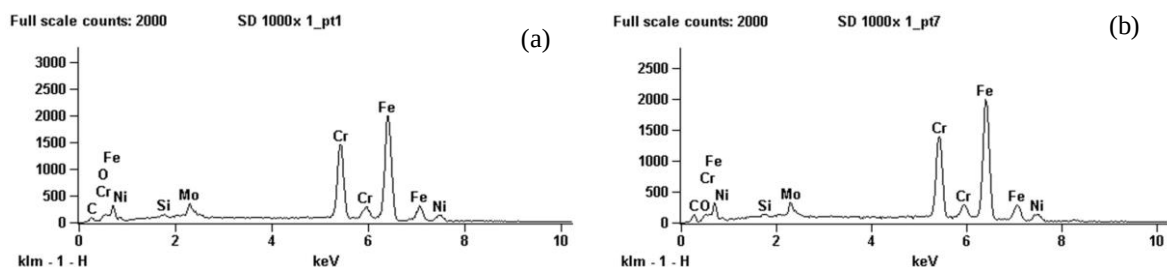


Figura 2. EDS das fases do aço superduplex: (a) ferrita e (b) austenita.

A partir do teste de nano dureza e nano riscamento foi possível determinar as propriedades das fases e dos aços, como apresentadas na Tab. (1). Para esta etapa foi utilizado o nano indentador da marca Agilent G200 Nanoindenter, com resolução de deslocamento < 0,01 nm e resolução de força de 50 nN.

Uma ponta de diamante Berkovich foi utilizada no ensaio de nanoriscamento. Antes do teste o indentador passa levemente pela peça com um comprimento pré determinado de 300 μm (aço duplex) e 50 μm (aços 316 e 430) para a identificação da condição inicial da superfície. Em seguida, o indentador volta ao ponto de partida e inicia o nanoriscamento com carga crescente até o máximo de 350 mN. Ao final do teste a ponta retorna para posição inicial e realiza novamente a leitura da superfície riscada. Uma das informações geradas pela máquina é o valor do ângulo de atrito (β), que pode ser utilizado para calcular o coeficiente de atrito (μ). Foram realizados três testes em cada material. Para a nano dureza foi utilizada uma ponta de diamante Berkovich, com carregamento normal máximo de 1 mN e ciclo de simples carregamento com 15 s de duração cada.

Tabela 1. Resultado da composição química e das propriedades mecânicas das fases do aço superduplex e dos aços AISI 316 e AISI 430.

		AISI 316 (Austenítico)	AISI 430 (Ferrítico)	SD – Fase Austenítica	SD – Fase Ferrítica
Elemento químico em % peso (EDS)	% Fe	63.13	71.84	53.82	52.80
	% Ni	8.57	-	6.72	4.44
	% Cr	16.15	14.73	20.92	23.90
	% Mo	1.77	-	2.47	3.57
	% Si	-	0.33	0.30	0.37
Coeficiente de atrito		0.32	0.35	0.33	0.33
Recuperação Elástica (%)		12.59	9.27	17.57	13.95
NanoDureza (GPa)		4.51	4.02	6.20	7.0
Módulo de Young (GPa)		215.7	270.0	354.5	213.5

Antes de iniciar os experimentos é necessário preparar a superfície da peça onde será realizada a microusinagem dos canais, para garantir que o microfresamento seja realizado em uma superfície plana. Se a superfície não for perfeitamente plana a profundidade de corte irá variar durante o processo de corte e os dados da força não poderão ser utilizadas para análise. A preparação da superfície consiste no seu faceamento com uma fresa de topo de metal duro de 2 dentes e diâmetro de 3mm. Os parâmetros de corte utilizados estão apresentados na Tab. (2).

Tabela 2. Parâmetros de corte.

Rotação (n)	2000 rpm
Velocidade de corte (Vc)	50 m/min
Avanço por dente (ft)	1 e 10 $\mu\text{m}/\text{dente}$
Profundidade de corte (ap)	100 μm
Largura de corte (ae)	0,8 mm (imersão total)
Comprimento de corte (L)	5 mm
Corpos de prova	Superduplex 32750, AISI 316, AISI 430
Fluido de corte	Microcute 510 F

3. MODELO UTILIZADO PARA O CÁLCULO DA FORÇA DE CORTE NO MICROFRESAMENTO

O modelo da força de corte utilizado foi originalmente desenvolvido por Malekian et al. (2012) e trata da previsão da força de corte considerando, entre outros fatores, o regime de *ploughing* e a taxa de recuperação elástica do material monofásico. Este modelo é apresentado na Eq. (1). A primeira equação se refere à força de corte no modo cisalhante (dF_{tc}), ou seja, quando $t_c > t_{cm}$ e a segunda equação ocorre no modo de *ploughing* (dF_{tp}), ou seja, quando $t_c < t_{cm}$. Onde db são elementos infinitesimais da aresta de corte, K_{tc} e K_{tp} são os coeficientes tangencial de corte e de *ploughing* e K_{te} é o coeficiente tangencial da aresta de corte.

$$dF_{tc} = (K_{tc}t_c + K_{te})db \quad (1)$$

$$dF_{tp} = (K_{tp}A_p + K_{te})db$$

A determinação dos limites entre os modos de cisalhamento e de *ploughing* no fresamento podem ser obtidos a partir do ângulo de posição da ferramenta (θ), como apresentado na Fig. (3). Onde θ_p e θ_c são os ângulos de posição da ferramenta no modo *ploughing* e cisalhante, respectivamente.

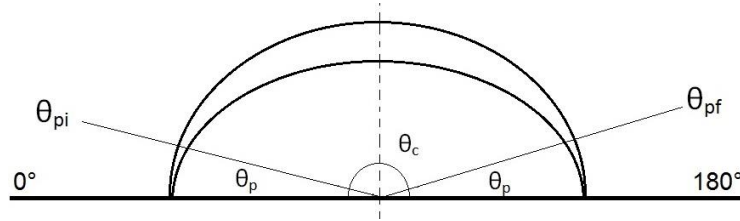


Figura 3. Ângulos de posição da ferramenta no processo de fresamento de topo em cheio.

O regime *ploughing* será dominante quando $0 < \theta < \theta_{pi}$ e $\theta_{pf} < \theta < 180^\circ$. Para estas duas situações $\theta_{pi} = \theta_p$ e $\theta_{pf} = 180^\circ - \theta_{pi}$. O valor de θ_p é dado pela Eq. (2).

$$\theta_p = a \sin \left[\frac{t_{cm}}{f_t} \right] \quad (2)$$

Para a determinação de dF_{tc} , utiliza-se a Eq. (3) de Bao e Tansel (2000) para o cálculo da espessura de corte.

$$t_c = f_t \sin \theta - \frac{z}{2\pi} f_t^2 \sin \theta \cos \theta + \frac{f_t}{2zn} \cos^2 \theta \quad (3)$$

Para a determinação de dF_{tp} é necessário calcular a área de contato (A_p) entre a aresta de corte e a superfície da peça no regime de *ploughing*. Esta área é apresentada na região destacada da Fig. (4), onde B é o centro do círculo da aresta, D é o fim do arco, BD está relacionado com o ângulo de folga (γ) da ferramenta e A é o primeiro contato da superfície de folga da ferramenta com a superfície recuperada elasticamente. Segundo Malekian et al. (2012) existem duas formas de calcular o valor deste A_p a partir da altura da recuperação elástica (t_{re}):

- Se $t_{re} \geq r_e (1 - \cos \gamma)$, então A_p é dada pela Eq. (4);
- Se $t_{re} < r_e (1 - \cos \gamma)$, então A_p é dada na Eq. (5).

$$A_p = \frac{1}{2} r_e^2 (\alpha_p + \gamma) + \frac{1}{2} r_e \bar{AD} - \frac{1}{2} r_e \bar{AB} \sin(\alpha_p + \gamma + \psi_t) \quad (4)$$

$$A_p = \frac{1}{2} r_e (\alpha_p + \psi_s - \sin(\alpha_p + \psi_s)) \quad (5)$$

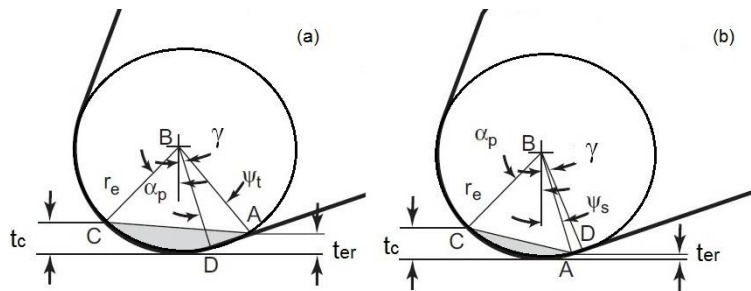


Figura 4. Representação da área de *ploughing* em função da altura da recuperação elástica do material. (a) $t_{re} \geq r_e (1 - \cos \gamma)$ e (b) $t_{re} < r_e (1 - \cos \gamma)$ (Adaptado de Malekian et al., 2012).

Os valores de α_p , AD , AB , ψ_t e ψ_s são obtidos pelas relações trigonométricas. O valor de γ pode ser medido diretamente na ferramenta. Assim, se $t_{re} \geq r_e (1 - \cos \gamma)$, tem-se dF_{tp} dada pela Eq. (6). Se $t_{re} < r_e (1 - \cos \gamma)$ o cálculo de dF_{tp} pode ser obtido pela Eq. (7).

$$dF_{tp} = \left[K_{tp} \left(\frac{1}{2} r_e^2 (\alpha_p + \gamma) + \frac{1}{2} r_e \bar{AD} - \frac{1}{2} r_e \bar{AB} \sin(\alpha_p + \gamma + \psi_t) \right) + K_{te} \right] \frac{r}{\tan \lambda} d\theta \quad (6)$$

$$dF_{tp} = \left[K_{tp} \left(\frac{1}{2} r_e (\alpha_p + \psi_s - \sin(\alpha_p + \psi_s)) \right) + K_{te} \right] \frac{r}{\tan \lambda} d\theta \quad (7)$$

A altura da recuperação elástica para determinar a área de contato (A_p) entre a aresta de corte e a superfície da peça no regime de ploughing é dada pela Eq. (8). Nesta equação ρ_e é a taxa de recuperação obtida por teste de nanoindentação, como apresentado na Eq. (9). Onde F_{max} é a força máxima de indentação, $S = dF/dh$ é a rigidez da curva de carregamento e h_{max} é a profundidade máxima de penetração do indentador quando atinge F_{max} .

Na Eq. (8) os valores de ρ_e são obtidos para cada fase do aço superduplex e para os aços AISI 316 e AISI 430. Como a espessura do cavaco no fresamento em cheio varia conforme o ângulo de posição da ferramenta ($0^\circ < \theta < 180^\circ$), os valores de t_{re} também serão modificados conforme este ângulo. Sabendo que a espessura máxima do cavaco será quando $\theta=90^\circ$, logo a altura da recuperação elástica será máxima quando $t_{re} = f_t$.

$$t_{re} = \rho_e t_c \quad (8)$$

$$\rho_e = \frac{F_{max}}{\left(\frac{dF}{dh} \right) h_{max}} \quad (9)$$

A espessura mínima do cavaco (t_{cm}) foi obtida a partir da equação apresentada por Son et al. (2005) e Li et al. (2011) que relaciona t_{cm} com o raio da aresta de corte ($r_e = 2,5 \mu m$) e com o ângulo de atrito (β), como mostrado na Equação (9). Nesta equação β pode ser determinado a partir do coeficiente de atrito obtido experimentalmente pelo teste de nanoriscamento.

$$t_{cm} = r_e \left[1 - \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2} \right) \right] \quad (10)$$

Para testar o modelo descrito, foram realizadas algumas simulações da força de corte utilizando os dados da recuperação elástica (ρ_e) e da pressão específica de corte experimental dos aços inoxidáveis austenítico e ferrítico. As Tabelas (2) e (3) apresentam estes dados e também os valores da t_{cm} , θ_p , α_p e A_p para cada material. A Figura (5) apresenta os perfis das forças de corte para os dois aços, considerando $f_t=0,001$ e $10 \mu m/dente$.

Tabela 2. Dados da simulação da força de corte considerando $f_t=1 \mu m/dente$.

	Dados		$f_t=1 \mu m/dente$			
Aço	ρ_e	K_{tc} (MPa)	t_{cm} (mm)	θ_p (rad)	α_p (rad)	A_p (mm ²)
AISI 430	0,1259	29571	0,0005	0,05236	0,3187	$1,9 \times 10^{-6}$
AISI 316	0,0927	12729	0,0005	0,05236	0,2737	$8,3 \times 10^{-6}$

Tabela 3. Dados da simulação da força de corte considerando $f_t=10 \mu m/dente$.

	Dados		$f_t=10 \mu m/dente$			
Aço	ρ_e	K_{tc} (MPa)	t_{cm} (mm)	θ_p (rad)	α_p (rad)	A_p (mm ²)
AISI 430	0,1259	5043	0,0005	0,05	1,0513	$5,7 \times 10^{-6}$
AISI 316	0,0927	4235	0,0005	0,05	1,0513	$5,7 \times 10^{-6}$

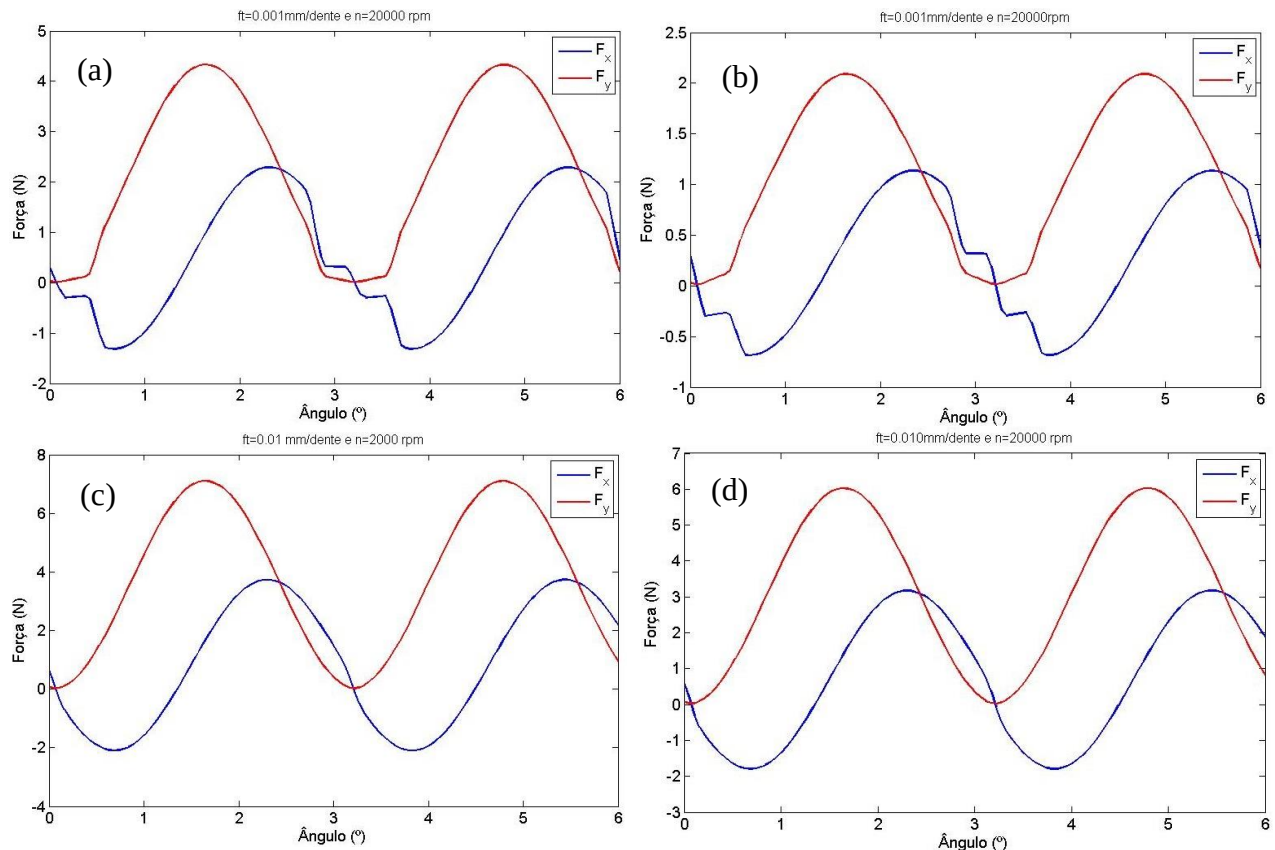


Figura 5. Simulação das forças de corte do aço ferrítico 430 (a) e austenítico 316 (b) para $f_t = 1 \mu\text{m/dente}$ e do aço ferrítico 430 (c) e austenítico 316 (d) para $f_t = 10 \mu\text{m/dente}$.

Os resultados das tabelas mostram que considerando $f_t = 1 \mu\text{m/dente}$, os valores do ângulo de posição da ferramenta no regime *ploughing* (θ_p) são maiores e os valores do ângulo α_p e da área de *ploughing* (A_p) são menores, quando comparados com os resultados de $f_t=10 \mu\text{m/dente}$. Como θ_p é maior quando $f_t = 1 \mu\text{m/dente}$ ($\theta_p=30^\circ$), o domínio da região de *ploughing* também é mais perceptível nos gráficos das forças de corte. Quando f_t é muito próximo da t_{cm} ($f_t=1 \mu\text{m/dente}$) e o regime *ploughing* é mais atuante, pode-se observar que a taxa de recuperação elástica do material influencia mais nos valores de A_p . Para o aço inoxidável austenítico, por exemplo, o baixo valor de $\rho_e=9,27\%$ faz com que A_p seja menor para este aço quando comparado ao aço ferrítico 430, com $\rho_e = 13\%$. Quando $f_t = 10 \mu\text{m/dente}$, a diferença da taxa de recuperação elástica dos aços não apresenta influência relevante nos valores de A_p . Estas observações iniciais na força de corte podem apresentar características mais complexas quando a peça possui microestrutura heterogênea.

4. ADAPTAÇÃO DO MODELO PARA MICROESTRUTURA HETEROGÊNEA

Para o microfresamento de material com microestrutura heterogênea, como o aço superduplex, a força gerada a partir do contato entre a aresta de corte e a superfície da peça pode ser influenciada, entre outros aspectos, pelas propriedades mecânicas das fases que compõem este material. No regime de *ploughing* e de cisalhamento, a taxa da recuperação elástica e a dureza diferenciada entre as fases ferrita e austenita podem modificar o mecanismo de formação do cavaco. Deste modo, para estudar o microfresamento deste tipo de aço bifásico é necessário, primeiramente, realizar alguns testes de caracterização microestrutural e de propriedades mecânicas. Estes testes devem ser capazes de identificar quais os aços que, separadamente, apresentam comportamento semelhante às fases que compõem uma liga metálica.

Nesta seção é proposta uma adaptação do modelo homogêneo para um modelo que considera a microestrutura heterogênea do material. Esta adaptação é generalista, ou seja, pode ser aplicada à simulação das forças de corte de qualquer material bifásico através da inclusão de dados de aços homogêneos que compõem a liga. No caso do aço superduplex são inseridos dados referentes aos aços inoxidáveis ferrítico 430 e austenítico 316, que simulam as fases ferrita e austenita. Deste aço são inseridas informações referentes ao diâmetro médio do grão e a taxa de recuperação elástica média.

Para simular as forças de corte em materiais com microestrutura heterogênea é necessário quantificar o quanto de cada fase está em contato com a aresta de corte em um determinado intervalo de tempo, ou seja, a cada intervalo do

ângulo de posição da ferramenta ($d\theta$). Este intervalo é considerado como função do tamanho médio do grão e do raio da ferramenta, como apresentado na Eq. (9). Deste modo, para cada $d\theta$, a quantidade de material da fase 1 e da fase 2 em contato com a aresta de corte será diferente, como apresentado esquematicamente na Fig. (6).

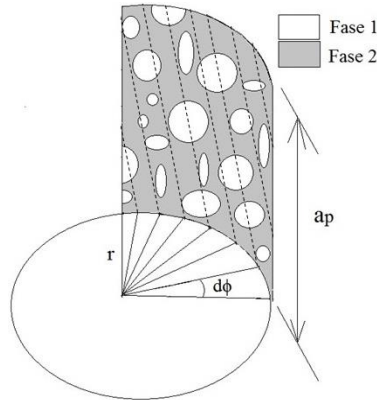


Figura 6. Esquema da microusinagem de material heterogêneo.

$$d\theta = \frac{d_{\text{grão}}}{r} \quad (9)$$

A força de corte (dF_{tc}) agora será dada pela Eq. (10). Nesta equação é considerada a pressão específica de corte de cada grão ou de cada fase do material. Assim, para uma determinada posição $d\theta$, o comprimento ativo da aresta de corte pode ser seccionado em partes infinitesimais que estarão em contato com a fase 1 (K_{tc1}) e com a fase 2 (K_{tc2}).

$$dF_{tc} = \begin{cases} K_{tc1} t_c db + K_{te} \rightarrow \text{fase_1} \\ K_{tc2} t_c db + K_{te} \rightarrow \text{fase_2} \end{cases} \quad (10)$$

Se uma relação for estabelecida entre as forças específicas de corte das fases, a Eq. (10) pode ser expressa pela Equação (11). Onde ν é a relação entre K_{tc2} e K_{tc1} e Δ é a fase em que o comprimento da aresta de corte se encontra, como são apresentados, respectivamente, nas Equações (12) e (13).

$$dF_{tc} = K_{tc1} t_c db(1 + \nu \Delta) \quad (11)$$

$$\nu = \frac{K_{tc1}}{K_{tc2}} - 1 \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \Delta = 0 &\rightarrow dF_{tc} = K_{tc1} t_c db(1 + \nu 0) \rightarrow dF_{tc} = K_{tc1} t_c db \\ \Delta = 1 &\rightarrow dF_{tc} = K_{tc1} t_c db(1 + \nu 1) \rightarrow dF_{tc} = K_{tc2} t_c db \end{aligned} \quad (13)$$

- K_{tc1} é a pressão específica de corte do aço ferrítico AISI 430
- K_{tc2} é a pressão específica de corte do aço austenítico AISI 316

Deste modo, a Eq. (10) passa a ser escrita pela Equação (14).

$$\begin{aligned} dF_{tc} &= \{K_{tc1}(1 + \nu_c \Delta_c) t_c + K_{te}(1 + \nu_e \Delta_c)\} db \\ dF_{tp} &= \{K_{tp1}(1 + \nu_p \Delta_p) A_p + K_{te}(1 + \nu_e \Delta_p)\} db \end{aligned} \quad (14)$$

Para testar o modelo descrito foram realizadas algumas simulações da força de corte utilizando os dados da pressão específica de corte dos aços ferrítico e austenítico apresentadas anteriormente nas Tabelas (1) e (2). A Figura (7) apresenta a microestrutura do aço superduplex UNS S32750 com a variação do ângulo de posição $d\theta$ e a profundidade de corte ap . O diâmetro médio dos grãos das fases ferrita e austenita foi de 30 μm .

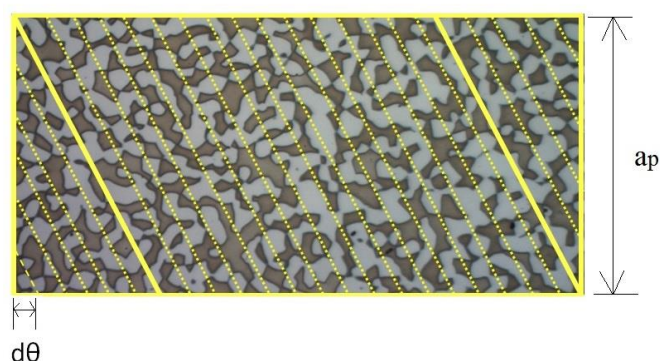


Figura 7. Microestrutura do aço superduplex.

A Figura (8a) e (8b) apresentam os perfis das forças de corte simuladas considerando $f_t=1 \mu\text{m/dente}$ e $10 \mu\text{m/dente}$. Para estas simulações a profundidade de corte utilizada foi de $0,1 \text{ mm}$, o diâmetro médio do grão estimado em $0,02 \text{ mm}$, o diâmetro da ferramenta de $0,8 \text{ mm}$ e a razão entre t_{cm} e r_e foi $0,16$. A Figura (8c) e (8d) apresentam as forças de corte experimentais obtidas a partir do microfresamento do aço superduplex realizado por Araujo et al. (2015). Os resultados mostram que as forças máximas de corte experimentais e simuladas são aproximadamente 4 N e 6 N quando $f_t=1 \mu\text{m/dente}$ e $10 \mu\text{m/dente}$, respectivamente.

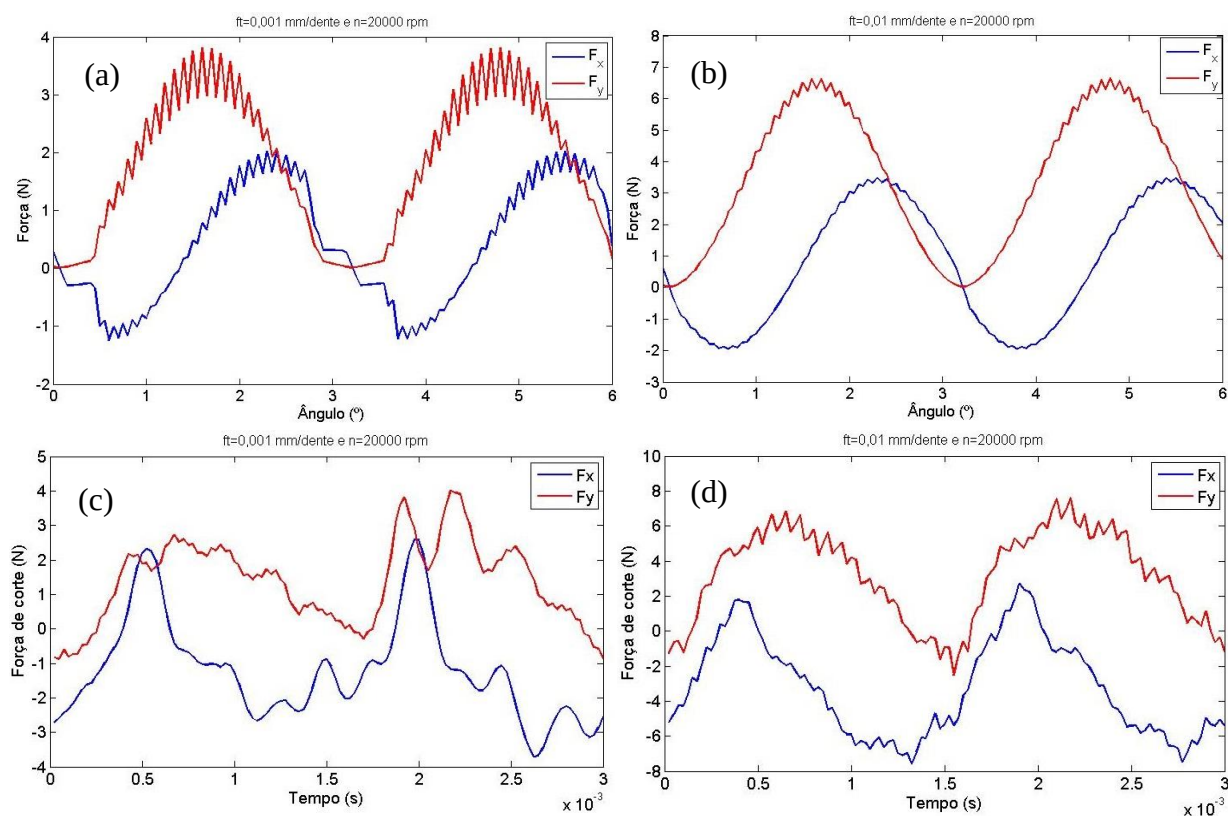


Figura 8. Comparação entre as forças de corte simuladas (a, b) e experimentais (c, d) a partir do microfresamento do aço superduplex: $f_t = 1 \mu\text{m/dente}$ e $10 \mu\text{m/dente}$.

5. CONCLUSÕES

O material de estudo foi o aço inox superduplex UNS S32750 e, adicionalmente, foram utilizados os aços inoxidáveis ferrítico AISI 430 e austenítico AISI 316 para comparação e para a elaboração do modelo combinado das duas fases: ferrita e austenita.

Considerando o modelo homogêneo, foi observado que quando $f_t = 1 \mu\text{m/dente}$ o ângulo de posição da ferramenta no regime *ploughing* é alto, mesmo que a área de *ploughing* seja menor. Portanto, para este valor do avanço o domínio da região de *ploughing* é mais perceptível nos gráficos das forças de corte. Também foi observado que quando o avanço é muito próximo da espessura mínima para formação do cavaco a taxa de recuperação elástica do material influencia mais na área de *ploughing*. Quando $f_t = 10 \mu\text{m/dente}$, a diferença na taxa de recuperação elástica dos aços não apresentou influência relevante nos valores da área de *ploughing*. Estas observações iniciais na força de corte podem apresentar características mais complexas quando a peça possui microestrutura heterogênea.

A utilização dos dados mecanísticos dos aços ferrítico e austenítico para a simulação das forças de corte do aço superduplex através do modelo heterogêneo apresentou resultado satisfatório, principalmente com respeito à força máxima de corte. Os resultados mostram que as forças máximas de corte experimentais e simuladas são aproximadamente 4N e 6N quando $f_t = 1 \mu\text{m/dente}$ e $10 \mu\text{m/dente}$, respectivamente.

Deste modo, é possível simular as forças de corte do aço superduplex utilizando dados experimentais da força de corte dos outros dois aços inoxidáveis. Esta possibilidade é bastante atrativa, pois o aço superduplex apresenta baixa usinabilidade devido, principalmente, à propensão ao encruamento e à formação de aresta postiça de corte durante o processo de usinagem.

6. REFERÊNCIAS

- Araujo, A. C., Mougou, A. L., Campos, F. D. O., 2015, “Size Effect in Micromilling of Superduplex Stainless Steel”, 10th International Conference on MicroManufacturing (ICOMM).
- Bao, W. Y., Tansel, I. N., 2000, “Modeling micro-end-milling operations. Part I: analytical cutting force model”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 40, n. 15, pp. 2155–2173.
- Bellouard, Y., 2008, “Shape memory alloys for microsystems: A review from a material research perspective”, Materials Science and Engineering: A, v. 481–482, pp 582–589.
- Biermann, D., Steiner, M., Krebs, E., 2013, “Investigation of Different Hard Coatings for Micromilling of Austenitic Stainless Steel”, Procedia CIRP, v. 7, pp 246–251.
- Bissacco, G., Hansen, H., Chiffre, L. D., 2006, “Size Effects on Surface Generation in Micro Milling of Hardened Tool Steel”, {CIRP} Annals – Manufacturing Technology, v. 55, n. 1, pp. 593–596.
- Fonseca, M. C., Barbosa, M. F. M., Bartholo, R. N., 2008, “Estudo das tensões residuais geradas na usinagem por fresamento de amostras de aço superduplex”. In: V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Salvador – Bahia.
- Kovac, P., Savkovic, B., Mijic, A., 2011, “Analytical and experimental study of cutting force components in face milling”, Journal of Production Engineering, v. 14, n. 1, pp. 15–18, 2011.
- Kuram, E. and Ozcelik, B., 2014, “Micro-milling performance of AISI 304 stainless steel using Taguchi method and fuzzy logic modelling”, Journal of Intelligent Manufacturing, v. 27, pp. 817–830.
- Liu, X., Devor, R. E., Kapoor, S. G., 2006, “An analytical model for the prediction of minimum chip thickness in micromachining”, Journal of Manufacturing Science and Engineering, v. 128, pp. 474–481.
- Malekian, M., Park, S. S., Jun, M. B. G., 2009, “Modeling of dynamic micro-milling cutting forces”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 49, pp 586–598.
- Malekian, M., Mostofa, M. and Park, S., 2012, “Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum”, Journal of Materials Processing Technology, v. 212, n. 3, pp. 553–559.
- Mian, A., Driver, N., Mativenga, P., 2011, “Identification of factors that dominate size effect in micro-machining”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 51, n. 5, pp. 383–394.
- Pardal, J. M., 2012, Aços Inoxidáveis Superduplex. Efeitos dos tratamentos térmicos nas propriedades mecânicas, magnéticas e resistência à corrosão. Blucher.
- Rodríguez, P., Labarga, J., 2013, “A new model for the prediction of cutting forces in micro-end-milling operations”, Journal of Materials Processing Technology, v. 213, n. 2, pp. 261–268.
- Simoneau, A., Ng, E., Elbestawi, M., 2006, “Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 46, n. 5, pp. 467–481.
- Weule, H., Hüntrup, V., Tritschler, H., 2001, “Micro-Cutting of Steel to Meet New Requirements in Miniaturization”, {CIRP} Annals – Manufacturing Technology, v. 50, n. 1, pp. 61–64.
- Xuwei, Z., Kornel, F. E., Tianbiao, Y., Wanshan, W., 2016, “Cutting forces in micro-end-milling processes”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 107, pp. 21–40.

7. DIREITOS AUTORAIS

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

CUTTING FORCE MODELLING IN MICROMILLING OF 32720 SUPER DUPLEX STEEL CONSIDERING HETERONEGEAUS MICROSTRUCTURE

Adriane Lopes Mougo^{1,2}

Fabio de Oliveira Campos²

Anna Carla Araujo²

¹Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Estrada de Adrianópolis, Nova Iguaçu – RJ

² Universidade Federal do Rio de Janeiro, Cidade Universitária, Centro de Tecnologia, COPPE, BL G, SL 204

Abstract: Cutting force analysis in micromilling considering the material microstructure is a research field still in development. However, limitations regarding high costs of the process are encouraging the development of models capable of simulating cutting force behavior with a good level of confidence. To accomplish that, some characteristics of the process are added to the models as cutting dynamics and the workpiece tool. In micromilling a material with heterogeneous microstructure, like super duplex steel, the force generated by the contact between the cutting edge and the workpiece surface can be influenced by the mechanical properties of the phases that compound this material. Thus, in order to study micromilling of this type of steel, it is necessary to perform a few microstructure characterization tests and mechanical properties tests capable of identifying which steels present, separately, behavior similar to the ferritic and austenitic phases of the super duplex. The objective of this work is to adapt a mechanistic cutting force model considering the microstructure of the workpiece as heterogeneous. Initially, it was performed nanohardness scratch tests and chemical analysis by EDX of the two phases of the super duplex and of the ferritic AISI 316 and austenitic AISI 430 steels. Next, friction coefficients, minimum chip thickness for chip formation and elastic recovery rate were computed for each material. Specific cutting force was calculated using the calibrated mechanistic model and then validated. Simulated and experimental results were compared using two levels of cutting speed ($V_c = 30$ and 50 m/min) and 6 levels of feed ($f_t = 1, 2, 3, 5, 7$ and 10 $\mu\text{m/tooth}$).

Keywords: micromilling, super duplex 32720, heterogeneous microstructure, modelling, cutting force..