

## EMPREGO DE DIFERENTES TÉCNICAS DE USINAGEM E PARÂMETROS DE CORTE NO FRESAMENTO DA LIGA DE TITÂNIO Ti-6Al-4V

Armando Ítalo Sette Antonialli, [antonialli@fem.unicamp.br](mailto:antonialli@fem.unicamp.br)<sup>1</sup>  
Anselmo Eduardo Diniz, [anselmo@fem.unicamp.br](mailto:anselmo@fem.unicamp.br)<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Rua Mendeleiev, 200 - Cidade Universitária Zeferino Vaz,

**Resumo:** As ligas de titânio apresentam elevadas temperaturas de fusão, excelentes propriedades mecânicas a quente, alta resistência à corrosão, ótima razão resistência-peso e biocompatibilidade, características que fazem delas materiais ideais para aplicações na indústria aeroespacial, automotiva, petroquímica e biomédica. Entretanto, estes materiais apresentam pobre usinabilidade devido à sua baixíssima condutividade térmica, à sua elevada afinidade química com todos os materiais de ferramentas conhecidos e, principalmente, ao seu baixíssimo módulo de elasticidade. Esta última característica promove instabilidade da espessura do cavaco, o que se traduz em altos níveis de vibração em usinagem. Este trabalho aborda alternativas para a otimização do fresamento da liga Ti-6Al-4V em termos de técnicas de usinagem e parâmetros de corte visando minimizar os efeitos desta vibração na vida da ferramenta e na rugosidade da superfície obtida. As variáveis estudadas foram o ângulo de posição da ferramenta e o ângulo de contato entre a fresa e a peça. Os resultados mostram que a utilização de pequeno ângulo de contato diminui a vida da ferramenta e, por outro lado, pequeno ângulo de posição a prolonga.

**Palavras-chave:** fresamento, liga de titânio, vida de ferramenta, rugosidade

### 1. INTRODUÇÃO

As ligas de titânio apresentam elevadas temperaturas de fusão, alta dureza a quente, excelentes propriedades mecânicas, alta resistência à corrosão, ótima razão resistência-peso e biocompatibilidade, características que fazem delas materiais ideais para aplicações na indústria aeroespacial, automotiva, petroquímica e biomédica (Rahman, Wang e Wong, 2006). Frente a outros materiais comumente utilizados pela indústria aeroespacial, as ligas de titânio apresentam, em média, resistência mecânica comparável à dos aços, com cerca de metade de sua densidade e resistência mecânica quatro vezes maior que as ligas de alumínio, com densidade apenas 50 % superior. Outras vantagens das ligas de titânio sobre estes materiais relacionam-se à maior resistência à corrosão e menor perda de propriedades em temperaturas de trabalho elevadas (Boyer, 1996).

Estes materiais apresentam, entretanto, baixíssima condutividade térmica, de modo que, quando usinados, são geradas altíssimas temperaturas na região de corte (Venugopal, Paul e Chattopadhyay, 2007). Outra característica peculiar é a elevada afinidade química com todos os materiais comumente utilizados para ferramentas de usinagem que, associada ao intenso calor gerado na usinagem, estimula o desgaste por difusão (Wang e Zhang, 1988). Como se não bastasse, as ligas de titânio apresentam ainda baixíssimo módulo de elasticidade (Ezugwu *et al.*, 2005) que, aliado à instabilidade termoplástica decorrente da baixa condutividade térmica (Trent e Wright, 2000), gera variações na espessura do cavaco, flutuações na força de usinagem e, portanto, altos níveis de vibração (Rahman, Wong e Zareena, 2003).

Estas características são responsáveis pela drástica redução na vida da ferramenta em usinagem, de modo que não se utilizam velocidades de corte da ordem de grandeza daquelas utilizadas para a usinagem de aços, mas cerca de 50 m/min no caso de ferramentas de metal duro (Byrne, Dornfeld e Denkena, 2003). Sendo assim, a baixa produtividade dos processos de usinagem envolvendo ligas de titânio as classifica como materiais de reconhecida pobre usinabilidade (Sharman *et al.*, 2001).

Enquanto as elevadas temperaturas da região de corte podem ser atenuadas com a ajuda dos mais diversos tipos de fluidos de corte (Sandvik Coromant, 2004), e o desgaste por difusão pode ser minimizado a partir da utilização de novos materiais para ferramentas (Wang, Rahman e Wong, 2005), menores níveis de vibração durante a usinagem de ligas de

titânio podem ser obtidos simplesmente por meio da utilização de técnicas de usinagem e parâmetros de corte otimizados, que propiciem um corte com maior estabilidade.

Este trabalho pretende, portanto, estudar alternativas para a otimização do fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, com foco especialmente direcionado ao ângulo de posição da ferramenta e ao ângulo de contato ferramenta-peça, que afetam fortemente os níveis de vibração envolvidos, a partir de parâmetros de corte típicos de operações de semi-acabamento. As variáveis de resposta analisadas ao longo deste estudo incluem vida de ferramenta, mecanismos de desgaste envolvidos e rugosidade da superfície usinada.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

### 2.1. Equipamentos

Todos os ensaios foram realizados em um Centro de Usinagem Mori Seiki SV-40. Trata-se de uma máquina-ferramenta de três eixos de programação, sendo o eixo-árvore árvore vertical, motor principal com 22 kW de potência, rotação máxima de 12000 rpm, interface entre ferramenta e eixo-árvore por cone ISO 40 e comando numérico computadorizado GE Fanuc MSC-518.

Para o acompanhamento do desgaste de flanco das ferramentas ao longo de cada vida, foi utilizado um microscópio estereoscópico Leica (ampliação máxima de 50 x) e uma câmera fotográfica digital Canon Powershot® S40 (*zoom* óptico de 2.8 x e resolução máxima de 4 *megapixels*) conectada a um computador contendo os programas Canon Utilities RemoteCapture® 2.2.0.11, responsável pela aquisição das imagens, e ImageJ 1.40c, responsável pela medição do desgaste.

Após os experimentos, as ferramentas desgastadas foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) Jeol JXA-840A, que possui o recurso de espectrometria de energia dispersiva (ou EDS, do inglês *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*), o qual permite identificar de forma semi-quantitativa os elementos químicos presentes em quaisquer pontos da ferramenta e, assim, propiciar embasamento suficiente para a geração de hipóteses sobre os mecanismos de desgaste atuantes.

De forma a aferir o perfil de rugosidade da superfície usinada durante os ensaios, foi utilizado um rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P conectado a um computador contendo o programa SurfTest® SJ210 SerialCommunication 2.00 para inspeção e gravação dos pontos adquiridos.

### 2.2. Materiais

Os experimentos foram realizados em uma placa da liga Ti-6Al-4V, representante da classe  $\alpha+\beta$  e a mais utilizada dentre todas as ligas de titânio, cedida pela Embraer no estado recristalizado. A Figura 1 contém a micrografia deste material, obtida a partir de uma amostra submetida a ataque com reagente Kroll (3 % HF, 6 % HNO<sub>3</sub>), que revela a presença de grãos  $\alpha$  equiaxiais e fase  $\beta$  intergranular.

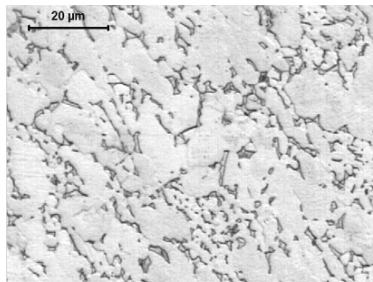


Figura 1. Micrografia da liga de titânio Ti-6Al-4V recristalizada

Foram retiradas amostras também para ensaios de dureza e de tração como forma de averiguar algumas propriedades mecânicas desta liga. Os resultados encontram-se expostos na Tabela 1, onde  $\sigma_u$  é o limite de resistência à tração,  $\sigma_e$  é o limite de escoamento e E o módulo de elasticidade (ou módulo de Young).

Tabela 1. Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V

dureza (HR <sub>C</sub> )	$\sigma_u$ (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	E (GPa)
34 ± 1	974 ± 15	890 ± 18	124 ± 4

O corpo de prova foi usinado nas dimensões originais (como recebido), a saber 445 x 240 x 85 mm, com quatro furos de 11 mm de diâmetro para fixação do mesmo à mesa da máquina distantes entre si de 415 x 205 mm. Sua fixação sobre a mesa do centro de usinagem foi realizada por meio de parafusos e porcas T.

Foram utilizadas duas diferentes fresas nos ensaios, de códigos R210-025T12-09M e R300-025T12-10M, ambas de passo fino, diâmetro 25 mm, acoplamento roscado e recomendadas para faceamento com altos avanços, usinagem intermitente, fresamento em rampa e interpolação helicoidal (Sandvik Coromant, 2007). A primeira apresenta ângulo de posição  $\kappa_r = 10^\circ$  característico, e possui dois insertos quadrados de 9 mm e código R210-090412M-MM, enquanto a segunda possui três insertos redondos com 10 mm de diâmetro e código R300-1032M-MM.

A classe de metal duro escolhida para ambas foi a GC2030 (correspondente à ISO HC S25), que apresenta uma boa combinação entre dureza e tenacidade, cobertura por PVD com 4  $\mu\text{m}$  de TiAlN e TiN para melhor resistência ao desgaste e a altas temperaturas e, assim, grande versatilidade, sendo adequada para o corte de superligas resistentes ao calor (Sandvik Coromant, 2005).

Para a montagem das duas fresas foi utilizado um mandril com interface ISO 40 e acoplamento roscado de código 392.140T-40 12 058. A Figura 2 contém todo este ferramental, que foi fornecido pela Sandvik Coromant.

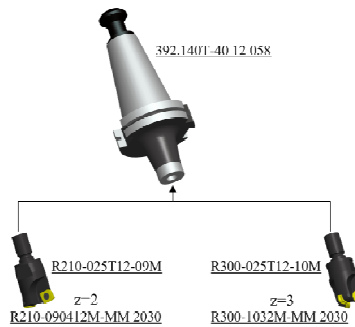


Figura 2. Mandril ISO 40, fresas com acoplamento roscado e insertos intercambiáveis

Assim como na maioria dos processos de usinagem de ligas de titânio realizados em ambiente fabril, foi empregado neste trabalho um fluido de corte aquoso, cujo alto poder refrigerante é capaz de minimizar o efeito do calor gerado sobre a ferramenta. Utilizou-se, em todos os ensaios, um óleo miscível de base vegetal (nome comercial Vasco 1000®), fornecido pela Blaser Swisslube, na concentração de 10 % brix, aplicado externamente à ferramenta e a uma vazão de aproximadamente 45 l/min.

### 2.3. Planejamento Experimental

Neste trabalho, decidiu-se estudar a influência de duas variáveis sobre o fresamento frontal da liga Ti-6Al-4V: ângulo de posição da ferramenta,  $\kappa_r$  (Figura 3), e ângulo de contato do inserto com o corpo de prova,  $\varphi_0$  (Figura 4).

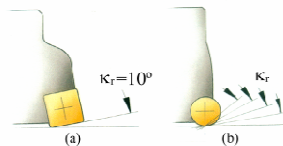


Figura 3. Ângulo de posição da ferramenta (a) R210 e (b) R300 (adaptado de Sandvik Coromant, 2005)

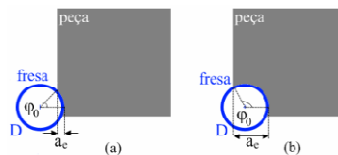


Figura 4. Ângulo de contato do inserto com o corpo de prova em (a) pequena profundidade radial de usinagem e (b) grande profundidade radial de usinagem

Conforme ilustrado na Figura 3 (a), a ferramenta R210 possui um ângulo de posição característico de  $10^\circ$ , ao passo que a ferramenta R300, de insertos redondos, apresenta  $\kappa_r$  variável em função da profundidade axial de usinagem ( $a_p$ ) utilizada, conforme a Figura 3 (b). Neste caso, o ângulo de posição é dado pela Equação (1), onde  $i_c$  corresponde ao diâmetro do inserto.

$$\kappa_r = \text{tg}^{-1} \left( \sqrt{\frac{a_p}{iC - a_p}} \right) \quad (1)$$

O ângulo de contato do inserto com o corpo de prova,  $\varphi_0$ , representa uma relação entre a profundidade radial de usinagem, ou penetração de trabalho  $a_e$ , e o diâmetro da ferramenta, conforme descrito na Equação (2), onde  $D_e$  é o diâmetro de corte efetivo, ou seja, o diâmetro de corte máximo para uma profundidade específica. O ângulo  $\varphi_0$  expressa também a diferença entre o ângulo da direção de avanço ( $\varphi$ ) na entrada e na saída do inserto do corpo de prova.

$$\varphi_0 = \cos^{-1} \left( 1 - 2 \frac{a_e}{D_e} \right) \quad (\text{adaptado de Diniz, Marcondes e Coppini, 2006}) \quad (2)$$

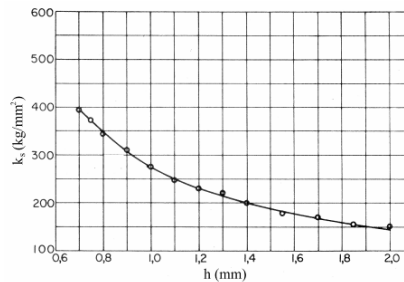
Para a análise da influência destas duas variáveis sobre o fresamento da liga Ti-6Al-4V, foram fixadas a taxa de remoção de material (Q) e a espessura média do cavaco ( $h_m$ ) para todas as condições incluídas neste planejamento.

Com Q mantida constante, garante-se a mesma produtividade do processo para qualquer um dos experimentos. Em outras palavras, todas as condições testadas permitiriam, em ambiente industrial, a fabricação do mesmo número de peças por minuto. Sendo assim, a comparação entre as vidas de ferramenta obtidas em cada um dos experimentos permite, efetivamente, determinar quais destas condições são mais viáveis em termos econômicos.

Conforme descrito pela Equação (3), a taxa de remoção de material é função da profundidade axial de usinagem ( $a_p$  [mm]), da profundidade radial de usinagem ( $a_e$  [mm]), da velocidade de corte ( $v_c$  [m/min]), do avanço por aresta ( $f_z$  [mm]), do número de insertos da fresa (z), e do diâmetro de corte efetivo ( $D_e$  [mm]).

$$Q = 1000 \left( \frac{a_p \cdot a_e \cdot v_c \cdot f_z \cdot z}{\pi D_e} \right) \text{ [mm}^3/\text{min]} \quad (\text{adaptado de Sandvik Coromant, 2005}) \quad (3)$$

A redução da espessura do cavaco eleva exponencialmente a pressão específica de corte ( $k_s$ ), conforme evidenciado na Figura 5, em que  $h_m$  é um valor médio para esta espessura. Decidiu-se, portanto, mantê-lo constante ao longo de todos os experimentos, de forma a evitar que a pressão específica de corte fosse uma fonte de variabilidade neste estudo.



**Figura 5. Variação da pressão específica de corte em função da espessura de corte (Ferraresi, 1977)**

Na Equação (4), é apresentado o cálculo da espessura média do cavaco a partir do ângulo de contato do inserto com o corpo de prova ( $\varphi_0$  [°]), do ângulo de posição da ferramenta ( $\kappa_r$ ) e do avanço por aresta ( $f_z$  [mm]).

$$h_m = \frac{180}{\pi \cdot \varphi_0} f_z \cdot \text{sen} \kappa_r (1 - \cos \varphi_0) \text{ [mm]} \quad (\text{adaptado de Diniz, Marcondes e Coppini, 2006}) \quad (4)$$

Além da taxa de remoção de material (Q) e da espessura média do cavaco ( $h_m$ ), a profundidade axial de usinagem ( $a_p$ ) também foi mantida constante em todos os experimentos incluídos neste planejamento. Optou-se por  $a_p = 1$  mm em função das recomendações de catálogo para as ferramentas R210 e R300 aqui utilizadas.

Conforme já descrito, a ferramenta R210 apresenta  $\kappa_r = 10^\circ$  característico, mas a ferramenta R300 apresenta  $\kappa_r$  variável (Equação (1)). Com diâmetro do inserto  $iC = 10$  mm e a profundidade de usinagem  $a_p = 1$  mm, tem-se, para esta,  $\kappa_r = 18^\circ$ .

Com relação à profundidade radial de usinagem ( $a_e$ ), utiliza-se convencionalmente na indústria valores próximos a  $\frac{2}{3}$  do diâmetro de corte efetivo da fresa (Figura 4 (b)) proporcionando ângulos de contato próximos a  $\varphi_0 = 110^\circ$ . A técnica de usinagem com altas velocidades, por outro lado, privilegia a escolha de valores reduzidos de  $a_e$  (Figura 4 (a)), da ordem de 10 % do diâmetro de corte efetivo, proporcionando  $\varphi_0 = 36^\circ$ .

Dessa maneira, foi montado um planejamento fatorial  $2^2$ , com as variáveis de entrada ângulo de posição ( $\kappa_r$ ) e ângulo de contato do inserto com o corpo de prova ( $\varphi_0$ ) aplicadas em dois níveis, configurando quatro diferentes experimentos, conforme a Tabela 2.

**Tabela 2. Planejamento Fatorial  $2^2$**

$\kappa_r$	$\varphi_0$	
	36 °	110 °
10 °	--	-+
18 °	+-	++

A Tabela 3 contém as variáveis de entrada e os parâmetros de usinagem de cada um dos experimentos, bem como as grandezas constantes ao longo de todos eles. Nota-se que a velocidade de corte ( $v_c$ ) e o avanço por aresta ( $f_z$ ) sofrem grandes variações de forma a manter inalteradas a espessura média do cavaco ( $h_m$ ) e a taxa de remoção de material (Q).

**Tabela 3. Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes**

ENSAIO	$\kappa_r$ (°)	$\varphi_0$ (°)	ferramenta	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$h_m$ (mm)	Q (mm <sup>3</sup> /min)
--	10	36	R210 (z = 2)	120	0.42	1	0.02	3180
-+	10	110		40	0.19			
+-	18	36	R300 (z = 3)	148	0.22			
++	18	110		50	0.10			

A escolha destas variáveis de entrada está relacionada com a intenção de melhor compreender os mecanismos de vibração envolvidos no processo. Sandvik Coromant (2006) sugere a utilização de pequenos valores de  $\kappa_r$  como forma de induzir o aumento da componente axial da força de usinagem, que costuma ser o sentido de maior rigidez do eixo-árvore da máquina-ferramenta e diminuir a componente radial da força. Com isso minimizam-se os níveis de vibração, o que é bastante desejável, já que a vibração da ferramenta é um fator importante no fresamento de ligas de titânio devido ao seu baixo módulo de elasticidade e conseqüente instabilidade da espessura de corte. Outra recomendação é a utilização de grandes valores de  $\varphi_0$ , para que a linha de centro da fresa esteja dentro da largura da peça e o choque do inserto com ela ocorra de forma favorável.

A técnica de usinagem com altas velocidades, ou HSM (do inglês *high speed machining*), por outro lado, envolve altas velocidades de corte e de avanço e pequenas profundidades de corte axial e radial (Oliveira, 2003), com conseqüente valor reduzido de  $\varphi_0$ . Estima-se que, com um menor ângulo de contato, o corte possa ser mais estável, pois a ferramenta passa mais tempo fora do corpo de prova do que efetivamente cortando, ou seja, há mais tempo para que haja amortecimento da vibração.

Neste trabalho, a comparação entre os experimentos realizados é feita em termos de vida de ferramenta, rugosidade média da superfície usinada ( $R_a$ ) e mecanismos de desgaste de ferramenta preponderantes em cada condição ensaiada.

#### 2.4. Procedimentos Experimentais

Em cada ensaio, mantidos os parâmetros de corte de cada experimento, a ferramenta executava seguidos passes de fresamento frontal no corpo de prova, sempre com corte concordante, até que o critério de fim de vida estabelecido fosse atingido: desgaste de flanco máximo ( $VB_{Bm\acute{a}x}$ ) de 0.2 mm. Foram feitas três réplicas para todos os ensaios.

Para a medição do desgaste de flanco da ferramenta e da rugosidade da superfície usinada, o ensaio era sistematicamente interrompido e, terminados os experimentos, as ferramentas foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) para uma análise mais precisa da região desgastada.

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Figura 6A Figura 6 contém os resultados de vida de ferramenta para os quatro ensaios realizados, sendo que as barras representam as médias obtidas entre as três réplicas de cada experimento e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média.

Vê-se que a combinação de  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\varphi_0 = 110^\circ$  proporcionou vida de ferramenta mais longa, 100 minutos, seguida pela condição em que  $\kappa_r = 18^\circ$  e  $\varphi_0 = 110^\circ$ , aproximadamente 50 minutos. Por outro lado, nos ensaios com  $\varphi_0 = 36^\circ$ , o tempo de usinagem por vida de ferramenta não chegou a 10 minutos.

A Figura 7, em seguida, ilustra o efeito das variáveis estudadas sobre a vida de ferramenta em um gráfico de Pareto, em que fica evidente que tanto o ângulo de posição ( $\kappa_r$ ) quanto o ângulo de contato ( $\varphi_0$ ) são influentes, assim como sua interação. Pode-se afirmar, também, que a influência de  $\varphi_0$  é a mais marcante das três.

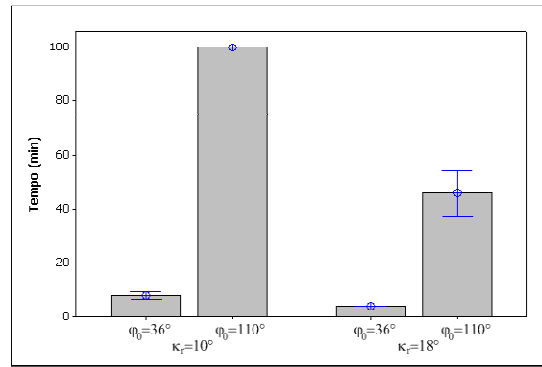


Figura 6. Vida de ferramenta em função das variáveis  $\kappa_r$  e  $\phi_0$  (intervalo de confiança de 95 %)

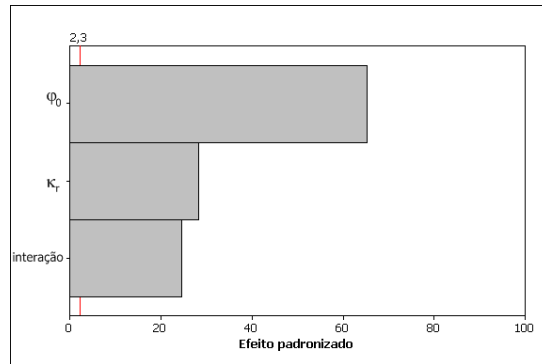


Figura 7. Gráfico de Pareto para os efeitos de  $\kappa_r$  e  $\phi_0$  sobre a vida de ferramenta (intervalo de confiança de 95 %)

A redução drástica da vida de ferramenta para os ensaios em que o ângulo de contato ( $\phi_0$ ) é  $36^\circ$  pode ser justificada, conforme Diniz, Marcondes e Coppini (2006), pelo fato de que, nestes casos, a linha de centro da fresa não se mantém dentro do corpo de prova durante o corte, ao contrário das condições em que  $\phi_0 = 110^\circ$ , fazendo com que o corte se inicie com a parte mais extrema do inserto. Esta situação configura um ângulo de entrada positivo o que fragiliza a cunha de corte e pode, portanto, causar quebra da aresta. Kuljanic, Totis e Sortino (2008) ainda afirmam que, quando da ocorrência de vibração auto-excitada (*chatter*) na usinagem, a utilização de pequenos ângulos de contato prejudica a indução do efeito regenerativo, afetando fortemente a estabilidade do processo e sendo, assim, prejudicial à integridade da ferramenta.

O melhor resultado obtido pela ferramenta com  $\kappa_r = 10^\circ$  em relação à situação em que  $\kappa_r = 18^\circ$  justifica-se pelo fato de que aquela geometria de ferramenta promove um aumento da contribuição da componente axial na força de usinagem, reduzindo os valores das componentes tangencial e radial. Sendo a direção axial mais rígida, a tendência é que esta combinação seja mais adequada à longevidade da ferramenta (Sandvik, 2005).

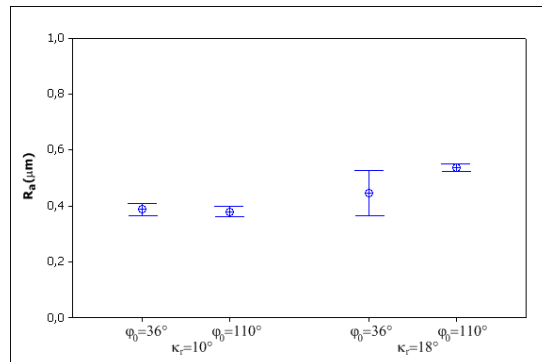


Figura 8. Rugosidade superficial média em função das variáveis  $\kappa_r$  e  $\phi_0$  (intervalo de confiança de 95 %)

Na Figura 8, podem ser vistas as faixas de rugosidade média ( $R_a$ ) para cada uma das condições ensaiadas, representando um intervalo de confiança de 95 % a partir de inúmeras medições realizadas ao longo da vida de ferramenta.

Percebe-se que os valores de  $R_a$  são, de forma geral, muito semelhantes entre si e bastante reduzidos (inferiores a  $0,6 \mu\text{m}$  em todas as condições) para operações de semi-acabamento. Entretanto, o gráfico demonstra que, para  $\kappa_r = 10^\circ$ , a rugosidade média é ligeiramente inferior àquela obtida para  $\kappa_r = 18^\circ$ , especialmente com  $\phi_0 = 110^\circ$ , apesar do avanço por dente ser maior em  $\kappa_r = 10^\circ$  do que em  $\kappa_r = 18^\circ$ . Vale ressaltar que aquela condição é também a que obteve a melhor vida da ferramenta sendo, portanto, dentre as condições testadas, a mais adequada para um processo produtivo de fresamento frontal em semi-acabamento (ou mesmo acabamento) desta liga. As razões que justificam a menor rugosidade obtida na condição em que  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\phi_0 = 110^\circ$  envolvem os menores níveis de vibração (em virtude da otimização da distribuição de forças, já descrita) e o alisamento da superfície usinada propiciado pela fase plana da pastilha utilizada nesta condição.

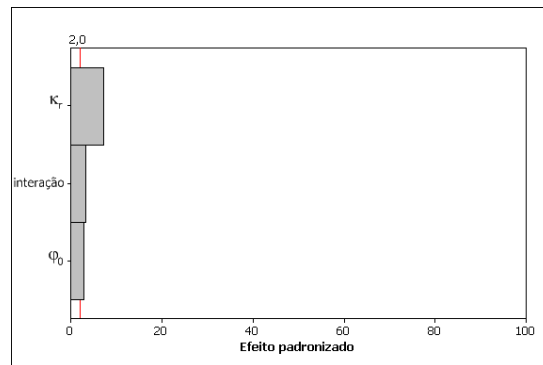


Figura 9. Gráfico de Pareto para os efeitos de  $\kappa_r$  e  $\phi_0$  sobre a rugosidade média (intervalo de confiança de 95 %)

O gráfico de Pareto (Figura 9) mostra que as variáveis estudadas apresentam pequena influência sobre os valores de rugosidade média, diferentemente do que foi verificado para a vida de ferramenta. De qualquer forma, a importância do ângulo de posição da ferramenta ( $\kappa_r$ ) mostra-se mais relevante.

As figuras na seqüência apresentam fotos de microscopia eletrônica de varredura sobre os inserts em fim de vida após cada uma das condições ensaiadas. Nelas, são apresentadas uma visão geral do inserto desgastado e duas ampliações sobre o mesmo, onde foram feitas análises EDS para identificação dos elementos químicos presentes.

Na Figura 10, correspondente à condição  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\phi_0 = 36^\circ$ , percebe-se um desgaste regular em algumas regiões, onde se vê muito material do substrato da ferramenta (Figura 10 (b)), mas com muita adesão em outras, onde se vê muito material do corpo de prova e alguma ocorrência de microlascamentos (Figura 10 (c)), regiões estas responsáveis pelo alcance do valor de desgaste de flanco limite ( $VB_B = 0,2 \text{ mm}$ ). Nos trechos onde se vê substrato exposto, a análise EDS detectou a presença de átomos Ti, um claro indício da ocorrência de difusão entre o material do corpo de prova e o da ferramenta, comumente verificado em processos de usinagem envolvendo ligas de titânio.

A Figura 11, corresponde à condição  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\phi_0 = 110^\circ$ . Nota-se que a quantidade de material aderido na Figura 11 (b) e (c) é bem inferior àquela verificada na Figura 10 (c). Ao longo de toda a aresta, o desgaste parece ser quase que meramente difusivo.

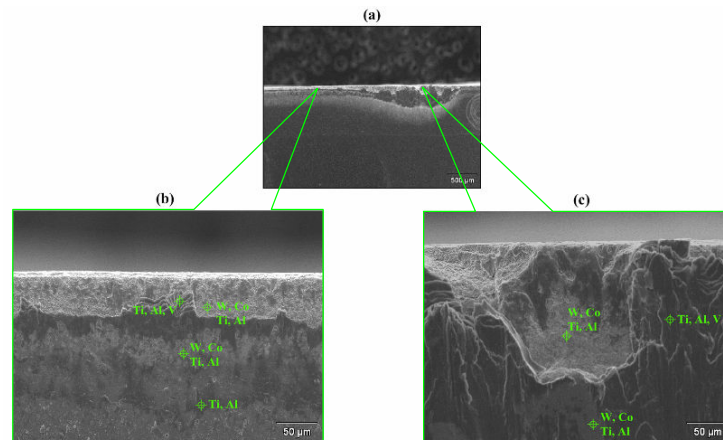


Figura 10. MEV sobre um inserto utilizado na condição  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\phi_0 = 36^\circ$  (a) visão geral, (b) e (c) ampliações

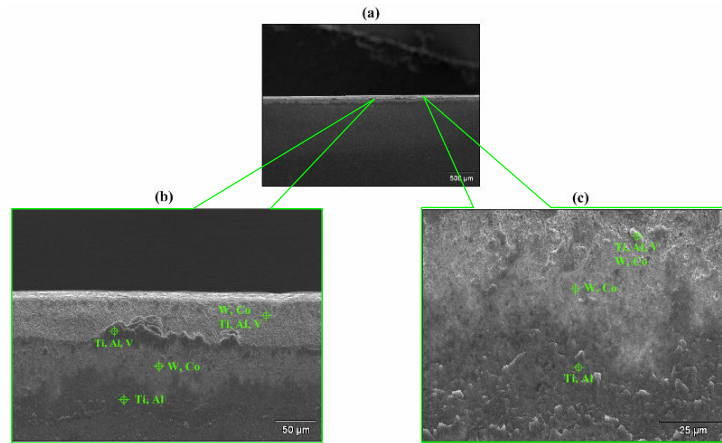


Figura 11. MEV sobre um inserto utilizado na condição  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\varphi_0 = 110^\circ$  (a) visão geral, (b) e (c) ampliações

Verificam-se na Figura 12, correspondente à condição  $\kappa_r = 18^\circ$  e  $\varphi_0 = 36^\circ$ , e na Figura 13, correspondente à condição  $\kappa_r = 18^\circ$  e  $\varphi_0 = 110^\circ$ , o aparecimento de microlascamentos, presentes em pequena escala com  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\varphi_0 = 36^\circ$  e ausentes com  $\kappa_r = 10^\circ$  e  $\varphi_0 = 110^\circ$ . Fica também evidente que a adesão de material do corpo de prova é muito mais pronunciada com  $\varphi_0 = 36^\circ$  (Figura 12 (b), (c)) do que com  $\varphi_0 = 110^\circ$  (Figura 13 (b), (c)).

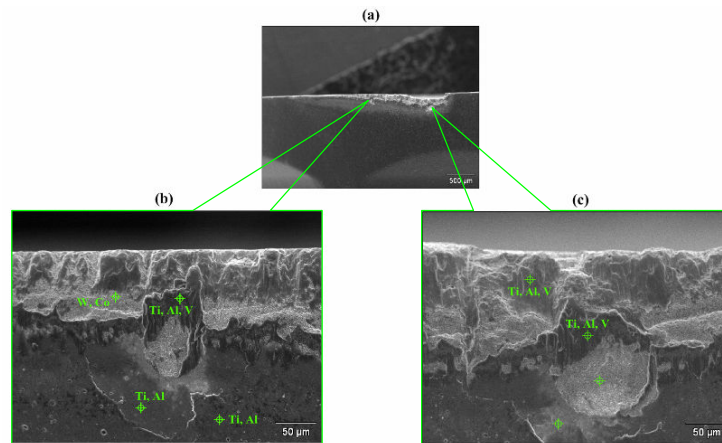


Figura 12. MEV sobre um inserto utilizado na condição  $\kappa_r = 18^\circ$  e  $\varphi_0 = 36^\circ$  (a) visão geral, (b) e (c) ampliações

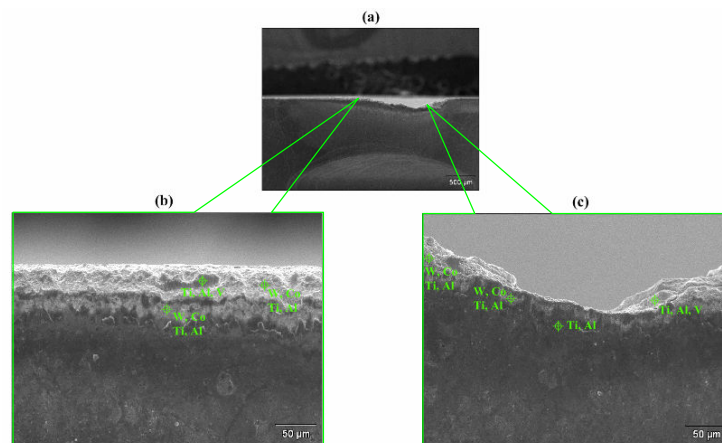


Figura 13. MEV sobre um inserto utilizado na condição  $\kappa_r = 18^\circ$  e  $\varphi_0 = 110^\circ$  (a) visão geral, (b) e (c) ampliações



A presença de microlascamentos em grande escala apenas nas condições em que  $\kappa_r = 18^\circ$  leva a crer que, realmente, a utilização de ferramenta com  $\kappa_r = 10^\circ$  permite que distribuição de forças sobre a aresta de corte seja otimizada e, assim, a vibração minimizada. A ocorrência de desgaste preponderantemente difusivo é preferível, pois este tipo de desgaste é mais regular em comparação à ocorrência de microlascamentos, sendo, portanto, mais simples prever a vida de ferramenta caso adotados outros critérios de fim de vida.

O aumento da adesão de material do corpo de prova sobre as ferramentas nas condições em que  $\varphi_0 = 36^\circ$  está provavelmente relacionado às maiores velocidades de corte empregadas nestes ensaios, as quais proporcionam maior elevação da temperatura da região de corte e conseqüente amolecimento mais pronunciado do material do corpo de prova.

#### 4. CONCLUSÕES

A partir da análise dos resultados aqui apresentados, podem ser numeradas algumas conclusões:

- A utilização de pequeno ângulo de contato do inserto com o corpo de prova mostrou-se absolutamente desvantajosa em termos de vida de ferramenta. As prováveis razões são os fatos de que, neste caso, o centro da fresa permanece fora do corpo de prova durante o corte, e de que pequenos ângulos de contato dificultam a indução do efeito regenerativo necessário à solução da vibração auto-excitada.
- A utilização de ferramenta com ângulo de posição reduzido, por outro lado, aumentou sensivelmente a vida da ferramenta, provavelmente devido ao fato de que esta geometria propicia o aumento da componente axial da força de usinagem, configurando uma distribuição de esforços mais adequada para a ferramenta.
- Embora a rugosidade média tenha se mantido reduzida ao longo de todos os ensaios, há uma tendência apontando para a redução da rugosidade como conseqüência da redução do ângulo de posição, explicável pela melhor distribuição de forças obtida por esta geometria de ferramenta e pelo alisamento promovido pela fase plana presente na pastilha utilizada nesta condição.
- A partir de análises das fotos em MEV, fica claro que, nas ferramentas de ângulo de posição reduzido, o desgaste é preponderantemente difusivo, enquanto ocorrem microlascamentos naquelas que apresentam maior ângulo de posição, fruto da ocorrência de grandes esforços de corte e conseqüente vibração. É também nítido que, nas condições em que o ângulo de contato do inserto com o corpo de prova é menor e, conseqüentemente, a velocidade de corte é maior, há adesão mais pronunciada de material do corpo de prova sobre a aresta de corte da ferramenta.

#### 5. AGRADECIMENTOS

À Blaser Swissslube, pelo fornecimento do fluido de corte utilizado neste trabalho.

À Embraer, pelo fornecimento do corpo de prova.

À Sandvik Coromant, pelo fornecimento das ferramentas e pelo aporte financeiro.

Ao CNPq, pelo pagamento da bolsa de estudos.

#### 6. REFERÊNCIAS

- Boyer, R. R., 1996, An overview on the use of titanium in the aerospace industry, *Materials Science & Engineering*, v. A213, n. 1-2, p. 103-114.
- Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B., 2003, Advancing cutting technology, *Annals of the CIRP*, v. 52, n. 2, p. 483-507.
- Diniz, A. E.; Marcondes, F. C.; Coppini, N. L., 2006, *Tecnologia da usinagem dos materiais*, 5 ed. São Paulo: Artliber Editora. 254 p.
- Ezugwu, E. O.; da Silva, R. B.; Bonney, J.; Machado, A. R., 2005, Evaluation of the performance of CBN tools when turning Ti-6Al-4V alloy with high pressure coolant supplies, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 45, n. 9, p. 1009-1014.
- Ferraresi, D., 1977, Forças e Potências de Usinagem, In: *Usinagem dos Metais*, v. 1 – Fundamentos da Usinagem dos Metais, 1 ed. São Paulo: Edgard Blücher, p. 155-204.
- Kuljanic, E.; Totis, G.; Sortino, M., 2008, Vibrations and chatter in machining: State of the art and new approaches, In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCED MANUFACTURING SYSTEMS AND TECHNOLOGY, 8., 2008, Udine, *Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology*, Udine: CISM, v. 1, p. 15-36.
- Oliveira, F. G. de, 2003, HSM – Conceito e Aplicações, In: Santos, A. V. dos; Bezerra, A. A.; Machado, Á. R.; Helleno, A. L.; Borges Netto, A.; Landi, D. C.; Oliveira, F. G. de; Marcondes, F. C.; Cavichioli, F. de A.; Tanio, F. H.; Schulz, H.; Gomes, J. de O.; Gamarra, J. R.; Schützer, K.; da Silva, M. B.; Ornaghi, M. A.; Ice, M. S.; Coelho, R. T.; Vallejos, R. V.; Bauco, S. A., *Usinagem em altíssimas velocidades: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica*, 1 ed. São Paulo: Érica, cap. 2, p. 29-35.
- Rahman, M.; Wang, Z. G.; Wong, Y. S., 2006, A review on high-speed machining of titanium alloys, *JSME International Journal*, v. 49, n. 1, p. 11-20.

- Rahman, M.; Wong, Y. S.; Zareena, A. R., 2003, Machinability of titanium alloys, *JSME International Journal*, v. 46, n. 1, p. 107-115.
- Sandvik Coromant, 2007, *Catálogo Principal*, Catálogo, São Paulo, 1157 p.
- Sandvik Coromant, 2005, *Manual Técnico de Usinagem*, São Paulo, 600 p.
- Sandvik Coromant, 2004, *Titanium Machining*, Application Guide, Sandviken, 88 p.
- Sharman, A. R. C.; Aspinwall, D. K.; Dewes, R. C.; Bowen, P., 2001, Workpiece surface integrity considerations when finish turning gamma titanium aluminide, *Wear*, v. 249, n. 5-6, p. 473-481.
- Trent, E. M.; Wright, P.K., 2000, *Metal Cutting*, 4 ed. Boston: Butterworth-Heinemann, 446 p.
- Venugopal, K. A.; Paul, S.; Chattopadhyay, A. B., 2007, Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling, *Wear*, v. 262, n. 9-10, p. 1071-1078.
- Wang, M.; Zhang, Y., 1988, Diffusion wear in milling titanium alloys, *Materials Science and Technology*, v. 4, n. 6, p. 548-553.
- Wang, Z. G.; Rahman, M.; Wong, Y. S., 2005, Tool wear characteristics of binderless CBN tools used in high-speed milling of titanium alloys, *Wear*, v. 258, n. 5-6, p. 752-758.

## 7. DIREITOS AUTORAIS

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

# DIFFERENT MACHINING TECHNIQUES AND CUTTING PARAMETERS APPLIED ON Ti-6Al-4V TITANIUM ALLOY MILLING

Armando Ítalo Sette Antonialli, [antonialli@fem.unicamp.br](mailto:antonialli@fem.unicamp.br)<sup>1</sup>  
Anselmo Eduardo Diniz, [anselmo@fem.unicamp.br](mailto:anselmo@fem.unicamp.br)<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Mechanical Engineering Faculty, State University of Campinas, 200, Mendeleiev St. - Cidade Universitária Zeferino Vaz,

**Abstract:** *Titanium alloys present high melting points, excellent hot mechanical properties, high corrosion resistance, good strength to weight ratio and biocompatibility, which make them suitable materials for aerospace, automotive, chemical and biomedical applications. Although, this alloys show poor machinability due to their low thermal conductivity, high chemical reactivity with all known cutting tool materials and mainly to their low Young modulus. This last characteristic promotes large variations of chip thickness, that means machining vibrations at high levels. This work contains alternatives for Ti-6Al-4V alloy milling optimization about machining techniques and cutting parameters, aiming to provide reductions machining vibration effects on tool life and milled surface roughness. Input variables studied were tool entering angle and radial immersion angle between tool and workpiece. Results show that low immersion angle provides shorter tool life, but low entering angle makes it longer.*

**Keywords:** *milling, titanium alloy, tool life, roughness*