

Os resultados da força de corte foram até certo ponto surpreendentes. Pois na maior parte dos testes as forças de corte foram praticamente idênticas. Na condição onde o fluido de corte foi aplicado com pressão de 15 MPa e 5% de concentração, no teste de $V_c = 400$ m/min, o valor da força de corte foi superior à todas as condições avaliadas. Já para a condição de $V_c = 300$ m/min o maior valor da força de corte foi registrado para a condição de fluido aplicado na forma de jorro e concentração de 10%.

As forças de corte e as forças de avanço dependem fortemente da área de contato cavaco-ferramenta e da resistência ao cisalhamento no plano de cisalhamento secundário (resistência na interface cavaco-ferramenta). Quanto maior for estas grandezas, maiores serão estas componentes das forças de usinagem. No próximo sub-capítulo serão apresentados os valores da área de contato cavaco-ferramenta e também do comprimento de contato cavaco-ferramenta. Os valores mensurados destas grandezas revelaram que o fluido de corte aplicado à alta pressão reduziu significativamente os valores destas grandezas. Logo, esperava-se que a força de corte diminuísse com o uso da técnica de aplicação de fluido de corte à alta pressão. Isto porém não ocorreu.

A teoria proposta por Machado e Wallbank (1992) ajuda a explicar os resultados aqui encontrados. Para estes autores existem basicamente duas razões para este comportamento. A primeira é: a zona de adesão (chamado por Trent e Wright por *sticking zone*), parte da área de contato cavaco-ferramenta, reduziu muito pouco, e é esta região que é a maior responsável pela força de usinagem. A segunda, admite que pode também ter ocorrido que a resistência ao cisalhamento do material, neste caso o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF, no plano de cisalhamento secundário, tenha aumentado com o uso da técnica de aplicação de fluido de corte à alta pressão devido à refrigeração. Esta técnica por sua vez pode ter atuado de forma eficiente na redução da temperatura de usinagem, conseqüentemente a temperatura da zona de cisalhamento secundário. Temperaturas mais elevadas poderiam reduzir os esforços de cisalhamento, facilitando a formação do cavaco.

Existem, portanto, duas tendências opostas do comportamento da força de corte, quando se usa o sistema de aplicação de fluido de corte à alta pressão, e com isto a força de corte tende a diminuir ligeiramente, devido a uma provável redução da área de contato cavaco-ferramenta, e a força tende a aumentar devido à maior resistência ao cisalhamento na zona de cisalhamento secundário, provocado pela queda de temperatura. O efeito final é uma combinação destes dois fatores.

Antes de iniciar as análises da potência de usinagem, é apresentado na Fig. 4.21 um gráfico de duas variáveis em função do diâmetro da barra ao ser usinada. Uma das variáveis é

a potência elétrica em vazio. A potência em vazio (P_0) é a potência da máquina ferramenta ligada, com o mecanismo de avanço funcionando, porém sem usinagem. É necessário conhecer o valor da energia elétrica consumida pela máquina para executar apenas o movimento de usinagem, sem arrancar cavaco, para calcular o valor correto da potência de usinagem. A outra variável é a velocidade de avanço que o torno CNC executa para manter o avanço constante à medida que o diâmetro vai diminuindo e a rotação da máquina aumentando. Para diâmetros menores a rotação é maior, implicando em maiores potências e velocidade de avanço.

Durante os testes de usinagem de medição da potência elétrica, tanto para potência em vazio como para a potência durante o corte, foi necessário determinar a taxa de aquisição de sinais que seria a adequada. Utilizando o *Teorema de Nyquist* chegou-se à conclusão que a taxa de aquisição do sinal elétrico da potência deveria ser no mínimo 6 KHz. Com isto, adotou-se um período de aquisição de 5 segundos. A aquisição dos sinais de potência elétrica foram conduzidos simultaneamente durante os testes de medição de força de usinagem. Logo, os valores apresentados na Fig. 4.22 foram adquiridos juntos com os dados obtidos para a construção do gráfico das Fig. 4.19 e 4.20. Portanto, a Fig. 4.22 mostra um gráfico da potência efetiva de usinagem, durante as condições de lubri-refrigeração investigadas nesta pesquisa. Estes valores representam também a média de um teste seguido de duas réplicas.

É conhecido que a potência efetiva de usinagem pode ser obtida somando as parcelas referentes à potência de corte (N_c) e a potência de avanço (N_f). Fisicamente, cada uma das potências pode ser resumidamente calculada pelo produto de força pela velocidade de cada componente. Para os valores de potência de usinagem, espera-se que à medida que a velocidade de corte aumenta, consequentemente o valor da potência aumenta, uma vez que estas grandezas são diretamente dependentes. Apesar da força de corte diminuir com o aumento da velocidade de corte, a relação não é inversamente proporcional. De uma forma geral, conclui-se pela Fig. 4.22 que a potência de usinagem foi maior para as condições de maior velocidade de corte, ou seja, na condição de velocidade de corte de 400 m/min.

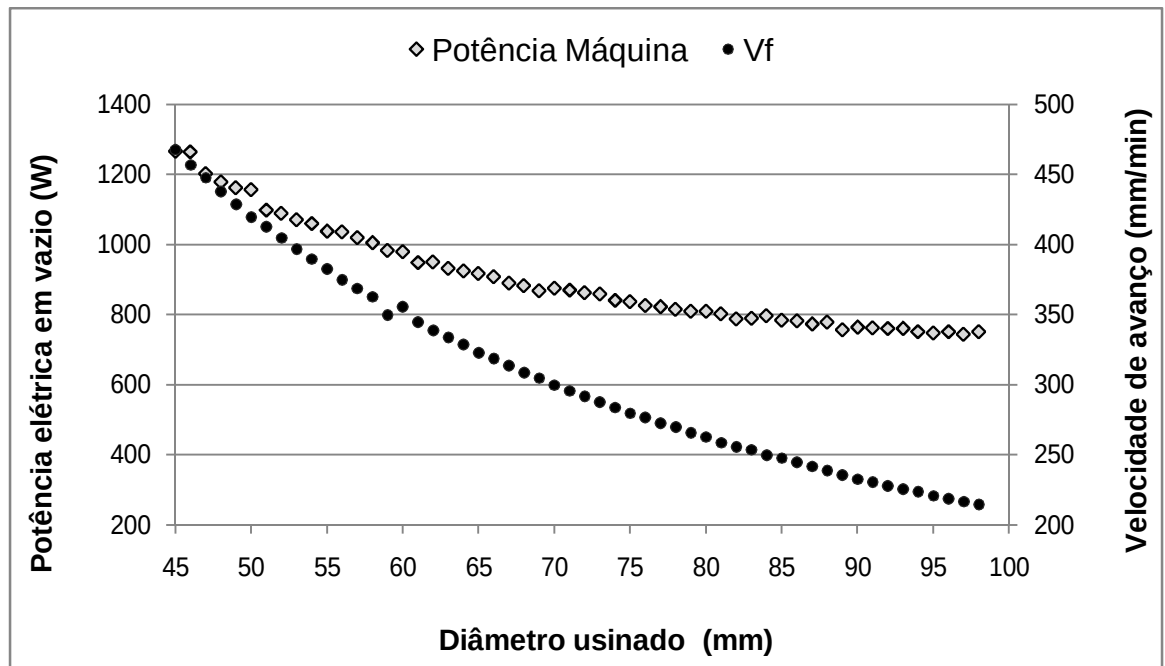


Figura 4.21 – Variação da potência elétrica consumida e da velocidade de avanço em função do diâmetro da barra ao ser usinada com $v_c = 300$ m/min e avanço constante de 0,2 mm/rev.

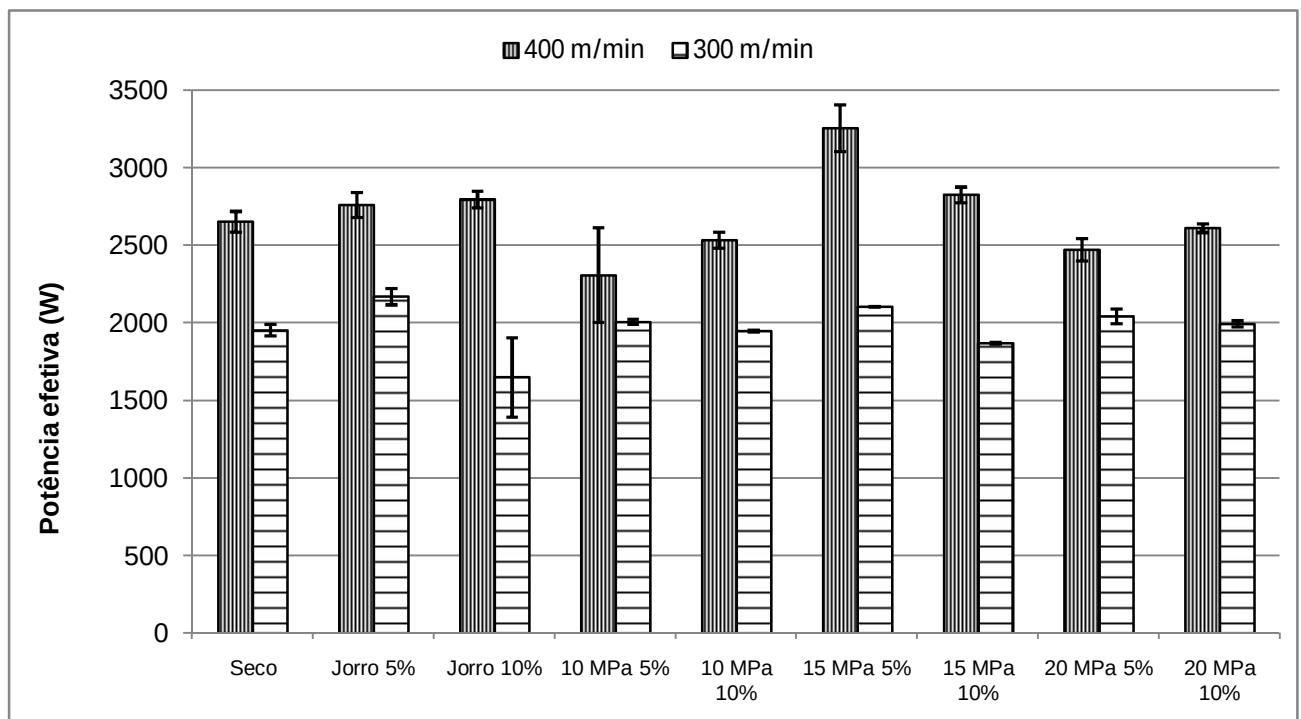


Figura 4.22 – Potência efetiva de usinagem para diferentes condições de usinagem.

4.3 Área e Comprimento de Contato Cavaco-Ferramenta

A área de contato do cavaco na superfície de saída da ferramenta é uma região importante. Observações desta área ajudam a compreender melhor os fenômenos de usinagem, principalmente o mecanismo de desgaste da ferramenta. É portanto, um ponto de interesse em pesquisas de usinagem. Não apenas o mecanismo de desgaste, mas as temperaturas e a usinabilidade dos materiais são estreitamente relacionados com o que acontece nesta região, por isto uma especial atenção deve ser dada à região de contato cavaco-ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).

O comprimento de contato cavaco-ferramenta, no entanto, é difícil de ser determinado. A área de contato é definida pelas marcas produzidas pelo cavaco na superfície de saída da ferramenta, devido a movimentação após sua formação. Machado e Wallbank (1992) assim como Trent (1984) definiram esta área total de contato entre o cavaco e a ferramenta composta por uma zona de adesão (*seizure zone*), onde a área real de contato é igual a área aparente, e de uma zona de escorregamento (*sliding zone*), onde a área real de contato é menor que a área aparente. Trent (1984) afirma também que o fluido de corte não pode acessar a zona de aderência.

Neste trabalho, a medição da área de contato cavaco-ferramenta foi realizada através de análises de imagens por elétrons retroespalhados (do inglês *backscattering electron* - BSE). Desta forma foi possível identificar o material aderido pela diferença de tonalidade na imagem obtida. Depois, com um programa de análise de imagens foi quantificada os diferentes tons de cinza, ou seja, material aderido e material da ferramenta, isso foi feito em um mesma ampliação, sendo possível determinar a área total em mm², conhecendo o percentual de cada fase, ou seja, o quanto de material aderido e quanto de material da ferramenta.

A área de contato foi medida desde o raio de arredondamento da ponta da ferramenta até onde detectava-se indícios de material aderido com maior intensidade. O material aderido foi identificado pela cor cinza e tonalidade clara, já o material da ferramenta foi identificado pela cor cinza escuro. Tanto o material aderido, quanto o material da ferramenta e o material de seu revestimento puderam ser adequadamente identificados após análises da composição química obtida por espectroscopia de energia dispersiva (EDS). Os valores da área e o comprimento de contato cavaco-ferramenta foram extraídos de ferramentas utilizadas após um passe de 270 mm de comprimento usinado. Todos os testes foram realizados com ferramentas novas. A Figura 4.23 mostra duas imagens de uma mesma superfície de saída, uma feita por BSE com ampliação de 180 vezes e outra no feita no MEV com 100 vezes de aumento.

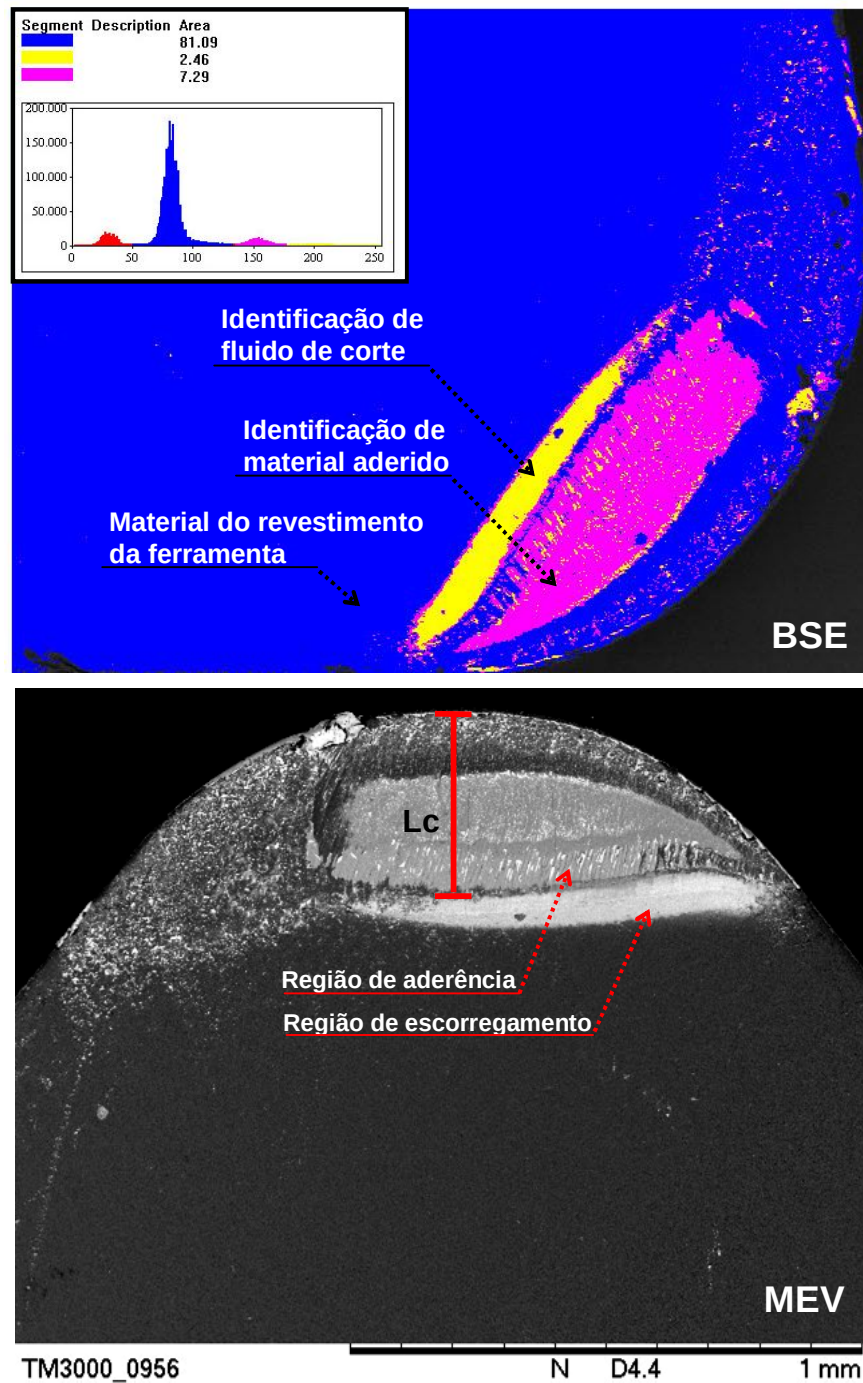


Figura 4.23 – Ferramenta utilizada após a usinagem com fluido de corte aplicado com pressão de 20MPa e 5% de concentração usinado com 400 m/min.

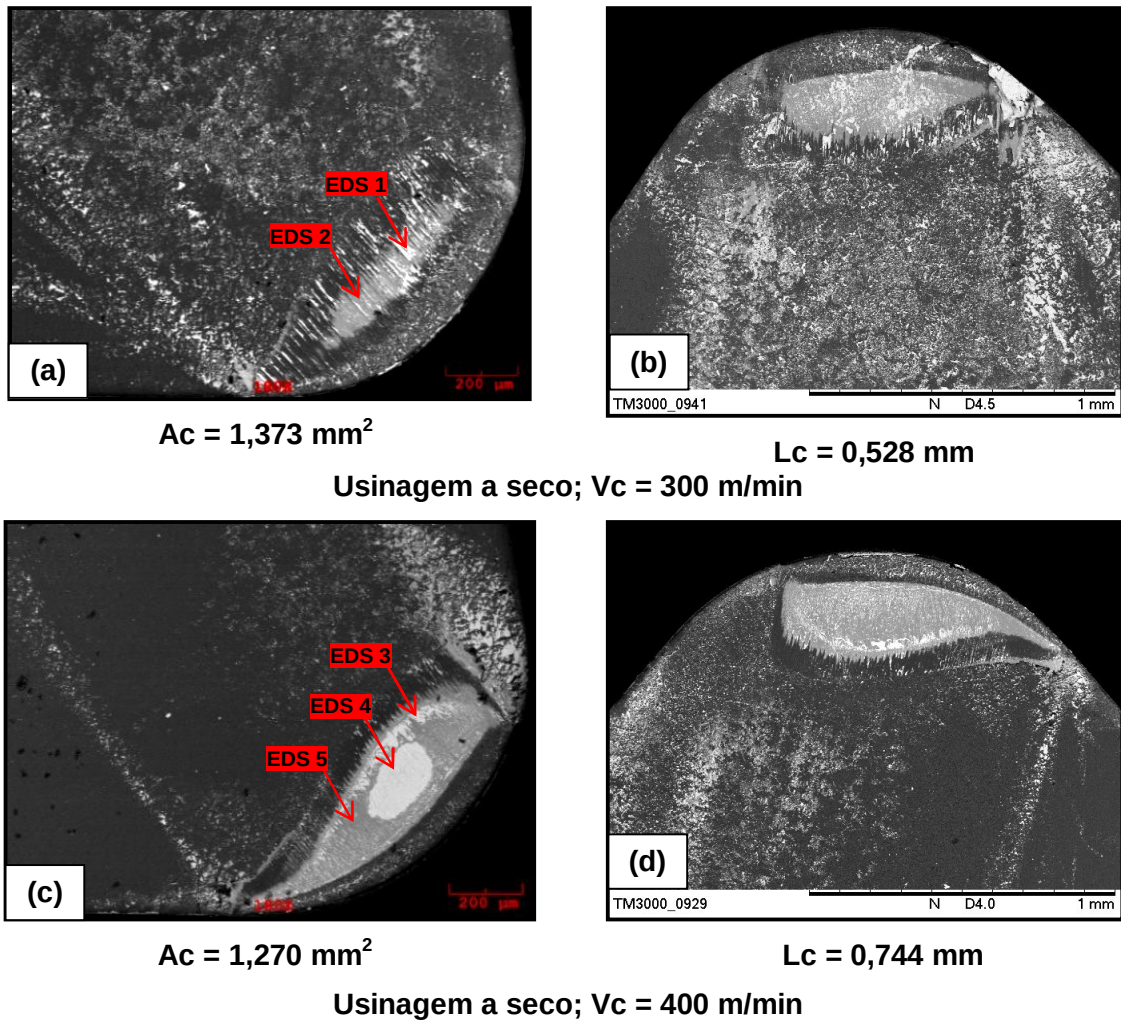
Conforme indicado na Fig. 4.23, na imagem por BSE, as cores amarela, rosa e azul estão relacionadas respectivamente ao fluido de corte, material do aço inoxidável ABNT 316UF aderido e material do revestimento da ferramenta. Já a imagem obtida no MEV está indicando

as regiões de aderência e escorregamento, além do comprimento de contato cavaco-ferramenta (Lc). A área de contato cavaco-ferramenta será referida neste trabalho como Ac.

De acordo com Zupanic (2010) aproximadamente 30% dos feixes de elétrons que atingem uma amostra são espalhados para fora da amostra. Estes elétrons são denominados por elétrons retro espalhados (BSE). Os elétrons retro espalhados fornecem sinais muito usados em imagens de microscopia eletrônica de varredura. O brilho de uma fase particular em uma imagem dependerá de sua composição química. Imagens obtidas por elétrons retro espalhados são normalmente avaliadas de forma qualitativa. Em geral as fases com coloração mais claras contêm elementos pesados, ou seja, com número atômico alto, enquanto que as fases mais escuras possuem elementos leves.

Algumas imagens foram feitas para comprovar que as marcas apresentadas na superfície de saída, de cor clara e com brilho, tratavam-se do material da peça aderido à superfície de saída ferramenta. E em contra partida a região de cor escura representava o material do revestimento da ferramenta. Nisto, as Fig. 4.24, 4.25, 4.26 e 4.27 foram obtidas para comprovar a identificação destes materiais através de análises da composição química de cada fase. Portanto, em cada uma destas figuras há alguns pontos, indicados por setas, identificados pela sigla EDS seguido de um número. Estes pontos foram estrategicamente definidos. A composição dos mesmos pode ser consultada nas tabelas abaixo de cada figura.

É mostrado na Figura 4.24 duas ferramentas utilizadas com velocidade de corte de 300 m/min e 400 m/min durante a usinagem a seco. Observa-se pelos EDS 1, EDS 3 e EDS 4 que os elementos químicos que se destacaram pela maior porcentagem em peso foram o ferro (Fe) e o cromo (Cr). Estes elementos químicos são provenientes do material base dos aços inoxidáveis austeníticos. O titânio presente nos EDS 2 e EDS 5 desta mesma figura indicam que a camada mais externa da superfície de saída da ferramenta foi removida totalmente, restando a segunda camada do revestimento. Mesmo indicando aparentemente uma maior área clara na ferramenta usinada a seco com $V_c = 300$ m/min, o comprimento de contato cavaco-ferramenta não foi tão alto. Em algumas situações o final da área de aderência encontra-se mais bem definida, o que facilita uma identificação mais precisa da região de transição entre a zona de aderência e a zona de escorregamento.

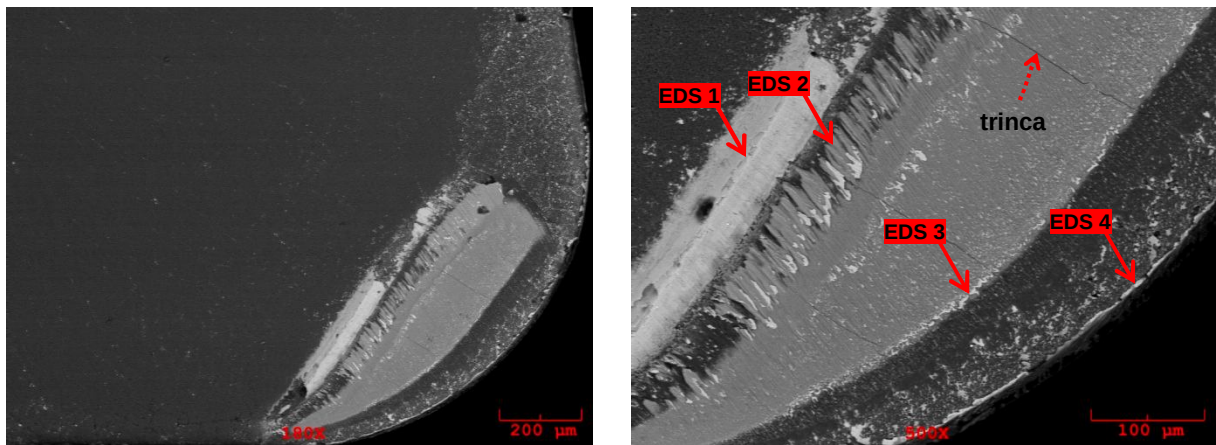


wt. %	Ca	Al	O	Ti	Cr	Fe	Mn	Si	Ni	P	S	F
EDS 1	0,24	1,09	1,51	12,82	12,88	46,58	8,65	0,65	6,41	-	9,16	-
EDS 2	-	0,27	0,79	95,86	0,74	1,05	0,66	-	0,25	-	0,10	-
EDS 3	-	0,4	2,75	1,55	16,90	62,62	2,10	-	9,01	-	1,42	1,49
EDS 4	-	0,47	0,50	0,19	18,49	66,03	2,10	0,62	8,60	0,11	1,19	1,61
EDS 5	-	0,35	-	90,20	1,33	3,98	0,16	0,91	0,73	-	0,23	2,01

Figura 4.24 – Análises de EDS (a) e (c) e MEV (b) e (d) das ferramentas utilizadas durante a usinagem a seco e diferentes velocidade de corte.

A seguir são apresentadas imagens feitas através de MEV e EDS de uma ferramenta utilizada no teste de usinagem com fluido de corte aplicado com pressão de 20 MPa,

concentração de 10% e $V_c = 400$ m/min. O intuito da Fig. 4.25 foi identificar os materiais que compõem as marcas da área de contato cavaco-ferramenta através da análise da composição química. Existem nesta área, que está identificada pela região de cor cinza claro, indícios de material aderido (EDS 2) e uma faixa que representa o alcance do fluido de corte (EDS 1). Chega-se a estas conclusões pelo fato da grande quantidade de ferro e cromo encontradas pelo EDS 2 e zinco e enxofre encontradas pelo EDS 1. No EDS 3 destaca-se a presença de titânio, integrante do material de uma das camadas de revestimento da ferramenta Ti(C,N). O EDS 4 sugere a existência de material aderido no raio de arredondamento da aresta de corte.

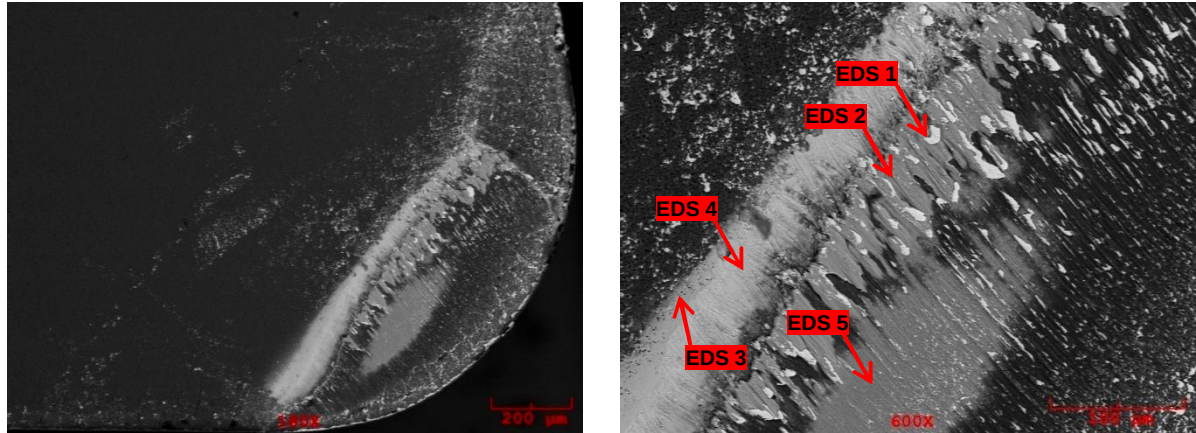


wt.%	C	Al	O	Ti	Cr	Fe	Mn	Si	Ni	P	S	Zn
EDS 1	-	0,30	19,81	0,69	1,20	2,69	0,55	0,55	0,33	1,90	14,91	57,09
EDS 2	0,54	0,32	-	2,78	17,48	63,26	2,08	0,85	9,36	-	1,87	-
EDS 3	8,10	0,30	10,03	48,58	4,63	8,14	1,76	0,60	0,94	0,02	0,28	0,34
EDS 4	6,33	0,42	-	0,38	16,41	60,84	1,74	0,46	8,39	-	1,28	-

Figura 4.25 – Análises de MEV e EDS da ferramenta usinada com fluido de corte aplicado com pressão de 20 MPa, concentração de 10% e $V_c = 400$ m/min.

As mesmas análises são válidas para a composição química das regiões assinaladas na Fig. 4.26. A ferramenta utilizada com fluido de corte aplicado com 15 MPa e concentração de 5%, no teste com $V_c = 300$ m/min, mostrou novamente presença de material aderido na área de contato cavaco-ferramenta, comprovado pelo EDS 1. As quantidades dos elementos zinco e enxofre tiveram destaque nos EDS 3 e EDS 4, o que comprova indícios de fluido de corte nesta estreita faixa que antecede a região de aderência. Portanto, a ausência de ferro e cromo nesta

faixa, mostra a região limite da região de aderência e início da região de escorregamento. O início da região de escorregamento ocorre a aproximadamente 300 µm da borda da aresta de corte.



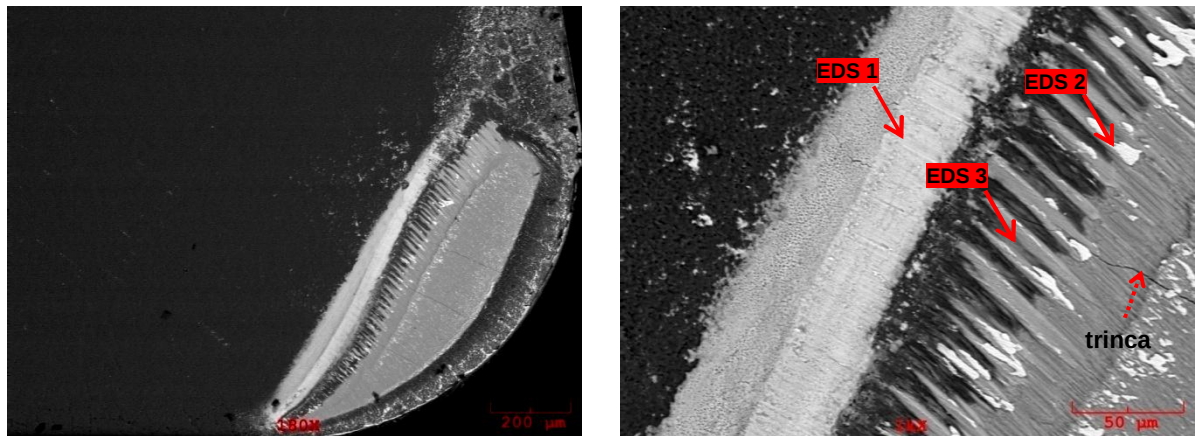
wt.%	C	Al	O	Ti	Cr	Fe	Mn	Si	Ni	P	S	Zn
EDS 1	-	0,45	5,76	1,74	14,97	53,76	2,48	0,90	8,22	-	2,36	-
EDS 2	-	8,49	29,66	1,88	28,61	5,37	19,93	2,34	0,71	-	0,12	-
EDS 3	0,32	1,70	17,43	1,25	-	2,36	-	0,25	-	1,35	7,12	67,8
EDS 4	-	0,83	19,26	0,85	0,74	3,20	-	-	-	3,32	9,92	61,36
EDS 5	-	0,86	4,35	77,69	-	0,33	-	-	-	-	0,06	-

Figura 4.26 – Análises de MEV e EDS da ferramenta usinada com fluido de corte aplicado com pressão de 15 MPa, concentração de 5% e $V_c = 300$ m/min.

Quando a velocidade de corte aumenta de 300 m/min para 400 m/min há registro de material remanescente da peça aderido à área de contato cavaco-ferramenta. Este fenômeno pode ser observado pela Fig. 4.27 através do EDS 2 e EDS 3. Nestas imagens de EDS novamente os teores dos elementos químicos cromo e ferro foram acima dos demais, o que reforça que parte do aço inoxidável austenítico tenha ficado aderido na superfície de saída da ferramenta.

Novamente é revelado ocorrência de elementos químicos presentes na formulação do fluido de corte, como por exemplo, zinco, enxofre e fósforo. Todos identificados e quantificados pelas imagens do EDS 1 da Fig. 4.27. No trabalho de Diniz et al. (2010) os autores, através de análises de EDS, observaram a presença dos elementos Zn, S e P no interior da área de contato cavaco-ferramenta após a usinagem do aço ABNT 1045 com fluido de corte aplicado com pressão de 1,2 MPa. Os autores indicaram que estes elementos químicos eram oriundos do fluido de corte utilizado em seus testes, que para tal pesquisa foi uma solução à base d'água com 6% em concentração de um óleo vegetal.

Ao aumentar a velocidade de corte, aparentemente o alcance do fluido de corte aplicado à alta pressão foi similar à condição para teste com velocidade de corte de 300 m/min e pressão de 15 MPa com concentração de 5%. Logo, o que indica é que o fluido chega aproximadamente à 300 μm do arredondamento da aresta de corte mesmo com o aumento da velocidade de corte para 400 m/min.



wt.%	F	Al	O	Ti	Cr	Fe	Mn	Ca	Ni	P	S	Zn
EDS 1	-	0,68	20,81	1,14	1,16	3,83	-	0,39	-	5,03	13,31	53,70
EDS 2	4,77	0,23	3,66	3,91	16,12	55,80	2,01	0,23	8,47	0,11	1,35	0,50
EDS 3	-	3,01	29,81	4,08	31,94	4,30	20,61	0,25	0,45	0,07	0,14	0,38

Figura 4.27 – Análises de MEV e EDS da ferramenta usinada com fluido de corte aplicado com pressão de 15 MPa, concentração de 5% e $V_c = 400$ m/min.

Liu et al. (2007) explicam que existem basicamente dois estágios para a penetração do fluido por capilaridade. Primeiramente a fase líquida infiltra por capilaridade e em seguida partículas do fluido evaporam dentro destas capilaridades. Segundo, a fase gasosa preenche a capilaridade. Os autores assumem que este fenômeno ocorre quando o fluido de corte atinge a interface cavaco-ferramenta com pressões superiores à 100 MPa. Desta forma as dimensões da capilaridade formada serão de 1 mm de comprimento e raio de 0,5 μm , considerando a velocidade do cavaco na interface de 1 m/s. Com isto, o fluido de corte aplicado à alta pressão será capaz de acessar a interface de usinagem, garantindo a ação refrigerante e lubrificante e consequentemente reduzindo a temperatura da interface de usinagem (EZUGWU et al., 2005b).

Na tentativa de enriquecer o entendimento da área de contato cavaco-ferramenta, o comprimento do contato cavaco-ferramenta também foi alvo de investigação durante esta pesquisa. Vários autores também mediram este comprimento (FRIEDMAN; LENZ, 1969; KISHI et al. 1975; MACHADO, 1990). Para a medição da área de contato cavaco-ferramenta chama a atenção os trabalhos publicados por (NAVES et al., 2013; KILIC; RAMAN, 2007; CHILDS, 2006). As Figuras 4.28 e 4.29 mostram os valores da área de contato cavaco-ferramenta e as Fig. 4.30 e 4.31 os valores do comprimento de contato cavaco-ferramenta para todas as condições investigadas. Estes valores representam as médias aritméticas dos dados obtidos de um teste seguido de duas repetições, após completados um comprimento de usinagem de 270 mm e cada teste foi executado com ferramenta com aresta nova.

Nos gráficos onde estão informados os valores da área de contato cavaco-ferramenta é evidente que a maior área foi obtida na condição a seco. Ezugwu et al. (1999b) explicam que o uso de fluido de corte a alta pressão resulta em uma significativa redução do comprimento de contato cavaco-ferramenta, e portanto na área de contato. Os autores ainda esclarecem que ao reduzir a área de contato cavaco-ferramenta aumentaram as tensões de compressão na aresta da ferramenta de corte, implicando em pequenas alterações nas forças de usinagem. Este fenômeno por sua vez poderá encorajar a formação do desgaste de entalhe, que por sua vez pode encurtar a vida útil das ferramentas. Porém o uso de fluido de corte à alta pressão favorece a redução do calor durante a usinagem, e consequentemente em menores temperaturas e deformações plásticas, resultando em um menor efeito de encruamento bem como menores danos na microestrutura do material (EZUGWU et al. 2007).

Já Machado et al. (1998) também registraram uma redução na área de contato cavaco ferramenta, porém sem alterar muito a força de corte. Eles também chegaram às conclusões que poderia ocorrer uma redução na temperatura quando o fluido de corte era aplicado à alta

pressão, não alterando de forma significativa a força, mesmo ocorrendo um aumento de tensões na aresta de corte.

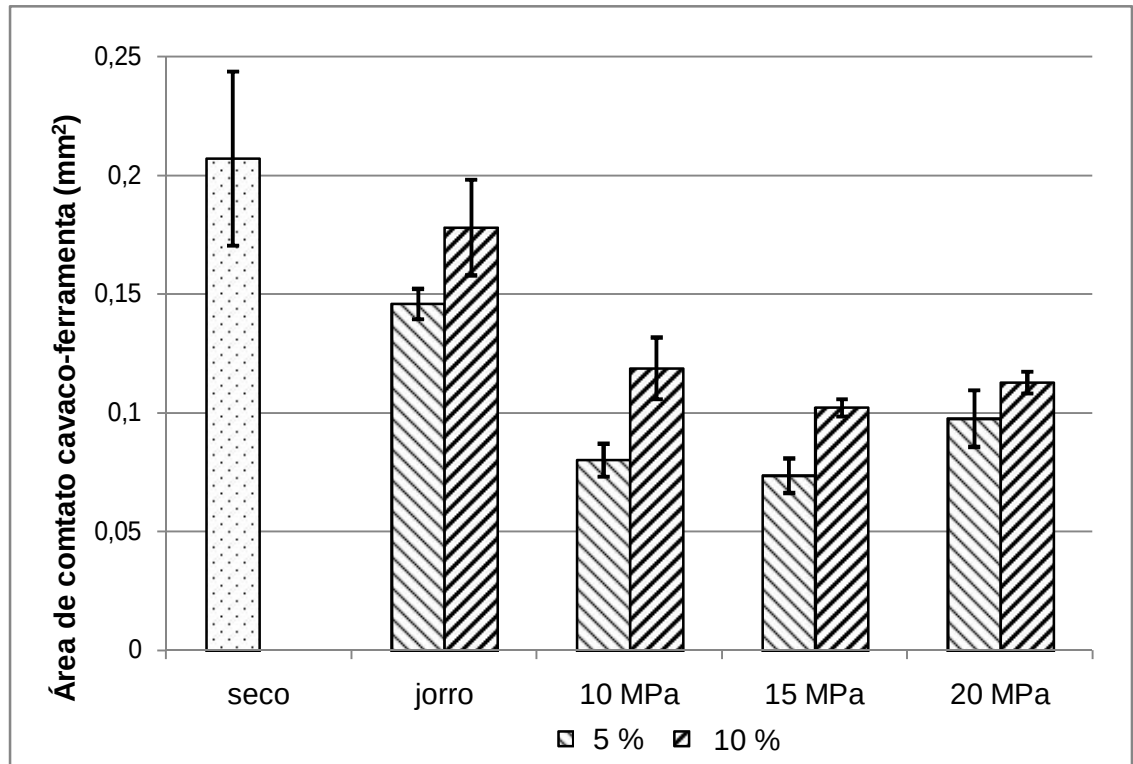


Figura 4.28 – Valores da área de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 300$ m/min.

Ao aumentar a velocidade de corte verifica-se que há um ligeiro aumento da área de contato cavaco-ferramenta. Entretanto, chama a atenção os resultados da área de contato cavaco-ferramenta durante os testes com velocidade de corte de 300 m/min. Nesta condição os resultados mostram que ao aumentar a pressão de 15 MPa para 20 MPa a área de contato tende a aumentar. Parece existir nesta condição um valor de pressão crítica, que ao ser superada não trará benefícios ao processo de usinagem. Segundo Kishi et al. (1975) quando a pressão do fluido de corte aumenta há um aumento da espessura do filme vaporizado, o que provoca uma redução gradual do efeito de lubrificação, e em vez de existir um fino filme vaporizado existirá uma zona de contato entre o cavaco e a ferramenta. Consequentemente, as forças de atrito diminuem, a temperatura e as forças de usinagem aumentam gradualmente com o aumento da pressão do jato.

Para Trent e Wright (2000) grandes áreas de contato estão relacionadas com materiais de alta ductilidade, mas estas razões não são ainda bem compreendidas. Estas grandes áreas podem ainda provocar um aumento nas forças de usinagem. Outro importante parâmetro que

afeta o comprimento de contato cavaco-ferramenta é o material da ferramenta (FRIEDMAN; LENZ, 1970). Mas em todos os testes o mesmo material da ferramenta foi mantido inalterável.

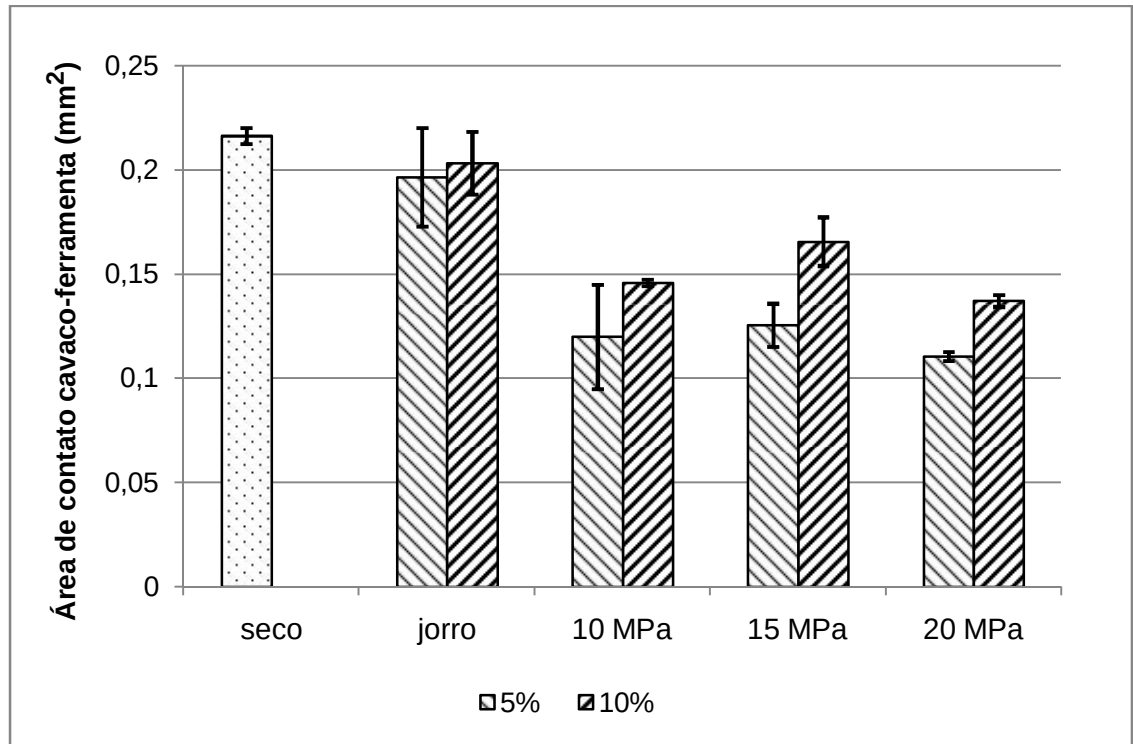


Figura 4.29 – Valores da área de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 400$ m/min.

O valor da área de contato cavaco-ferramenta foi ligeiramente maior ao aumentar a velocidade de corte e utilizar o fluido de corte com concentração de 5%. De uma forma geral, uma ligeira redução da área pode ser apontada para a velocidade de corte de 300 m/min. Velocidades de corte maiores refletem em maiores velocidades adquiridas pelo cavaco, que por sua vez podem provocar um escoamento mais severo, aumentando a interação entre as duas superfícies. Já o comprimento de contato cavaco ferramenta diminuiu à medida que a velocidade de corte aumentou. Friedman e Lenz (1970) explicam que este comprimento de contato, dependendo do material, pode geralmente diminuir com o aumento da velocidade de corte, exceto para velocidades abaixo de 20 m/min, níveis onde ele aumenta. Porém, segundo os autores não há um padrão regular para caracterizar a influência da velocidade no comprimento de contato.

Kilic e Raman (2007) também verificaram um aumento da área de contato cavaco-ferramenta a medida que a velocidade de corte foi aumentada. Neste trabalho os autores observaram a fronteira cavaco-ferramenta durante o torneamento das ligas de alumínio Al 2024-

T351, Al 6061-T6 e Al 7075. Foram utilizadas nos testes ferramentas com especificação Kennametal SNG 433-K68, com ângulo de ponta de 15° , ângulo de inclinação de -5° e ângulo de saída de 5° . Dentre as diversas condições de corte utilizadas os autores encontraram a mesma área de contato cavaco-ferramenta que foi de $0,1010 \text{ mm}^2$ nas condições de $a_p = 0,51 \text{ mm}$ e $f = 0,198 \text{ mm/rev}$, ambas constantes, e velocidades de corte de 110 m/min , 225 m/min , 335 m/min e 470 m/min . Logo, para estas condições o aumento da velocidade de corte em nada alterou a área de contato cavaco-ferramenta.

As Figuras 4.30 e 4.31 mostram os resultados obtidos do comprimento de contato cavaco-ferramenta para as condições investigadas. Basicamente, os resultados mostraram uma mínima diferença entre as condições onde o fluido de corte foi aplicado à alta pressão. Logo, é possível afirmar que o aumento da concentração do fluido de corte e da velocidade de corte pouco alteraram este comprimento de contato.

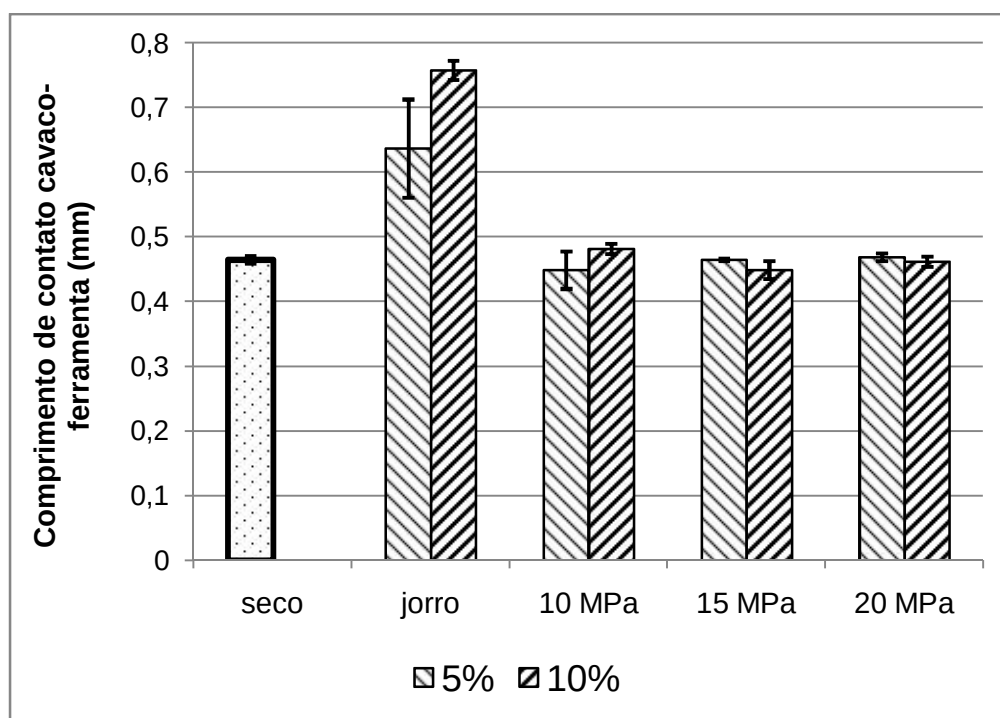


Figura 4.30 – Valor do comprimento de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 300 \text{ m/min}$.

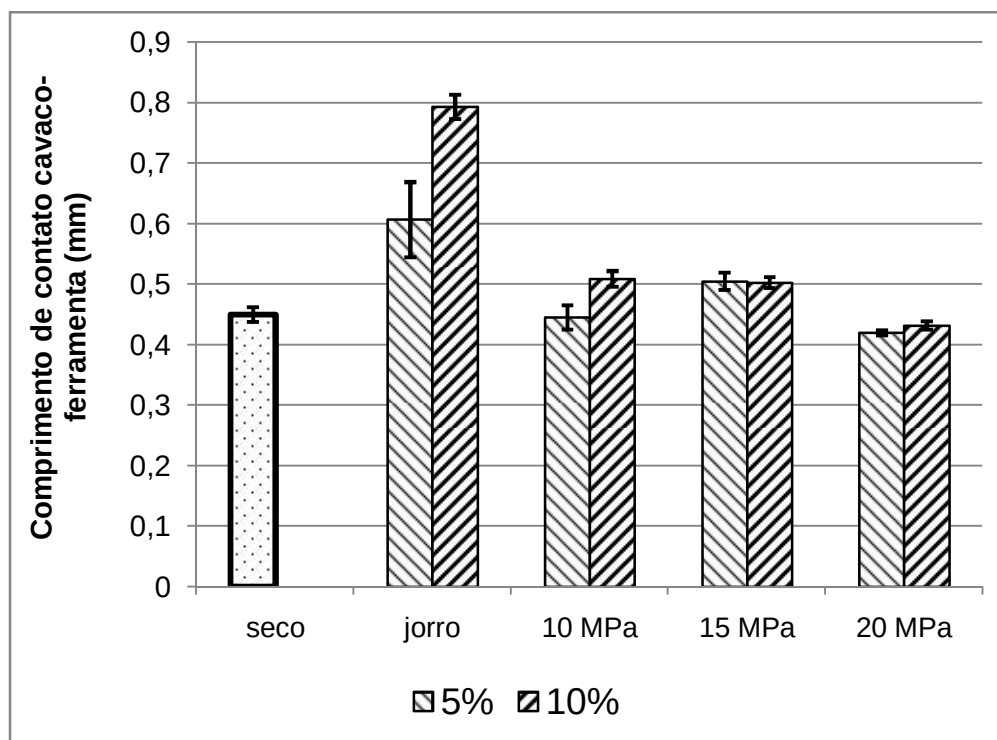


Figura 4.31 – Valor do comprimento de contato cavaco-ferramenta para $V_c = 400$ m/min.

Diniz e Micaroni (2007) observaram que o desgaste de cratera foi sempre maior quando o fluido de corte à alta pressão foi aplicado na superfície de saída ao invés de aplicado apenas na superfície de folga. Portanto, eles concluíram que foi melhor ter na superfície de saída um contato aquecido, mas com menor resistência do cavaco, do que um cavaco mais frio, porém com uma resistência maior. Logo, atribui-se a isto o pequeno comprimento de contato cavaco-ferramenta nas condições a seco das Fig. 4.30 e 4.31.

Para Dahlman (2002), materiais que gerem uma grande área de contato cavaco-ferramenta devem, preferencialmente, ser usinados com o uso de fluido de corte em altas vazões e baixa pressão, para que assim seja atingido um eficiente efeito refrigerante. Grandes comprimentos de contato cavaco ferramenta implicam em grandes áreas de geração de calor na ferramenta, demandando alta vazão para a redução da temperatura. Materiais que apresentem curtos comprimentos de contato cavaco-ferramenta devem ser usinados com alta pressão ao invés de alta vazão. Um pequeno comprimento de contato cavaco ferramenta não irá gerar a mesma quantidade de calor. Pequenos volumes de fluido de corte podem entretanto ser usados.

4.4 Desgastes das Ferramentas de Corte

Os resultados de desgaste nas ferramentas de corte utilizadas durante esta pesquisa serão apresentados em duas etapas. Na primeira foram realizados testes de usinagem para tentar alcançar os critérios de fim de vida estabelecidos na Norma ISO 3685. Nesta primeira etapa a concentração do fluido de corte de 5% foi mantida constante e também foi monitorado o desgaste de ponta da ferramenta. Já na segunda etapa, optou-se em medir o desgaste de flanco médio a cada dois passes. O comprimento de cada passe foi de 270 mm. Porém, já nesta etapa foi utilizado fluido de corte em concentrações de 5% e 10%. Os parâmetros de corte e os valores das pressões utilizadas foram os mesmos para ambas as etapas.

É apresentada na Tabela 4.1 a vida da ferramenta em tempo (minuto) e em volume de material removido até atingir um desgaste de ponta de 0,8 mm. A Norma ISO 3685 (1997) estabelece como um dos critérios de fim de vida para ferramentas de aço-rápido, metal duro e cerâmica em operações de torneamento de acabamento o valor para o desgaste de ponta (VC) de 1 mm. Os testes eram encerrados quando, em média, o valor do desgaste de ponta atingisse o comprimento de 0,8 mm por questões de segurança. Predominantemente, as vidas de todas as ferramentas empregadas nos experimentos foram governadas pelo desgaste de flanco e de ponta. Além de sofrerem estes tipos de desgaste, as ferramentas de metal duro apresentaram ainda o desgaste de cratera em todas as condições investigadas.

Tabela 4.1 Vida da ferramenta e volume de material removido para desgaste VC = 0,8 mm.

Vida	Seco	Jorro	10 MPa	15 MPa	20 MPa
Tempo (min)	8,58	9,97	10,10	16,8	13,61
Volume (cm³)	302	328	345	420	390

Nota-se pelos valores apresentados na Tab. 4.1 que os maiores tempos de vida da ferramenta foram atingidos quando o fluido de corte a alta pressão foi aplicado. A pressão de 15 MPa foi a que apresentou ser a mais eficiente para estes testes, alcançando o tempo de 16,8 minutos, para um desgaste de ponta de 0,8 mm. Desta forma, as ações lubrificante e refrigerante do fluido de corte aplicado com esta pressão sugerem um favorecimento na redução do atrito de contato entre cavaco-ferramenta e uma contribuição na dissipação do calor gerado durante a formação do cavaco. Ezugwu (2003) complementa que os fluidos de corte, atuando como lubrificantes podem minimizar o atrito e reduzir as componentes das forças de usinagem, consequentemente reduzirá a taxa de desgaste nas ferramentas de corte.

Segundo Ezugwu (2005a) o objetivo principal da técnica de aplicação de fluido de corte a alta pressão durante a usinagem é reduzir significativamente a temperatura gerada nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, porém é necessário que o fluido de corte a alta pressão seja direcionado para atingir a interface cavaco-ferramenta. O autor esclarece ainda que esta característica de redução da temperatura ganha maior importância durante a usinagem em altas velocidades de corte e que o fluido de corte aplicado na forma de jorro é capaz apenas de reduzir a temperatura de usinagem em condições de baixa velocidade de corte.

A Tabela 4.1 indica que a vida da ferramenta para pressão de 15 MPa foi superior à de 20 MPa. Ezugwu et al. (2005c), Machado et al. (2005) e Da Silva (2006) explicam que nem sempre a aplicação da maior pressão refletirá no aumento da vida da ferramenta. Estes autores relatam que, se o jato ultrapassar um determinado valor de pressão, nomeado de pressão crítica, levará à uma perda da capacidade do fluido de retirar calor à medida que aumenta a velocidade do jato. À medida que a pressão do fluido aumenta, conseqüentemente aumenta a velocidade do jato, e com isto existirá menos tempo de contato do fluido com interface peça-ferramenta, resultando em perda da capacidade de resfriamento da ferramenta.

Verifica-se ainda pela Tab. 4.1 que o ganho obtido da vida da ferramenta com a aplicação de fluido de corte a alta pressão é cerca de 100% quando comparado com a usinagem a seco. Machado e Walbank (1994) verificaram, na usinagem da liga Ti6Al4V com ferramentas de metal duro e aplicação de fluido de corte a alta pressão, um aumento de 300% da vida da ferramenta quando comparado com a usinagem com fluido de corte aplicado na forma de jorro. Um aumento de 740% na vida das ferramentas de metal duro foi obtido quando a liga de níquel (Inconel 718) foi usinada com fluido de corte com pressão de 20,3 MPa (EZUGWU; BONNEY, 2004a). Em outro trabalho Ezugwu et al. (1991) obtiveram um discreto ganho quando utilizado fluido de corte a alta pressão durante a usinagem de uma liga níquel (Inconel 901). Neste trabalho, os autores notaram um significativo aparecimento do desgaste de entalhe nas ferramentas de base cerâmica utilizadas durante suas pesquisas. Eles sugerem que o desgaste de entalhe pode ser minimizado se a pressão crítica do fluido de corte for empregada, desta forma menores temperaturas de usinagem serão geradas e assim minimizará o efeito de encruamento do material da peça.

Ainda nesta primeira etapa foram realizados testes de usinagem com duração definida por um determinado volume de material removido, 250 cm³ de material. O objetivo foi novamente comprovar a eficiência da ação do fluido de corte aplicado a alta pressão quando comparado com a usinagem a seco e com fluido de corte aplicado na forma de jorro. O valor

médio do volume de material removido e consequentemente o comprimento do desgaste de ponta resultante para a remoção desta quantidade de material estão apresentados nas Fig. 4.32 e 4.33. Os dados destas figuras foram obtidos durante a execução de um teste seguido de duas repetições. Optou-se em medir este tipo de desgaste por ser o mais evidente dos tipos de desgaste identificados. Houve indícios do desgaste de flanco e desgaste de entalhe na aresta de corte, mas a forma de desgaste predominante foi o de ponta (do inglês *nose wear*).

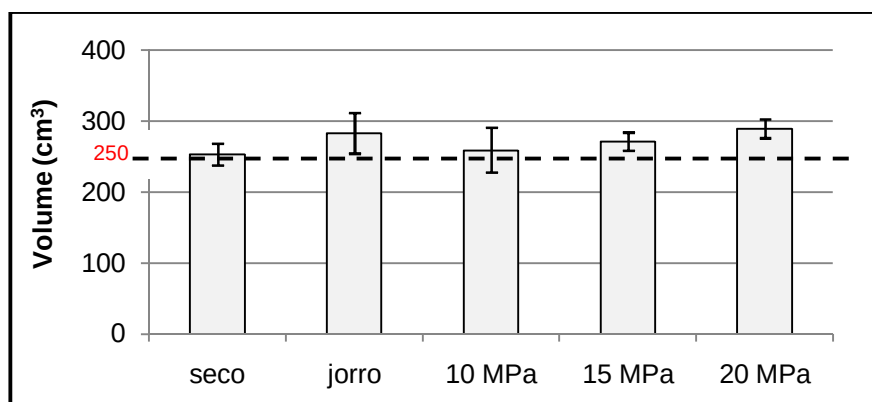


Figura 4.32 – Volume de material para os testes de desgaste.

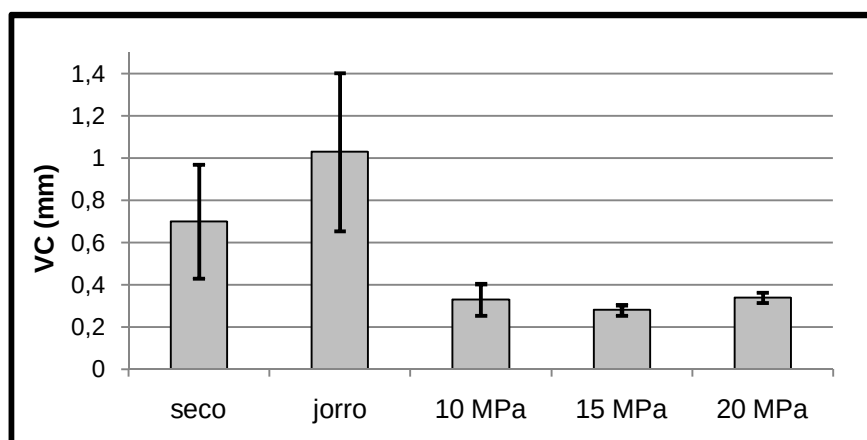


Figura 4.33 – Valores do desgaste de ponta (VC) para atingir o volume de 250 cm³.

Novamente, pode ser verificado através da Fig. 4.33 que, em geral, para aproximadamente um mesmo volume de material removido, a aplicação de fluido de corte a alta pressão proporcionou os menores valores de desgaste na ferramenta. Isto reforça a eficiência do desempenho do fluido de corte aplicado a alta pressão comparado às técnicas convencionais de usinagem.

O fluido de corte aplicado a alta pressão resultou na redução do desgaste nas ferramentas de corte. A ação refrigerante e lubrificante podem ter atuado de forma eficiente e mais próximo à interface cavaco-ferramenta. Diversos autores citam que uma das potencialidades do uso de fluido de corte aplicado a alta pressão é sua capacidade de aumentar a vida das ferramentas de corte, característica que está muitas vezes relacionada ao fato do fluido de corte a alta pressão reduzir eficientemente a temperatura de usinagem, o que diminui as taxas de desgaste nas ferramentas de corte e também reduziu o comprimento de contato cavaco ferramenta peça (KAMRUZZAMAN; DHAR, 2009; RAHMAN et al., 2002; DAHLMAN, 2000). Alguns pesquisadores chegam a citar que é possível a redução da temperatura de usinagem da ordem de 40% a 45% (KAMINSKI; AVELID, 2000).

Os efeitos mencionados acima não dependem apenas da capacidade que o fluido de corte a alta pressão tem em dissipar o calor, conseqüentemente reduzir a temperatura de usinagem, mas também na redução do comprimento de contato cavaco-ferramenta ao longo da superfície de saída da ferramenta. Uma vez que o jato de alta pressão parcialmente penetra na interface cavaco-ferramenta, formando uma cunha hidráulica, fornece uma lubrificação hidrodinâmica na zona de atrito durante o escoamento do cavaco (DAHLMAN, et al. 2001). O reduzido comprimento de contato e as baixas forças de atrito favorecem a formação do cavaco, o que por sua vez irá interagir com menos intensidade com o material da ferramenta durante o escoamento do cavaco pela superfície de saída.

A aplicação do fluido na forma de jorro apresentou ser menos eficiente quando comparado com a técnica de aplicação de fluido de corte à alta pressão, pois quando o fluido de corte é aplicado em abundância, ocorreram maiores valores de desgastes nas ferramentas de corte, sendo o valor do desgaste para esta condição de lubri-refrigeração superior ao da usinagem a seco. Segundo Sanchez et al (2001) cita que este método convencional de refrigeração confere, devido ao grande volume de fluido que envolve toda a região de corte, a redução do gradiente de temperatura no corpo da ferramenta. Logo, a ação refrigerante do fluido na forma de jorro contribui para a dissipação do calor gerado nas zonas de cisalhamento para fora da região de corte, o que de certa forma não contribuiu para reduzir a resistência ao cisalhamento do material usinado, o que facilitaria a formação do cavaco.

Os resultados mostrados na Fig. 4.33 indicam que o fluido de corte na forma de jorro, sob as condições práticas de usinagem, provavelmente não penetra na interface cavaco-ferramenta para cumprir sua função lubrificante e refrigerante, o que pode ter favorecido a evolução dos desgastes nas ferramentas de corte.

Para ajudar a esclarecer a alta dispersão dos resultados em torno da média para a condição a jorro foi avaliado a dureza radial da barra do material usinado. A dureza Brinell foi medida por meio de um durômetro universal, onde uma carga de 187,5 kgf foi aplicada através de um penetrador esférico de 2,5 mm de diâmetro de um aço temperado. Os valores coletados de dureza foram em sete pontos equidistantes ao longo do comprimento radial e na área da secção transversal da barra. Fez-se uma medição seguida de três repetições para extrair os valores mostrados no gráfico da Fig. 4.34.

É comum em barras laminadas a camada mais externa da barra ter maior dureza que o centro da barra. Este fenômeno ocorre em virtude da taxa de resfriamento na periferia radial da barra ser maior. Com uma maior taxa de resfriamento, mudanças na microestrutura do material poderão ocorrer e algumas características mecânicas do material poderão ser alteradas. Isto o que mostra a Fig. 4.34, a variação da dureza radial no material. Nota-se que quanto mais próximo à superfície, ou seja, a parte da periferia da barra, foi encontrada maiores valores de dureza. Ao dirigir-se para o interior da barra, ou afastar-se da superfície, a dureza tende a tornar-se mais homogênea e com menor valor, isto ocorre em virtude do refino dos grãos cristalinos do material (CALLISTER, 2006).

Uma das justificativas para a variação do valor obtido do desgaste na condição com jorro é atribuído ao fato dos testes desta condição ter sido realizado, em geral numa maior parte, em regiões da barra com maior dureza. A variação da dureza radial da barra chegou a aproximadamente 100 HB, o que de alguma forma pode comprometer a usinabilidade do material. Os testes da segunda etapa, que serão apresentados e discutidos a seguir, foram realizados na faixa de dureza mais homogênea, ou seja, evitou-se usinar as barras do aço inoxidável ABNT 316UF com grandes diâmetros. Tomada esta precaução, acredita-se que o efeito da dureza radial possa significativamente ter reduzido, facilitando desta forma a comparação entre as técnicas de lubri-refrigeração adotadas nesta pesquisa.

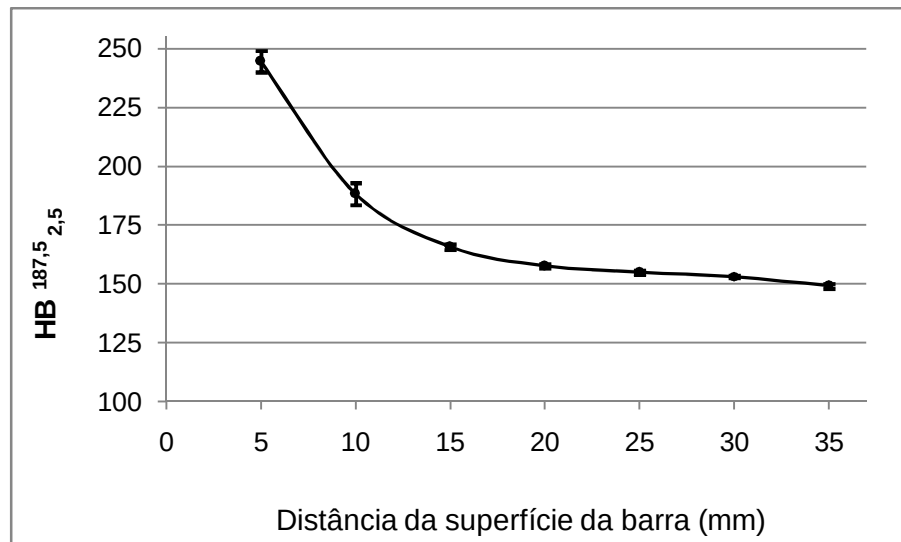


Figura 4.34 – Valor médio da dureza radial da barra de aço inoxidável ABNT 316 UF.

Os resultados do comprimento de desgaste que serão apresentados a seguir foram realizados com parâmetros de corte descritos na tabela 3.4, com concentrações de fluido de corte de 5% e 10%. Nesta segunda etapa dos testes o critério de fim de vida adotado foi o comprimento usinado. Novamente, cada passe executado pela ferramenta, ao longo da peça durante a usinagem, foi de 270 mm. Os testes eram encerrados quando o comprimento usinado atingisse 2700 mm, ou seja, após 10 passes. As medições do valor do desgaste eram feitas a cada dois passes. Os dados dos comprimentos de desgaste para a condição de fluido corte aplicado com concentração de 5% e 10% são mostrados respectivamente nas Fig. 4.35 e 4.36. Para esta etapa dos testes, o tipo dominante de desgaste nas ferramentas de corte foram os desgastes de flanco e de cratera. Logo, os resultados apresentados nos gráficos destas figuras mostram os valores do comprimento do desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}) para as condições investigadas. Estes valores de desgaste representam uma média de dois testes realizados. Diferentemente dos testes da primeira etapa, onde foram realizados um teste seguido de duas repetições, optou-se nesta etapa pela realização de apenas uma repetição, visto que a usinagem foi realizada em uma faixa de dureza mais homogênea, conforme já mencionado.

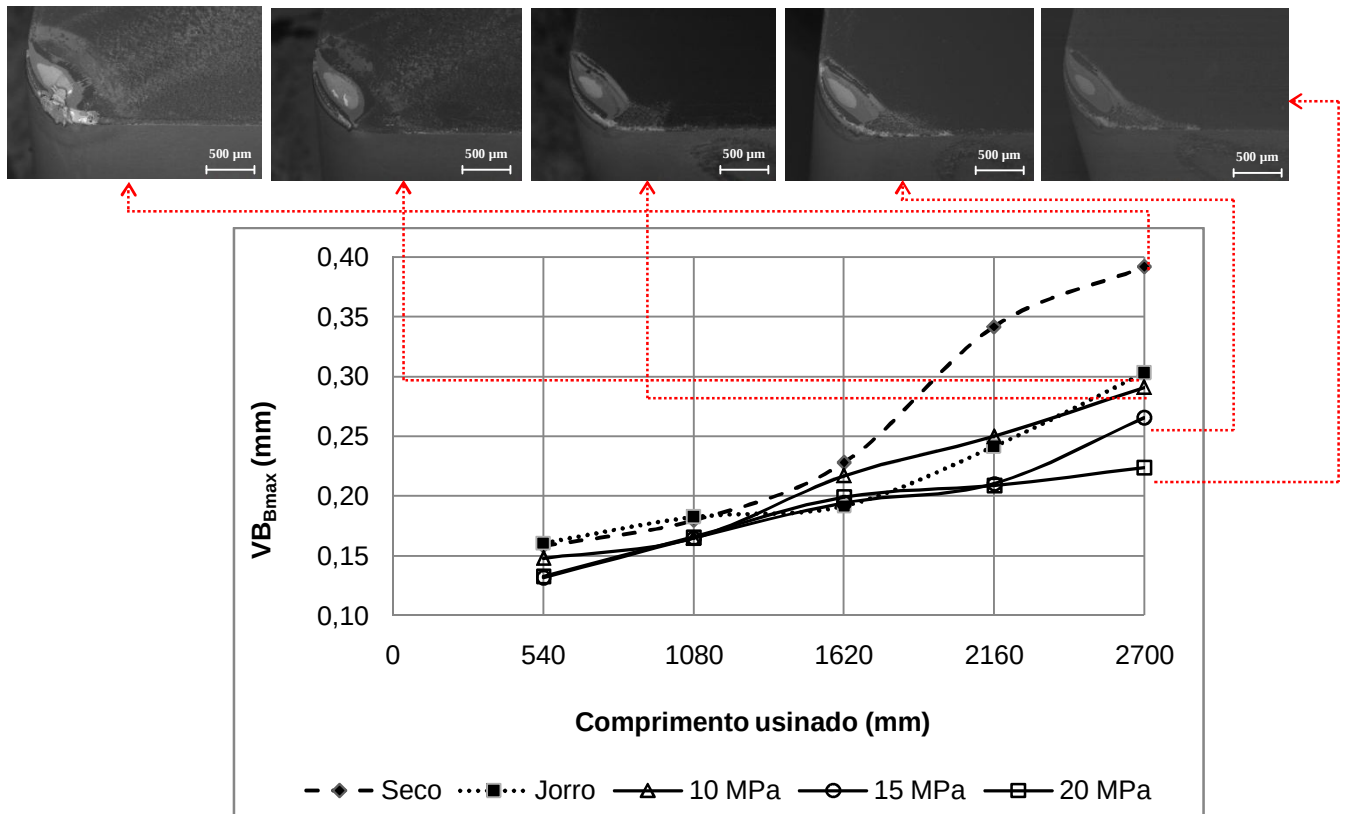


Figura 4.35 – Evolução do desgaste de flanco médio com a utilização de fluido de corte com concentração de 5%.

Estão mostradas nas Figuras 4.35 e 4.36 o comportamento do desgaste de flanco máximo para todas as condições investigadas. Devido ao baixo valor na dispersão dos resultados encontrados, optou-se para uma melhor ilustração destes gráficos não inserir as barras com o desvio padrão. Porém, é possível afirmar que os resultados destas figuras mostraram menores valores de VB_{Bmax} para condições onde o fluido de corte foi aplicado a alta pressão. Com concentração de fluido de corte em 5% o menor valor do desgaste foi registrado para a pressão de 20 MPa, e para a concentração de 10%, a pressão de 10 MPa foi mais eficiente e gerou os menores valores do comprimento de desgaste de flanco máximo. Em ambos os casos de variação da concentração de fluido de corte, o uso do jato a alta pressão demonstrou ser mais eficiente que a técnica de aplicação de fluido na forma de jorro e a usinagem a seco.

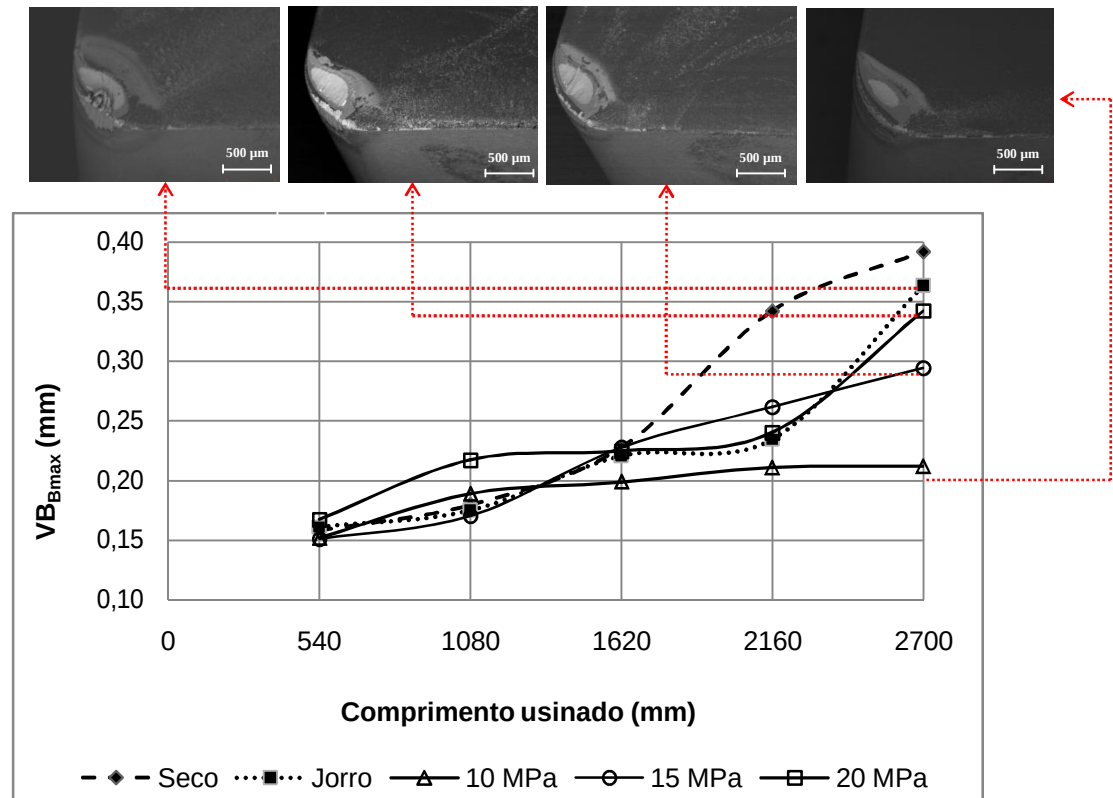


Figura 4.36 – Evolução do desgaste de flanco médio com a utilização de fluido de corte com concentração de 10%.

Trent e Wright (2000) afirmam que a ação lubrificante dos fluidos de corte é mais eficiente em velocidade de corte relativamente baixas, em torno de 30 m min^{-1} . Estes autores justificam este conceito devido à alta pressão de contato entre o cavaco e ferramenta, o que dificulta a penetração do fluido de corte nesta interface quando são empregadas elevadas velocidades de corte. Por outro lado, quando baixas velocidade de corte são utilizadas, o fluido de corte terá também um maior tempo de interação na região de formação do cavaco, o que poderá ser suficiente para melhor extrair o calor da zona de corte, diminuindo a temperatura e aumentando potencialmente a resistência das ferramentas de corte.

Porém, o fluido de corte quando aplicado em alta pressão pode alcançar uma melhor penetração na interface cavaco-ferramenta, reduzindo a área de contato entre estas superfícies, abaixando os esforços de usinagem e consequentemente diminuindo os mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte. De acordo com análises obtidas por imagens feitas através

do microscópico eletrônico de varredura, é possível afirmar que o fluido de corte aplicado a alta pressão foi capaz de criar uma cunha hidráulica entre o cavaco e a ferramenta, pois uma menor área de contato cavaco-ferramenta foi registrada, e desta forma lubrificar uma região na interface cavaco-ferramenta, no mínimo na região que Trent e Wright (2000) nomeiam como zona de escorregamento. A penetração do jato com alta energia cinética na interface cavaco-ferramenta reduz o gradiente de temperatura e minimiza a zona de aderência, oferecendo uma lubrificação adequada nesta interface com uma significativa redução do atrito. Este efeito poderá, portanto, minimizar ou eliminar completamente os mecanismos de desgaste termicamente ativados (EZUGWU et al., 2004a; EZUGWU et al., 2005c; EZUGWU, et al., 2007).

A Figura 4.36 indica que o fluido de corte atuou de forma mais eficiente na redução do desgaste nas ferramentas na concentração de 10% e aplicado com 10 MPa de pressão. O resultado de desgaste para esta condição é muito similar para a condição que o fluido aplicado com pressão de 20 MPa e 5% de concentração, conforme apresentado na Fig. 4.35. Resultados similares a este foram encontrados por Ezugwu et al., (2002) na pesquisa realizada para avaliar o efeito da concentração de fluido de corte no desgaste de ferramentas de metal duro. Os autores sugerem que uma alta concentração de fluido de corte pode diminuir a vida da ferramenta devido à maior tensão de compressão gerada pela redução da área de contato cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. Como resultado existe uma mudança da região de desgaste para a ponta da ferramenta. Isto pode explicar o baixo desempenho da ferramenta durante a usinagem com 20 MPa de pressão e alta concentração do fluido de corte. Foi observado que a concentração de fluido de corte com 5% aplicado com pressão de 20 MPa proporcionou um melhor desempenho geral superior em termos de vida da ferramenta.

Parece existir uma relação de efeito entre a pressão de aplicação e a concentração do fluido de corte durante os testes conduzidos nesta pesquisa. Por outro lado, poucos trabalhos científicos da técnica de aplicação de fluido de corte a alta pressão em torneamento das ligas de aço inoxidáveis austeníticos tem sido publicadas. Em trabalho recente publicado por Habak e Lebrun (2011) no torneamento de um aço inoxidável austenítico AISI 316L, com pressões de 20 MPa, 50 e 80 MPa, os autores apenas destacaram os benefícios do uso da técnica de alta pressão para a avaliação das tensões residuais superficiais longitudinais possibilitando a redução destas tensões de 20-40% quando comparado com a usinagem a seco. Porém, a maioria dos estudos sobre a avaliação de desgaste em ferramentas de corte, realizados através da técnica de fluido de corte a alta pressão, referem-se a usinagem de ligas de titânio, níquel e algumas ligas de aço. Dentro deste contexto, aumentar a pressão de aplicação de fluido de corte, e manter baixa a concentração do fluido de corte, pode ser uma alternativa para atingir

menores taxa de desgaste nas ferramentas de corte, o que irá melhorar a produtividade na usinagem do aço inoxidável ABNT 316UF.

No trabalho de Ezugwu et al. (2005c) utilizando fluido de corte com pressão de 11 MPa e vazão de 18,5 l/min, e pressão de 20,3 MPa com vazão de 24 l/min no torneamento de acabamento da liga Ti6Al4V, com ferramentas de CBN, os autores relataram que o aumento da pressão do fluido de corte sobre determinadas condições de corte não aumentou a vida das ferramentas. Os autores afirmaram que a pressão crítica é dependente da ação de ebulição do fluido de corte quando ele atinge a aresta de corte. A alta velocidade do jato, aliado à alta velocidade gerada pela superfície usinada aumentam a ação de ebulição do fluido de corte, o que implica na redução da transferência de calor do mesmo. Além disso, o aumento da velocidade do jato, devido ao aumento da pressão, implicará em um menor tempo de contato do fluido com a interface cavaco-ferramenta o que pode influenciar na redução da capacidade do jato transferir calor da zona de corte. Logo para a pressão de 20 MPa confere ao fluido uma alta energia cinética, não sendo vantajoso para a ação lubrificante, quando o fluido apresenta alta concentração. Para este valor de pressão a menor concentração, com ação refrigerante, foi mais eficiente para a redução do desgaste nas ferramentas.

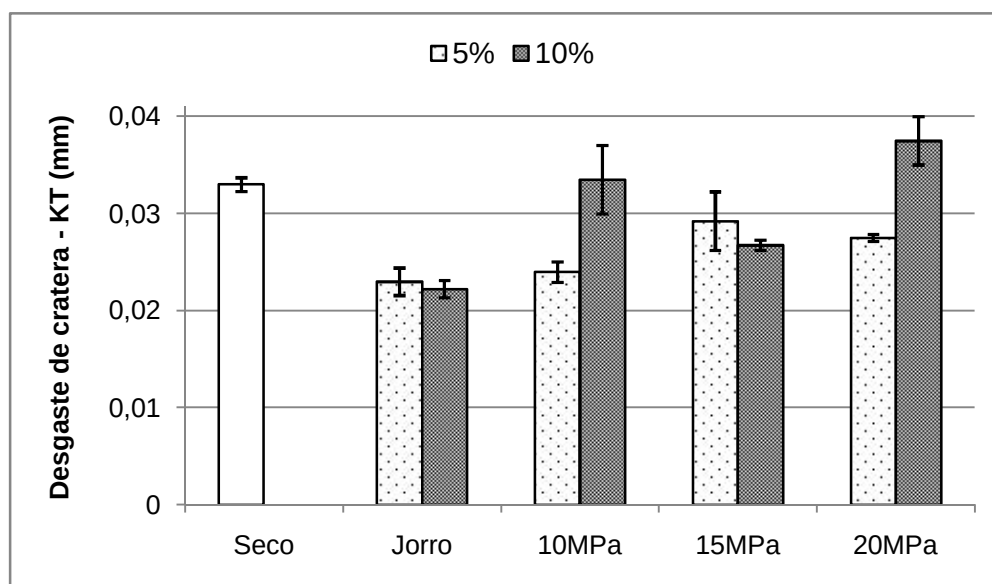


Figura 4.37 – Comprimento da profundidade do desgaste de cratera.

Durante a usinagem do aço inoxidável ABNT 316UF, sob as condições analisadas, foi observado uma intensa quantidade de material aderido na superfície de saída da ferramenta. Este mecanismo de desgaste por adesão será apresentado e discutido a seguir, mas o que

indica nos desgaste de cratera é que o próprio material aderido alojado no interior da cratera poderia mascarar a profundidade da cratera deixando-a menos profunda. Nisto, os testes com usinagem com fluido de corte aplicado na forma de jorro e a usinagem a seco, a profundidade da cratera foi ligeiramente menor que o valor comparado com a usinagem com fluido de corte a alta pressão. Portanto, prevaleceu uma melhor expulsão do material aderido na cavidade do desgaste de cratera para as condições com a presença de fluido de corte aplicado em alta pressão. Estes resultados comprovam a teoria dos benefícios da formação de uma película de fluido lubrificante, desempenhada pela aplicação de fluido de corte em processos de usinagem, proposta nos trabalhos de KOHN (1964), WILLIAMS; TABOR (1976), BRESSAN et al. (1999) onde também foi verificado que o atrito de contato da interação das duas superfícies foi mantido reduzido, para velocidade de corte relativamente baixas. Porém, no desenvolvimento desta pesquisa tais benefícios da aplicação do fluido de corte apenas foram alcançados com o uso da técnica de alta pressão.

4.5 Análise dos mecanismos de desgastes

A adesão foi o mecanismo de desgaste mais evidente encontrado durante esta pesquisa. Partículas de material do cavaco aderem fortemente na aresta de corte, e ao se desprenderem removem junto parte do material do revestimento e até mesmo do substrato das ferramentas. Estas partículas de material removido das ferramentas abrem rasgos ao longo das ferramentas, ou até marcas abrasivas, comprometendo a integridade da aresta de corte (KAMINSKI; AVELID, 2000a; DAHLMAN, 2000). Trent e Wright (2000) também nomeiam este mecanismo de desgaste como “*attrition wear*”. Para Shaw (1984) este mecanismo também é nomeado por “*attrition wear*” se as partículas que se destacam do material da ferramenta são muito pequenas (submicroscópico), caso estas partículas forem visíveis por meio de microscópio este mecanismo de desgaste passa a ser denominado por “*galling wear*”. Em ambos os casos o mecanismo de desgaste é o mesmo, exceto para o tamanho da partícula arrancada.

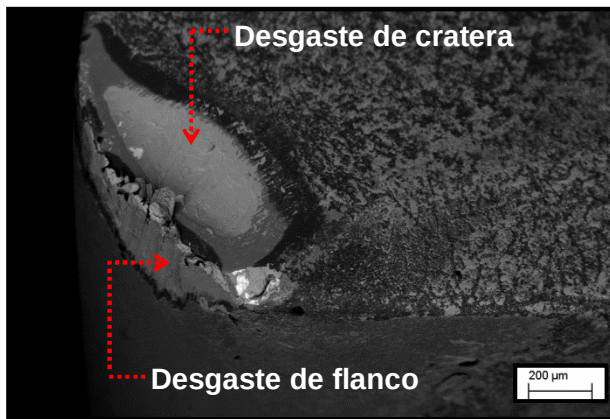
O material aderido pode ser claramente observado através de imagens obtidas com microscópio eletrônico de varredura (MEV) e alguns elementos químicos oriundos do material da peça, o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF, aderidos na aresta de corte, puderam ser identificados e quantificados (% em peso) através de análises realizadas usando espectroscopia de energia dispersiva (EDS).

A presença de material da peça aderido nas regiões onde o desgaste foi desenvolvido na superfície de saída e na superfície de folga reforçam a evidência do mecanismo de adesão. Se a interação estabelecida for mais forte que a resistência local do material, partículas poderão ser transferidas a partir de uma superfície para a outra. Este mecanismo acontece várias vezes e uma perda de fragmentos pode ocorrer, este fragmento é expelido para fora do sistema em forma de partícula de desgaste (SHAW, 1984). O mecanismo de adesão é iniciado quando parte do material do cavaco adere fortemente na aresta de corte, aumentando os desgastes de flanco e de cratera. De acordo com Trent e Wright (2000) “*attrition*” pode ser descrito como um ciclo de adesão e remoção de material da peça/cavaco a partir da ferramenta.

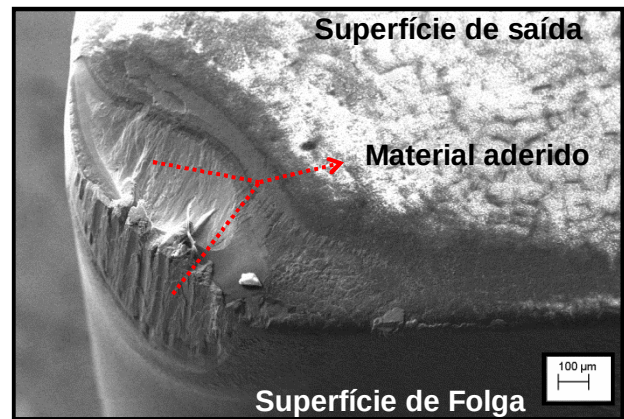
As fotos mostradas na Fig. 4.38 foram obtidas através de um microscópio eletrônico de varredura. São imagens feitas da ponta ferramenta que foram utilizadas nos testes de usinagem até atingirem o critério de fim de fida dos gráficos das Fig. 4.35 e 4.36. Está indicado na Fig. 4.38 (a) os dois principais tipos de desgaste que ocorreram durante os testes de usinagem para todas as condições analisadas, o desgaste de cratera e o de flanco. Já a Fig. 4.38 (b) evidencia a presença do mecanismo de desgaste por adesão. A afirmação para o aparecimento deste mecanismo é fundamentado nas análises do EDS 2. A alta porcentagem em peso dos elementos químicos ferro (Fe) e cromo (Cr) indicam a presença do material da peça aderido na região de desgaste de cratera, mostrado na Fig. 4.38 [c]. Ainda nesta figura, é possível verificar que a ação do fluido de corte aplicado com pressão de 15 MPa e concentração de 10% limitou o crescimento do desgaste de cratera ao longo da superfície de saída. O EDS 1 da Fig. 4.38 (c) mostra alto teor de enxofre (S) e zinco (Zn) elementos químicos presentes na composição do fluido de corte, e alumínio (Al) e oxigênio (O) remanescentes do material do revestimento da superfície de saída da ferramenta (Al_2O_3). A Figura 4.38 (d) mostra uma ampliação maior da ferramenta utilizada no teste com fluido aplicado na forma de jorro e concentração de 10%. O EDS 3 desta figura destaca as concentrações dos elementos químicos titânio (Ti) e nitrogênio (N). Estes são elementos presentes na composição da segunda camada de revestimento das ferramentas Ti (C,N) ou nos carbonitreto de titânio presentes no substrato. Logo, esta região de coloração cinza e tonalidade média, ilustra o material do segundo revestimento. Já o EDS 4 da Fig. 4.38 [d] o destaque foi a alta presença do alumínio e do oxigênio. Novamente estes são os principais elementos da primeira camada, ou seja, a camada mais externa do revestimento da ferramenta. Logo, fica indicado que a região próxima ao limite do raio de arredondamento da ferramenta, e principalmente na aresta de corte, não sofreu desgaste. Isto afirma as teorias proposta por Trent e Wright (2000) sobre a distribuição do desgaste na superfície de saída da

ferramenta. Para estes autores, uma maior severidade do desgaste de cratera pode ser identificada distante em média de 100 μm da aresta de corte.

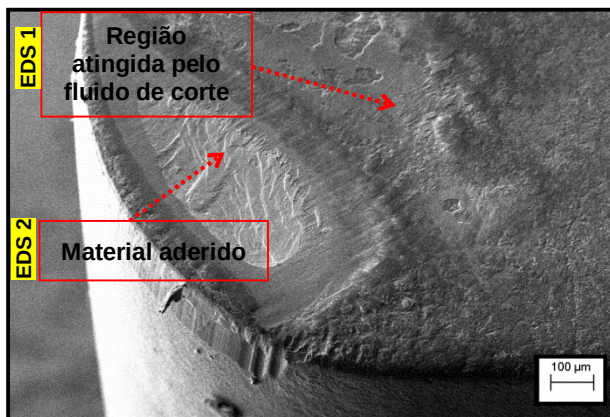
A investigação realizada por Machado (1991), utilizando fluido de corte à alta pressão no torneamento das ligas de Ti6Al4V e Inconel 901, mostrou a presença do desgaste de cratera na superfície de saída muito próximo à aresta de corte. A morfologia do desgaste de cratera e do desgaste de flanco encontrados nesta pesquisa assemelha-se ao que Machado (1990) identificou como desgaste com aparência rugosa do material aderido. Observa-se tal aparência na região indicada na Fig. 4.38 [b], que mostra o material aderido, ou seja, o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF alojado na região do desgaste de cratera e de flanco.



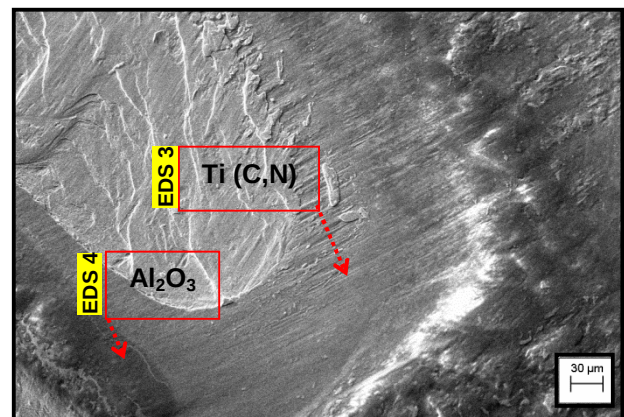
[a] SECO



[b] 10 MPa 5%



[c] Jorro 10%



[d] Jorro 10%

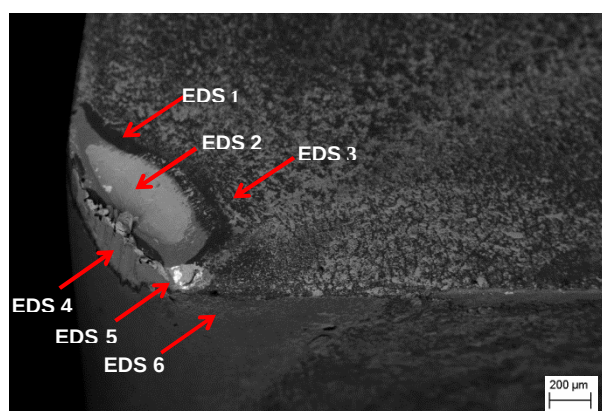
	O	Al	S	Zn	Fe	Cr
EDS 1	12,74	1,77	23,62	30,10	5,15	0,35
EDS 2	1,36	0,05	0,07	0,31	63,84	17,31

	Ti	Al	N	C	O	Fe
EDS 3	85,60	0,10	4,34	1,75	0,46	2,37
EDS 4	0,26	62,46	-	0,43	34,25	0,60

Figura 4.38 – Formas e mecanismos de desgaste identificados durante os testes de usinagem.

A seguir as Fig. 4.39 à 4.47 mostram as análises feitas por meio de microscopia eletrônica de varredura (MEV) e espectroscopia por energia dispersiva (EDS), das ferramentas utilizadas ao longo desta pesquisa. O objetivo destas análises foi observar o tipo e o mecanismo de desgaste mais evidente, e consequentemente identificar os principais elementos químicos encontrados na aresta de corte e nas superfícies de saída e de folga da ferramenta.

A Figura 4.39 mostra a ferramenta utilizada durante a usinagem seco e os principais elementos químicos identificados após análises de EDS. Os EDS 1 e EDS 3 desta figura indicaram alta concentração de oxigênio e alumínio, os dois principais elementos químicos do revestimento da superfície de saída da ferramenta, Al_2O_3 . Já os EDS 2 e EDS 4 mostraram alta concentração de cromo e ferro, elementos oriundos dos aço inoxidável que permaneceram aderidos na região do desgaste de flanco e cratera, o que reforça a tese da presença do mecanismo de adesão na aresta de corte. O principal elemento químico encontrado no EDS 5 foi o tungstênio, proveniente do material do substrato da ferramenta. A alta concentração de titânio que é mostrada através do EDS 6, identifica um dos principais elementos que formam o material do revestimento da região de folga da ferramenta, TiN.



wt. %	N	O	Al	Si	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Co	Ni	Mo	W
EDS1	-	32,96	64,49	-	-	0,44	-	-	0,83	0,10	-	-	1,18
EDS2	-	2,75	0,08	0,584	0,10	0,11	17,35	2,12	62,16	3,11	8,51	3,01	0,12
EDS3	-	30,77	57,63	0,19	0,01	0,38	2,40	0,783	5,16	0,33	1,04	0,42	0,89
EDS4	-	3,14	0,03	0,454	-	0,07	16,94	2,12	62,24	3,03	8,43	2,73	0,81
EDS5	-	1,30	0,30	5,184	0,24	0,19	2,43	0,33	7,70	4,15	1,42	-	76,75
EDS6	0,31	22,45	0,10	0,22	0,33	50,87	4,82	0,58	16,12	0,73	2,20	0,51	0,77

Figura 4.39 – Ferramenta utilizada nos testes com usinagem a seco.

Estão mostradas nas Figuras 4.40 e 4.41 as imagens da aresta de corte para as ferramentas utilizadas nos testes com usinagem e aplicação de fluido de corte na forma de jorro em concentrações de 5% e 10%, respectivamente. Nestas imagens é possível verificar a existência de material aderido na aresta de corte, comprovado pelos EDS 4 e EDS 5 da Fig. 4.40 e EDS 4 da Fig. 4.41. Logo, esse material, quando encontrado na região de desgaste de flanco e ou na região de cratera confirmam a presença do mecanismo de desgaste por adesão. Os valores das concentrações de ferro e cromo para as Fig. 4.40 e 4.41 são apresentados nas Tab. 4.2 e 4.3 respectivamente.

O oxigênio e o alumínio foram os elementos químicos de destaque nos EDS 1 e EDS 3 da Fig. 4.40 e nos EDS 1 e EDS 5 da Fig. 4.41, o que caracteriza o revestimento de óxido de alumínio. Chama a atenção a alta concentração do elemento químico zinco no EDS 2 da Fig. 4.41. Os teores de enxofre e fósforo também mantiveram-se relativamente altos para este EDS 2, o que sugere indícios de elementos oriundos do fluido de corte naquela região. Esta ocorrência foi verificada apenas quando utilizado fluido de corte com concentração de 10 %.

Consultando os gráficos das Fig. 4.35 e 4.36 e considerando que não ocorreu uma significativa redução da taxa de desgaste com o aumento da concentração, a ação lubrificante foi menos importante que a ação refrigerante para a aplicação de fluido de corte na forma de jorro. O EDS2 e o EDS 3, relacionados respectivamente às Fig. 4.40 e 4.41, indicam o titânio ser o principal elemento químico encontrado especificamente nestas regiões. Novamente, tal elemento é integrante do material do segundo revestimento da ferramenta.

É possível verificar uma estreita faixa de material do revestimento de óxido de alumínio próximo à aresta de corte na Fig. 4.41. O EDS 5 desta figura confirma a presença de Al_2O_3 . Uma semelhança é verificada em uma região da aresta secundária de corte da Fig. 4.40. Logo, é possível afirmar que não há registro do desgaste de cratera próximo à aresta de corte. De acordo com Dearnley e Trent (1982) os mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte são fortemente dependentes da temperatura, e a máxima temperatura atingida na superfície de saída durante a usinagem encontra-se no centro da cratera. Portanto, a região susceptível para a ocorrência do desgaste de cratera fica posicionado ligeiramente afastado da aresta de corte, conforme apresentado nas Fig. 4.40 e 4.41. É possível que a pobre condutividade térmica dos aços inoxidáveis pode ter favorecido a concentração de calor próximo ao centro da cratera.

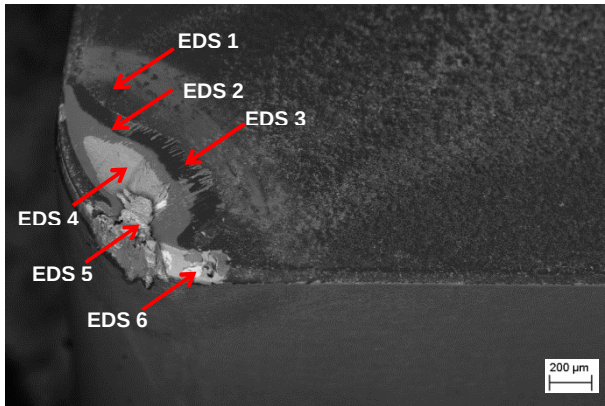


Figura 4.40 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte na forma de jorro e concentração de 5 %.

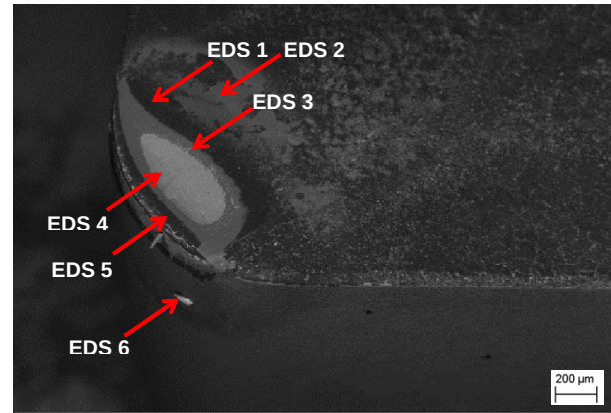


Figura 4.41 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte na forma de jorro e concentração de 10 %.

Tabela 4.2 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.40.

wt. %	N	O	Al	Si	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Co	Ni	C	Nb	W
EDS 1	-	30,22	53,73	0,73	-	0,69	1,36	0,60	5,43	0,43	0,77	3,17	0,39	2,29
EDS 2	3,50	7,24	0,54	0,12	-	81,79	0,97	0,67	0,15	0,14	0,12	3,25	0,15	1,35
EDS 3	-	33,03	64,11	-	-	0,48	0,33	0,05	0,62	0,08	0,15	-	0,06	1,00
EDS 4	-	1,64	0,06	0,36	0,09	0,11	17,37	2,14	63,43	2,84	8,42	-	0,26	0,49
EDS 5	-	2,10	0,21	1,88	0,00	0,15	14,29	1,73	52,85	2,54	8,02	-	0,09	13,75
EDS 6	-	1,31	0,23	5,32	0,41	0,09	2,93	0,39	9,05	4,72	1,66	-	-	73,25

Tabela 4.3 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.41.

wt. %	C	N	O	Al	P	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Co	Ni	Zn	W
EDS 1	-	-	33,51	63,62	0,20	0,03	0,50	0,20	0,06	0,58	0,10	0,15	0,16	0,70
EDS 2	2,64	-	12,74	1,78	6,01	23,62	0,76	0,35	2,05	5,15	0,50	0,19	30,10	3,07
EDS 3	1,75	4,34	0,46	0,11	0,01	0,43	85,60	0,90	0,89	2,37	0,47	0,47	0,11	1,75
EDS 4	-	-	1,37	0,05	0,06	0,07	0,13	17,31	2,23	63,85	3,23	8,66	0,31	0,08
EDS 5	0,43	-	34,25	62,46	0,27	-	0,26	0,18	0,07	0,60	0,10	0,21	0,14	0,79
EDS 6	1,65	1,76	30,04	0,32	0,87	0,74	36,49	0,11	0,73	18,83	1,16	0,13	3,02	1,41

As Figuras 4.42 e 4.43 mostram respectivamente as imagens das ferramentas de corte utilizadas nos testes com concentrações de 5 % e 10 % para o fluido aplicado a 10 MPa de pressão. Os resultados dos EDS para cada uma destas ferramentas estão apresentados nas Tab. 4.4 e 4.5. O uso do fluido de corte a alta pressão não evitou a alteração do mecanismo de desgaste nas ferramentas de corte, para ambas as concentrações. As regiões de cor cinza claro mostradas nos EDS 2 e EDS 6 da Fig. 4.42 e os EDS 2, EDS 5 e EDS 6 da Fig. 4.43 evidenciam a presença de material aderido. Quando comparado com a técnica convencional de

refrigeração, verifica-se que esta região de cor cinza claro demonstrou dimensões inferiores quando o fluido de corte foi aplicado à alta pressão. Desta forma, fica registrado que a pressão de 10 MPa favoreceu, segundo as condições de lubrificação e refrigeração, a redução do aparecimento do desgaste de cratera. No EDS 3 da Fig. 4.42 e no EDS 1 da Fig. 4.43 destacaram os elementos zinco, enxofre e fósforo, o que sugere que o fluido de corte mesmo aplicado com pressão de 10 MPa não conseguiu ter uma boa penetração ao longo da área de contato cavaco-ferramenta e atingir a aresta de corte.

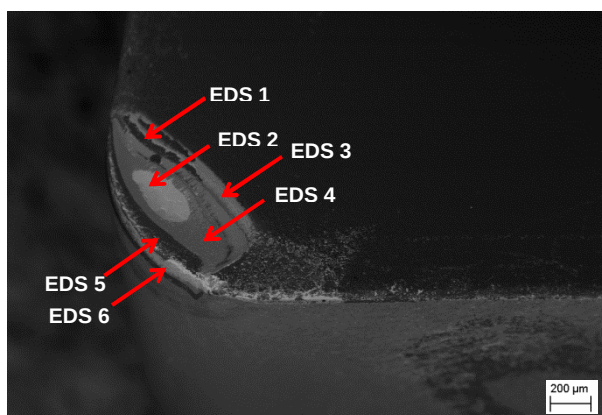


Figura 4.42 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 10 MPa e concentração de 5 %.

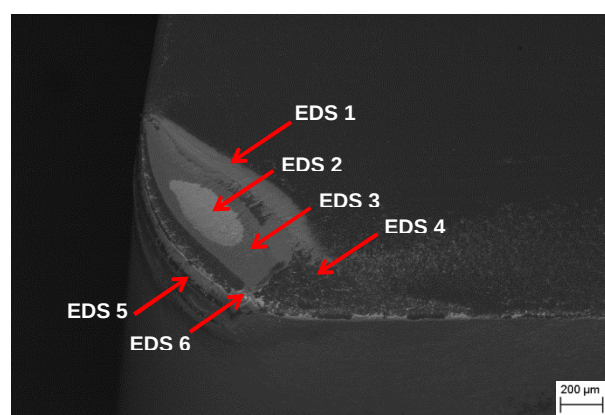


Figura 4.43 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 10 MPa e concentração de 10 %.

Tabela 4.4 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.42.

wt. %	N	O	Al	Si	P	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni	Zn	Mo	W
EDS 1	-	28,00	61,47	-	0,56	2,14	0,41	0,37	0,17	0,33	0,21	4,27	0,11	0,60
EDS 2	-	1,68	0,07	0,06	-	-	0,27	16,83	2,06	61,74	8,43	0,16	2,94	0,17
EDS 3	-	6,71	0,15	0,06	1,31	8,88	0,72	0,13	0,12	1,21	0,12	70,57	2,50	5,20
EDS 4	2,04	4,56	0,19	-	0,06	0,02	84,43	1,31	0,38	2,52	0,70	0,21	0,04	1,30
EDS 5	-	22,48	46,84	-	0,13	0,12	0,99	4,51	0,95	15,43	2,35	0,38	0,77	0,74
EDS 6	-	3,61	0,068	0,30	-	-	0,15	16,31	2,06	61,46	8,91	0,29	3,39	0,11

Tabela 4.5 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.43.

wt. %	N	O	Al	Si	P	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni	Zn	Mo	W
EDS 1	-	14,61	0,21	0,17	3,13	8,45	0,69	0,16	0,15	4,11	0,19	61,63	1,48	5,04
EDS 2	-	2,94	0,16	0,67	0,01	0,05	0,09	17,27	2,18	64,07	8,73	-	3,21	0,63
EDS 3	5,00	1,77	0,11	0,05	0,09	-	88,42	0,57	0,23	1,35	0,25	-	0,08	2,09
EDS 4	-	33,26	52,97	0,39	0,21	0,11	0,47	4,60	3,07	2,94	0,58	0,11	-	1,29
EDS 5	-	4,70	-	0,63	-	-	-	16,79	2,12	62,98	9,26	-	3,52	-
EDS 6	5,00	0,73	-	0,22	0,01	-	0,28	18,55	2,50	68,88	7,8	-	1,03	-

As Figuras 4.44 e 4.45 mostram as ferramentas que foram utilizadas com fluido de corte com pressão de 15 MPa e com concentrações de 5 % e 10%, respectivamente. Os resultados dos EDS para cada uma destas figuras estão apresentados nas Tab. 4.6 e 4.7. Observa-se ainda a presença de material aderido nas regiões do desgaste de cratera e de flanco, o que sugere a ocorrência do mecanismo de desgaste por adesão. Verifica-se por estas figuras o crescimento do desgaste de cratera para a condição de concentração de 10 % do fluido de corte ser maior que a concentração de 5 %. O mesmo ocorreu quando analisou-se o comprimento do desgaste de flanco da ferramenta, já mostrado anteriormente.

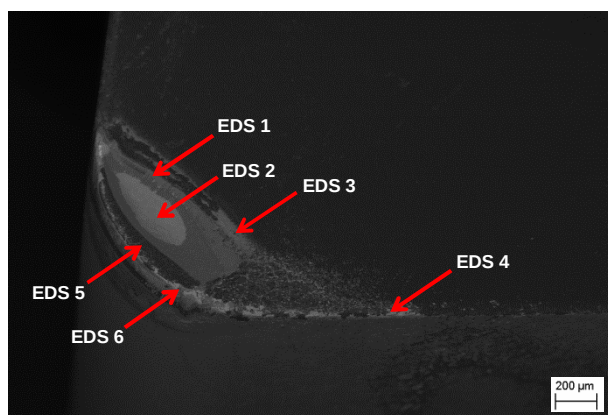


Figura 4.44 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 15 MPa e concentração de 5 %.



Figura 4.45 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 15 MPa e concentração de 10 %.

Tabela 4.6 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.44

wt. %	N	O	Al	Si	P	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni	Zn	Mo	W
EDS 1	5,17	2,06	0,13	0,07	0,05	-	88,22	0,72	0,25	1,19	0,26	0,52	0,18	1,19
EDS 2	-	4,02	0,26	0,75	0,12	-	0,20	16,82	2,24	62,68	8,45	0,04	3,20	1,23
EDS 3	-	10,38	0,38	0,34	3,74	12,92	0,99	1,33	0,44	5,05	0,33	53,96	3,98	5,30
EDS 4	-	1,92	0,07	0,58	0,11	-	0,51	15,69	2,25	66,99	8,81	0,44	2,39	-
EDS 5	-	30,15	63,62	-	0,10	0,08	0,47	1,55	0,40	1,70	0,24	0,02	0,23	1,45
EDS 6	-	3,35	0,06	0,63	0,05	0,86	0,40	16,68	2,39	64,01	9,11	0,09	0,90	1,47

Tabela 4.7 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.45

wt. %	N	O	Al	Si	P	S	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni	Zn	Mo	W
EDS 1	-	8,36	0,87	0,80	3,47	17,43	0,59	0,21	0,25	5,29	0,40	53,14	4,62	4,16
EDS 2	-	2,89	0,04	0,57	0,08	-	0,18	17,1	2,06	63,53	8,96	0,24	3,44	0,82
EDS 3	2,85	3,83	0,20	0,1	0,04	-	87,04	1,05	0,39	1,62	0,36	0,35	0,09	2,03
EDS 4	7,78	9,4	0,45	0,52	0,17	0,35	50,86	5,79	0,82	18,67	3,57	0,66	0,32	0,46

O fluido de corte com pressão de 20 MPa foi aplicado em concentrações de 5 % e 10 % nas ferramentas mostradas respectivamente pelas Fig. 4.46 e 4.47. As respectivas análises do EDS para estas figuras são mostradas nas Tab. 4.8 e 4.9.

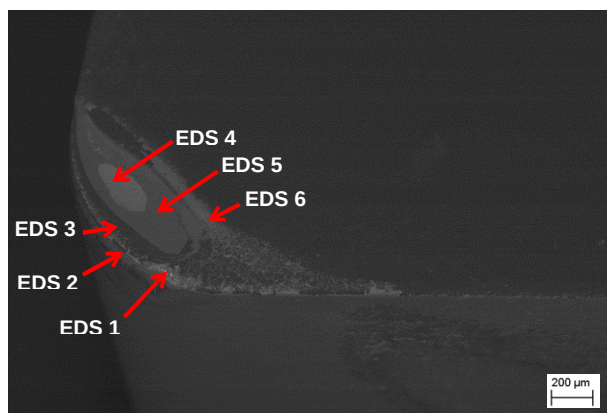


Figura 4.46 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 20 MPa e concentração de 5 %.

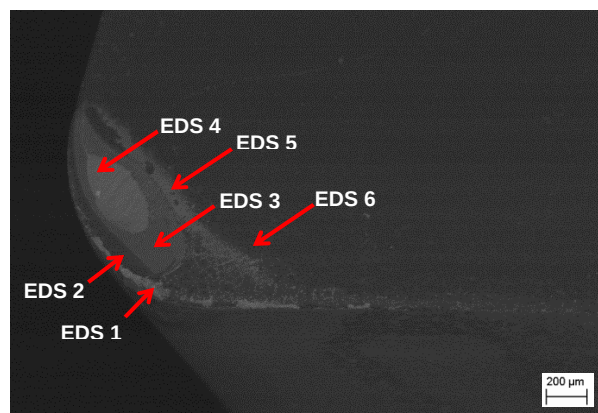


Figura 4.47 – Ferramenta utilizada com aplicação de fluido de corte com 20 MPa e concentração de 10 %.

Tabela 4.8 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.46.

wt. %	N	O	Al	Si	P	S	Ca	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni	Zn	Mo	W
EDS1	-	3,92	0,04	2,57	0,01	0,38	0,33	11,61	8,78	1,11	21,20	2,42	0,02	0,67	46,95
EDS2	2,75	4,76	0,21	0,24	-	-	0,15	57,17	6,30	-	18,08	3,13	-	1,02	6,19
EDS3	-	29,57	56,50	-	-	0,28	0,12	0,60	1,58	0,97	1,85	1,15	1,03	-	6,36
EDS4	-	2,30	0,16	0,11	0,02	-	0,24	0,24	17,34	2,26	61,90	8,26	0,69	1,10	5,37
EDS5	-	1,77	0,49	-	-	-	-	86,48	1,09	0,90	0,77	1,42	0,85	0,07	6,16
EDS6	-	12,87	0,27	-	2,45	14,69	0,98	0,85	0,44	0,14	2,51	0,81	52,61	0,92	10,46

Tabela 4.9 - Resultados da análise de EDS para a Fig. 4.47

wt. %	N	O	Al	Si	P	S	Ca	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni	Zn	Mo	W
EDS1	0,31	2,89	0,47	1,12	0,33	-	0,17	0,63	13,78	0,17	50,17	9,29	3,54	2,33	14,81
EDS2	-	27,93	51,05	0,24	0,24	-	0,05	0,46	0,78	0,79	4,28	2,67	1,33	1,45	8,75
EDS3	1,45	5,36	0,09	0,18	-	-	0,38	73,99	4,01	1,23	5,22	1,47	0,25	0,44	5,94
EDS4	-	4,18	0,29	-	0,10	0,48	0,74	0,41	17,38	2,29	59,00	8,95	1,28	0,99	3,92
EDS5	-	17,36	14,39	0,14	5,42	15,29	0,81	0,70	3,26	0,76	4,86	0,68	29,28	-	7,06
EDS6	-	24,76	56,57	0,06	0,09	0,11	0,45	0,62	1,00	0,72	2,37	1,73	1,02	0,24	10,26

Novamente há indícios de material aderido na região de cratera em ambas as concentrações, conforme mostra o EDS 4 das Fig. 4.46 e 4.47. Fragmentos do material da peça

também foram encontrados no desgaste de flanco da aresta principal de corte. O EDS 1 das Fig. 4.46 e 4.47 reforçam esta afirmação. Estas análises sugerem que para a pressão de 20 MPa o mecanismo de desgaste governado também foi o de adesão.

Os resultados mostraram que a menor concentração, aliado à pressão de 20 MPa, resultou em menores valores de desgaste, aumentando assim a vida da ferramenta. Ezugwu et al. (2002) também encontraram uma diminuição da vida da ferramenta quando aumenta de 3% para 9% a concentração do fluido de corte, para certas velocidades de corte. Os autores atribuem este fato ao aumento das tensões compressivas geradas pela redução da área de contato cavaco-ferramenta e ferramenta-peça como resultado do deslocamento do desgaste para a ponta da ferramenta.

Portanto, a melhor combinação do ponto de vista a atingir o menor desgaste foi obtida quando o fluido de corte com concentração de 5 % foi aplicado com pressão de 20 MPa, nesta condição tanto o desgaste de flanco quando o de cratera permaneceram reduzidos. É possível também que nesta condição a ação do fluido de corte formar uma cunha hidráulica tenha sido mais eficiente, reduzindo a interação do contato cavaco-ferramenta. Para Kurimotto e Barrow (1982) a eficácia do fluido de corte em reduzir o desgaste de cratera está diretamente relacionada com sua habilidade de refrigeração; eles citam ainda que a água seria neste caso o melhor dos fluidos de corte.

Nagpal e Sharma (1973) complementam que a superioridade do método de aplicação de fluido de corte à alta pressão pode ser atribuída principalmente à extração direta de calor da zona de cisalhamento. Consequentemente, para estes pesquisadores é esperado que a água apresente o melhor desempenho devido ao seu alto calor específico, alto calor latente de vaporização e maior turbulência. A rápida vaporização é uma importante medida que deve preceder a penetração na interface cavaco-ferramenta. Tudo isto resultará em uma elevada redução da temperatura da interface cavaco-ferramenta e obviamente será refletida no desgaste das ferramentas. Além disso, uma característica importante sob o ponto de vista do atrito entre o cavaco-ferramenta, é que o jato de água apresenta uma excelente habilidade de penetrar em todo tipo de descontinuidade. Dado que a velocidade do jato exceda a velocidade do cavaco durante condições de alta velocidade de corte (MAZURKIEWICZ et al., 1989).

Logo, a menor concentração do fluido de corte aliado à mais alta pressão sugerem a combinação mais adequada para as condições exploradas nesta pesquisa.

Da Silva et al. (2013) recentemente publicaram um trabalho onde investigaram a aplicação de fluido a alta pressão na usinagem da liga Ti6Al4V. Os pesquisadores utilizaram pressões de 7 MPa, 11 MPa, 20,3 MPa e a usinagem com jorro. A intenção foi avaliar o

desgaste, a força de corte e a formação do cavaco em ferramentas de PCD (policristalino de diamante). Os autores, apesar de não identificarem e avaliarem a composição do material aderido na aresta de corte das ferramentas utilizadas, garantem que o mecanismo de desgaste adesivo foi o mais evidente. Machado e Da Silva (2004) explicam que na literatura este mecanismo de desgaste é frequentemente tratado por adesão. Apenas a escola inglesa, influenciada por Edward Trent, batizou o mecanismo de “*attrition*”. Voltando ao trabalho de Da Silva et al (2013), os principais pontos destacados por estes autores, com relação ao desgaste nas ferramentas, foram a ocorrência do desgaste do tipo entalhe e de flanco, sendo este de menor dimensão. Eles registraram que o fluido de corte aplicado na forma de jorro gerou a menor vida da ferramenta, pois segundo os autores esta forma de refrigeração favoreceu a evaporação do fluido de corte quando o mesmo atingiu a região de formação do cavaco. Este fenômeno dificultou a ação do fluido de corte na interface de contato cavaco-ferramenta, o que do ponto de vista da transferência de calor da zona de corte prejudicou a usinagem do material. A vida da ferramenta de corte aumentou proporcionalmente ao aumento da pressão do fluido aplicado, pois o efeito negativo de vaporização do fluido de corte foi minimizado ou completamente eliminado quando utilizado jato de fluido, além de permitir um acesso muito próximo à aresta de corte promovendo um eficiente sistema de refrigeração.

Nos testes realizados nesta pesquisa não ficou comprovado a ocorrência de outro mecanismo de desgaste além o de adesão. Genari et al. (2001) explicam que o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF é um tipo de material submetido à desoxidação pelo cálcio. Desta forma, uma melhora na usinabilidade é esperada, devido ao controle adequado da morfologia de inclusões duras do tipo alumina e silicatos e da formação de uma camada protetora de óxido na interface cavaco-ferramenta durante a usinagem. Portanto, estas inclusões que poderiam refletir em efeitos indesejáveis nas ferramentas de corte, ocasionando, por exemplo, desgastes abrasivos dificilmente irão ocorrer.

4.6 Análise da Formação do Cavaco

A Figura 4.48 ilustra a forma dos cavacos produzidos durante a usinagem do aço inoxidável austenítico ABNT 316UF com diferentes sistemas de lubri-refrigeração, e a Fig.4.49 reforça que em todas as condições analisadas o tipo de cavaco não foi alterado, permanecendo do tipo contínuo, muito similar ao cavaco segmentado em função das lamelas características deste tipo de cavaco. As imagens que ilustram o tipo de cavaco foram obtidas através de microscopia eletrônica de varredura com aumento de 100 vezes. Por esta figura é possível

perfeitamente identificar as bandas de cisalhamento e as lamelas formadas em todas as condições. No entanto, as deformações dentro das lamelas não permitem classificar estes cavacos como segmentados, mesmo com a clara identificação da zona de cisalhamento adiabático. Nem a alta pressão e a variação da concentração alteraram as características que os aços inoxidáveis tem de formar cavaco este tipo de cavaco. Este tipo de material, além de formar cavacos do tipo segmentado apresenta ainda a forma de fita e emaranhada.

Machado e Da Silva (2004) explicam que o cisalhamento para formar cavaco segmentado começa a ocorrer em um plano de cisalhamento primário particular, quando as tensões impostas pelo movimento da ferramenta contra a peça excedem o limite de escoamento do material. A energia associada com esta deformação é convertida em calor imediatamente, e devido as pobres propriedades térmicas do material, altas temperaturas são desenvolvidas localmente. A formação deste tipo de cavaco também é referido como cisalhamento termoplástico catastrófico ou cisalhamento adiabático e resulta em um processo de produção de cavacos na forma de uma serra dentada.

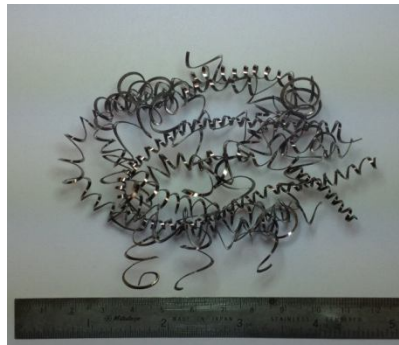
Ao observar a Fig. 4.48, fica evidente que método de aplicação de fluido de corte à alta pressão possibilitou um melhor controle na formação do cavaco. Quando o jato do fluido incide adequadamente na superfície de saída ferramenta, formando uma cunha hidráulica, a curvatura do cavaco aumenta e conseqüentemente favorece sua quebra, esta ação foi mais eficiente quanto maiores eram as pressões aplicadas ao fluido de corte. Em síntese, foi desta forma que ação do fluido de corte à alta pressão favoreceu a produção de cavaco descontínuo na forma tubular curto e tubular longo.

Machado (1990) afirmou que o uso de fluido de corte a alta pressão é sem dúvida um eficiente quebra-cavaco. A aplicação deste método na usinagem de ligas de titânio e de níquel mostrou bom desempenho no controle do cavaco. O autor verificou que o fator de empacotamento passou de 47 para 4,7 quando a usinagem sem quebra-cavacos foi substituída pela utilização do método. O fator de empacotamento é uma relação entre o volume do cavaco pelo volume de um sólido equivalente ao seu peso.

Dahlman e Escursell (2004) declararam que o fluido de corte aplicado à alta pressão, durante o torneamento de um aço descarbonizado, apresentou uma significativa melhoria no controle do cavaco quando comparado a com a usinagem a seco, especialmente quando insertos com geometria *wiper*, ou seja, ferramentas com aresta raspadora, foram usados.



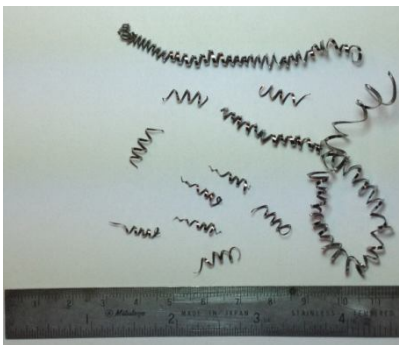
SECO



Jorro 5%



Jorro 10%



10 MPa 5%



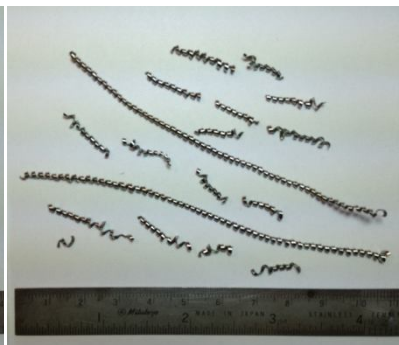
15 MPa 5%



20 MPa 5%



10 MPa 10%



15 MPa 10%



20 MPa 10%

Figura 4.48 – Morfologia dos cavacos obtidos para o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF diferentes sistemas de lubri-refrigeração.

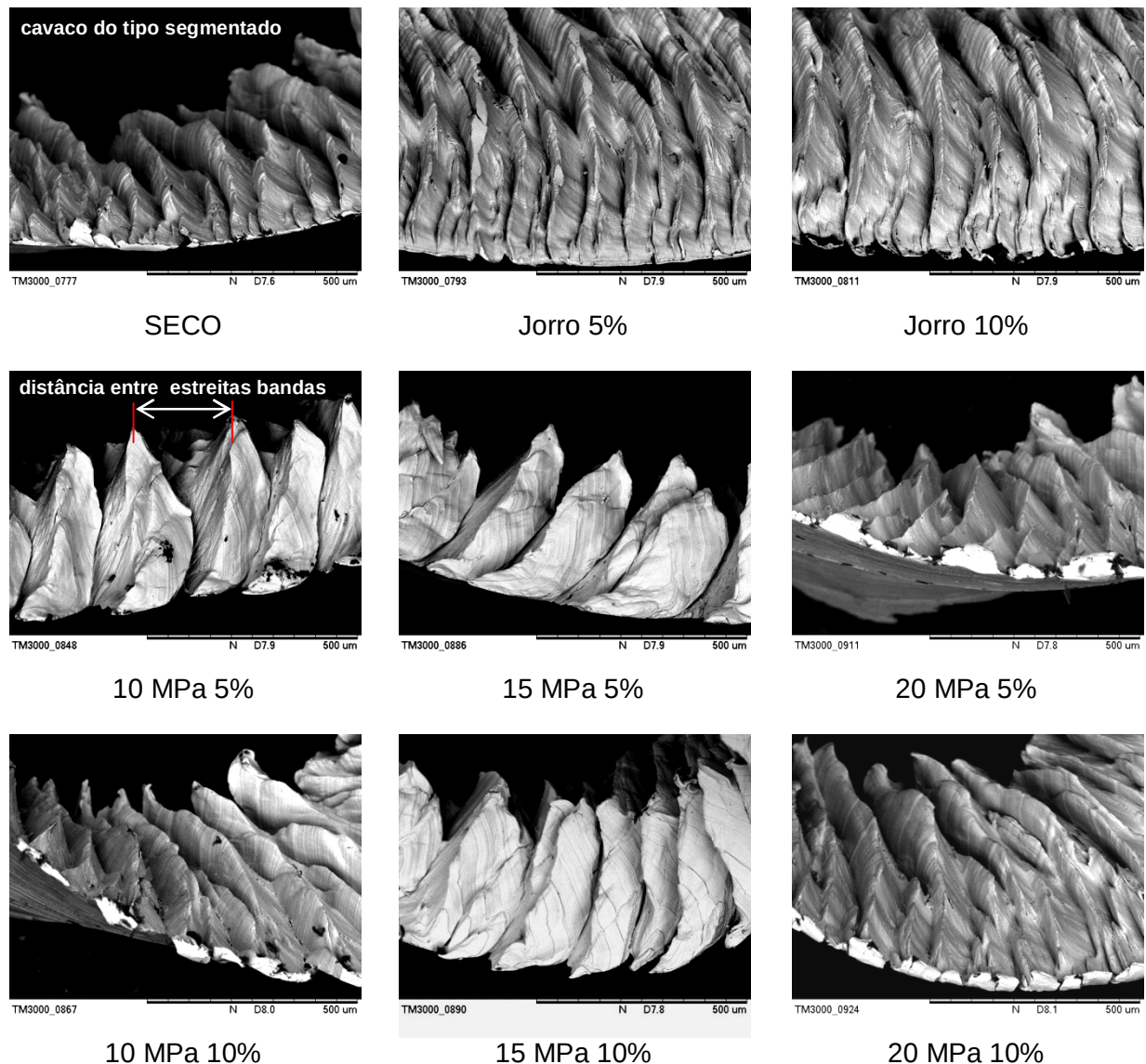


Figura 4.49 – Tipo dos cavacos obtidos para o aço inoxidável austenítico ABNT 316UF diferentes sistemas de lubri-refrigeração.

Chama a atenção a forma do cavaco para a condição de 10 MPa e concentração de 10 %. Nesta condição o cavaco permaneceu, na maior parte de realização dos testes, de forma tubular longo e do tipo contínuo. Isto indica que a ação do fluido de corte em formar uma cunha hidráulica, e conseqüentemente facilitar a quebra do cavaco, não ocorreu como se esperava. Machado e Wallbank (1992) durante suas pesquisas com o uso de fluido de corte à alta pressão no torneamento da liga Ti6Al4V, notou que o sistema de aplicação de fluido de corte à alta pressão desempenhou a função de um eficiente quebra-cavaco. Eles também afirmaram que o

cavaco é fragmentado mecanicamente, pela pressão do jato, que faz com que o cavaco sendo formado, curve excessivamente até o ponto que a força de flexão imposta supere a resistência mínima do cavaco. Porém, os autores relataram que durante seus experimentos, quando em condições de pequenos avanços e baixa velocidade de corte, o sistema de alta pressão não conseguiu quebrar o cavaco.

Uma análise da área de contato cavaco-ferramenta, medida na superfície de saída, revelou que a condição onde o fluido de corte aplicado a 10 MPa e 10 % de concentração foi que gerou a maior área comparada às demais condições de alta pressão. É possível que o jato do fluido tenha exercido uma força mecânica comprimindo o cavaco contra a superfície de saída. Esse fenômeno resultou em uma maior área de contato cavaco-ferramenta. A Figura 4.50 ilustra a ação do fluido de corte ao atingir a região de formação do cavaco. Dependendo as dimensões do feixe do jato incidente, uma parte do jato atinge a superfície de saída, e então o fluido é forçado a penetrar na área de contato cavaco-ferramenta. Esta ação beneficia a função refrigerante e lubrificante do fluido de corte. Porém, parte do feixe do fluido pode atuar na parte superior do cavaco, exercendo uma força sobre o cavaco a aumentar a aderência do mesmo pela superfície de saída da ferramenta. Este comportamento do fluido de corte pode ter feito com que o cavaco permanecesse permanentemente pressionado contra a superfície de saída da ferramenta, permitindo a formação de cavacos longos. Com isso, a ação lubrificante do fluido será menor, podendo de alguma forma aumentar o atrito na interface cavaco-ferramenta.

Sharma et al. (1971) sugerem uma forma para evitar que este espalhamento do feixe do jato, possibilitando uma melhor ação penetração do mesmo apenas na interface cavaco-ferramenta. Para eles uma forma bastante eficiente de concentrar a ação do jato seria forçá-lo a escoar por um orifício de 0,25 mm de diâmetro, sobre a superfície de saída, e direcionado para a região de formação do cavaco, tendo a distância do bocal à aresta de corte entre 1,5 a 3 vezes maior que o comprimento da profundidade de corte. Em seus experimentos, após adotados estes procedimentos e utilizado uma pressão de 68,9 MPa, os autores encontraram uma redução de 40% no atrito da interface cavaco-ferramenta quando comparado com a usinagem a seco e ainda uma eficiente sistema de quebra-cavaco.

Mazurkiewicz et al. (1989) também obtiveram um eficiente quebra-cavacos utilizado fluido de corte aplicado com pressão de 280 MPa na usinagem do aço UNS 1020. Pequenos diâmetros do jato podem também permitir uma maior precisão do fluido em atingir a região de interface cavaco-ferramenta criando um efeito de resfriamento superior. Para os autores o método de aplicação de fluido de corte à alta pressão fornece uma solução simples e rápida para problemas industriais a respeito da produção de cavacos.

No trabalho publicado por Sharman et al. (2007) os autores avaliaram a formação do cavaco durante o torneamento da liga de Inconel 718 usando fluido de corte aplicado com pressões de 7 MPa, 15 MPa e 30 MPa e 0,05 MPa, sendo esta a pressão para a condição a jorro. O fluido de corte foi direcionado para a superfície de saída da ferramenta, para a superfície de folga e para ambas as superfícies simultaneamente. Os autores mostraram que, na condição onde a pressão do jato foi de 7 MPa o cavaco assumiu a forma tubular longo, da mesma forma que a aplicação a jorro. A partir de 15 MPa é que foi possível a fragmentação do cavaco. Um trabalho semelhante, aplicando o fluido de com pressão de 1,2 MPa e nestas mesmas direções foi desenvolvido por Micaroni (2006), porém o autor não mencionou, após o torneamento do aço ABNT 1045, a característica do o cavaco obtido.

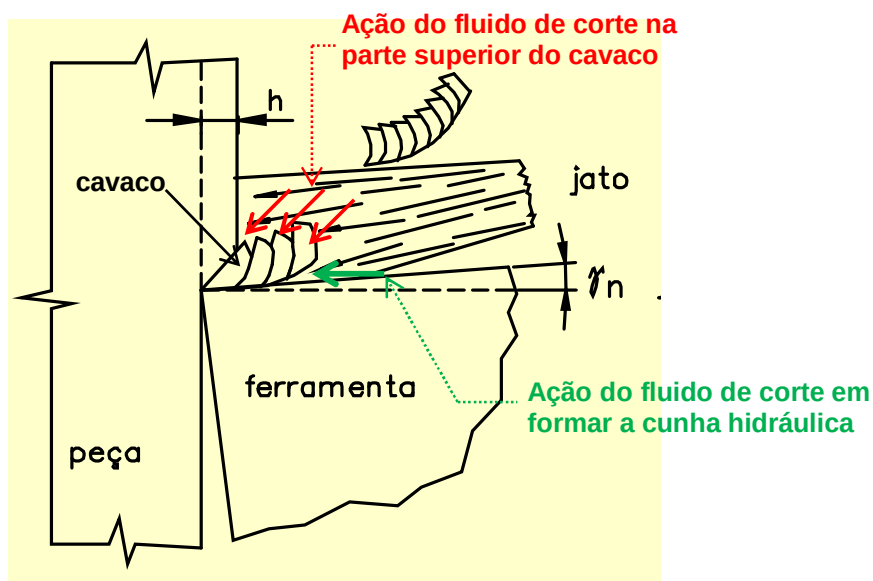


Figura 4.50 – Representação do corte ortogonal onde é ilustrado a ação do fluido de corte a alta pressão sobre o cavaco (adaptado de Machado 1990).

A Figura 4.51 mostra a microestrutura do cavaco obtido durante os testes de usinagem com diferentes condições de fornecimento de fluido de corte. Estas imagens foram obtidas através de um microscópio metalúrgico da marca Risitec, e adaptada a ele uma câmera de aquisição de imagens CCD com aumento de 100 vezes. Na obra de Hubertus Colpaert (2008) o autor cita que os inoxidáveis austeníticos são caracterizados por terem uma resistência à corrosão muito boa. Além disso, o autor apresenta, com exímia perfeição, imagens da microestrutura de diferentes tipos de aços inoxidáveis austeníticos obtidas após ataque químico com o reagente Vilella ou ácido oxálico. Tentativas foram feitas, ao longo desta pesquisa, para revelar a microestrutura do cavaco com estes dois tipos de reagentes, porém sem êxito. Mas a

solução, com formulação mostrada no título da Figura 4.51, foi satisfatória para revelar a microestrutura das camadas de cisalhamento termoplásticas catastróficas presentes nos cavacos.

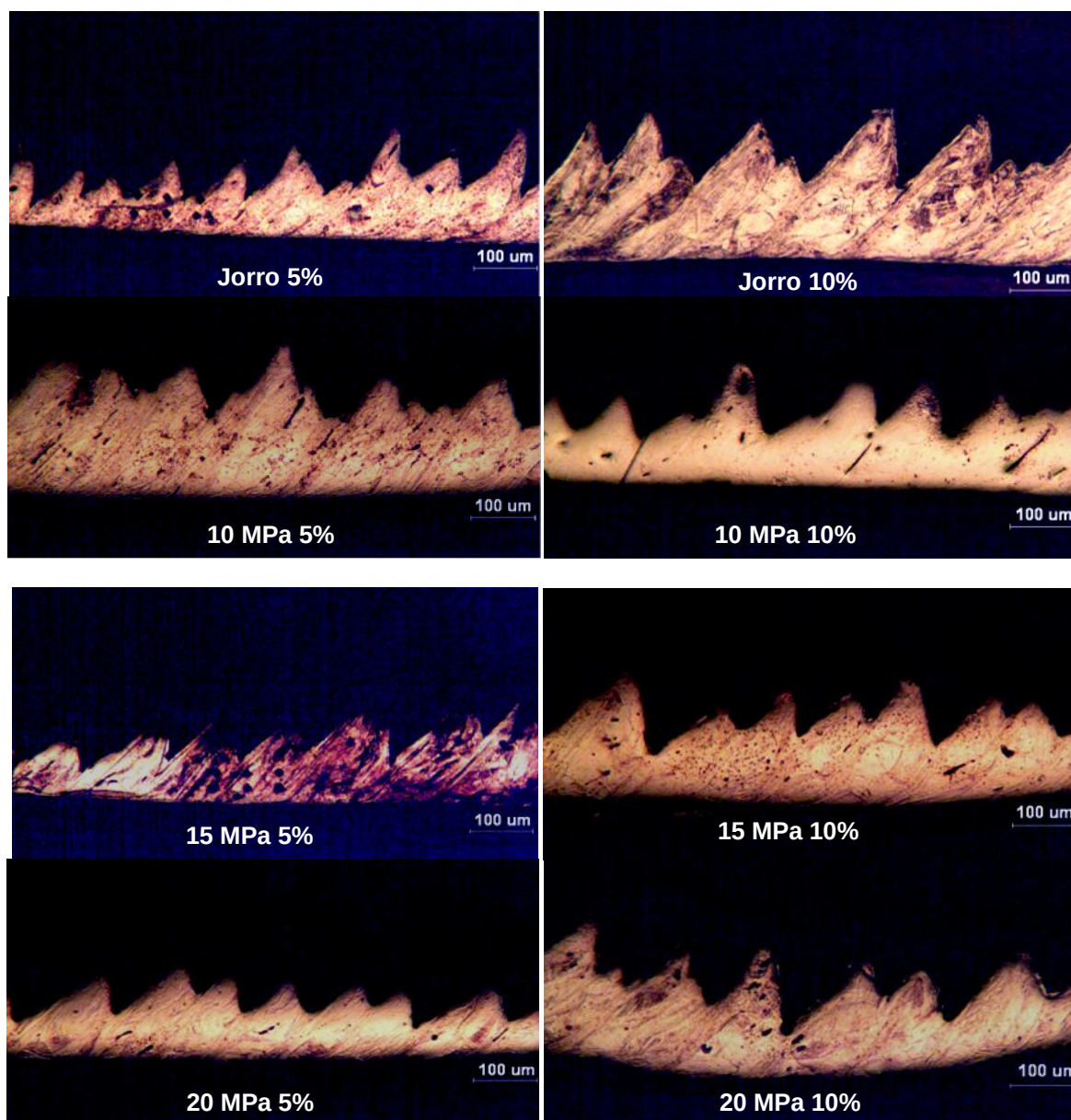


Figura 4.51 – Micrografia dos cavacos de aço inoxidável austenítico ABNT 316UF obtidos para as diferentes condições de lubri-refrigeração. Reagente: solução de 10 ml de ácido acético + 15 ml de ácido hipoclorídrico + 10 ml de ácido nítrico + 5 ml de glicerol.

A Figura 4.52 ilustra a microestrutura do cavaco obtido durante o teste com usinagem a seco. Esta imagem foi obtida da mesma forma apresentada anteriormente para as condições

com fornecimento de fluido de corte. É identificado nesta figura as camadas de cisalhamento termoplástico catastrófico que ocorre durante a formação do cavaco. Estas camadas separam, em segmentos, a deformação plástica sofrida pelas lamelas dos cavacos. Uma comparação entre o tipo e a metalografia dos cavacos mostrou muito pouca diferença entre as condições investigadas nesta pesquisa. Machado (1990) também fez similar comparação e concluiu que a diferença visível durante a aplicação de fluido à alta pressão é apenas na curvatura que é imposta ao cavaco, forçando sua quebra através da ação mecânica do jato.



Figura 4.52 – Micrografia dos cavacos de aço inoxidável austenítico ABNT 316UF obtidos para a usinagem a seco.

Foi investigado a microdureza do cavaco e também próximo à zona de fluxo, em cada uma das amostras de cavaco produzido nas diferentes condições analisadas nesta pesquisa. Desta forma, foi possível observar a influencia, que diferentes condições de lubri-refrigeração, podem provocar na interface cavaco-ferramenta. A zona de fluxo é formada, na parte inferior do cavaco, bem próxima à interface onde forma-se um cisalhamento intenso. Ali existe uma camada de material estacionário na interface cavaco-ferramenta e a velocidade de saída do cavaco vai aumentando a medida que se percorre sua espessura, até que se chega ao fim da zona de fluxo, onde acaba o cisalhamento e a velocidade de saída do cavaco fica constante. Esta zona de fluxo tem espessura da ordem de 0,01 a 0,08 mm, isto é, depois disso a velocidade de saída do cavaco se estabiliza (DINIZ et al. 2006). A Figura 4.53 ajuda a identificar a formação da zona de fluxo durante a formação do cavaco. Esta figura mostra as temperatura atingidas na superfície de saída da ferramenta, especificamente onde haverá a ocorrência do

desgaste de cratera, sendo a temperatura T_3 maior que T_4 . A direção da velocidade de corte e da velocidade do cavaco estão identificadas nesta figura como V_c e V_{cav} , respectivamente. Nessa zona observa-se que, à medida que se aproximam da interface com a superfície de saída da ferramenta, as deformações do material dentro da zona de fluxo vão aumentando rapidamente. O nível de deformação é tão grande, que próximo a interface não se distingue mais os microconstituintes, como a ferrita e a perlita, por falta de resolução em equipamento (RIBEIRO; GONÇALVES, 2010).

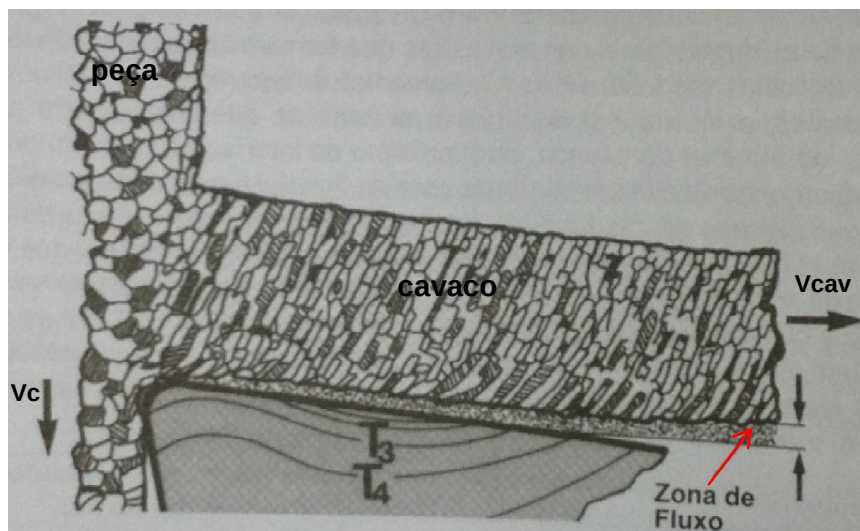


Figura 4.53 – Ilustração da zona de fluxo dentro do cavaco (adaptado de DINIZ et al. 2006).

A medição da microdureza é uma técnica que possibilita avaliar a dureza de diferentes fases presentes no material ou ainda em locais bem definidos, como, por exemplo, camadas finas depositadas em uma superfície (NAVES, 2009). A microdureza foi medida na escala Vickers através de um microdurômetro da marca SHIMADZU modelo HMV. Uma carga de 50 gramas foi aplicada durante 10 segundos possibilitou obter marcas de endentação em cada amostra dos cavacos de forma satisfatória a extrair os valores de microdureza. Evitou-se medir a microdureza muito próximo à parte inferior do cavaco para evitar erros de medições, devido à distorção que a marcação apresentava. Logo, todas as microdurezas foram realizadas em uma distancia de 25 μm da parte inferior do cavaco. Foram feitas três medições em três pontos nas amostras de cavaco conforme está mostrado da Fig. 4.54. Esta figura traz também algumas medidas da espessura real do cavaco. Os dados obtidos da espessura estão citados no documento em anexo à esta tese.

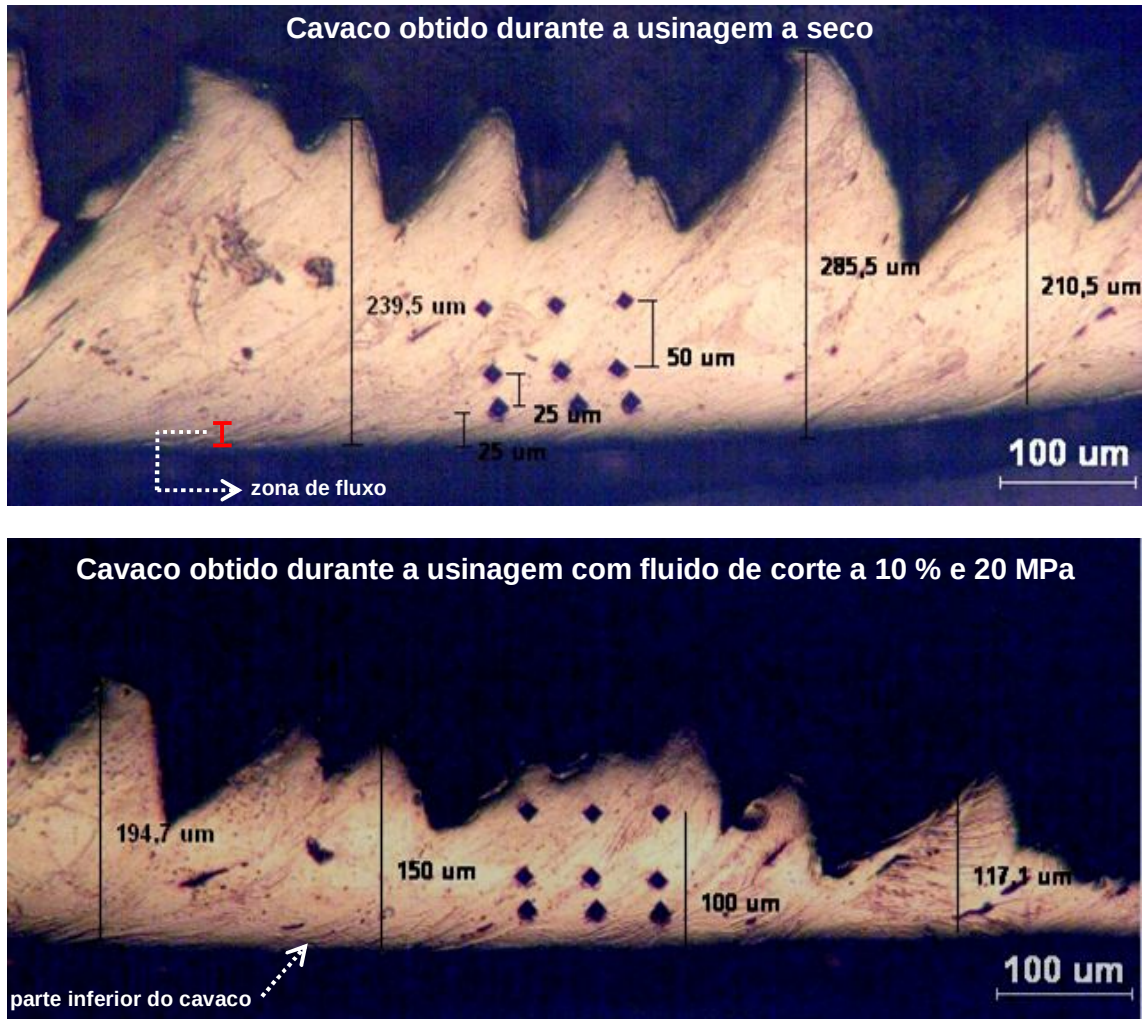


Figura 4.54 – Marcações das endentações registradas nos cavacos durante as medições de microdureza. .

Os valores da medição da microdureza, para as condições de aplicação de fluido de corte com 10 % e 5 % de concentração estão apresentadas respectivamente nas Figuras 4.55 e 4.56. Os cavacos coletados para esta medição foram obtidos durante a usinagem com ferramentas novas após completados um comprimento de usinagem de 270 mm.

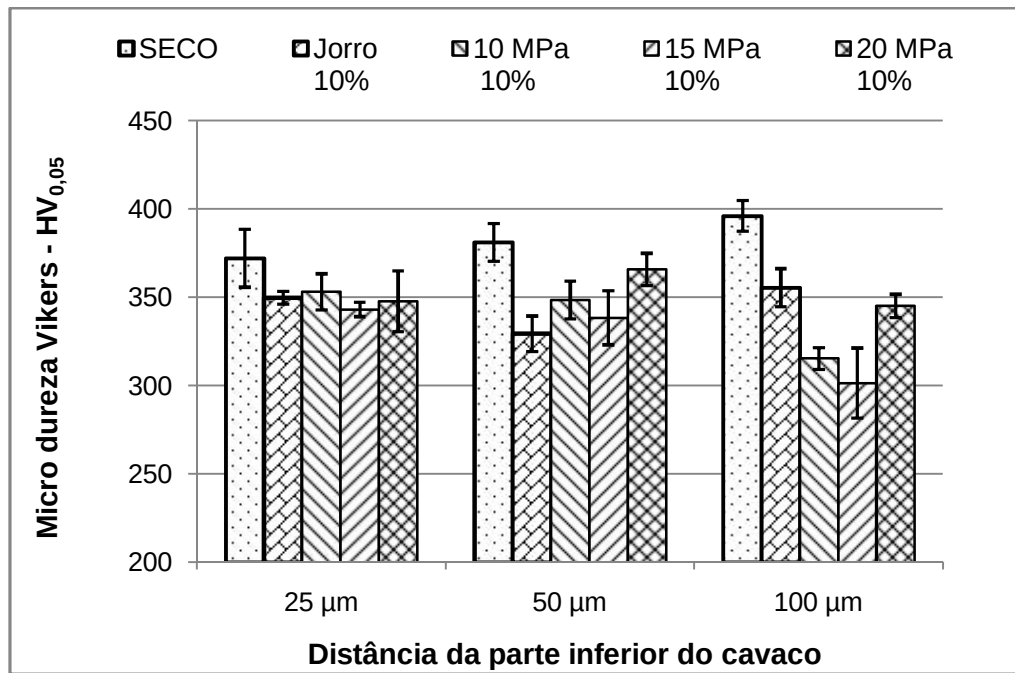


Figura 4.55 – Resultados microdureza para o fluido aplicado com concentração de 10%.

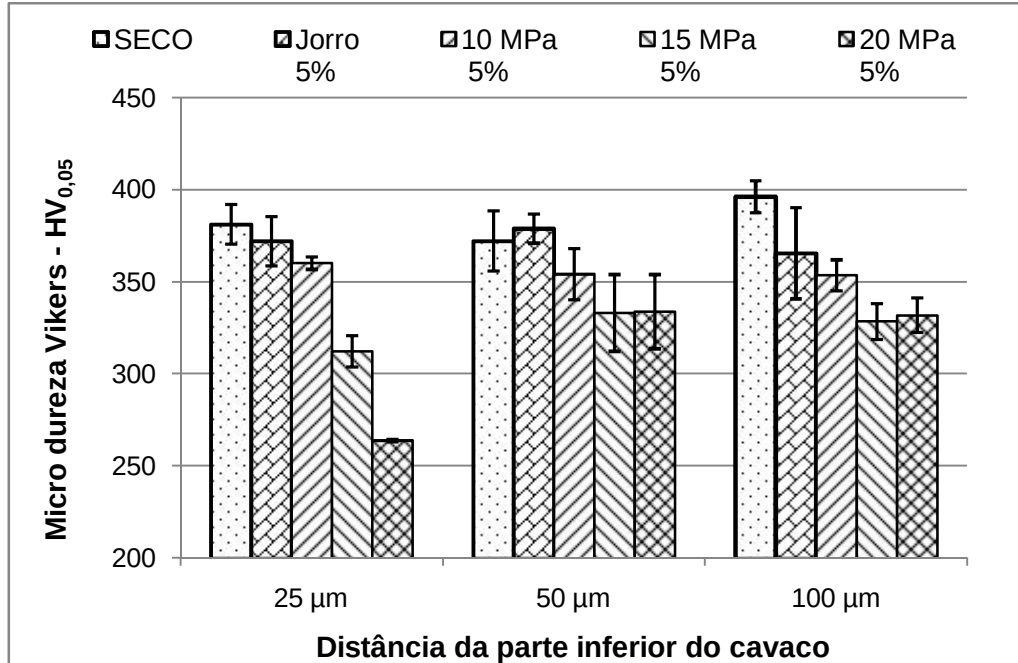


Figura 4.56 – Resultados microdureza para o fluido aplicado com concentração de 5%.

As Figuras 4.55 e 4.56 mostram não haver diferença da microdureza do cavaco quando se varia a concentração de 5% para 10%. De uma forma geral, a condição de usinagem a seco apresentou os valores de microdureza superiores às demais condições. Quando o fluido de corte foi aplicado, não foi registrado variações da microdureza, mas na condição onde o fluido de corte foi aplicado com concentração de 5%, as pressões de 15 MPa e 20 MPa demonstraram ser mais eficiente para a obter menores microdurezas.

No trabalho de Ribeiro e Gonçalves (2010) os autores notaram que os maiores valores da microdureza foram encontrados nas medições realizadas no ponto que compreende a parte mais inferior da espessura do cavaco, próxima à zona de fluxo. Estas conclusões foram extraídas após a usinagem de um aço ABNT 1050 com ferramentas de metal duro. Eles afirmaram que isso se deve ao fato de que nessa região existe grande deformação plástica, acarretando no encruamento do material. Porém, quando os autores avaliaram a microdureza do cavaco produzido durante a usinagem de um aço inoxidável ABNT 304 o resultado foi que não foi encontrado grandes variações da microdureza. Da mesma foi observado que não existe uma discrepância nos valores da microdureza na maior parte dos teste conduzidos durante esta pesquisa, com exceção da usinagem a seco. O fato da condição a seco apresentar maiores valores da microdureza do cavaco pode estar relacionado com alta tendência de encruamento que os aços inoxidáveis austeníticos apresentam durante a usinagem. Esta característica pode ter favorecido os resultados de maior microdureza da condição a seco quando comparado com as condições onde a refrigeração esteve presente.

Callister (2006) explica que o encruamento é o fenômeno pelo qual um metal dúctil se torna mais duro e mais resistente quando ele é submetido a uma deformação plástica. O encruamento pode ser também chamado de endurecimento por trabalho a frio, pelo fato de a temperatura em que a deformação é efetuada ser bem menor em relação à temperatura absoluta de fusão do metal. O encruamento aumenta a densidade de discordâncias em um metal devido à multiplicação das discordâncias ou à formação de novas discordâncias. Consequentemente, a distância média de separação entre as discordâncias diminui. Assim as discordâncias são posicionadas mais próximas umas das outras. Como resultado a presença de discordâncias dificulta o movimento entre elas. Assim o trabalho a frio aumenta a tensão imposta necessária para deformar um metal. O que por sua vez poderá refletir no aumento da energia necessária para a o cisalhamento do material e consequentemente a formação do cavaco.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

As seguintes conclusões podem ser obtidas para os testes e condições de corte utilizadas neste trabalho:

- Os valores da rugosidade média mostraram que o método de aplicação de fluido de corte teve pouca influência no acabamento superficial. Apenas a rugosidade para a condição de 5 % de concentração do fluido de corte aplicado à alta pressão demonstrou ser ligeiramente maior que as demais condições.
- As superfícies usinadas apresentam marcas de avanço bem definidas e uniformes. Entretanto, na condição a seco há evidências de pontos localizados de deformação plástica da peça e também de fragmentos do cavaco aderidos na superfície usinada. De uma forma geral, a rugosidade superficial foi ligeiramente menor para a condição de 400 m/min para as condições testadas.
- A variação da concentração do fluido de corte não produziu nenhuma mudança significativa no acabamento superficial com o fluido aplicado na forma de jorro.
- Em todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas o comportamento da alteração da microdureza foi similar. Desta forma, não é possível afirmar que a ação do fluido de corte aplicado à alta pressão ou na forma de jorro foi eficiente para evitar tais alterações.
- Os menores valores das forças de corte alternaram entre a condição a seco e na condição de aplicação de fluido de corte à alta pressão. Porém, depois de superados aproximadamente 2430 mm de comprimento usinado, o desgaste na

ferramenta de corte na condição a seco evoluiu com maior severidade o que provocou maiores valores da força de corte.

- Observou-se uma ligeira diferença na força de corte devido às diferentes concentrações analisadas. Menores valores desta componente foram registrados para a condição de 10% concentração, porém, não é possível indicar qual tenha sido a pressão mais eficiente na redução da força de corte. O método de aplicação de fluido de corte à alta pressão, pouco influenciou os resultados da força de corte.
- A maior força de avanço foi registrada na condição de usinagem a seco. Sugere-se que o aumento desta componente da força de usinagem tenha sido provocado pela uma maior área de contato cavaco-ferramenta na condição a seco, reforçando que o fenômeno de interação entre as superfícies do cavaco e a superfície de saída de ferramenta foram mais severos.
- Para os valores de potência de usinagem, esperava-se que a medida que a velocidade de corte aumentasse, consequentemente o valor da potência aumenta seria maior, uma vez que estas grandezas são diretamente dependentes. Apesar da força de corte diminuir com o aumento da velocidade de corte, a relação não é inversamente proporcional. De uma forma geral, a potência de usinagem foi maior para as condições de velocidade de corte de 400 m/min.
- Imagens realizadas por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e após análises da composição química da aresta de corte obtidas por espectroscopia de energia dispersiva (EDS) mostraram que o mecanismo de desgaste mais evidente foi o de adesão. O material aderido na superfície de folga e de saída da ferramenta foi reduzido significativamente com a aplicação de fluido de corte a alta pressão, sendo mais eficiente quanto maior a concentração do fluido.
- Para todas as condições analisadas o desgaste de flanco foi o principal tipo de desgaste observado na aresta principal de corte. Entretanto, houve ocorrência do desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta.
- Através de análises de imagens por elétrons retroespalhados (*backscattering electrons* – BSE) foi confirmado que a maior área de contato cavaco-ferramenta ocorreu durante a usinagem a seco. A aplicação de fluido de corte a alta pressão atuou de forma eficiente para reduzir esta área. Um ligeiro aumento da área de contato cavaco-ferramenta foi notado para maiores velocidade de corte.

- Basicamente, a aplicação do fluido de corte a alta pressão não provocou uma significativa diferença do comprimento de contato cavaco-ferramenta entre as condições investigadas. O aumento da concentração do fluido de corte e da velocidade de corte pouco alterou este comprimento de contato. A condição a jorro foi a que apresentou o maior comprimento de contato cavaco-ferramenta.
- No ensaio de vida da ferramenta a aplicação de fluido de corte a alta pressão mostrou-se vantajoso quando comparado com a usinagem a seco e com aplicação a jorro. Durante a usinagem a seco o tempo médio para atingir o comprimento de desgaste de ponta de 0.8 mm foi de 8.58 minutos, já com a aplicação de fluido de corte com pressão de 15 MPa este tempo passou a ser de 16.8 minutos.
- O menor comprimento do desgaste de flanco foi obtido quando o fluido de corte foi aplicado com 10% de concentração e pressão de 10 MPa. A usinagem a seco não é recomendada para a usinagem do aço inoxidável ABNT 316 UF com ferramentas de metal duro, pois durante os testes realizados esta condição apresentou os maiores comprimento de desgaste de flanco máximo.
- Constatou-se uma melhor expulsão do material aderido na cavidade do desgaste de cratera para as condições com a presença de fluido de corte aplicado em alta pressão. Estes resultados comprovam a teoria dos benefícios da formação de uma película de fluido lubrificante, desempenhada pela aplicação de fluido de corte em processos de usinagem.
- De uma forma geral o sistema de aplicação de fluido de corte a alta pressão desempenhou a função de um eficiente quebra-cavaco. Portanto, esta técnica de lubri-refrigeração possibilitou uma maior curvatura do cavaco, forçando sua quebra através da ação mecânica do jato. Durante a usinagem com a presença de fluido de corte aplicado na forma de jorro e na condição a seco o cavaco apresentou-se ser do tipo contínuo e com forma emaranhada.
- Os resultados mostraram não haver diferença da microdureza do cavaco ao variar a concentração do fluido de corte. De uma forma geral, a condição de usinagem a seco apresentou valores de microdureza superiores às demais condições. Na condição onde o fluido de corte foi aplicado com concentração de 5%, as pressões de 15 MPa e 20 MPa demonstraram ser mais eficiente para a obter menores microdurezas.

CAPÍTULO VI

PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

Como proposta para trabalhos futuros, a fim de expandir mais o estudo da aplicação de fluido de corte a alta pressão, sugere-se como temas de trabalhos futuros as seguintes propostas:

1. Utilizar a técnica de aplicação de fluido de corte a alta pressão em materiais comumente empregados na engenharia, principalmente o aço carbono, e em outros processos de fabricação como a furação, fresamento frontal e o rosqueamento.
2. Investigar o desempenho de outros tipos de ferramenta de corte, outras classes e revestimento, diferentes parâmetros de usinagem tais como: a velocidade de corte, o avanço, a profundidade de corte, a pressão do jato de fluido de corte, o diâmetro do bocal do orifício por onde o fluido escoar e até ser aplicado ao processo usinagem.
3. Pesquisar a influência de diferentes concentrações de fluido de corte, como por exemplo, 7%. Esta é uma concentração muito comum utilizada por parte da indústria metal-mecânica. Consequentemente, investigar o desempenho de outros tipos de fluido de corte, como óleos de base mineral e óleos comestíveis.
4. Realizar ensaios para a comparação da técnica de aplicação de fluido de corte com a aplicação de mínima quantidade de líquido e criogenia.
5. Conhecer o comportamento da temperatura de usinagem quando o processo de estiver submetido a aplicação de fluido de corte a alta pressão.

CAPÍTULO VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Abele, E., Holscher, R., **Problemas para a retirada de calor afetam a produtividade**, Máquinas e Metais, Aranda - São Paulo - SP, p. 38 - 49, 20 setembro. 2011.

ABNT *NBR 4287* **Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**, 2002.

ABNT *NBR 6162* **Movimentos e Relações Geométricas da Usinagem dos Metais: Terminologia**. São Paulo, 1989.

Akasawa, T.; Sakurai, H.; Nakamura, M.; Tanaka, T.; Takano, K.; Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steel, **Journal of Materials Processing Technology** 143 – 144 (2003) 66 – 71.

Almeida, D. O et al., Influência da utilização do fluido de corte de base vegetal nas forças de usinagem no torneamento do aço ABNT 1050 e estudo do crescimento de microorganismos, 6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, **Anais**, 11 a 15 de abril de 2011 – Caxias do Sul, RS, Brasil.

Aronson, R. B., Using high-pressure fluids, cooling and chip removal are critical, **Journal of Manufacturing Engineering**, 132 (6), June, 2004.

ASM: **ASM Handbook – Properties and selection: irons, steels, and high performance alloys**, Ed. 10, v. 1, p. 1.618, 1993.

Astakhov, V. P., Effects of the cutting feed, depth of cut and workpiece (bore) diameter on the tool wear rate, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** 34 (2006) 631 – 640.

Astakhov, V. P.; Davim, J. P., **Machining fundamentals and recent advances**, Springer London, ISBN: 978-1-84800-213-5_2. 2008.

Astakhov, V. P., **Metal cutting Mechanics**, CRC, Boca Raton, USA (1998).

Ávila, R. F., Baptista, B. S., Barbosa, C. A., Abrão, A. M., Influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austenítico ABN 304, VII Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável, **Anais**, 23 a 25 de novembro de 2004, São Paulo – SP.

Barbosa, P. A., Machado, I. F., Efeito da taxa de deformação no comportamento mecânico do aço inoxidável austenítico, **Máquinas e Metais**, Aranda - São Paulo - SP, p. 148 – 157 setembro, 2011.

Birmingham, M. J.; Palanisamy, S.; Kent, D.; Dargusch, M. S.; A comparison of cryogenic and high pressure emulsion cooling technologies on tool life and chip morphology in Ti-6Al-4V cutting, **Journal of Materials Processing Technology** 212 (2012) 752 – 765.

Birmingham, M. J.; Palanisamy, S.; Dargusch, M. S.; Understanding the tool wear mechanism during thermally assisted machining Ti-6Al-4V, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 62 (2012) 76 – 87.

Blaser Swissslube LTDA, **Ficha de Informações de Segurança de produtos químicos**, Boletim técnico, São Paulo, 2005.

Boothroyd, G., Knight, W. A., **Fundamentals of machining and machine tools**, Taylor and Francis, 3rd ed. 2006.

Bonney, J., **High-Speed Machining of Nickel-base, Inconel 718, Alloy with Ceramic and Coated Carbide Cutting Tools using Conventional and High-Pressure Coolant Supplies**, 2004, p. 238. PhD. Thesis, London South Bank University, London, Great Britain.

Bressan, J. D.; Genin, G.; Willians, J. A.; The influence of pressure, boundary film shear strength and elasticity on the friction between a hard asperity and a deforming softer surface, **Tribology Series**, Volume 36, 1999, pages 79 – 90.

Callister, W. D., **Fundamentos da ciência e engenharia dos materiais: uma abordagem integrada**, Rio de Janeiro, Livros Técnicos e Científicos, 2006.

Capuccio, G., Ferrante, A. e Bas, J., Aços inoxidáveis austeníticos com óxidos controlados – uma tecnologia Corfac, 5º Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável – INOX 96, **Anais**, Novembro, São Paulo, pp. 223-238. 1996.

Chandrasekaran, H.; Johansson, J. O. Chip flow and notch wear mechanisms during the machining of high austenitic stainless steels, **Annals of the CIRP** Vol. 43. 1994.

Chen, W.; Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 40 (2000) 455 – 466.

Chiaverini, V., **Tecnologia Mecânica Vol. 3 – Processos de Fabricação e Tratamento Térmico**, 2ª Edição. Editora Makron Books, São Paulo – SP, 1986, 388 p.

Childs, T. H. C.; Dornfeld, D.; Lee, D. E.; Min, S.; Sekiya, K.; Tezuka, R.; Yamane, Y.; The influence of cutting edge sharpness on surface finish in facing with round nosed cutting tools, **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology** 1 (2008) 70 – 75.

Childs, T. H. C.; Friction modeling in metal cutting, **Wear** 260 (2006) 310 – 318.

Chow, H. M.; Lee, S. M.; Yang, L. D. Machining characteristic study of friction drilling on AISI 304 stainless steel, **Journal of Materials Processing Technology** 207 (2008) 180 – 186.

Chu, T. H., **An experimental study of the workpiece temperature on the machined surface during metal cutting**, PhD Thesis, University of Warwick, Coventry, England, UK, 201p. 1997.

Chubb, J. P.; Billingham, J.; Coated cutting tools – a study of wear mechanisms in high speed machining, **Wear**, 61 (1980) 283 – 293.

Chumbinho, B., E., M., Abrão, A., M., Torneamento do aço inoxidável austenítico ABNT 304, 8º COLÓQUIO DE USINAGEM, **Anais**, PUC-Minas, Pontifícia Universidade Católica, Belo Horizonte – MG, Brasil, 2002.

Ciftci, I.; Machining of austenitic stainless steels using CVD multi-layer coated cemented carbide tools, **Tribology international** 39 (2006) 565 – 569.

Crafoord, R., Kaminski, J., Lagerberg, S., Ljungkrona, O., Wretland, A.; Chip control in tube turning using a high-pressure water jet, **Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers**, Volume. 213 (Part B). Journal of Engineering Manufacture, August 1, 1999; 761 – 767.

Colak, O.; Cini, A.; Yunlu, L.; Kurbanoglu, C.; Machining of Ti-6Al-4V super alloy with using high pressure jet assisted cooling, **44th CIRP Conference on Manufacturing Systems** (May 31 – June 3, 2011, Madison, Wisconsin, USA).

Cordes, S. E.; Thermal stability of γ -alumina PVD coatings and analysis of their performance in machining of austenitic stainless steels, **CIRP journal of Manufacturing Science and Technology** (2011), doi:10.1016/j.cirp.2011.11.003.

Costa, E. S., **Apostila de Processos de Usinagem**, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Unidade de Ensino Descentralizada de Divinópolis, Curso Técnico em Eletromecânica, Divinópolis – MG, março 2006.

Courbon, C., Kramar, D., Krajnik, P., Pusavec, F., Rech, J., Kopac, J., Investigation of machining performance in high-pressure jet assisted turning of Inconel 718: A numerical model, **Journal of Materials Processing Technology** 211 (2011) 1834 – 1851.

Courbon, C., Kramar, D., Krajnik, P., Pusavec, F., Rech, J., Kopac, J., Investigation of machining performance in high-pressure jet assisted turning of Inconel 718: An experimental study, **International journal of Machine Tools and Manufacture** 49 (2009) 1114 – 1125.

Dahlman, P., A comparison of temperature reduction in high-pressure jet-assisted turning using high pressure versus high flowrate, **Journal Engineering Manufacture** Vol 216 Part B. 2002.

Dahlman, P., Kaminski, J., Smith, A., Lagerberg, S., **High pressure jet-assited turning**, Rolls-Royce ManTech Demo Cell. Acess to 02 Jan 2001, 03:56PM. *Texto Impresso*.

Dahlman, P., **High-pressure jet-assisted turning – chip control and temperature reduction**, Licentiate thesis, Chalmers University of Technology. Department of Production Engineering. Goteborg, Sweden 2000.

Dahlman, P., Escursell, M., High-pressure jet-assisted cooling: a new possibility for a near net shape turning of decarburized steel, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 44 (2004) 109 – 115.

Dahlman, P., Kaminski, J., Aspects on high-pressure jet-assisted turning, Proceedings of the 10th American Water Jet Conference, **Anais**, Houston, USA, 1999.

Dan, L., Mathew, J., Tool wear and failure monitoring techniques for turning – a review, **International Journal Machine Tools Manufacturing**, Vol. 30. N° 4, pp. 579 – 598, 1990.

Dearnley, P. A., Trent, E. M., Wear mechanisms of coated carbides tools, **Metals Technology**, v. 9, fevereiro, 1982, p. 60-75.

Destafani, J., Cutting tool 101, **Manufacturing Engineering**, September, 57 – 69, 2002.

Da Mota, P. R., **Estudo do processo de rosqueamento com macho de corte de metal duro em ferro fundido vermicular**. 2009. 160 p. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Da Silva, M. B., Wallbank, J., Lubrication and application method in machinig, **Ind. Lubric. Tribology** 1998.

Da Silva, M. B., **Lubrication in metal cutting under built-up edge conditions**, PhD Thesis, University of Warwick, Coventry, England, UK, 1998.

Da Silva, M. B.; Naves, V. T. G.; De Melo, J. D. B.; De Andrade, C. L. F.; Guessser, W. L., Analysis of wear of cemented carbide cutting tools during milling operations of Gray iron and compacted graphite iron, **Wear** 271 (2011) 2426 – 2432. Special Issue, 18th International Conference on Wear of Materials. Philadelphia, USA 4 – 7 April, 2011.

Da silva, R. B., Machado, A. R., Ezugwu, E. O., Bonney, J., Sales, W. F., Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy with PCD tools under various coolant pressures. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 4, p. 25-46, 2013.

Da Silva, R. B. et al. Tool wear analysis in milling of médium carbon steel with coated cemented carbide inserts using different machining lubrication/cooling systems, **Wear** 271 (2011b) 2459 – 2465. Special Issue, 18th International Conference on Wear of Materials. Philadelphia, USA 4 – 7 April, 2011.

Da Silva, R. B.; Machado, A. R. ; Ezugwu, E.O.; Bonney, J.; Costa, E. S., Desempenho de Pastilhas Nanocerâmicas na Usinagem da liga Ti6Al4V. **Máquinas e Metais**, Aranda - São Paulo - SP, p. 30 - 47, 20 jan. 2009.

Da Silva, R. B., **High Pressure Coolant Supply Technology in Finishing Turning of Ti-6Al-4V alloy with various Cutting Tools**, 2006, 311 p. Ph.D. Thesis, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brazil.

Da Silva, R. B.; Machado, A. R.; Ezugwu, E. O.; Bonney, J., Fluido de corte aplicado à alta pressão é a solução para a usinagem de ligas de titânio em HSM, Usinagem 2004 – Feira e Congresso, 2004 [a], **Anais**, São Paulo – SP.

Da Silva, R. B., Machado, A. R., Ezugwu, E. O., Bonney, J., Aumento da produtividade no torneamento da liga Ti6Al4V com acesso à HSM por meio da técnica de aplicação de fluido de corte à alta pressão, 14° POSMEC – Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, **Anais**, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – Brasil. 2004 [b].

Da Silva, R. B., Machado, A. R., Ezugwu, E. O., Bonney, J., Aumento da vida da ferramenta com o emprego da técnica de aplicação de fluido de corte à alta pressão no torneamento da liga Ti6Al4V com acesso à HSM, 10° COLÓQUIO DE USINAGEM, CEFET-MG, **Anais**, Centro Federal de Ensino Tecnológico, Belo Horizonte – MG, Brasil, 2004 [c].

De Chiffre, L.; Belluco, W.; **Comparison of methods for cutting fluid performance testing**, Annals of the CIRP Vol. 49. N°1, pp. 57 – 60. (2000).

Deng, J., Jiantou, Z., Hui, Z., Pei, Y., Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steels, **Wear** 270 (2011) 520 – 527.

Diniz, A. E., Micaroni, R., Hassui, A., Evaluation the effect of coolant pressure and flow rate on tool wear and tool life in the steel turning operation, **International Journal Advanced Manufacturing Technological**, v 50, 1125 – 1133, 2010.

Diniz, A. E., Micaroni, R., Influence of the direction and flow rate of the cutting fluid on tool life in turning process of AISI 1045 steel, **International Journal of Machine and Manufacture** 47 (2007) 247 – 254.

Diniz, E. A., Marcondes, F. C., Coppini, N. L., **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, Artliber Editora, São Paulo, 2006.

Diniz, A. E., Da Silva, M. B., Mombru, R. G., Schroeter, R., Fluidos de corte em usinagem de materiais, In: Coelho, R T. **Tecnologias Avançadas de Manufatura**. Instituto Fábrica do Milênio. Ed Novos Talentos, 2005.

Diniz, A. E., Micaroni, R., Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 42 (2002) 899 – 904.

Dolinsek, S.; Kopac, J.; Mechanism and type of tool wear; particularizes in advanced cutting materials, **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, Volume 19, issue 1, November, 2006.

El Baradie, M. A., Cutting fluids: part I. Characterisation, **Journal of Materials Processing Technology** 56 (1996a) 786-797.

El Baradie, M. A., Cutting fluids: part II. Recycling and clean machining, **Journal of Materials Processing Technology** 56 (1996b) 798-806.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Da Silva, R. B., Ugwoha, E., High Productivity rough turning of Ti6Al4V alloy, with flood and high pressure cooling, **Tribology Transactions**, Vol. 52, p 395 – 400, 2009.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Da Silva, R. B., Çakir, O., Surface integrity of finished turned Ti-6Al-4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies. **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 47 (2007) 884 – 891.

Ezugwu, E. O., Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, **Internacional Journal of Machine Tools and Manufacture** 45 (2005) 1353-1367.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Fadare, D. A., Sales, W. F., Machining of nickel-base, Inconel 718, alloy with ceramic tools under finishing conditions with various coolant supply pressures, **Journal of Materials Processing Technology** 162 – 163 (2005) 609 – 614.

Ezugwu, E. O., Da Silva, R. B., Bonney, J., Machado, A. R., Evaluation of the performance of CBN tools when turning Ti6Al4V alloy with high pressure coolant supplies, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 45 (2005) 1009 – 1014.

Ezugwu, E. O., Bonney, J. Effect of high-pressure coolant supply when machining nickel-base, Inconel 718, alloy with coated carbide tools, **Journal of Materials Processing Technology** 153 – 154 (2004) 1045 – 1050.

Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Da Silva. R. B.; Machado, A. R. Evaluation of the performance of different nono-ceramic tool grades when machining nickel-base, inconel 718, alloy, **Brazilian Journal of Mechanical Science and Engineering**, Volume XXVI, N° 1. January-March 2004.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Da Silva, R. B., Machado, A. R., Evaluation of the performance of different nano-ceramic too grades when machining nickel-base, inconel 718, alloy, 2° COBEF – Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, **Anais**, 18 a 21 de maio de 2003a. Uberlândia – MG.

Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Surface alteration when machining inconel 718 with ceramic and coated carbide tools under high pressure coolant supply, International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century. **Anais**, Nov. 3-6, 2003a, Niigata, Japan.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Effect of high-pressure coolant supply when machining nickel-base, inconel 718, alloy with coated carbide tools, Proceedings of the International Conference on Advanced in Materials and Processing Technologies (AMPT 2003), **Anais**, Volume I. 8-11 July 2003b. Dublin, Republic of Ireland.

Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Yamane, Y., An overview of the machinability of aeroengine alloys, **Journal of Materials Processing Technology** 134 (2003c) 233 – 253.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Olajire, K. A., The effect of coolant concentration on the machinability of nikel-base, nimonic C-263, alloy, 6th Internacional Tribology Conference – AUSTTRIB 02, Perth, Australia, **Anais**, 2-5 December 2002.

Ezugwu, E. O., Okeke, C. I., Machado, A. R., High speed threading of inclusion-modified steels with coated carbide tools, **Journal of Materials Processing Technology** 86 (1999a) 216 – 225.

Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.; Machado, A. R.; The machinability of nickel-based alloys: a review, **Journal of Materials Processing Technology** 86 (1999) 1 – 16.

Ezugwu, E. O., Machado, A. R., Walbank, J., Pashby, I. R., The effect of high pressure coolant supply when machining a heat resistant nickel-based superalloy, **Journal Tribol. Lubrication Engineering**, 1991.

Fang, N., Wu, Q., A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti6Al4V and Inconel 718 a round cutting edge tool, **Journal of Materials Processing Technology** 209 (2009) 4385 – 4389.

Ferraresi, D., **Fundamentos da usinagem dos metais**, Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1997.

Friedman, M. Y.; Lenz, E.; **Investigation** of the tool-chip contact length in metal cutting, **International Journal of Machine Tool Design and Research** 1970;10:401–16.

Gennari JR, W., Machado, A. R., Barbosa, C. A., Efeitos da desoxidação com cálcio na usinabilidade dos aços AISI 304 e AISI 316. **Máquinas e Metais**, v. XLIII, p. 72-83, 2007.

Genari JR, W., Machado, A. R., Melhorias na usinabilidade dos aços inoxidáveis. **Máquinas e Metais**, São Paulo - SP - Brasil, v. XXXV, n.404, p. 84-98, 1999.

Genari JR, W., Machado, A. R., Barbosa, C. A., Fresamento de aços inoxidáveis ABNT 304 e ABNT 316 com usinabilidade melhorada por desoxidação pelo cálcio. In: 1º. COBEF, Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, **Anais**, 2001, Curitiba. Anais do 1o. COBEF, 2001.

Groover, M. P., **Fundamentals of Modern Manufacturing – Materials Processing and Systems**, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, pp. 85 – 96.

Guo, Z.; Xiong, J.; Yang, M.; Xiong, S.; Chen, J.; Bi, S.; Characterization and properties of MTCVD Ti(C,N) coated cemented carbide substrates with Fe/Ni binder, **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials** 28 (2010) 238 – 242.

Habak, M.; Lebrun, J. L.; An experimental study of the effect of high-pressure water jet assisted turning (HPWJAT) on the surface integrity, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 51 (2011) 661-669.

Islam, A., Md., Farhat, Z., Bonnell, J., High pressure water-jet technology for the surface treatment of Al-Si alloys and repercussion on tribological properties, **Journal of Surface Engineered Materials and Advanced Technology**, 2011, 112 – 120.

ISO 4288. **Rugosidade Superficial**, 1996.

ISO 3685, **Tool life testing with single-point turning tools**, 1993.

ISO Standard 513 (E). **Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting tools – designing of main groups and groups of application**, 2004.

Jang, D. Y. et al. Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel, **Wear** 194 (1996) 168 – 173.

Jayal, A. D.; Balaji, A. K. Effects of cutting fluid application on tool wear in machining: Interactions with tool-coatings and tool surface features, **Wear** 267 (2009) 1723 – 1730.

Jianxin, D.; Jiantou, Z.; Hui, Z.; Pei, Yan.; Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steel, **Wear** 270 (2011) 520-527.

Junyan, L.; Huanpeng, L.; Rongdi, H.; Yang, W. The study on lubrication action with water vapor as coolant and lubricant in cutting ANSI 304 stainless steel, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 50 (2010) 260 – 269.

Kalpakjian, S.; Schmid, S. R., **Manufacturing engineering and technology**, 6nd ed., Pearson Prentice Hall, 2010.

Kaminski, J., Alvelid, B., Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning, **Journal of Materials Processing Technology** 106 (2000a) 68 – 73.

Kaminski, J., Lyungkrona, O., Crafoord, R., Logerberg, S., Control of chip flow direction in high-pressure water jet-assisted orthogonal tube turning, **Proceedings of the Institution of Mechanical engineers, Part B, Journal of Engineering Manufacture** 214 (7) 234 – 259. 2000[b].

Kaminski, J., Dahlman, P., Chip-forming possibilities in high-pressure jet assisted turning, **Proceedings of the International Symposium on New Applications of Water Jet Technology**, Ishinomaki, Japan, 1999.

Kaminski, J., Ojmertz, C., Effects of high pressure cooling in metal cutting, **Tribologia**, pp 546 – 556. ISSN 0208-7774.

Kaminski, J., Avelid, B., High pressure cooling of cutting area for machining of modern materials, **Proceedings of the International Conference Challenges to Civil and Mechanical Engineering** in 2000 and Beyond, Wroclaw, Poland, June, 1997.

Kaminise, A. K., **Estudo da formação de rebarbas no torneamento cilíndrico externo de aço carbono ABNT 1045**. 2004. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Universidade Federal de Uberlândia.

Kamruzzaman, M., Dhar, N. R., The influence of high pressure coolant on temperature tool wear and surface finish in turning 17CrNiMo6 and 42CrMo4 steels, **Asian Research Publishing Network – ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences**. Vol.4, N° 6, August 2009.

Kamruzzaman, M., Dhar, N. R., The effect of applying high-pressure coolant (HPC) jet in machining of 42CrMo4 steel by uncoated carbide inserts, **Journal of Mechanical Engineering**, Vol. ME39, N°. 2, December 2008. Transaction of the Mechanical Engineering Div., The Institution of Engineers, Bangladesh.

Kamruzzaman, M., Dhar, N. R., An experimental study of effect of high-pressure coolant on tool wear, tool life and roughness in turning 16MnCr5 Steel by SNMG insert, **Proceedings of the International Conference on Mechanical Engineering 2007 (ICME2007)** 29 – 31 December 2007, Dhaka, Bangladesh.

Kishawy, H. A., Dumitrescu, M., Ng, E. G., Elbestawi, M. A., Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 45 (2005) 219 – 227.

Kishi, K.; Eda, H.; Furusawa, T.; Ichida, Y., Some aspects for the cooling and lubrication effects by Jet infusion method, Proceeding of the JSLE-ASLE, International Lubrication Conference, **Anais**, Tokyo, Japan, 9 – 11 June, 1975, pp. 579 – 587.

Klocke, F., et al., High performance cutting of gamma titanium aluminides: influence of lubricoolant strategy on tool wear and surface integrity, **Wear** 302 (2013) 1136 – 1144.

Kohn, E. M.; A theory on the role of lubricants in metal cutting at low speeds and in boundary lubrication, **Wear**, Volume 8, Issue 1, January – February 1965, pages 43 – 59.

Konyashin, I. Y.; Improvements in reliability and serviceability of cemented carbides with wear-resistant coatings, **Materials Science and Engineering A230** (1997) 213 – 220.

Kovacevic, R., Cherukuthota, C., Mohon, R., Improving milling performance with high pressure waterjet assisted cooling/lubrication, **Journal of Engineering for Industry, Transaction ASME**, 117/3:331-339. 1995.

Kovacevic, R., Cherukuthota, C., Mazurkiewicz, M., High pressure waterjet cooling/lubrication to improve machining efficiency in milling, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, 35/10:1459 – 1473. 1995.

Kovacevic, R., Cherukuthota, C., Mohon, R., Improving the surface quality by high pressure water jet cooling assistance, **Geomechanics**, v.93, pp. 305 – 310, 1994.

Kudapa, S., Narasimhan, K., Boppana, P., Russel, W. C., Characterization and properties of MCVD TiCN and MTCVD ZrCN coatings, **Surface and Coatings Technology** 120 – 121 (1999) 259 – 264.

Kumar, A. S.; Durai, A. R.; Sornakumar, T. The effect of tool wear on tool life of alumina-based ceramic cutting tools while machining hardened martensitic stainless steel, **Journal of Materials Processing Technology** 173 (2006) 151 – 156.

Kumar, A. S., Rahman, M., Ng, S. L., Effect of high-pressure coolant on machine performance, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** (2002) 20:83 – 91.

Kurimoto, T.; Barrow, G.; The influence of aqueous fluids on the wear characteristics and life of carbide cutting tools, **CIRP Annals Manufacturing Technology**, Volume 31, Issue 1, 1982, pp 19 – 23.

Lindeke, R. R., Schoening, Jr., F., C., Khan, A., K., Haddad, J., Machining of titanium with ultra-high pressure through insert lubrication/cooling, **Transaction of NAMRI/SME**, 1991, pp. 154 – 161.

Lindeke, R. R., Schoening, Jr., F., C., Khan, A., K., Cool your jets, **Cutting Tools Engineering**, October, 1991.

Liu, J.; Han, R.; Zhang, L.; Guo, H., Study on lubricating characteristic and tool wear with water vapor as coolant and lubricant in green cutting, **Wear** 262 (2007) 442 – 452.

Machado, A.R., 1990, **Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with a High Pressure Coolant System**, PhD Thesis, University of Warwick, Coventry, England, UK, 288p.

Machado, A.R.; Wallbank, J., Machining of Ti6Al4V with a high pressure coolant system, **RBCM – Journal of the Brazilian Society Mechanical Science**. Vol.14 . n°1, pp 75 – 96. ISSN 0100-7386. 1992.

Machado, A. R.; Da Silva, M. B., **Usinagem dos Metais**, Apostila do curso de Usinagem I da Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 8ª. versão, Abril de 2004.

Machado, A.R.; Wallbank, J., The effects of a high pressure coolant jet on machining, **Journal of Engineering Manufacture**. Part B1 208 (1994) 29-38.

Machado, A. R., Wallbank, J., Pashby, I. R., Ezugwu, E. O., Tool Performance and Chip Control When Machining Ti6Al4V and Inconel 901 Using High Pressure Coolant Supply, **Journal of Machining Science and Technology**, 2(1), 1 – 12 (1998)

Machado, A. R., Wallbank, J., The effect of extremely low lubricant volumes in machining, **Wear** 210 (1997) 76 – 82.

Machado, A. R.; Da Silva, R. B.; Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Alta pressão em fluido de corte soluciona usinagem HSC de titânio, **Revista Máquinas e Metais**, Aranda - São Paulo - SP, p. 122 - 147, maio 2005.

Machado, A.R., Coelho, R.T., Abrão, A.M, DA Silva, M.B., 2009, **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Ed. Edgard Blücher, São Paulo, 384 p.

Martin, M. et al. Influence of machining-induced martensite on hydrogen-assisted fracture of AISI type 304 austenitic stainless steel, **International Journal of Hydrogen Energy** 36 (2011) 11195 – 11206.

Mazurkiewicz, M., et al, Orthogonal Turning with high pressure water jet assistance, High Pressure Waterjet Laboratory, Rock Mechanics and Explosive Centre, University of Missouri-Rolla – **apud** Dahlman, P.2000.

Mazurkiewicz, M., Kubala, Z., Chow, J., Metal Machining With High-Pressure Water-Jet Cooling Assistance – A New Possibility, **Journal of Engineering for Industry**, February 1989. 111(7).

Metals Handbook: **Machining**. American Society for Metals, 9th Ed. V. 16, p. 597 – 606, 1989.

Micaroni, R.; **Influência do fluido de corte sob pressão no processo de torneamento do aço ABNT 1045**, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 149 p. Tese de Doutorado.

M'Saoubi, R., Ruppi, S, Wear and thermal behaviour of CVD α -Al₂O₃ and MTCVD Ti(C,N) coatings during machining, **CIRP Annals – Manufacturing Technology** 58 (2009) 57 – 60.

Modenesi, P. J., **Soldabilidade dos aços inoxidáveis**, Senai, ed. 1, v.1, p. 100, ISBN 85-88746-02-6, São Paulo, 2001.

Nagpal, B. K., Sharma, C. S., Cutting fluids performance – Part 1 – Optimization of pressure for 'Hi-Jet' method of cutting fluid application, **Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME**, August 1973, pp. 778 – 790.

Nanddy, A. K.; Gowrishankar, M. C.; Paul, S.; Some studies on high-pressure cooling in turning of Ti-6Al-4V, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 49 (2009) 182-198.

Naves, V. T. G., **Estudo da Usinabilidade dos Ferros Fundidos Cinzentos Ligados (CrCuSn e CrCuSnMo) e Vermicular Classe 350 no Fresamento Frontal em Alta Velocidade de Corte**. 2009. 145 p. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil.

O'Sullivan, D.; Cotterell, M.; Machinability of austenitic steel SS 303, **Journal of Materials Processing Technology** 124 (2002) 153 – 159.

Ozcelik, B., et al., Experimental investigations of vegetable based cutting fluids with extreme pressure during turning of AISI 304L, **Tribology International** 44 (2011) 1864-1871.

Palanisamy, S., McDonald, S. D., Dargusch, M. S., Effects of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy, **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 49 (2009) 739 – 743.

Paro, J.; Hanninen, H.; Kauppinen, V.; Tool wear and machinability of X5 CrMnN 18 18 stainless steels, **Journal of Materials Processing Technology** 119 (2001) 14 – 20.

Penalva, M. L.; Arizmendi, M.; Díaz, F.; Fernández, J.; Effect of tool wear on roughness in hard turning, **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, Volume 51, Issue 1, 2002.

Phillips, D. Under Pressure, **Cutting Tool Engineering Magazine**, January 2000.

Pigott, R. J., Colwell, A. T., H-jet system for increasing tool life, **SAE Quarterly Transaction** 6 (3) (1952) 547 – 564.

Qi, Z., Sun, P., Wang, Z., Microstructure and mechanical properties of TiCN coatings prepared by MTCVD, **Technical Sessions – Proceedings of CIST2008 and ITS-IFTOMM**, 2008 Beijing, China.

Rahman, M.; Wong, Y. S.; Zareena, A. R. Machinability of titanium alloys, **JSME International Journal**, Series C, Vol. 46, N° 1, 2003.

Rahman, M., Senthil Kumar, A., Choudhury, M. R., Identification of effective zones for high pressure coolant in milling, **Annals of the CIRP** Vol 49. January 2000.

Ringler, A. G., Put the BREAK on Chips With High Velocity Coolant System, **Cutting Tool Engineering**, October, 1988, 26 – 30.

Rohloff, R. C.; Albano, A. E.; Souza, A. F. Analysis of flank wear in coated tools with different coverages used in milling stainless steel AISI 420, **Proceedings of COBEM 2011, 21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering, Anais**, 2011, Natal, RN, Brazil.

Sales, W. F., Maia, L. H. A., Bonney, J., Ezugwu, E. O., Performance of nano-composite TiAlN and Si₃N₄ coated cemented carbide tools when turning Ti-6Al-4V alloy under high-pressure coolant supply, 16th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, COBEM 2011 – International Congress of Mechanical Engineering, 2011, **Anais**, Natal- RN. Brasil.

Sales, W. F.; Guimarães, G.; Machado, A. R.; Ezugwu. E. O.; Cooling ability of cutting fluids and measurement of the chip-tool interface temperatures, **Industrial Lubrication and Tribology**. Volume 54, N°2, pp. 57 – 68, 2002.

Sales, W. F., Diniz, A. E., Machado, A. R., Application of cutting fluids in machining process, **Journal of the Brazilian Society Mechanical Sciences**, Vol. XXIII, N° 2, pp. 227-240, 2001.

Sanchez, L. E. A., Nalon, L. J., Palma, G. L., Avaliação do emprego de diferentes métodos de aplicação de fluido de corte no torneamento de um aço de difícil usinagem, 6th Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, COBEF 2011, **Anais**, Caxias do Sul – RS. Brasil.

Sanchez, L. E. A., Losnak, C., Gusi, F. A., Peruzo, L. L., Effect of cooling jet in different positions in turning, Proceedings of COBEM 2001, Manufacturing Process, **Anais**, Vol 14, 184.

Sandvik Coromant, **Usinagem com refrigeração de alta pressão – para melhor produtividade e melhores resultados**, 1st Ed. Sandvik Coromant Technical Editorial Department, Tofters Tryckeri, Sweden, 2010.

Sandvik Coromant, **Main catalogue**, AB Sandvik Coromant Technical Editorial Department, Sandviken, Sweden, 2011.

Santos, M. C. Jr., Machado, A. R., Nascimento, C. G., Mariano, F., A study of the cutting force and power in the machining of 6262-T6 and 7075-T6 aluminum alloys, 21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering, October 24-28, 2011a, **Anais**, Natal, RN, Brazil.

Santos, M. C. Jr., Machado, A. R., Sousa, Costa, E. S., Barrozo, M. A. S., Efeito das propriedades mecânicas e condições de corte sobre a rugosidade no torneamento de ligas de alumínio, 6° Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 11 a 15 de abril de 2011b, **Anais**, Caxias do Sul, RS, Brasil.

Santos, S. C., Sales, W. F., **Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais**, São Paulo: Artliber, 2007. V. 01. 248 p.

Schulz, H., High speed machining, **Annals of the CIRP** 41 (1992) 637-643.

SECO, **Turning difficult-to-machine alloys**, Technical Guide, 2002, p.21.

Sharma, C. S.; Rice, W. B.; Salmon, R., Some effects of injecting cutting fluids directly into the chip-tool interface, **Journal of Engineering for Industry**, Transactions of the ASME, v. 93, 441 – 444, may, 1971.

Sharman, A. R. C.; Hughes, J. I.; Ridgway, K. Surface Integrity and tool life when turning Inconel 718 using ultrahigh pressure and flood coolant systems, **Journal of Engineering Manufacture**, Nov. 2007.

Shao, H.; Liu, L.; Qu, H. L.; Machinability study on 3%Co-12%Cr stainless steel in milling, **Wear** (2007), doi: 10.1016/j.wear.2007.01.074.

Shaw, M. C., **Metal cutting principles**, Oxford University Press, p. 594, ISBN 019-859002-4, 1984.

Shet, C., Deng, X., Bayoumi, A. E., Finite element simulation of high-pressure water-jet assisted metal cutting, **International of journal of mechanical sciences** 45 (2003) 1201 – 1228.

Silva, A. L. C.; Mei, P. R., **Aços e ligas especiais**, Eletrometal S.A. Metais Especiais, ed. 2, p. 527, Sumaré, SP, 1988.

Silva, P. M. O. et al. Cold deformation effect on the microstructures and mechanical properties of AISI 301 LN and 316L stainless steels, **Material and Design** 32 (2011) 605 – 614.

Rodrigues, M. A., Kirt, R., Avaliação do desgaste no fresamento do aço inoxidável 15-5 PH em diferentes condições de refrigeração e composição química, Congresso Usinagem 2010, **Anais**, São Paulo.

Sreejith, P. S., Ngoi, B. K. A., Dry machining: machining of the future, **Journal of Materials Processing and Technologies**, 101 (2000) 287–291.

Suresh, R., Basavarajapa, S., Gaitonde, V. N., Samuel, G. L., Machinability investigations on hardened AISI 4340 steel using coated carbide insert, **Journal of Refractory Metals and Hard Materials** 33 (2012) 75 – 86.

Taylor, F. W., **On the art of cutting metals**, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 1906.

Thamizhmanii, S.; Hasan, S. Relationship between flank wear and cutting force on the machining of hard martensitic stainless steel by super hard tools, Proceedings of the World Congress on Engineering 2010 Vol III, **Anais**,.

Trent, E. M.; Wright, P. K. **Metal Cutting**. 4th Edition, Butterworths – Heinemann. Londres, 2000, 446 p.

Trent, E. M., **Metal cutting**, 2nd Edition, Butterworths, 1984, ISBN 0408-10856-8.

Tuchumantel, T., Reduza o aquecimento nas altas velocidades de corte, **Revista O Mundo da Usinagem**, Edição 01, 2010. ISSN 1518-6091RGBN217-147.

Vagnorius, Z., Sorby, K., Effect of high pressure cooling on life of SiAlON tools in machining of Inconel 718, **International Journal Advanced Manufacturing Technologies** (2011) 54:83–92.

Vieira, J. M.; Machado, A. R.; Ezugwu, E. O. Performance of cutting fluids during face milling of steels, **Journal of Materials Processing Technology** 116 (2001) 244 – 251.

Villares Metals, **Catálogo Técnico Aços Inoxidáveis Austeníticos**, impresso em fevereiro de 2008.

Xavior, A. M., Adithan, M., Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304, **Journal of Materials Processing Technology** 209 (2009) 900 – 909.

Zupanic, F.; Extracting electron backscattering coefficients from backscattered electron micrographs, **Materials Characterization** 61 (2010) 1335 – 1341.

Wallbank, J.; Surfaces generated in single-point turning, **Wear**, 56 (1979) 391 – 407.

Walsh, R. A.; Cornier, D., **Machining and metalworking handbook**, Third Edition, MacGraw-Hill Handbooks, ISBN 0-07-145787-9. 2005.

Wang, S.; Clarens, A. F.; Analytical model of metalworking fluid penetration into the flank contact zone in orthogonal cutting, **Journal of Manufacturing Process** (2012), <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2012.09.015>.

Wertheim, R. et al., Characterization of CVD coated carbide layers and their thermal properties, **Annals of CIRP**, v.31, n. 1, p. 7 – 11, 1982.

Wertheim, R.; ISCAR LTD.; Roterg, A.; Ber, A., Influence of high-pressure flushing through the rake face of the cutting tool, **Annals of the CIRP**, Vol. 41, N° 1, 1992, pp. 101 – 106.

William, A. G.; The use of surface analysis techniques in the study of wear, **Wear**, 100 (1984) 477 – 487.

Williams, J. A.; The action of lubricants in metal cutting, **Journal Mechanical Engineering Science**, I Mech E, Volume 19, N°. 5, 1977, pp 202 – 212.

Williams, J. A.; Gane, N.; Some observations on the flow stress of metal during metal cutting, **Wear**, 42 (1977) 341 – 353.

Williams, J. A.; Tabor, D.; The role of lubricants in machining, **Wear**, 43 (1977) 275 – 292.