



Marcio Alexandre Gonçalves Machado

Reaproveitamento de Bedames Intercambiáveis

73/2013

**CAMPINAS
2013**



**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

Marcio Alexandre Gonçalves Machado

Reaproveitamento de Bedames Intercambiáveis

Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de materiais e processos de fabricação.

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO
FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO
ALUNO MARCIO ALEXANDRE GONÇALVES MACHADO, E ORIENTADO PELO
PROF. DR. AMAURI HASSUI.....

.....
.....
.....
ASSINATURA DO ORIENTADOR

**CAMPINAS
2013**

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

M18r Machado, Marcio Alexandre Gonçalves, 1974-
Reaproveitamento de bedames intercambiáveis / Marcio Alexandre
Gonçalves Machado. – Campinas, SP : [s.n.], 2013.

Orientador: Amauri Hassui.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de
Engenharia Mecânica.

1. Usinagem. 2. Ferramentas para cortar metais. 3. Ferro fundido. 4.
Ferramentas de corte. 5. Processos de fabricação. I. Hassui, Amauri, 1967-. II.
Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Reuse of interchangeable parting tools

Palavras-chave em inglês:

Machining

Metal-cutting tools

Cast-iron

Cutting tools

Production processes

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Amauri Hassui [Orientador]

Alessandro Roger Rodrigues

Olívio Novaski

Data de defesa: 31-07-2013

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

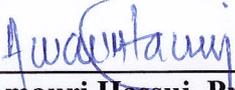
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADEMICO

**Reaproveitamento de Bedames
Intercambiáveis**

Autor: Marcio Alexandre Gonçalves Machado

Orientador: Amauri Hassui

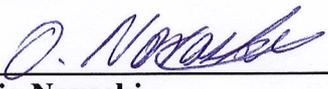
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Amauri Hassui, Presidente
Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP



Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues
EESC/ São Carlos-SP



Prof. Dr. Olívio Novaski
Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP

Campinas, 31 de julho de 2013.

Dedico este trabalho à minha esposa Vânia e minha filha Giovanna, fontes de inspiração, por compartilharmos sonhos, paciência pela ausência dedicada aos estudos e trabalho, pelo estímulo e compreensão.

Agradecimentos

A Deus, pela saúde, talento, por sua bondade e por mais esta preparação em minha vida.

Ao meu orientador Amauri Hassui, pela amizade, por acreditar e dar a oportunidade de ser seu orientado.

A todos os professores e colegas do departamento, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

“Não é porque certas coisas são difíceis
que nós não ousamos. É justamente
porque não ousamos, é que tais coisas
são difíceis!”

Sêneca
(filósofo romano,
4AC-65DC)

Resumo

MACHADO, Marcio Alexandre Gonçalves, Reaproveitamento de bedames intercambiáveis, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2013. 77 p. Dissertação (Mestrado).

Sabe-se que atualmente a competitividade das empresas é fator de sobrevivência. Assim, a busca por redução de custo é um constante desafio. Um aspecto dentro dos processos de fabricação que atua diretamente nesse tocante é o desenvolvimento de melhores ferramentas de corte. Este trabalho trata da reafiação de ferramentas de corte denominadas bedame, que possuem custo mais elevado que as demais ferramentas. O material usinado foi o ferro fundido nodular, que possui propriedades mecânicas características e consumir menor energia em sua fusão. Nos processos de usinagem são utilizadas as mesmas ferramentas para os ferros fundidos nodulares e cinzentos, porém o primeiro é um material dúctil, diferente do segundo que é frágil. Isso implica em um comportamento diferente na usinagem, mostrando que cabe neste caso uma melhor adequação das ferramentas de corte. Após a utilização de bedames novos, estes foram reafiados em quatro modelos diferentes. Posteriormente foram testados quatro tipos de revestimento PVD. Na sequência avaliou-se também a influência da velocidade de corte, avanço e concentração do fluido de corte. O critério adotado para a determinação do fim da vida dos bedames foi a qualidade da face usinada. Os ensaios foram feitos em sequência, sendo que o passo seguinte utilizava apenas os melhores resultados do passo anterior. Os resultados indicaram que bedames com ângulo de saída positivo, revestidos com AlTiN, usinando com menores velocidades de corte e avanço e com maior concentração de óleo no fluido de corte, apresentaram vida mais longa. Por outro lado, o mesmo bedame, só que revestido com TiCN e operando nas mesmas condições, apresentou a melhor relação custo benefício dentre os bedames reafiados. Concluiu-se assim que é viável economicamente a reafiação dos bedames.

Palavras Chave: torneamento, bedames, reafiação de ferramentas, ferro fundido nodular

Abstract

MACHADO, Marcio Alexandre Gonçalves, Reuse of Interchangeable Parting Tools, Campinas,: Mechanical Engineering Faculty, State University of Campinas, 2013. 77 p. Dissertation (MSc).

It is known nowadays that the companies' competitiveness is a survival factor. So, the search for cost reduction is a constant challenge. One aspect of the manufacturing processes that act directly in this aspect is the development of better cutting tools. This work is about cutting tools to part materials named parting tools that has higher costs than the other cutting tools. The machined material was the nodular cast iron that has specific mechanical characteristics and demands less energy in its melting. In the machining processes it is usually used the same cutting tools to machine nodular and grey cast iron, but the first is ductile different from the second that is fragile. This implies in a different machining behavior, showing that is possible in this case a better adequation of the cutting tools. After using the new parting tools, they were resharpened in four different models. After that was tried four different PVD coatings. In the sequence it was also evaluated the influence of the cutting speed, the feed and cutting fluid concentration. The criteria adopted to determine the end of the parting tool life was the quality of the machined surface. The tests were carried out in sequence in such a way that the next step used just the best results of the former step. The results indicated that parting tool with positive rake angle, coated with AlTiN, operating in lower cutting speeds and feeds and with higher cutting fluid concentration, presented longer tool life. On the other hand, the same parting tool, but coated with TiCN and operating at the same cutting conditions, presented a better cost benefit relation among the resharpened cutting tools. It can be concluded that is economically feasible the parting tools resharpening.

Key Words: turning, parting tools, tool resharpening, nodular cast iron

Lista de Ilustrações

Figura 1.1- Representação mundial dos materiais produzidos, ferros fundidos, não ferrosos e aços (modificado, Modern Casting December 2011).....	2
Figura 2.1- Formas típicas da grafita (ELKEM ASA, 2008).....	5
Figura 2.2- Morfologia das grafitas nos ferros fundidos cinzento, vermicular e nodular, respectivamente. (DAWSON et al., 2001).....	6
Figura 2.3- Microestrutura de ferro fundido nodular bruto-de-fundição, com matriz de ferrita + perlita ("olho-de-boi"). 500x (GUESSER e HILÁRIO, 1999).....	9
Figura 2.4- Representação do tamanho padrão dos nódulos em grafita forma VI, com ampliação de 100x (ELKEM ASA, 2008).....	10
Figura 2.5- Microestruturas dos ferros fundidos nodulares em diversas composições com adição de Ni e Cu (SEKER, CIFTÇI e HASIRCI, 2002).....	12
Figura 2.6- Acabamento e força de corte no torneamento de ferros fundidos nodulares com diferentes teores de Ni e Cu.....	12
Figura 2.7- Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY e TRENT, 1982).....	14
Figura 2.8- Aresta postiça de corte em ferramenta usada na usinagem de ferro fundido cinzento (TRENT, 1991).....	16
Figura 2.9- Desgaste de flanco na aresta de corte de uma pastilha (SANDVIK, 2005).....	17
Figura 2.10- Material aderido de ferro fundido nodular na superfície de saída da ferramenta de metal duro (NAYYAR et. al., 2012).....	19
Figura 2.11- Diferentes geometrias de brocas a fim de encontrar o melhor desempenho (OLIVEIRA, BELTRÃO e PINTAUDE, 2010).....	21
Figura 2.12- Desempenho conforme a geometria das ferramentas (OLIVEIRA, BELTRÃO e PINTAUDE, 2010).....	21
Figura 2.13- Arestas de corte e superfícies de corte de um bedame.....	22
Figura 2.14- Ângulos medidos no plano ortogonal em um bedame.....	23
Fig. 2.15-. Esforços de corte (F_c) em função dos ângulos de saída (γ); (a) $v_c = 80$ m/min, (b) $v_c = 100$ m/min, (c) $v_c = 120$ m/min, (d) $v_c = 150$ m/min and (e) $v_c = 180$ m/min. (GÜNAY et al, 2004).....	24
Figura 2.16- Diferentes preparações de aresta.....	25

Figura 2.17- Deformação do cavaco em dois eixos no corte com bedames.....	26
Figura 2.18- Desgaste x velocidades de corte x espessura de camadas (YIGIT <i>et. al.</i> ,2007).....	30
Figura 2.19- Acabamento de superfície x revestimentos x velocidades de corte (Yigit <i>et. al.</i> ,2007).....	31
Figura 2.20- Micrografia MEV dos revestimentos (a) $Ti_{0.59}Al_{0.41}N$, (b) $Ti_{0.27}Al_{0.19}Cr_{0.54}N$ e (c) $Ti_{0.21}Al_{0.14}Cr_{0.65}N$. (HARRIS <i>et al.</i> 2002).....	33
Figura 2.21- Quantidade de furos feitos pelas brocas de Co-HSS (M35) polido sem revestimento, $Ti_{0.59}Al_{0.41}N$, $Ti_{0.27}Al_{0.19}Cr_{0.54}N$ e $Ti_{0.21}Al_{0.14}Cr_{0.65}N$. (HARRIS <i>et al.</i> 2002).....	34
Figura 2.22- Vida da ferramenta (a) e desgaste de flanco (b) na usinagem de Inconel 718 com ferramentas revestidas com TiN, TiCN e TiAlN (JINDAL <i>et al.</i> , 1998).....	35
Figura 2.23- Desgastes no raio de ponta, superfície de saída (cratera) e flanco após 5 min no torneamento do Inconel 718 a 46m/min. (JINDAL <i>et al.</i> , 1998).....	36
Figura 2.24- Vida da ferramenta (a) e desgaste de flanco (b) na usinagem de ABNT 1045 (esquerda) e Vida da ferramenta (a) e desgaste de flanco (b) na usinagem de ferro fundido nodular (direita) (JINDAL <i>et al.</i> , 1998).....	37
Figura 2.25- Desgaste de cratera na usinagem de ferro fundido nodular com velocidade de 244m/min. após 2 minutos de torneamento (JINDAL <i>et al.</i> , 1998).....	38
Figura 3.1- (a) Bucha para rolamento e (b) Montagem de buchas para rolamento.....	40
Figura 3.2- Superfície de saída do bebame novo.....	41
Figura 3.3 - Bedame novo A (a) e afiações denominadas: B (b) (bedame com superfície de saída negativa), C (c) (superfície de saída positiva), D (d) (afiação para superfície de saída neutra) e E (e) (afiação com saída positiva mais reforço de aresta).....	42
Figura 3.4- Bedame afiado no modelo “B”	43
Figura 3.5- Considerações sobre os ângulos de folga e saída em bedames reafiados.....	44
Figura 4.1- Vida da ferramenta em teste do Bedame A x Bedame B sem revestimento.....	47
Figura 4.2- Desgaste e EDS de alguns pontos do bedame A.....	48
Figura 4.3- Desgaste e EDS de alguns pontos do bedame B sem revestimento.....	49
Figura 4.4- Imagens do bedame A desgastado. (a) superfície de saída e (b) visão geral, mostrando as superfícies de saída, folga e aresta principal de corte.....	50
Figura 4.5- MEV e EDS no revestimento AlTiCrN do Bedame A novo.....	50
Figura 4.6- Comparação da vida dos 5 tipos de bedames todos com revestimento de AlTiNCr...51	51
Figura 4.7- Imagens do Bedame D desgastado.....	53
Figura 4.8- MEV e EDS do Bedame D.....	54

Figura 4.9- Imagens do Bedame E desgastado.....	55
Figura 4.10- MEV e EDS do Bedame E desgastado.....	55
Figura 4.11- Comparação dos bedames em teste forçado com vc 250 e f 0,20.....	57
Figura 4.12- MEV Bedame E com revestimento AlTiCrN desgastado (vc 250m/min).....	58
Figura 4.13-MEV e EDS do Bedame E com revestimento AlTiCrN desgastado (vc 250m/min.).....	59
Figura 4.14-MEV do Bedame E desgastado com revestimento TiN (vc 250 m/min).....	61
Figura 4.15- MEV da superfície do bedame E revestido com TiN.....	61
Figura 4.16-MEV e EDS do Bedame E com revestimento TiN desgastado (vc 250m/min.).....	61
Figura 4.17- Comparação de diferentes revestimentos aplicados sobre bedames reafiados.....	62
Figura 4.18- MEV da superfície do bedame E revestido com AlTiN.....	63
Figura 4.19- Resultado comparativo de vida do bedame E revestido com TiCN em duas velocidades de corte diferentes.....	64
Figura 4.20- Resultado comparativo de vida do bedame E revestido com TiCN em dois avanços diferentes.....	65
Figura 4.21- Resultado comparativo do desempenho do bedame E com revestimento de TiCN usinando com vc 150 m/min, f 0,15 mm/min e diferentes concentrações de fluido de corte.....	66

Lista de Tabelas

2.1 Classificação dos ferros fundidos nodulares, segundo a DIN.....	7
2.2 Resultados de propriedades mecânicas de ferros fundidos obtidos de fundição. Bloco Y 25 mm, tempo de desmoldagem de 8 h (GUESSER e HILÁRIO, 1999).....	9
3.1 Condições utilizadas nos ensaios.....	46
4.1 Vida das ferramentas em volume de cavaco removido e em tempo.....	52
4.2 Custos finais de confecção dos Bedames; Novo X bedames reafiados mais aplicação de revestimentos.....	63

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

a_p	Profundidade de Usinagem	[mm]
f	Avanço	[mm]
F_c	Força de Corte	[N]
HB	Hard Brinell	[kgf/mm ²]
HV	Hard Vickers	[kgf/mm ²]
P_c	Potência de Corte	[kW]
R_a	Rugosidade Média	[μ m]
R_z	Rugosidade de Profundidade Média	[μ m]
$VB_{Bmáx}$	Desgaste de Flanco Máximo	[mm]
v_c	Velocidade de Corte	[m/min]

Letras Gregas

α_0	Ângulo de Folga Ortogonal da Ferramenta	[°]
A_α	Superfícies Principal de Folga da Ferramenta	
A'_α	Superfícies Secundária de Folga da Ferramenta	
β_0	Ângulo de Cunha Ortogonal da Ferramenta	[°]
A_γ	Superfícies de Saída da Ferramenta	
γ_0	Ângulo de Saída da Ferramenta	[°]

Siglas

ABM	Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração
APC	Aresta Postiça de Corte
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CNC	<i>Computed Numeric Control</i>
CVD	<i>Chemical Vapour Deposition</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>

EDS *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*
HSS *High Speed Steel*
ISO *International Organization for Standardization*
MEV *Microscópio Eletrônico de Varredura*
PVD *Physical vapour deposition*
SAE *Society of Automotive Engineers*

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 – Objetivos	2
1.2 – Metodologia.....	3
1.3 – Organização.....	4
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	5
2.1- Ferro Fundido Nodular.....	5
2.2- Processo de Fabricação do Ferro Fundido Nodular.....	7
2.3- Usinabilidade dos Ferros Fundidos.....	10
2.4- Desgastes e Avarias da Ferramenta.....	14
2.5- Mecanismos de Desgaste.....	15
2.6- Fatores de Influência no Desgaste e Vida da Ferramenta.....	19
2.7- Geometria de Corte.....	22
2.8- Revestimentos para Ferramentas de Metal Duro.....	26
2.8.1- Características dos Revestimentos.....	28
2.8.2- Tipos de Revestimentos (PVD).....	31
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	38
3.1- Equipamentos.....	38
3.1.1- Máquina-Ferramenta.....	38
3.1.2- Microscópio Eletrônico de Varredura.....	39
3.2- Materiais.....	39
3.2.1- Peças.....	39
3.2.2- Ferramentas de Corte.....	40
3.2.2.1- Bedame Novo.....	40

3.2.2.2- Bedames reafiados.....	41
3.2.2.3- Considerações sobre a afiação.....	44
3.3- Fluido de corte.....	44
3.4- Revestimentos.....	45
3.5- Avaliação do processo.....	45
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	47
4.1- Etapa 1 – Avaliação dos tipos de afiações.....	47
4.2- Etapa 2 – Comparação entre diferentes revestimentos.....	56
4.3- Etapa 3 – Avaliação da velocidade de corte.....	64
4.4- Etapa 4 – Avaliação do avanço.....	65
4.5- Etapa 5 – Avaliação da concentração do fluido de corte.....	66
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS.....	68
REFERÊNCIAS.....	70
REFERÊNCIAS CONSULTADAS.....	73
APÊNDICE A.....	76

1 INTRODUÇÃO

Atualmente sabe-se que a competitividade das empresas é fator de sobrevivência. Uma das maneiras de se aumentar essa competitividade é possuir um custo de fabricação mais baixo do que os concorrentes. Assim, a busca por redução de custos é um desafio constante nas indústrias, tanto nos processos de fabricação quanto na escolha dos materiais utilizados nos componentes fabricados. Um aspecto dentro dos processos de fabricação que atua diretamente na redução de custos é o desenvolvimento de melhores ferramentas de corte, que possam reduzir o tempo dos produtos em processo seja com a utilização de velocidades mais elevadas, seja com a diminuição dos tempos de paradas de máquinas para troca ou afiações (ferramentas com vidas mais longas) (Oliveira, Beltrão e Pintaúde, 2010)

Os materiais também têm um papel importante na composição dos custos dos produtos. Os ferros fundidos têm aumentado seu espaço dentre os materiais usados nas indústrias metal-mecânica por possuir ponto de fusão inferior ao dos aços, principalmente os ferros fundidos eutéticos, o que consome menor energia para sua fabricação (Chiaverini, 2008). Além disso, exigências das legislações ambientais por redução das emissões de gases têm forçado a escolha de materiais mais leves e uma tendência de utilizar mais os ferros fundidos na manufatura (Nayyar, 2012).

A **figura 1.1** mostra que os ferros fundidos cinzento e nodular respondem por aproximadamente 67% dos produtos fundidos no mundo. Conforme os dados coletados em 36 países pelo 45º Censo Mundial de Produção de Fundidos (Modern Casting, 2011), houve um aumento de 13,7% na produção mundial de fundidos entre 2009 e 2010. O Brasil teve o segundo maior aumento (41%) o que o posicionou em sétimo lugar dentre os principais produtores do mundo.

O ferro fundido nodular apresenta melhores propriedades mecânicas que o ferro fundido cinzento e o tem substituído em muitas aplicações (Trent, 1991). Ele é recomendado para aplicações como componentes de máquinas, virabrequins, pistões, tubos, blocos de motores, recipientes para armazenamento e transporte de resíduos nucleares, etc. (Yigit *et al.*, 2007).

MILHÕES DE TONELADAS

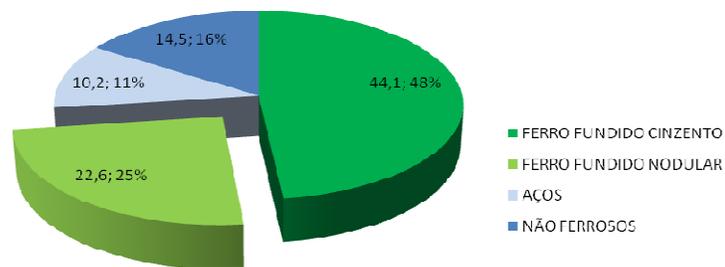


Figura 1.1- Representação mundial dos materiais produzidos, ferros fundidos, não ferrosos e aços (modificado, Modern Casting December 2011).

Devido à natureza de obtenção do ferro fundido nodular, ele apresenta grande heterogeneidade microestrutural que influencia diretamente no desempenho das ferramentas quando de sua usinagem. Este ferro fundido tem boa resistência mecânica e seu limite de escoamento é mais elevado do que o do ferro fundido cinzento, maleável ou mesmo do que o de aços carbono sem elementos de liga (Chiaverini, 2008). A usinagem deste material pode apresentar cavacos longos devido à sua ductilidade (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

No processo de usinagem são utilizadas as mesmas ferramentas para usinar os ferros fundidos nodulares e cinzentos. Essas ferramentas apresentam maiores ângulos de cunha e ângulos de saída negativos para aumentar sua robustez (Santos e Sales, 2007) e são da classe ISO K. Mediante esse quadro, foi feito um estudo sobre a viabilidade do reaproveitamento de um modelo de pastilha intercambiável utilizada no corte de buchas de ferro fundido nodular.

1.1 – Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um projeto economicamente viável de reaproveitamento de ferramentas de usinagem denominadas bedames, utilizadas para corte de buchas em ferro fundido nodular. Para isso foram testadas diferentes afiações e revestimentos.

Como objetivos secundários pode-se mencionar a avaliação da influência da velocidade de corte, do avanço e da concentração do fluido de corte na vida dos bedames.

1.2 – Metodologia

Os bedames têm uma representação alta no custo da empresa fabricante das buchas, onde o trabalho foi desenvolvido, pois todas são cortadas com ela.

Após o fim de vida de uma ferramenta nova, foram analisados tipos de afiações visando escolher o modelo de maior resultado. Nas afiações propostas, retirou-se a superfície desgastada e posteriormente foram aplicados revestimentos em PVD para aumentar sua vida, a ponto de se comparar esta ferramenta afiada com o bedame novo existente no mercado.

Esse desenvolvimento levou em consideração cinco tipos de geometrias de afiação, o comportamento do material usinado, quatro tipos de revestimentos em PVD, as condições de corte, concentração do fluido de corte e, por fim, os custos envolvidos.

Os critérios de fim de vida dos bedames foram a geração de rebarba no início do corte e o aumento dos esforços de corte, que produzem uma conicidade ou marcas de vibração na superfície usinada da peça.

As condições de corte utilizadas para os bedames novos recomendadas pelo fabricante serviram como referência de aplicação e produtividade para as ferramentas reaproveitadas.

A principal condição de retorno para os bedames afiados é que esses não poderiam interferir no processo de usinagem de maneira negativa, ou seja, as condições de corte, bem como a vida da ferramenta deveriam ser mantidas ou melhoradas quando comparadas às ferramentas novas. Além disso, o custo das operações relacionadas à reafiação deveria ser menor do que a aquisição de ferramentas novas. Em suma, buscou-se diminuir o custo de ferramentas de usinagem.

1.3 Organização

Este trabalho está organizado em capítulos, sendo que:

No capítulo 1 é feita uma introdução sobre o trabalho, mencionando a importância do tema, apresentação dos objetivos e da metodologia empregada;

No capítulo 2 é feita uma revisão bibliográfica sobre o assunto, cobrindo desde o material usinado, passando pelo processo de torneamento, as ferramentas utilizadas, revestimentos e desgaste das mesmas;

No capítulo 3 são descritos os materiais utilizados, o planejamento experimental, bem como as condições dos ensaios e ajuste dos equipamentos utilizados, de forma a possibilitar a reprodução dos ensaios, caso alguém queira fazê-lo;

No capítulo 4 são apresentados os resultados e a discussão dos mesmos;

No capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões e as sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Ferro Fundido Nodular

Os ferros fundidos fazem parte de um grupo de ligas de importância fundamental para a indústria. São ligas de Fe-C com teor de carbono acima de 2,0%, e consideradas uma liga ternária “Fe-C-Si”, pois o silício está frequentemente presente em teores superiores ao do próprio carbono (Chiaverini, 2008).

O carbono está geralmente presente, em grande parcela na forma “livre” como lamelas, escamas ou nódulos de grafita, conforme representado na figura 2.1, ou na forma combinada como Fe₃C (cementita).

Conforme a norma ASTM A 247, a forma da grafita nos ferros fundidos pode ser classificada em seis formas típicas, apresentadas na **figura 2.1**. As formas I, III e VI são típicas dos ferros fundidos cinzento, vermicular e nodular, respectivamente. As formas II, IV, V e VI podem aparecer no ferro fundido vermicular e as formas IV e V no ferro fundido nodular.

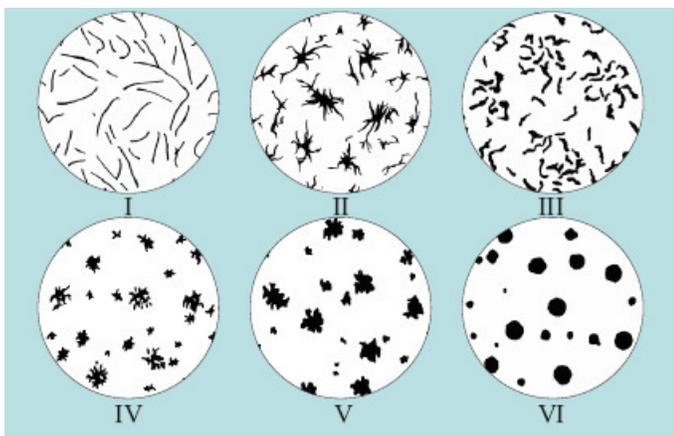


Figura 2.1 – Formas típicas da grafita (ELKEM ASA, 2008)

A grafita do ferro fundido nodular (ver **figura 2.2**) apresenta-se na forma esferoidal, que não interrompe a continuidade da matriz tanto quanto a grafita em veio, resultando em melhor ductilidade e tenacidade (Chiaverini, 2008).

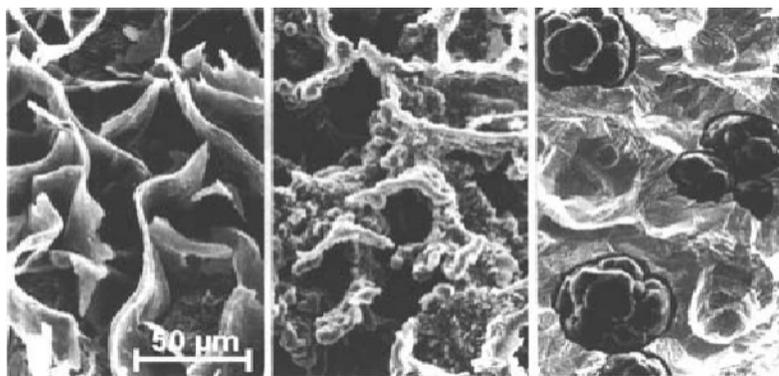


Figura 2.2 – Morfologia das grafitas nos ferros fundidos cinzento, vermicular e nodular, respectivamente. (DAWSON *et al.*, 2001).

O ferro fundido nodular caracteriza-se pela sua ductilidade, tenacidade e resistência mecânica. A característica mais importante relacionada com a resistência mecânica é o limite de escoamento que é mais elevado no ferro fundido nodular do que no cinzento, ferro maleável e mesmo em aços carbono sem elementos de liga (Chiaverini, 2008).

Os ferros fundidos apresentam a possibilidade de duas diferentes alternativas de reação eutetóide (Guesser e Hilário, 1999):

- 1) Reação eutetóide metaestável em que a austenita se transforma em ferrita e cementita (perlita).
- 2) Reação eutetóide estável em que o produto resultante da transformação da austenita é ferrita e grafita.

Estas duas reações estabelecem as proporções de ferrita e perlita e, portanto, as diferentes classes de ferros fundidos nodulares (Guesser e Hilário, 1999).

Diversos fatores afetam as ocorrências das reações eutetóides, dentre os quais se destacam; velocidade de resfriamento, número de nódulos de grafita, teor de silício e elementos perlitzantes - Sn, Cu, Sb, Mn (Guesser e Hilário, 1999).

O ferro fundido nodular utilizado neste estudo é o GGG-50 segundo a norma DIN. Ele é perlítico ferrítico, como pode ser verificado na **Tabela 2.1**.

Tabela 2.1 – Classificação dos ferros fundidos nodulares, segundo a DIN

Classe	Limite de resistência a tração min. (MPa)	Limite de escoamento (0,2%) mín (MPa)	Alongamento mín. (%)	Dureza (HB)	Módulo de elasticidade (MPa)	Resistência ao choque (MPa)	Resistência à flexão (MPa)
GGG-45	440	340	5	160/240	1700 a 1900	0,2	780/930
GGG-38	370	250	17	140/180		1,0	740/880
GGG-42	410	270	12	150/200		0,8	780/880
GGG-50	490	340	7	170/240		0,6	830/980
GGG-60	590	410	2	210/300		0,4	880/1080
GGG-70	690	490	2	230/320		0,2	1080/1180

2.2 Processo de fabricação do ferro fundido nodular

De acordo com Chiaverini (2008), a grafita na forma esferoidal é obtida pela adição de alguns elementos no metal fundido, como magnésio, cério e alguns outros que devem ser bem controlados, de modo a produzir a forma desejada da grafita. Além disso, é necessário contrabalançar o efeito de elementos perniciosos, como antimônio, chumbo, titânio, telúrio, bismuto e zircônio que interferem com o processo de nodulização e, por isso, devem ser eliminados ou reduzidos.

Os principais agentes nodulizantes contêm magnésio e são adicionados em forma de ligas tais como: 15% Mg – 82% Ni, 15% Mg – 30% Si – 50% Ni, 8% Mg – 46% Si – 42% Fe, 5% Mg – 45% Si – 50% Fe, 12% Mg – 40% Si – 18% Cu – 30% Fe, ou ainda sem liga, na forma de briquetes, lingotes ou fios.

A ação do nodulizante se dá através da vaporização do magnésio de forma que esse vapor atravesse o ferro líquido, diminuindo o seu teor de enxofre, provocando assim a formação de grafita esferoidal. Geralmente adiciona-se imediatamente após o agente nodulizante, Fe-Si para produzir uma matriz de microestrutura adequada.

O magnésio atua como uma espécie de inibidor de curta duração, que retarda a formação inicial de grafita. Então, o ferro fundido cinzento solidifica, inicialmente com formação de

cementita; logo a seguir, cessada a ação do magnésio, a cementita decompõe-se, produzindo-se a grafita que se desenvolve por igual em todas as direções, resultando assim uma forma esférica.

A obtenção de ferros fundidos nodulares de matriz perlítica pode se dar por diferentes processos tais como (Guesser e Hilário, 1999):

- ◆ Fundição: a matriz na sua condição final é obtida diretamente da fundição;
- ◆ Reozimento: o fundido é submetido a um reozimento subcrítico, com o intuito de diminuir a dureza. Ocorrem simultaneamente esferoidização da perlita e decomposição da perlita (em ferrita + grafita) em torno dos nódulos de grafita;
- ◆ Normalização: efetua-se austenitização plena seguida de resfriamento controlado, obtendo-se a proporção desejada de perlita e ferrita.
- ◆ Normalização + reozimento: é realizada austenitização plena seguida de resfriamento em condições que resultem em matriz perlítica. Esta matriz é posteriormente condicionada num tratamento de reozimento subcrítico, ocorrendo decomposição parcial da perlita e esferoidização;
- ◆ Normalização dentro da zona crítica: efetua-se austenitização no campo austenita + ferrita, seguindo-se de resfriamento. A percentagem de perlita é determinada pela quantidade de austenita formada, o que é função da temperatura de tratamento adotada.

A fundição sem tratamento térmico posterior é o mais empregado, por ser o processo de menor custo.

A principal variável disponível para previsão da microestrutura final do fundido é a composição química, principalmente dos elementos perlitizantes. Diversas equações são sugeridas na literatura para descrever o efeito conjunto dos elementos perlitizantes, destacando-se o cobre equivalente:

$$\text{Cobre-equivalente} = \%Cu + 10 \times \%Sn + 0,5 \times \%Mn \quad (1)$$

Na **Tabela 2.2** pode-se observar algumas propriedades de ferros fundidos nodulares obtidos apenas com a fundição. Esses apresentam diferentes teores de Mn, Cu e Si. Em todas as microestruturas, a distribuição de ferrita e perlita é do tipo "olho-de-boi" (**Figura 2.3**). Altos teores de Mn e de Cu resultam em matrizes predominantemente perlíticas, aumentando-se a resistência mecânica e diminuindo-se o alongamento. No caso do material com altos teores de

Mn e Mo, ocorre formação de carbonetos intercelulares, obtendo-se limite de resistência e alongamento relativamente baixos.

Tabela 2.2 - Resultados de propriedades mecânicas de ferros fundidos obtidos de fundição. Bloco Y 25 mm, tempo de desmoldagem de 8 h (GUESSER e HILÁRIO, 1999).

Composição química (%)	nódulos/ mm ²	Perlita (%)	Espaçamento interlamelar (μ m)	LR (MPa)	LE (MPa)	Alongamento (%)
2,57 Si - 0,20 Mn	183	45	0,4	558	365	11,9
2,47 Si - 0,46 Mn - 0,17 Cu	367	56	0,2	582	369	10
2,25 Si - 0,45 Mn - 0,58 Cu	246	84	0,2	735	448	6,2
2,71 Si-0,74 Mn-0,74 Cu-0,10 Mo	77	98		697	529	2,1

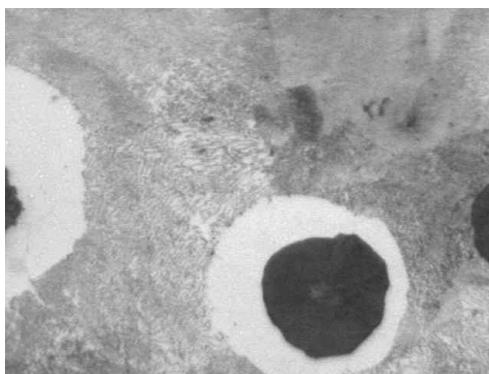


Figura 2.3 - Microestrutura de ferro fundido nodular bruto-de-fundição, com matriz de ferrita + perlita ("olho-de-boi"). 500x (GUESSER e HILÁRIO, 1999).

Além da composição química, outros fatores afetam a presença de perlita em ferros fundidos nodulares obtidos por fundição e devem ser controlados, como o número de nódulos e o tempo de desmoldagem

O número de nódulos (**figura 2.4**) depende da geometria da peça, inoculação e temperatura de vazamento, além do teor de Si. Normalmente esses fatores não são alterados para obtenção da percentagem de perlita desejada, porém eles devem ser controlados.

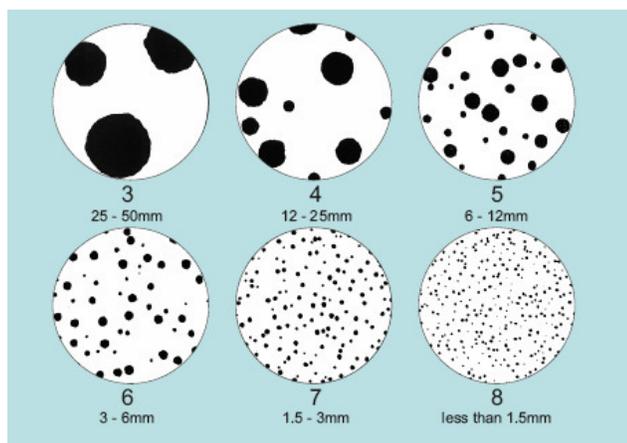


Figura 2.4– Representação do tamanho padrão dos nódulos em grafita forma VI, com ampliação de 100x (ELKEM ASA, 2008).

O tempo de desmoldagem depende essencialmente das características da linha de moldagem. É usual a situação em que a transformação eutetóide ocorre apenas após a desmoldagem, o que conduz a grandes variações na microestrutura. Se a reação eutetóide ocorrer dentro do molde, em toda a peça, as paradas na linha de moldagem não se refletem em variações de propriedades mecânicas das peças. Isso é necessário para a produção de ferros fundidos nodulares ferríticos sem tratamento térmico. A tendência moderna é a obtenção de ferros fundidos nodulares perlíticos e ferríticos no estado bruto-de-fundição. Para isso, o tempo de desmoldagem deve ser considerado já na fase de projeto da fundição (Guessser e Hilário, 1999).

2.3 - Usinabilidade dos ferros fundidos

Usinabilidade pode ser definida como um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a um padrão. Usinabilidade é a medida que indica o grau de dificuldade de se usinar um determinado material (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

Como se sabe, carbono está presente na liga dos ferros fundidos como carboneto ou carbono livre (grafita). O primeiro, por sua dureza, tende a dificultar a usinagem do material enquanto o segundo, por sua baixa resistência ao cisalhamento, favorece a formação de cavaco.

Assim, o silício é benéfico à usinagem por precipitar o carbono livre atuando como elemento grafitizante (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

Os elementos de liga presentes e suas influências podem ser divididos em dois tipos (Diniz, Marcondes e Coppini 2008):

- Formadores de carbonetos que prejudicam a usinabilidade como cromo, cobalto, manganês, molibdênio e vanádio;
- Grafitizantes que melhoram a usinabilidade como silício, níquel, alumínio e cobre. O sulfeto de manganês também é utilizado para melhorar a usinabilidade. Como demonstrado seu efeito positivo por Heck M. *et. al.*, 2008.

Seker, Çiftçi e Hasirci (2002) analisaram os efeitos da adição de Ni e Cu em diferentes concentrações, no torneamento de ferros fundidos nodulares. As micrografias dos materiais com diferentes teores dos elementos mencionados podem ser vistas na **figura 2.5**. O modelo de inserto utilizado foi SCMT12M508E com velocidade de corte de 113 m/min, avanço de 0,06 mm/rot e profundidade de usinagem de 1,5 mm. O melhor resultado em termos de esforços de corte e acabamento superficial foi do material com 0,7% Ni e 0,7%Cu.

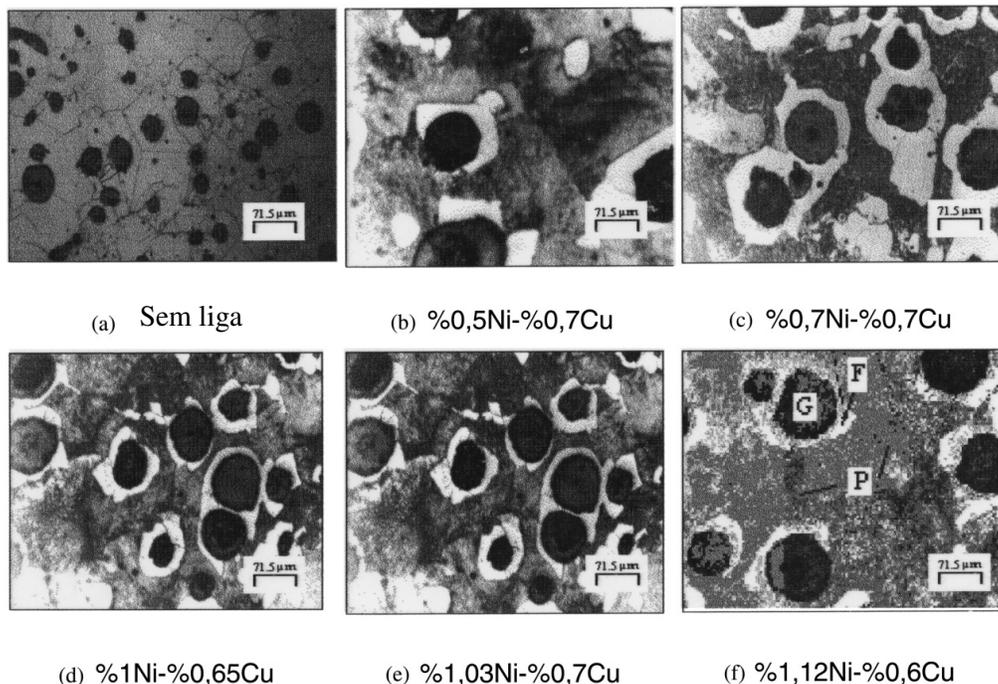


Figura 2.5- Microestruturas dos ferros fundidos nodulares em diversas composições com adição de Ni e Cu (SEKER, ÇİFTÇİ e HASIRCI, 2002)

As **figuras 2.6** mostra os resultados comparativos da rugosidade média e força de corte para o torneamento dos materiais com diferentes teores de Ni e Cu (Seker, Çiftçi e Hasirci, 2002)

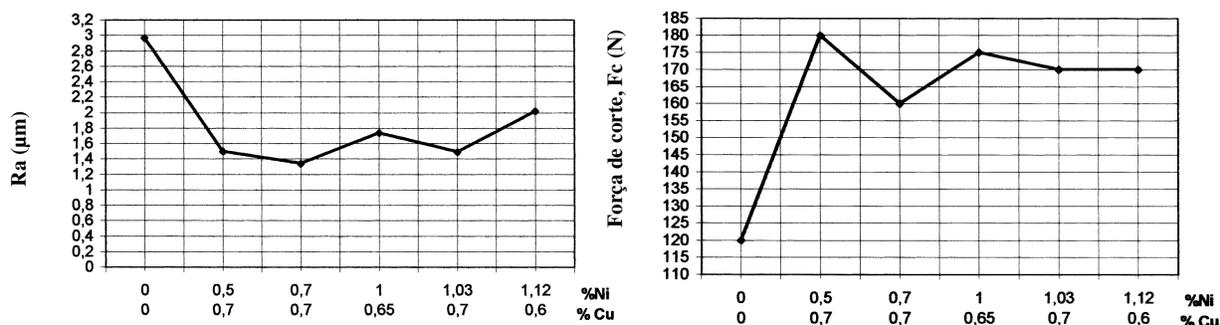


Figura 2.6 Acabamento e força de corte no torneamento de ferros fundidos nodulares com diferentes teores de Ni e Cu.

Como visto também por Pashby, Wallbank e Boud (1993), que puderam comprovar a variação de esforços de corte no ferro fundido nodular mediante ao tratamento térmico de austêmpera.

Outros fatores também devem ser considerados na usinabilidade destes materiais, tais como dureza e aplicação ou não de fluido de corte.

Pode-se dizer que quanto maior a dureza e resistência de um ferro fundido, pior é sua usinabilidade (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

Nayyar et al. (2012) compararam vidas de ferramenta no torneamento de um ferro fundido nodular perlítico com 230 HB de dureza e um ferrítico com 155 HB. Nesse trabalho foi utilizada v_c (velocidade de corte) de 250 m/min, f (avanço) de 0,3 mm/rev e a_p (profundidade de usinagem) de 3,5 mm. O critério de fim de vida adotado foi desgaste de flanco (VB) igual 0,5mm. A pastilha intercambiável utilizada foi a CNMA 120412 KR3215. As ferramentas utilizadas no torneamento do ferro fundido nodular ferrítico apresentaram vidas aproximadamente duas vezes maiores.

Normalmente não se utiliza fluido de corte líquido na usinagem dos ferros fundidos cinzentos, pois este pode carregar os minúsculos cavacos formados para as partes de atrito da máquina ferramenta, causando desgaste dessas (Diniz, Marcondes e Coppini 2008). Por outro lado, Nayyar et al. (2012) mostraram que a utilização de fluido de corte no torneamento de ferros fundidos diminui a força de corte. Nesse experimento foi utilizada uma ferramenta TCMW 16T304 H13A, f de 0,2 mm/rev e a_p de 1,5 mm. A diminuição da força de corte foi observada em todos os ferros fundidos testados (vermicular, com 210 HB, ferrítico, 155 HB, perlítico, 230 HB e cinzento, 175 HB) com v_c de 100 m/min. Quando a v_c foi aumentada para 200 m/min, o ferro fundido apresentou forças de corte nos mesmos patamares quando da usinagem com e sem fluido de corte.

Dentre os ferros fundidos já mencionados, pode-se dizer que o ferro fundido cinzento é o que tem melhor usinabilidade. Por ter cavaco do tipo ruptura, enquanto os maleáveis e nodulares formam cavacos longos, é possível a utilização de uma ferramenta de corte com cunha mais reforçada ou com ângulos de saída negativos (Santos e Sales, 2007).

Trent (1991) afirma que o comportamento da usinagem dos ferros fundidos cinzentos e nodulares é semelhante e, portanto pode-se utilizar técnicas similares. Os nódulos de grafita atuam diminuindo a resistência do material em seu plano de cisalhamento, iniciando sua fratura. Porém, ressalta-se que essa atuação é menos efetiva do que a grafita presente no ferro fundido cinzento. Os cavacos do ferro fundido nodular são mais longos, mas ainda com baixa resistência mecânica, sendo mais próximos aos cavacos dos ferros fundidos cinzentos do que aos dos aços.

Um problema que pode ocorrer com o ferro fundido nodular ferrítico, proveniente de sua maior ductilidade, é a aderência do material na superfície de folga da ferramenta em altas velocidades, causando esforços e temperaturas elevados, além de um acabamento ruim da peça usinada. Isso pode ser resolvido aumentando-se o ângulo de folga da ferramenta.

2.4 Desgastes e avarias da ferramenta

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2008), diversos tipos de desgastes e avarias podem ocorrer em uma ferramenta de corte. Esses dois conceitos devem ser diferenciados. Desgaste é a perda contínua e microscópica de partículas da ferramenta devido à ação de corte. As demais ocorrências são denominadas avarias.

A **figura 2.7** apresenta os três tipos de desgaste comumente encontrados em ferramentas de corte durante a usinagem. São eles o desgaste de cratera, de flanco e de entalhe, indicados pelas letras A, B e (C e D) respectivamente na **figura 2.7**.

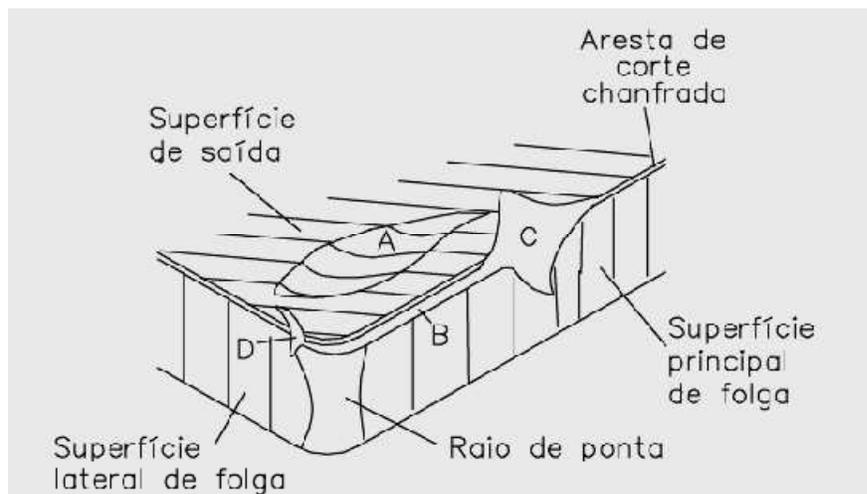


Figura 2.7- Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY e TRENT, 1982).

O desgaste de cratera (**figura 2.7 A**) ocorre na superfície de saída da ferramenta e é causado, principalmente, pelo atrito entre essa superfície e o cavaco. Esse desgaste gera um

aumento do ângulo efetivo de saída, o que implica numa diminuição dos esforços de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

O desgaste frontal (ou de flanco) mostrado na **figura 2.7 B** ocorre na superfície de folga da ferramenta e é consequência do atrito entre ferramenta e peça. É o mais comum dos desgastes e ocasiona, devido à alteração da geometria da aresta de corte, tanto deterioração do acabamento quanto variação dimensional da peça. Esse último faz com que seja mais difícil a manutenção de tolerâncias pelo processo. O desgaste de flanco é potencializado pelo aumento da velocidade de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008)

O desgaste de entalhe (**figura 2.7 C e D**) ocorre principalmente em materiais resistentes a altas temperaturas e com elevado grau de encruamento. Localiza-se próximo aos pontos da fronteira do contato cavaco-ferramenta. Sua propagação remove material tanto da superfície de folga quanto de saída. Existem evidências de que óxidos, formados continuamente nessa região, aderem à ferramenta e são posteriormente removidos pelo cavaco (Trent, 1991; Santos e Sales, 2007).

O *attrition* (não apresentado na **figura 2.7**) é outro tipo importante de desgaste. Ocorre em baixas velocidades de corte, situação em que o fluxo de material sobre a ferramenta é irregular. Fragmentos microscópicos da ferramenta são removidos e arrastados junto com o fluxo de material. Somado a isso, essas partículas podem, caso aderidas à superfície da peça, ser inseridas na região de corte novamente, causando abrasão da ferramenta. No microscópio as áreas desgastadas por *attrition* têm aparência áspera (Trent, 1991; Santos e Sales, 2007).

2.5- Mecanismos de desgaste

Alguns dos principais mecanismos de desgaste ocorrem devido a vários fenômenos, tais como:

Aresta postiça de corte (APC)

Em baixas velocidades de corte, geralmente, uma camada de cavaco adere à aresta de corte devido à pressão de corte na zona de aderência e mantém esse contato sem movimento relativo por tempo suficiente para se soldar à ferramenta. Com posterior fluxo, soma-se mais cavaco sobre essa porção que se deforma e encrua (ver **figura 2.8**), aumentando sua resistência mecânica e agindo como aresta de corte que tende a crescer gradualmente até que em certo momento rompe-se bruscamente causando uma perturbação dinâmica. Ao se aumentar a velocidade de corte, a temperatura aumenta também. Ao se atingir a temperatura de recristalização do material, não haverá mais a formação de aresta postiça (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008)

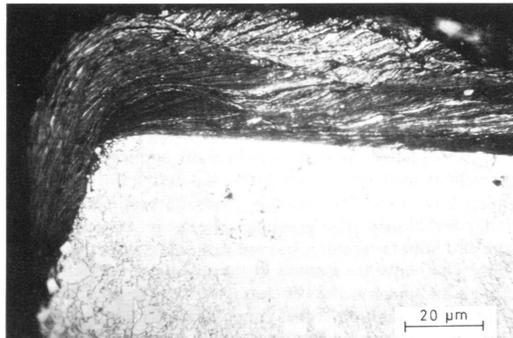


Figura 2.8 Aresta postiça de corte em ferramenta usada na usinagem de ferro fundido cinzento (TRENT, 1991).

Desgaste abrasivo

Envolve a perda de material por microsulcamento, microcorte ou microlascamento, causado por partículas de elevada dureza (Santos e Sales 2007). Tais partículas estão presentes no material da peça (óxidos, carbonetos e carbonitretos).

A abrasão mecânica (ou atrito) é uma das principais causas de desgaste das ferramentas de corte. Tanto o desgaste frontal quanto o de cratera podem ser gerados pela abrasão, porém é mais proeminente o desgaste frontal, já que a superfície de folga atrita com um elemento rígido (**figura 2.9**), que é a peça, enquanto a superfície de saída atrita com um elemento flexível, que é o cavaco (Diniz, Marcondes e Coppini 2008).

A composição química da ferramenta pode influenciar em sua vida conforme visto por Pashby, Wallbank e Boud (1993) que variou tipos de ferramentas de cerâmica e mediu os desgastes abrasivos com pastilhas de cerâmicas de Al_2O_3 , $Al_2O_3:TiC$ e Sialon

Quanto maior a dureza a quente da ferramenta, maior a resistência ao desgaste abrasivo.

Segundo Trent (1991), o desgaste abrasivo, principalmente no metal duro, não pode ser atribuído somente aos materiais duros e abrasivos encontrados na peça usinada, exceto quando uma quantidade desses elementos presentes como a cementita e outros carbonetos estão em grande quantidade, pois o carboneto de tungstênio (WC) é mais duro do que a maioria destes. O que pode também ocorrer é que os fragmentos da própria ferramenta se desprendem da superfície e são arrastados de volta à região de corte, causando os sulcos que caracterizam a abrasão.



Figura 2.9 – Desgaste de flanco na aresta de corte de uma pastilha (SANDVIK, 2005)

Aderência (*attrition*)

Quando superfícies metálicas são postas em contato sob cargas moderadas, em baixas temperaturas e baixas velocidades de corte forma-se entre elas um extrato metálico que provoca a

aderência. A resistência desse extrato é elevada a tal ponto que, na tentativa de se separar as superfícies, ocorre ruptura em um dos metais e não na superfície de contato. Assim, partículas da superfície de um metal migram para a superfície do outro. A utilização adequada de fluido de corte e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito como o TiN, têm grande influência na diminuição desse tipo de desgaste (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

Trent (1991) menciona que pode existir a formação de aresta postiça de corte neste caso, mas com uma parte dessa aresta rompendo-se e sendo conduzida frequentemente para fora da região de corte pelo fluxo de cavaco, e outra parte continuamente aderida à ferramenta e inalterada por longos períodos, sem que haja desgaste da ferramenta. Este caso ocorre em velocidades e avanços mais altos na usinagem dos ferros fundidos e pode propiciar uma vida mais longa à ferramenta. As superfícies identificadas com a presença do “*attrition*” são ásperas se comparadas com as da difusão. Ferramentas de corte com grãos menores sofrem menor taxa de “*attrition*” quando submetidas às mesmas condições de corte de ferramentas com grãos maiores. As ferramentas que contêm grãos ultrafinos (da ordem de 0,6 μm) são recomendadas para operações onde este tipo de desgaste tem maior probabilidade de ocorrer.

Segundo Trigger e Chao (1956), para uma dada composição química e porcentagem de microconstituintes do material usinado e da ferramenta, a distribuição das temperaturas na superfície de contato é o fator principal que rege o *attrition*. A transferência do material da ferramenta ao cavaco se processa de maneira descontínua, em forma de partículas microscópicas.

Quando o cavaco desliza sobre a superfície de saída da ferramenta, ocorre uma micro soldagem local em algumas asperezas. Isso ocorre devido à deformação local da aspereza que gera um aumento de temperatura praticamente instantâneo. A junção se rompe na seção do par cavaco-ferramenta que apresenta menor resistência e uma partícula do cavaco adere à ferramenta. Um aquecimento contínuo por atrito mantém uma temperatura local elevada nas asperezas de contato, dando origem a uma difusão rápida e à formação de ligas. Esta ação continua até que o material da ferramenta seja enfraquecido a ponto de ser destacada a partícula afetada da sua superfície. O tempo que uma região da superfície da ferramenta resiste ao destacamento depende da sua extensão e da temperatura local. Uma velocidade baixa do cavaco implica em um tempo maior de contato, porém a temperatura baixa manterá pequena a velocidade de fusão e de formação de ligas, proporcionando uma vida maior à porção afetada da superfície da ferramenta (Ferraresi, 1970).

Quando a velocidade de escoamento do cavaco for elevada, a temperatura na zona de contato também será, aumentando a taxa de difusão e deformação das ligas. Em função disso, a vida da ferramenta será menor. O mecanismo do desgaste descrito sugere que o efeito principal da velocidade do cavaco sobre o desgaste da ferramenta se dá através da temperatura da zona de contato (Ferraresi, 1970; Dearnley P.A. 1985).

Nayyar *et al.* (2012) observaram adesão de material na superfície de saída da ferramenta quando da usinagem de ferro fundido nodular com velocidades de corte de 100 m/min e 200 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. A **Figura 2.10** mostra a ferramenta com material aderido.

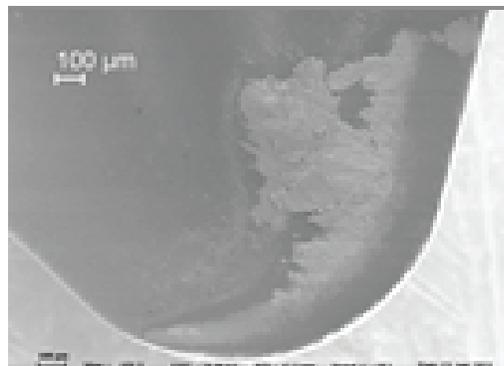


Figura 2.10 – Material aderido de ferro fundido nodular na superfície de saída da ferramenta de metal duro (NAYYAR *et. al.*, 2012).

2.6- Fatores de influência no desgaste e vida da ferramenta

O desempenho de ferramentas de corte pode ser comprometido com a variação da forma da sua aresta. Esta deve ser conferida não somente em relação aos ângulos e perfis, mas também em relação à presença de rebarbas ou desvios do perfil da aresta. Mudanças na forma da aresta de corte ocorrem com frequência e gradualmente até que se perca toda a eficiência da ferramenta (Trent, 1991).

A análise do comportamento da aresta de corte na usinagem de um determinado material pode ajudar na definição do projeto de uma ferramenta. Esse projeto deve ter como objetivo propor geometrias de corte que minimizem os efeitos do desgaste observados durante a vida da ferramenta.

Outros fatores a serem considerados no desgaste da ferramenta são a velocidade de corte, o avanço e por último, a profundidade de usinagem.

A velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia o desgaste. Quanto maior a velocidade de corte, maior a geração de calor sem aumento da área que recebe o mesmo. Já em relação ao avanço, seu aumento causa também maior geração de calor, porém simultaneamente aumenta a área da ferramenta que recebe este. Por fim, a influência da profundidade de usinagem é a menor dentre os parâmetros de corte do torneamento. Ao se aumentar a profundidade de usinagem, aumenta-se também a área da ferramenta que dissipará esse calor, sem aumento da geração de calor, pois ao contrário do avanço e da velocidade de corte, não ocorre aumento da taxa de deformação (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

As preparações de arestas ou microgeometrias de corte tem seu desempenho afetado pela faixa de avanço a ser utilizada. Assim, em função dessa faixa, pode-se fazer a preparação de aresta mais robusta ou mais afiada conforme a necessidade.

Oliveira, Beltrão e Pintaúde (2010) avaliaram o desempenho de três tipos de geometrias de brocas (**figura 2.11**) nas velocidades de corte de 80, 90 e 100 m/min. Os autores constataram que a geometria denominada C apresentou maior vida da ferramenta em todas as velocidades de corte testadas, como mostrado na **figura 2.12**. O material utilizado foi o ferro fundido vermicular eutético (4,3%C) e o critério de fim de vida adotado foi VB_{max} de 0,3 mm.

A **figura 2.12** mostra, como já era esperado, uma diminuição da vida dos três modelos de broca com o aumento da velocidade de corte. Outro dado que pode ser notado é que a mudança na geometria de corte afetou significativamente a vida da ferramenta. Isso indica que tal técnica pode ser mais explorada em outras aplicações, tal como o desenvolvimento feito nas ferramentas que serão apresentadas no presente trabalho.

geometria A

geometria B

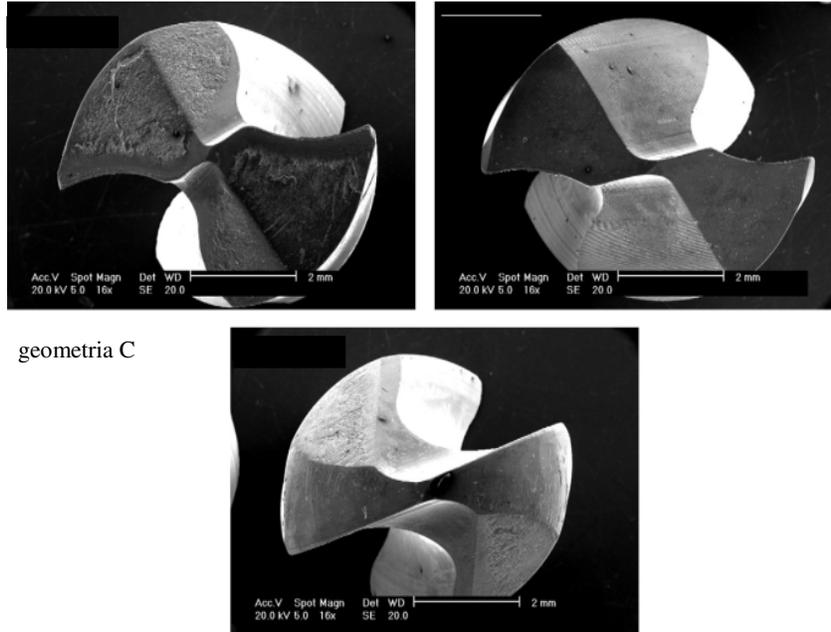


Figura 2.11 – Diferentes geometrias de brocas a fim de encontrar o melhor desempenho (Modificado de OLIVEIRA, BELTRÃO e PINTAUDE, 2011).

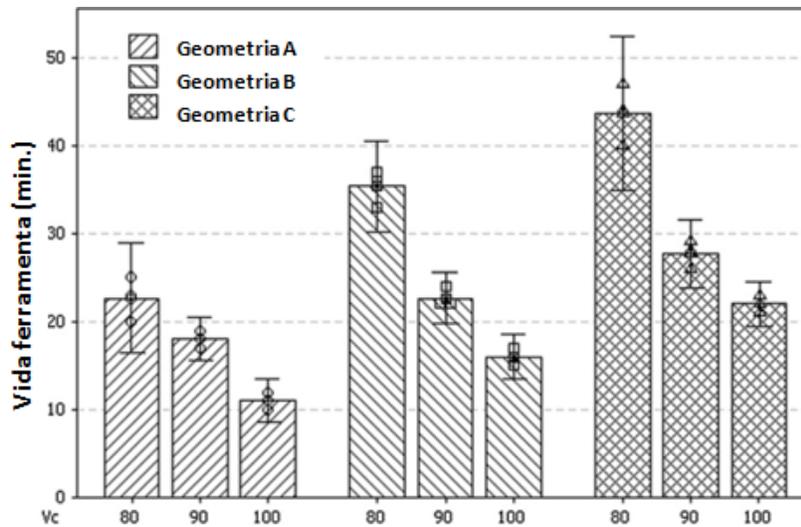


Figura 2.12 – Desempenho conforme a geometria das ferramentas (Modificado de OLIVEIRA, BELTRÃO e PINTAUDE, 2011)

Além das afiações, pode-se adequar também o tipo de substrato e revestimento da ferramenta ao material e operação a ser realizada.

2.7 - Geometria de corte

As ferramentas de usinagem apresentam, em geral, três superfícies que atuam diretamente no corte, denominadas superfície de saída, superfície principal de folga e superfície secundária de folga. A superfície de saída é aquela sobre a qual o cavaco é formado e escoado da região de corte. A aresta de corte é formada pela intersecção da superfície de saída com a superfície principal de folga. A superfície principal de folga é aquela que contém a aresta principal de corte e que defronta com a superfície em usinagem principal; já a aresta secundária de corte defronta-se com a superfície em usinagem secundária (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

No caso de corte com bedames, existem duas arestas secundárias de corte bem como duas superfícies secundárias de folga, a superfície de saída e aresta principal de corte continuam em número unitário. Essa particularidade pode ser vista na **figura 2.13**.

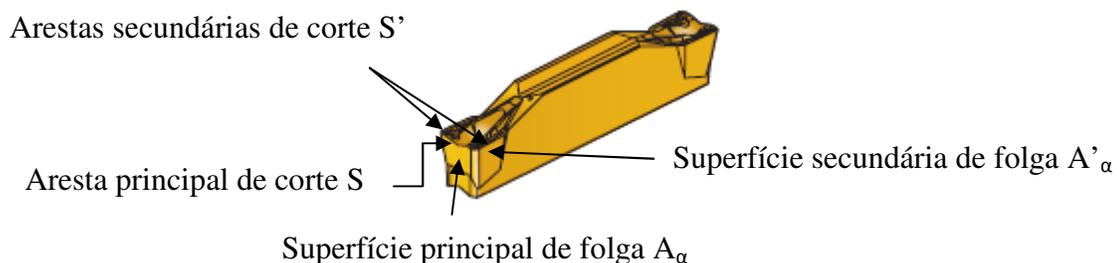


Figura 2.13- Arestas de corte e superfícies de corte de um bedame (SANDVIK, 2005).

Para melhor compreensão, é necessária a definição de alguns planos imaginários associados à ferramenta. São eles: plano de referência efetivo, plano de corte escolhido, plano ortogonal efetivo. O plano de referência efetivo passa pelo ponto de corte e é perpendicular à direção efetiva de corte. O plano de corte efetivo passa pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta de corte e perpendicular ao plano de referência efetivo. O plano ortogonal efetivo passa pelo ponto de corte escolhido e é perpendicular aos planos de referência e de corte efetivos. (Santos e Sales, 2007).

Com isso, é possível definir-se os ângulos medidos no plano ortogonal, que são basicamente três: (Santos e Sales, 2007)

Ângulo de folga ortogonal da ferramenta (α_0): entre a superfície de folga (A_α) e o plano de corte da ferramenta;

Ângulo de cunha ortogonal da ferramenta (β_0): entre as superfícies de folga (A_α) e de saída (A_γ) da ferramenta, avaliado no plano ortogonal;

Ângulo de saída ortogonal da ferramenta (γ_0): entre a superfície de saída da ferramenta (A_γ) e o plano de referência, medido no plano ortogonal.

A **Figura 2.14** mostra os ângulos definidos num bedame.

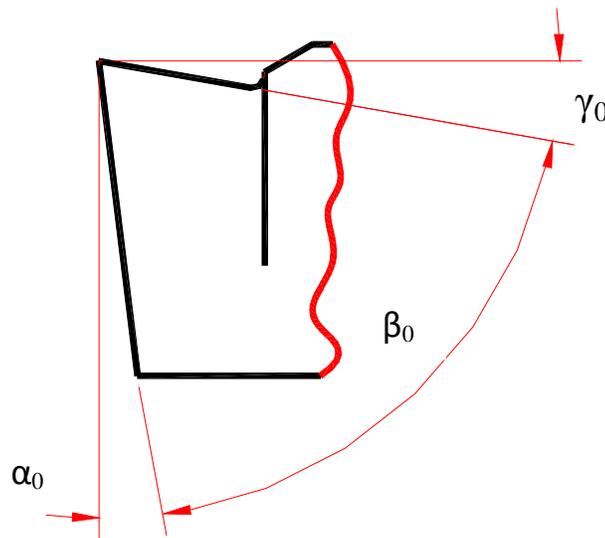


Figura 2.14 – Ângulos medidos no plano ortogonal em um bedame.

Nota-se que ângulos de saída menores, ou mesmo negativos, implicam em maiores deformações do material da peça quando da formação do cavaco. Isso implica em maiores forças e temperaturas de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008), que geram também tensões residuais de compressão na superfície da peça usinada conforme demonstrado por Dahlman, Gunnberg e Jacobson (2003). Por outro lado, a cunha da ferramenta fica mais robusta. Com isso, quando se tem rigidez suficiente do sistema de usinagem, bem como potência de máquina excedente, ângulos de saída menores tendem a resultar em maior vida da ferramenta.

Outro ponto importante a ser considerado é que a superfície de saída está em contato com o cavaco, resultando em atrito com o mesmo (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

Günay et al (2004) realizaram ensaios de torneamento do aço ABNT 1040 e mensuraram os esforços de corte em diferentes ferramentas com cinco ângulos de saída diferentes e cinco velocidades de corte (**Figura 2.15**). Foram mantidos constantes o a_p de 2,5mm e f de 0,25 mm/rot. Os autores observaram uma redução dos esforços de corte à medida que o ângulo de saída ficava mais positivo. Isso já era esperado uma vez que ângulos de saída maiores implicam em menores deformações e consequentemente menores esforços de corte.

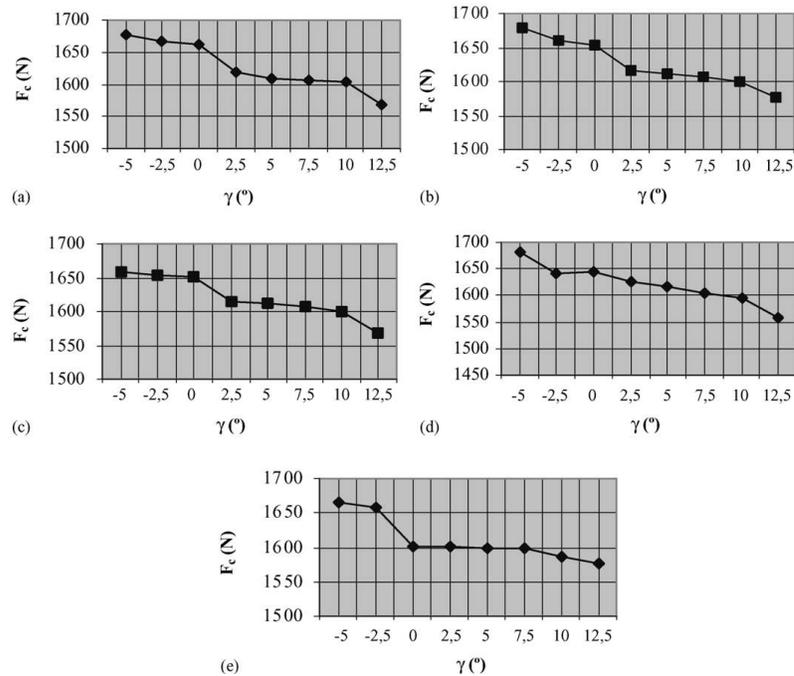


Figura 2.15 Esforços de corte (F_c) em função dos ângulos de saída (γ); (a) $v_c = 80$ m/min, (b) $v_c = 100$ m/min, (c) $v_c = 120$ m/min, (d) $v_c = 150$ m/min and (e) $v_c = 180$ m/min. (GÜNAY *et al*, 2004).

Além da diminuição dos esforços de corte, o aumento do ângulo de saída também facilita o escoamento do cavaco devido a um ângulo maior do plano de cisalhamento, que pode inclusive melhorar o acabamento. Por outro lado, ângulos de saída excessivamente grandes podem fragilizar a ferramenta de corte (Saglam, Unsacar e Yaldiz, 2005).

O ângulo de folga da ferramenta de corte também é importante. Ângulos de folga menores tendem a resultar em maior atrito da ferramenta com a peça. Por outro lado, ângulos de folga

muito grandes tendem a fragilizar a cunha da ferramenta. Na prática, valores em torno de 5° são os mais usados por diminuírem o atrito sem fragilizar demais a cunha da ferramenta. Além disso, experimentos mostraram que ângulos de folga maiores do que 5° não diminuíram muito as forças de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

O ângulo de cunha da ferramenta é resultante dos ângulos de saída e de folga. Vale lembrar que as pastilhas possuem, em várias ocasiões, geometrias iguais, porém após a montagem nos porta-ferramentas, os ângulos mencionados se alteram.

O ângulo de saída deve considerar os quebra-cavacos, que em geral são muito positivos.

Outro aspecto relacionado à ferramenta que merece destaque é a preparação da aresta de corte.

Acacio e Hassui (2008) fizeram um resumo das principais preparações de aresta disponíveis comercialmente. Segundo os autores, a resistência ao impacto pode ser melhorada com uma preparação de aresta adequada. As preparações de aresta são regidas pela norma ISO 1832-1991 e constituem-se basicamente em chanfros, raios, uma combinação ou ausência dos dois. Normalmente, arestas afiadas são usadas para acabamento, raios de 0,03 mm a 0,04 mm são recomendados para semi-acabamento, chanfros para semi-desbaste ou desbaste leve e chanfros mais raio para desbastes pesados. A figura 2.16 ilustra essas preparações.

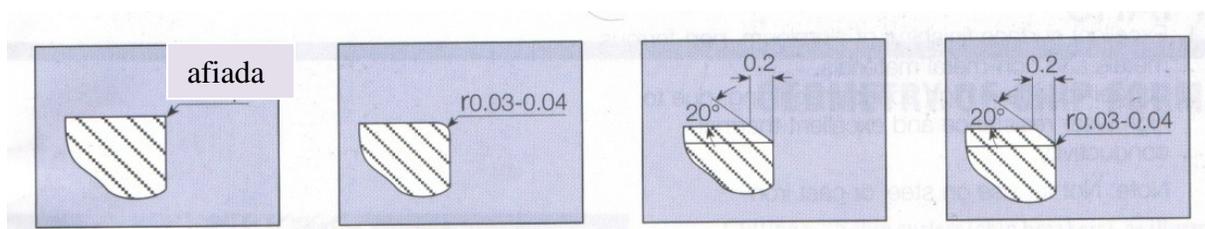


Figura 2.16 – Diferentes preparações de aresta (Modificado de RÓDRIGUES, ACACIO e HASSUI, 2008).

As preparações de aresta visam uma adequação da ferramenta à condição de corte. Logicamente, operações mais severas demandam uma ferramenta mais robusta, por outro lado, operações mais leves não exercem essa demanda. Vale ressaltar que raios e chanfros tendem a deixar a ferramenta de corte negativa, com isso, valem os comentários feitos a respeito do ângulo de saída.

Ainda em relação à ferramenta, outro fato importante são os quebra-cavacos. Atualmente, a maioria das ferramentas de metal duro conta com quebra-cavacos moldados nos insertos. A função desses quebra-cavacos é promover a curvatura do cavaco a fim de se conseguir sua quebra e assim evitar a formação de cavacos em forma de fita. Diversos tipos de quebra-cavacos podem ser observados na prática, mas todos eles deformam o cavaco, direcionam o fluxo para um anteparo (que pode ser a peça, a ferramenta ou o porta-ferramentas) que aumenta a deformação do cavaco e com isso o rompe (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008). Em algumas situações, esse direcionamento do fluxo de cavacos ajuda também na obtenção de rugosidades menores, evitando que o cavaco recém-formado, que possui dureza, em geral, maior do que a da peça devido ao encruamento, toque a peça e com isso risque a superfície usinada. No caso de corte com bedames, o cavaco é curvado nas duas direções, já que a peça encontra-se em contato tanto com aresta principal, quanto com as duas secundárias de corte, conforme ilustra a figura 2.17.



Figura 2.17- Deformação do cavaco em dois eixos no corte com bedames.

2.8 - Revestimentos para ferramentas de metal duro

Segundo Santos e Sales (2007), as primeiras referências sobre a aplicação de revestimentos em peças e componentes, com o objetivo de melhorar a resistência ao desgaste, datam da década de 1930.

A deposição de revestimentos para melhorar o desempenho de ferramentas de corte pode ser abordada no contexto da evolução dos materiais a partir do desenvolvimento do metal duro. As primeiras ferramentas de metal duro (WC e Co) apresentavam acentuada tendência à

formação do desgaste de cratera, que foi resolvido com a adição de carbonetos de elevada dureza. Isso, por outro lado provocou a redução da tenacidade das ferramentas, tornando as mais propensas a sofrer avarias.

A necessidade de tenacidade no núcleo com resistência ao desgaste na superfície resultou no desenvolvimento dos revestimentos.

As primeiras citações sobre o estudo dos revestimentos são da segunda metade da década de 1960, segundo Suh (1976). Em 1966, foi realizada uma pesquisa sobre a possibilidade de se alterar as características da superfície do metal duro através de reações de oxidação, o que resultou em um método de deposição de metais como o Hf, que participava da formação de carbonetos estáveis. Os materiais para revestimentos investigados na época foram: óxido de alumínio, nitreto de titânio, carbonetos do grupo IV-B e V-B da tabela periódica, camada dupla de TiC e TiN e oxicarboneto de titânio.

Em 1969, foram colocadas no mercado as primeiras ferramentas revestidas. Era um revestimento de poucos micrometros de espessura de TiC depositado pelo processo CVD (*chemical vapour deposition*). Este revestimento teve um forte efeito na redução do desgaste químico e abrasivo, permitindo um aumento das velocidades de corte e, como consequência, um significativo aumento de produtividade (Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001).

Posteriormente os desgastes de origem química passaram a ser o fator limitante para as ferramentas revestidas com TiC trabalhando nos novos patamares de velocidade de corte. As pesquisas então se concentraram no desenvolvimento do revestimento de Al_2O_3 que por ser quimicamente estável traria melhores resultados. Em 1975, foi lançada então uma nova classe de ferramentas que apresentava um revestimento de Al_2O_3 sobre o TiC aderido no substrato pelo processo CVD. A combinação destes revestimentos quase se tornou um padrão na época, dados os bons rendimentos obtidos, devido à combinação de resistência a abrasão e estabilidade química (Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001).

As primeiras gerações de revestimentos tinham algumas limitações, como as temperaturas de 950 a 1050 °C no processo CVD, que promove a difusão entre o substrato e o revestimento fragilizando assim a aresta de corte. Além disso, havia dificuldade de se alcançar maiores espessuras de camadas para melhorar ainda mais a resistência ao desgaste já que os revestimentos perdiam adesão com o aumento das espessuras (Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001).

A fragilização de aresta de corte foi solucionada com a escolha de substratos menos sensíveis à difusão, mais a aplicação de *honing* na aresta de corte, o que a deixou suficientemente reforçada para receber o revestimento.

A segunda limitação foi resolvida em 1980 com uma melhoria no processo CVD o que tornou possível atingir espessuras de camadas de Al_2O_3 em torno de 8 a 10 μm (Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001).

Porém, ainda existia a necessidade de um processo de aplicação de revestimentos em temperaturas menores a fim de se conseguir arestas de corte revestidas mais afiadas. A solução para esse problema se deu com o desenvolvimento do processo PVD (*physical vapour deposition*) realizado em temperaturas em torno de 500 °C. A primeira aplicação comercial do PVD se deu em 1982 com um revestimento de TiN em uma broca. As principais aplicações desta tecnologia de revestimento ocorrem em ferramentas destinadas a operações onde são necessárias arestas de corte mais afiadas, como no roscamento, sangramento, (Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001).

Com a evolução dos revestimentos, a produtividade atingiu níveis duas a três vezes maiores em relação às ferramentas não revestidas (Santos e Sales, 2007).

2.8.1 - Características dos revestimentos

A principal finalidade das coberturas utilizadas em ferramentas de metal duro é aumentar a dureza da camada superficial que entra em contato com o cavaco e a peça, sendo que o núcleo da pastilha permanece com a tenacidade característica do metal duro mais simples (WC + Co). Assim, consegue-se em muitos casos aumentar a vida da ferramenta e diminuir os esforços de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008).

Além disso, outros efeitos positivos podem ser obtidos, como o aumento da velocidade de corte e redução da tendência à adesão (Santos e Sales, 2007).

Segundo Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg (2001) e Santos e Sales (2007), as principais propriedades dos revestimentos são:

- Estabilidade química;
- Dureza a quente;
- Boa adesividade com o substrato.

Desejáveis

- Espessura ótima;
- Tensões residuais de compressão;
- Baixa condutividade térmica;
- Pequena adesividade com o material da peça

Estabilidade química

A inércia química indica a propensão de se ter difusão entre o material da peça e do revestimento, na faixa de temperatura atingida na usinagem.

Os revestimentos de Al_2O_3 têm maior estabilidade química.

Dentre os revestimentos depositados por PVD, o TiAlN tem maior estabilidade química em relação ao TiN e ao TiCN, o que justifica o melhor desempenho no corte em velocidades mais altas (Santos e Sales, 2007).

Dureza

Os revestimentos de dureza elevada, e que mantêm essa característica a altas temperaturas, contribuem para o aumento da resistência ao desgaste, reduzindo a tendência de surgimento do desgaste abrasivo. A propensão de formação do desgaste de cratera, apesar de ocorrer em razão da difusão, também se torna menor quando se utiliza revestimentos de elevada dureza (Santos e Sales, 2007).

Microestrutura e morfologia

O tipo e os parâmetros do processo de deposição são determinantes para a formação da microestrutura (tamanho, estrutura e contorno do grão). O revestimento TiN de granulometria fina, depositado por PVD tem desempenho comparável ao TiN depositado pelo processo CVD, que possui maior dureza. Os revestimentos PVD têm maior densidade de discordâncias em sua

estrutura cristalina, fato que, associado às tensões residuais de compressão, contribuem para a elevação da dureza (Santos e Sales, 2007).

Espessura da camada

Como visto, a velocidade de corte, dentre os parâmetros de corte, é a que apresenta maior influência no desgaste das ferramentas de usinagem. No tocante à ferramenta, há que se considerar a espessura da camada de revestimento. Esta ajuda a determinar a resistência ao desgaste, que pode ser definida com uma relação entre a vida da ferramenta e a espessura da camada do revestimento (Santos e Sales, 2007).

Yigit *et al.* (2007) avaliaram o desempenho de ferramentas de corte no torneamento de ferro fundido nodular perlítico com dureza de 258 HB. Nesse trabalho foram utilizadas ferramentas de corte com mesma geometria (SNMA 120408), mesma classe ISO (K15), porém com espessuras de revestimentos diferentes (sem revestimento, 7,5 μm e 10,5 μm). Essas ferramentas foram denominadas ferramentas 1, 2 e 3, respectivamente. Variou-se a velocidade de corte (125, 150, 175 e 200 m/min) e foi mantido constante f (0,25 mm/rot) e a_p (1,5mm).

Nota-se na **figura 2.18** que com o aumento da velocidade de corte, o nível de desgaste VB das ferramentas também aumentou. Percebe-se também que a ferramenta com maior espessura de camada obteve desempenho superior em todas as velocidades testadas.

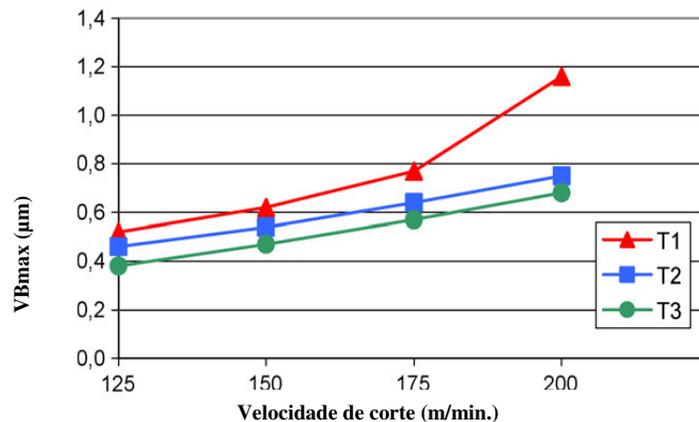


Figura 2.18 - Desgaste x velocidades de corte x espessura de camadas (YIGIT *et al.*,2007)

A espessura de camada também propiciou um melhor acabamento superficial junto ao aumento da velocidade de corte como mostra a **figura 2.19**.

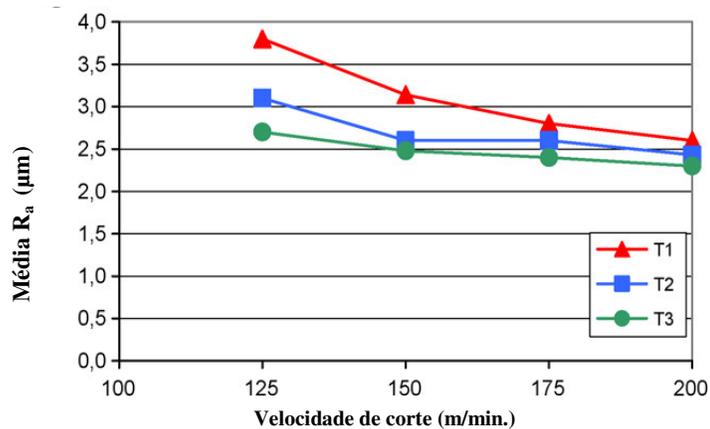


Figura 2.19- Acabamento x revestimentos x velocidades de corte (Yigit *et al.*,2007)

2.8.2 - Tipos de Revestimentos (PVD)

TiN

O TiN faz parte da primeira geração de revestimentos depositados pelo método PVD. Esse revestimento apresentou grande desempenho em suas primeiras aplicações tanto em corte interrompido, como no fresamento, quanto na redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco quando aplicado em operações como roscamento, sangramento e furação. O TiN é quimicamente mais estável do que o TiC, apresenta boa resistência mecânica e ao desgaste até temperaturas em torno de 600°C e dureza em torno de 2200 HV_{0,05} (Santos e Sales, 2007; Diniz, Marcondes e Coppini, 2008; Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001; Jindal et al., 1998; Chen e Tsao, 1999).

TiCN

Como visto, o revestimento de TiCN tem excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de funcionar como elemento que promove a adesão de camadas como a do Al₂O₃, que não possui afinidade físico-química com o metal duro. Isso é importante para obtenção de uma boa

adesão do revestimento com o núcleo. Uma característica importante desse revestimento é sua estrutura multicamada, que dificulta a propagação de trincas transversais no mesmo e, conseqüentemente, melhora o desempenho da ferramenta. A dureza do TiCN pode chegar a 3000 HV_{0,05}, mas por conter carbono, tende a apresentar desgaste difusivo ao trabalhar em maiores velocidades de corte. Sua temperatura máxima de trabalho é 450°C (Santos e Sales, 2007; Diniz, Marcondes e Coppini, 2008; Söderberg, Sjöstrand e Ljungberg, 2001).

De acordo com Bull, Bhat e Staia (2003), as indústrias de revestimentos têm trabalhado para melhorar a formulação do TiCN e, conseqüentemente, aumentar sua resistência ao desgaste abrasivo, que já é superior quando comparado ao TiN, que possui menor dureza. As propriedades do TiCN dependem de sua arquitetura, podendo variar de acordo com as quantidades de carbono e nitrogênio no revestimento. Todos os revestimentos de TiCN começam primeiro com uma fina camada de TiN que promove melhor adesão ao substrato, aumentando as quantidades de carbono e nitrogênio até a superfície do revestimento. Assim, os revestimentos de TiCN, depositado pelo processo PVD, possuem maior dureza quando comparados aos revestimentos depositados por CVD.

TiAlN/AlTiN/TiAlCrN

Dentre os principais desenvolvimentos de revestimentos PVD para ferramentas de usinagem pode-se citar o TiAlN ou o AlTiN, dependendo das quantidades de alumínio e titânio presentes. Suas principais características são: boa resistência à oxidação, baixa condutividade térmica, alta dureza a frio e a quente e boa estabilidade química. Suporta temperaturas de trabalho até 800°C com dureza que pode chegar a 3300 HV_{0,05}. Essas características têm aumentado a utilização desses revestimentos principalmente na indústria automobilística, em usinagens a seco, em ferros fundidos (por exemplo, blocos de motores), etc. (Diniz, Marcondes e Coppini, 2008; Santos e Sales, 2007; Harris *et al.*, 2002).

O AlTiN é considerado a melhor solução onde a resistência à oxidação em altas temperaturas é requerida, como por exemplo na usinagem a altas velocidades (HSM - *high-speed machining*) (Martínez *et al.*, 2002; Podgursky *et al.*, 2011).

O crescimento da indústria de revestimento PVD tem assistido a um aumento do número de revestimentos disponíveis para aplicações de ferramentas de corte. Há uma tendência de se desenvolver revestimentos para aplicações específicas como o material a ser usinado, o tipo de

ferramenta de corte e as condições de corte e os níveis de fluido de corte utilizados (Harris *et al*, 2002; Veldhuis S.C. *et al.*, 2009).

Harris *et al*, (2002) investigaram o desempenho de três brocas de aço rápido (Co-HSS (M35)) revestidas. A primeira foi revestida com TiAlN e as outras duas com diferentes quantidades de Cr (TiAlCrN). O cromo foi adicionado com objetivo de aumentar a resistência à oxidação. As quantidades relativas dos componentes foram: $Ti_{0,59}Al_{0,41}N$, $Ti_{0,27}Al_{0,19}Cr_{0,54}N$ e $Ti_{0,21}Al_{0,14}Cr_{0,65}N$.

As brocas testadas tinham diâmetro de 6,8 mm e usinaram com v_c de 38,5 m/min e f de 0,28 mm/rot. Foi avaliado o desgaste de flanco das brocas, na usinagem de ferro fundido cinzento. Com o aumento da quantidade de Cr, notou-se o aumento de macropartículas na superfície do revestimento, os chamados *droplets*, que são defeitos e interferem no acabamento superficial do revestimento, conforme visto na **figura 2.20**.

Os acabamentos superficiais foram medidos e apresentaram os seguintes resultados:

- Co-HSS (M35) polido sem revestimento: R_z 0,68 μm ;
- $Ti_{0,59}Al_{0,41}N$: R_z 1,47 μm ;
- $Ti_{0,27}Al_{0,19}Cr_{0,54}N$: R_z 1,78 μm ;
- $Ti_{0,21}Al_{0,14}Cr_{0,65}N$: R_z 1,88 μm

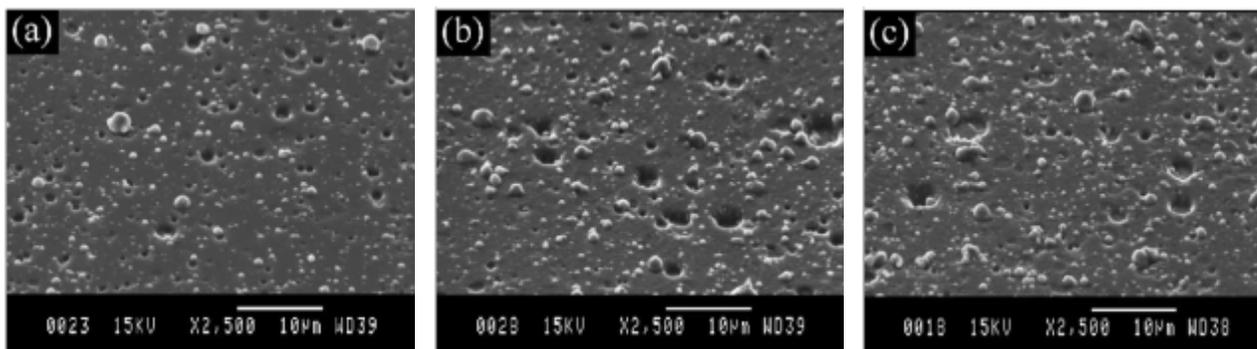


Figura 2.20- Micrografia MEV dos revestimentos (a) $Ti_{0,59}Al_{0,41}N$, (b) $Ti_{0,27}Al_{0,19}Cr_{0,54}N$ e (c) $Ti_{0,21}Al_{0,14}Cr_{0,65}N$ (HARRIS *et al*, 2002).

Apesar do aumento do teor de Cr prejudicar o acabamento da ferramenta, este proporcionou melhor desempenho das brocas testadas (ver **figura 2.21**). A ferramenta de Co-HSS (M35) polida sem revestimento fez 128 furos, a revestida com $Ti_{0,59}Al_{0,41}N$ fez 319 furos, a com

Ti_{0,27}Al_{0,19}Cr_{0,54}N fez 376 furos e a com Ti_{0,21}Al_{0,14}Cr_{0,65}N fez 371 furos com desgaste de flanco similar.

Este resultado se deu em parte devido ao aumento da resistência à oxidação pela presença do Cr no revestimento, o que sinaliza o desenvolvimento de um novo revestimento em função da aplicação.

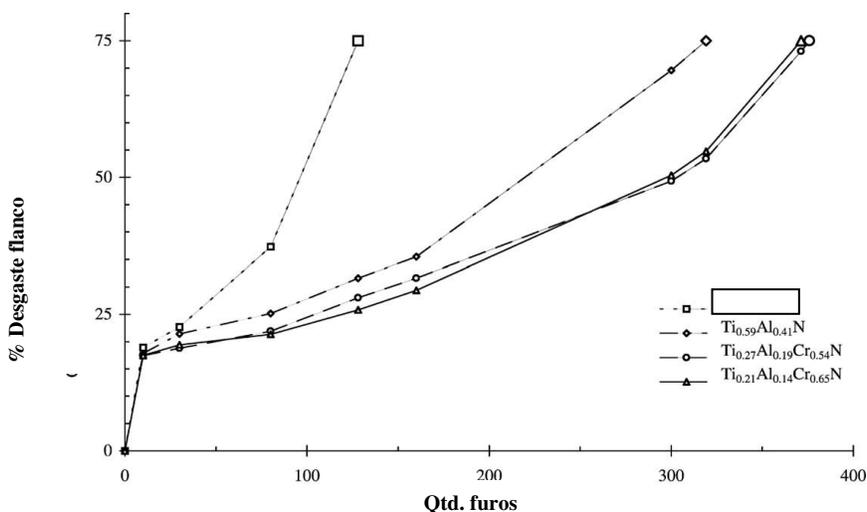


Figura 2.21- Quantidade de furos feitos pelas brocas de Co-HSS (M35) polida sem revestimento, Ti_{0,59}Al_{0,41}N, Ti_{0,27}Al_{0,19}Cr_{0,54}N e Ti_{0,21}Al_{0,14}Cr_{0,65}N. (HARRIS *et al.* 2002).

Com suas características e propriedades particulares, os revestimentos apresentam resultados diferentes de desempenho quando comparados em uma determinada aplicação (condições de corte ou material). Ao se escolher um revestimento, é necessário considerar todos os aspectos, inclusive o seu custo. Quando da usinagem, ao se observar o tipo de desgaste e a vida da ferramenta, pode-se avaliar qual apresenta melhor custo-benefício. Revestimentos mais elaborados geralmente são mais caros, porém podem chegar a um melhor resultado de vida, o que torna o custo de fabricação menor (Camus, 2006).

Jindal *et al.* (1998) compararam o desempenho dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN em ferramentas de metal duro (WC 6%Co) no torneamento do Inconel 718. As condições de corte

utilizadas foram v_c igual a 46 m/min e 76 m/min, a_p de 1,5mm e f de 0,15 mm/rot. Os resultados da vida das ferramentas podem ser visualizados na **figura 2.22**

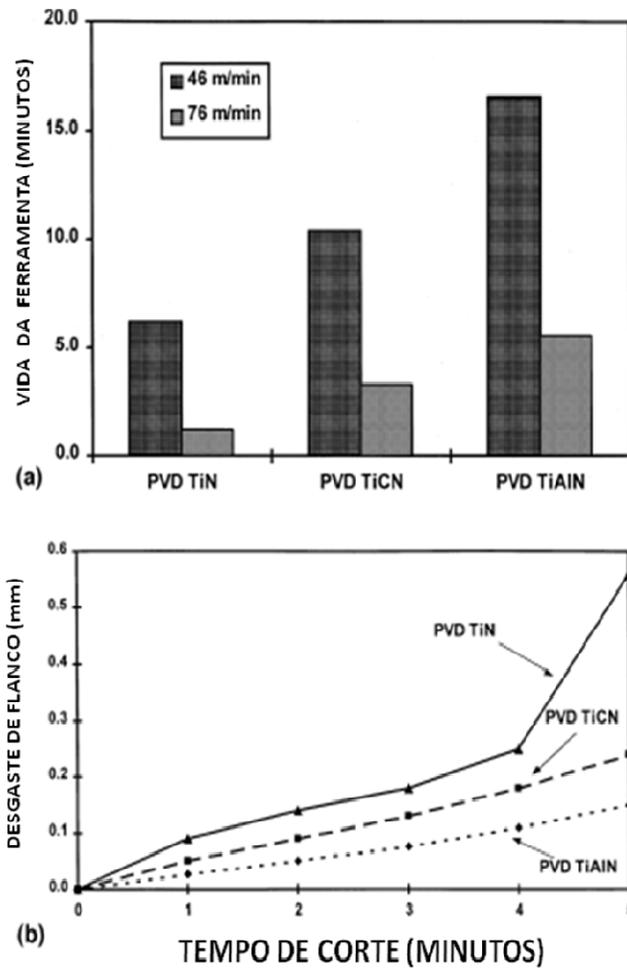


Figura 2.22 - Vida da ferramenta (a) e desgaste de flanco (b) na usinagem de Inconel 718 com ferramentas revestidas com TiN, TiCN e TiAlN (JINDAL *et al.*, 1998).

Após 5 minutos de torneamento, foram verificados os desgastes no raio de ponta, nas superfícies de saída e folga das ferramentas, conforme mostra a **figura 2.23**.

Nota-se que a ferramenta revestida com TiAlN chegou ao fim de vida pelo desgaste de flanco, comparado aos outros revestimentos que se degradaram mais. O TiCN, apesar de ser o quimicamente mais instável, ainda teve um resultado intermediário, mesmo no desgaste de cratera, por ter coeficiente de atrito baixo e ser mais resistente à abrasão por sua alta dureza, considerando-se que o Incone718 apresenta um comportamento abrasivo.

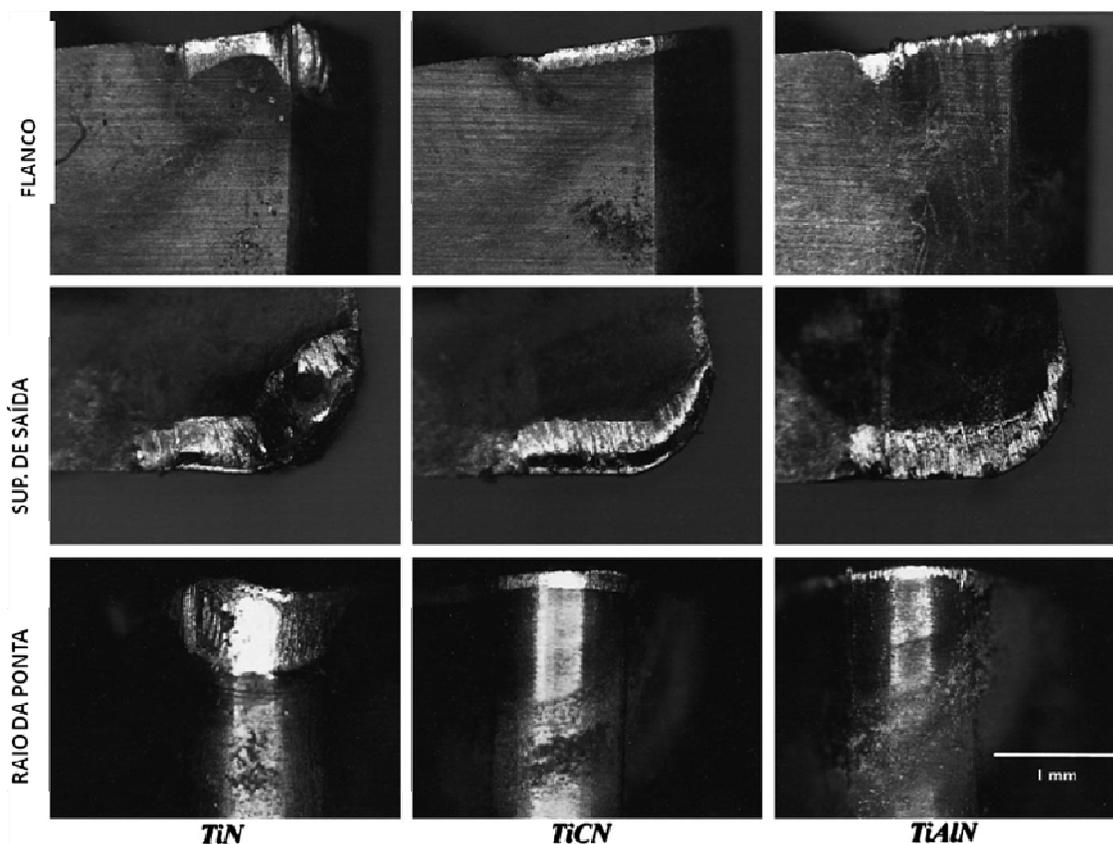


Figura 2.23- Desgastes no raio de ponta, superfície de saída (cratera) e flanco após 5 min no torneamento do Inconel 718 a 46 m/min (JINDAL *et al.*, 1998).

Os mesmos revestimentos ainda foram submetidos a outros dois testes de torneamento. Um no aço ABNT 1045 com v_c de 305 e 396 m/min, f 0,15 mm/rot e a_p 0,75mm e outro no ferro fundido nodular com v_c de 244 m/min, f 0,2 mm/rot e a_p 1,5mm. Os resultados podem ser observados na **figura 2.24**.

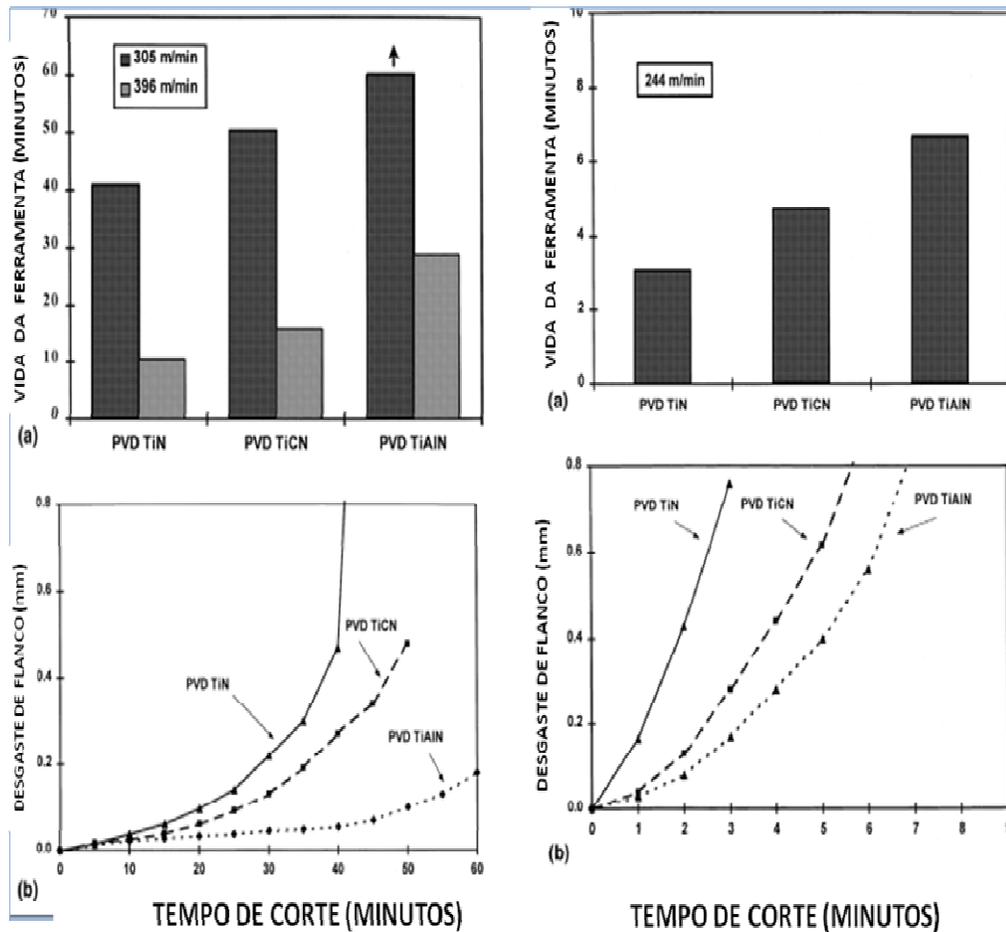


Figura 2.24 -Vida da ferramenta (a) e desgaste de flanco (b) na usinagem de ABNT 1045 (esquerda) e Vida da ferramenta (a) e desgaste de flanco (b) na usinagem de ferro fundido nodular (direita) (JINDAL *et al.*, 1998).

Na **figura 2.25**, pode-se observar uma resistência maior ao desgaste de cratera também no teste feito no ferro fundido nodular após 2 minutos de torneamento.



Figura 2.25 - Desgaste de cratera na usinagem de ferro fundido nodular com velocidade de 244 m/min após 2 minutos de torneamento (JINDAL *et al.*, 1998).

3 Materiais e Métodos

Neste capítulo, apresentam-se todos os equipamentos e materiais utilizados, assim como o planejamento experimental e os procedimentos adotados ao longo do trabalho. Estes detalhes são de fundamental importância para facilitar a compreensão dos métodos utilizados, possibilitar uma correta aplicação das técnicas empregadas, seja em meio acadêmico ou industrial, e ainda garantir a confiança dos resultados aqui obtidos. Cabe ressaltar que todos os experimentos foram feitos em ambiente fabril. Da mesma forma, o objetivo do trabalho foi alinhado com a prática industrial.

3.1 – Equipamentos

3.1.1 – Máquina-ferramenta

Como mencionado, os ensaios foram realizados em ambiente fabril. Nesse contexto, e conforme a programação das peças, foram utilizados 3 tornos disponíveis, a saber:

- 1) Torno CNC da marca INDEX, modelo IT 600. Os principais dados da máquina são: potência de 15 kW, rotação de 4000 rpm no eixo árvore e comando Fanuc 32iB.

2) Torno CNC da marca INDEX, modelo MC400. Os principais dados dessa máquina são: potência de 35 kW, rotação de 6000 rpm no eixo árvore e comando Fanuc Oi –TC

3) Torno CNC da marca NARDINI, modelo LOGIC 250VS. Os principais dados dessa máquina são: potência de 15 kW, rotação de 3000 rpm no eixo árvore e comando Fanuc Oi –TC.

3.1.2 – Microscópio Eletrônico de Varredura

Após os ensaios de vida, as ferramentas desgastadas foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) Jeol JXA-840A do Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. Esse equipamento possui o recurso de espectrometria de energia dispersiva (ou EDS, do inglês Energy Dispersive X-ray Spectrometer), que permite identificar de forma semiquantitativa os elementos químicos presentes em pontos escolhidos da ferramenta. Isso propicia um embasamento para levantamento de hipóteses sobre os mecanismos de desgaste atuantes.

3.2 – Materiais

Este item contém informações sobre os corpos de prova utilizados nos ensaios realizados. Além de informações sobre as ferramentas, o fluido de corte e revestimentos PVD utilizados. Como os ensaios foram realizados em ambiente fabril, Ressalta-se novamente que os corpos de prova eram componentes mecânicos comerciais.

3.2.1 – Peças

Todos os ensaios foram feitos na operação de corte de buchas de fixação de ferro fundido nodular GGG50 (**figuras 3.1a e 3.1b**). Esses componentes mecânicos são usados principalmente para fixar rolamentos com furo cônico (conicidade 1:12) sobre assentos cilíndricos. Elas permitem a utilização de eixos com acabamento em torno de Ra 2µm, já que são admitidas

tolerâncias maiores nos diâmetros de eixo para assento de buchas do que para assento de rolamentos. As dimensões das buchas de fixação estão em conformidade com a ISO 113/I-1979 (Catálogo geral SKF, 1982).

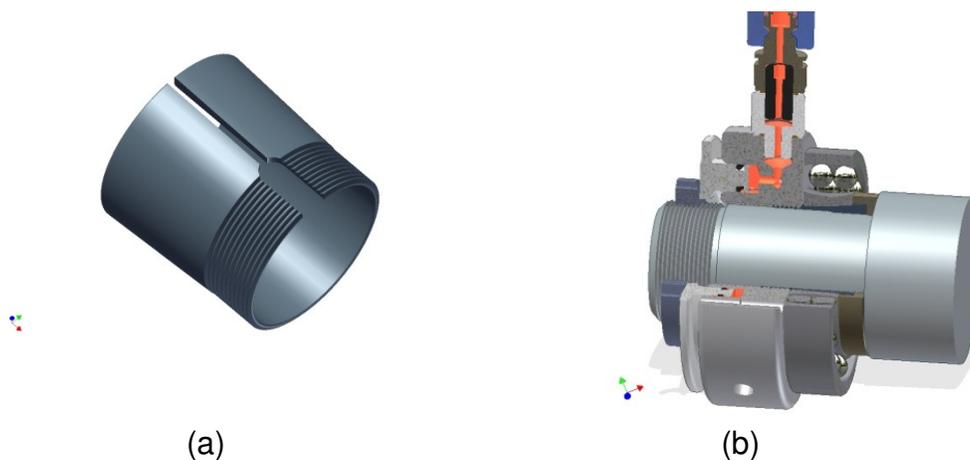


Figura 3.1- (a) Bucha para rolamento e (b) Montagem de buchas para rolamento

O bedame tem por objetivo realizar o corte para extração das buchas.

3.2.2 – Ferramentas de corte

3.2.2.1 – Bedame novo

O bedame utilizado como referência em termos de comparação com os desenvolvimentos apresentados nesse trabalho foi fornecido pela empresa ISCAR do Brasil e é comercialmente codificado como DGN 3102C IC908. Esse bedame apresenta largura de 3 mm, classe IC 908 (K20–K40) considerada tenaz, substrato submicron, revestida com TiAlCrN (PVD). Ele é recomendado para usinagem de diversos materiais como, aço, aço inox e ferro fundido. Para os ferros fundidos, as faixas recomendadas para os parâmetros de corte são v_c 110 – 175 m/min e f_n 0,1 – 0,25 mm/rot.

A **figura 3.2** apresenta uma imagem das superfícies de saída e de folga de um bedame de referência antes de sua utilização.

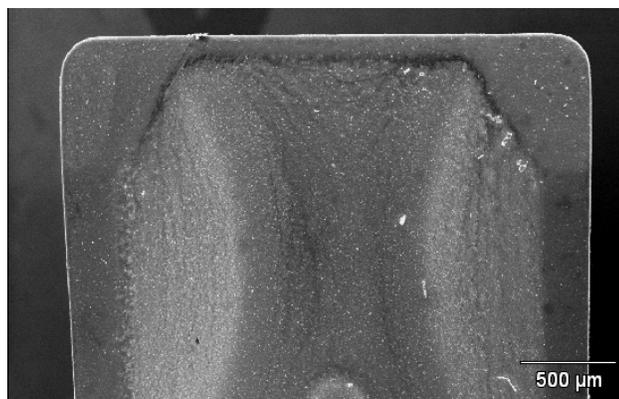


Figura 3.2 Superfície de saída do bedame novo.

3.2.2.2 – Bedames reafiados

Para os ensaios, foram inicialmente desenvolvidas 4 tipos diferentes de afiações para uma primeira comparação de desempenho com os bedames novos (denominados ferramenta A). Essas afiações foram denominadas ferramentas B, C, D e E. A ferramenta A possui arestas laterais negativas (**figura 3.2**), porém no centro da mesma a geometria se torna positiva por conter o reforço de aresta e a seguir uma cavidade.

A **figura 3.3** apresenta o desenho tanto do bedame novo quanto dos bedames reafiados.

As afiações foram feitas na superfície de saída dos bedames removendo a porção desgastada dos mesmos. Essa remoção é feita em uma profundidade que permita a retirada do desgaste de flanco conforme apresentado na **figura 3.3** (e), que fica entre 0,2 e 0,3mm. A superfície de folga da ferramenta mantém o revestimento PVD original (TiAlCrN) do bedame novo, deixando o substrato exposto na superfície de saída (**figura 3.4**).

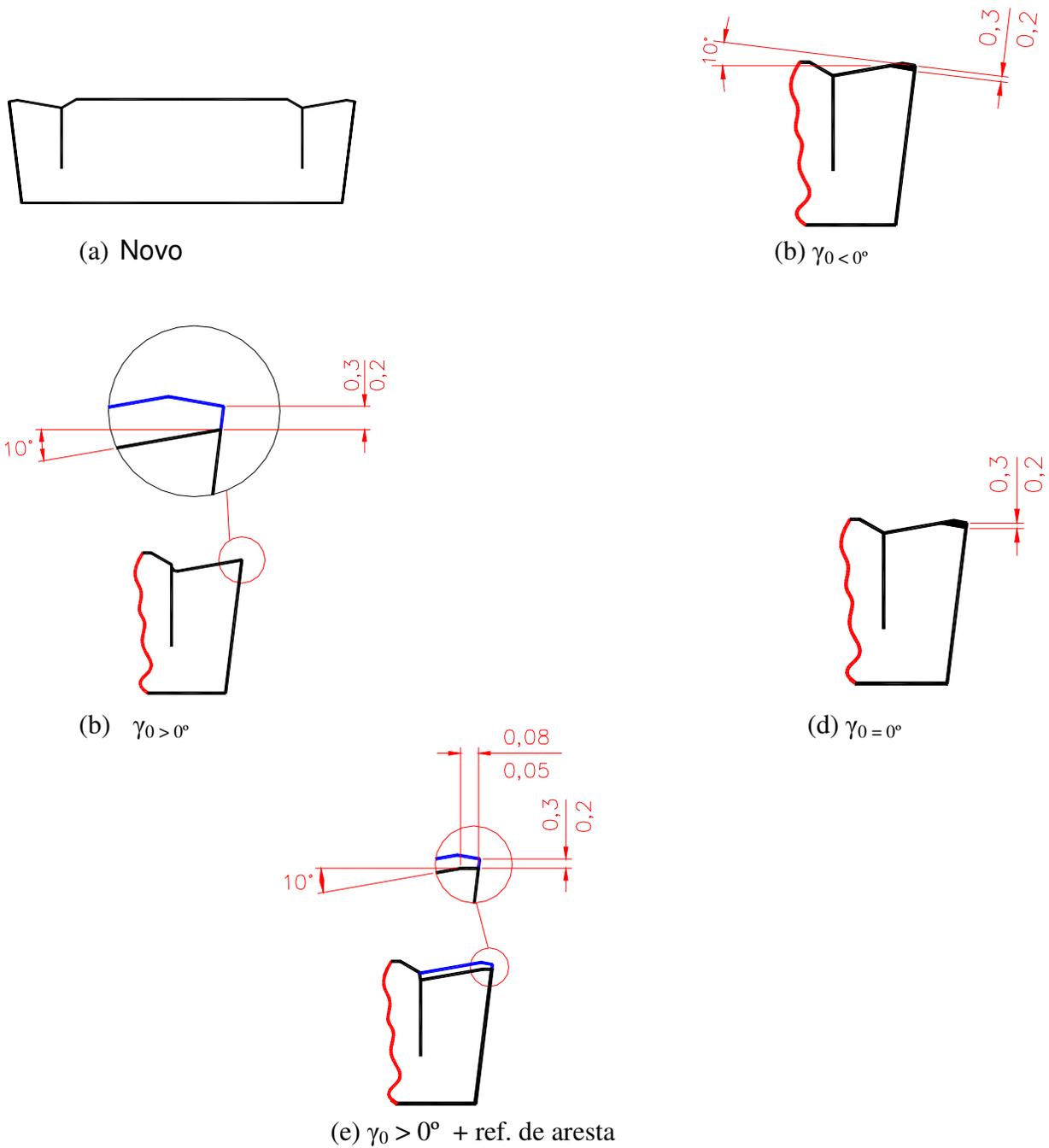


Figura 3.3 - Bedame novo A (a) e afiações denominadas: B (b) (bedame com superfície de saída negativa), C (c) (superfície de saída positiva), D (d) (afiação para superfície de saída neutra) e E (e) (afiação com saída positiva mais reforço de aresta).

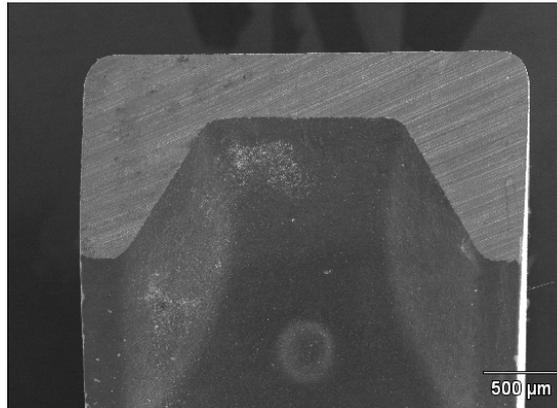


Figura 3.4 -Bedame afiado no modelo “B”.

No primeiro tipo de afiação desenvolvida, denominada afiação B, o ângulo de saída foi feito negativo. O acabamento obtido na superfície de saída da ferramenta reafiada, como esperado, foi diferente do da ferramenta nova. A rugosidade média obtida foi em torno de 0,61 μm , vale lembrar que a afiação é feita pelo processo de retificação, cuja rugosidade tem relação com a granulometria do rebolo bem como com as condições de corte e dressagem. O objetivo desse primeiro tipo de afiação foi deixar a ferramenta mais robusta e com maior capacidade de deformar e quebrar o cavaco

A segunda afiação (C) foi feita com o ângulo de saída positivo. Em função disso, a ferramenta C, comparada com a B, tende a diminuir a temperatura, os esforços de corte e a deformação do cavaco. Vale lembrar que segundo Ferraresi (1970), quanto maior o ângulo de cisalhamento, maiores as velocidades de saída, de cisalhamento do cavaco e menor a deformação. Por outro lado, esse ângulo de saída positivo torna o ângulo de cunha menor, o que, de acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2008), aumenta a sensibilidade da ferramenta aos choques e diminui sua resistência.

A ferramenta D, com ângulo de saída neutro (0°), foi feita com o intuito de tornar a aresta de corte mais robusta em relação à ferramenta “C”, bem como diminuir o esforço de corte em relação à ferramenta B para analisar qual dessas combinações apresenta melhor eficácia.

Já na ferramenta E, buscou-se um bom escoamento de cavaco, favorecido pelo ângulo de saída positivo (10°) aliado a um reforço na aresta de corte de 0,05 mm a 0,08 mm para diminuir a sensibilidade aos choques e aumentar a resistência mecânica.

3.2.2.3 - Considerações sobre a afiação

Observa-se que à medida que se afia a ferramenta, a linha de contato inicial fica abaixo da linha de centro da peça, existindo assim uma tendência do ângulo de saída ficar negativo e ângulo de folga aumentar. No caso do bedame novo, o ângulo de folga é de 7° , enquanto após a primeira afiação esse ângulo aumenta para $8^\circ 15'$ (**Figura 3.5**).

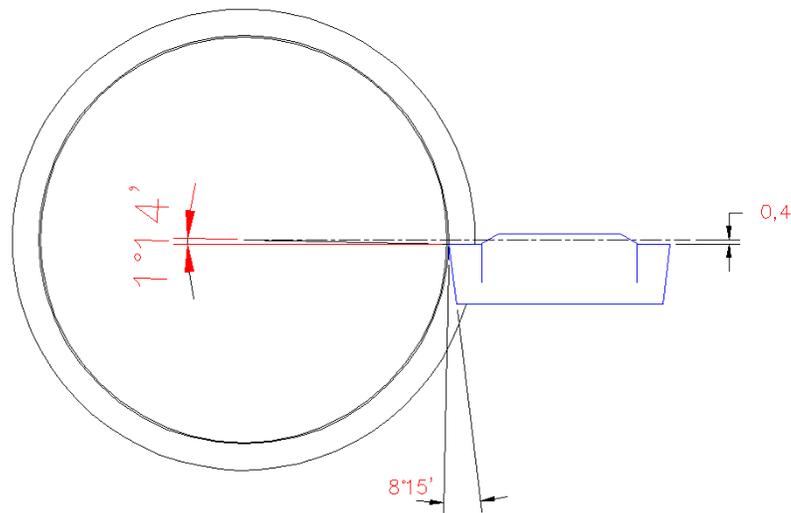


Figura 3.5 - Considerações sobre os ângulos de folga e saída em bedames reafiados.

3.3 – Fluido de corte

Foi utilizado nos ensaios um óleo solúvel semissintético, o Quaqueral 370 do fabricante Quaker. A concentração utilizada foi de 3% observada no refratômetro. Em alguns testes foram utilizadas concentrações de 3 e 5% para fins de comparação em relação a essa variável também.

3.4 – Revestimentos

Na primeira afiação dos bedames (denominado modelo B) não foi aplicado nenhum revestimento. Assim, essa afiação gerou um bedame com o revestimento original na superfície de folga e sem revestimento na superfície da saída. Após esta ferramenta ser testada em comparação com um bedame novo e apresentar resultado promissor, optou-se por aplicar um revestimento em PVD sobre a ferramenta reafiada e verificar os resultados nesta configuração. O primeiro revestimento testado foi o AlTiCrN que é o mesmo da ferramenta nova.

Nessa primeira etapa de ensaios, foram testadas diferentes afiações com o mesmo revestimento. Foi escolhido o melhor resultado dessa etapa para avaliar-se diferentes revestimentos. Assim foram testados posteriormente os revestimentos de TiN, TiCN e TiAlN.

3.5 – Avaliação do processo

O critério adotado para a determinação do fim da vida dos bedames foi a qualidade da face usinada da peça. Conforme o desgaste do bedame aumenta, ocorre um desvio do corte e a face deixa de ser perpendicular ao eixo de rotação da peça; além disso, ocorre a presença de rebarba ao final do corte. Assim, quando um desses dois problemas surgia, havia a necessidade de se trocar o bedame para manutenção da qualidade da peça, portanto era considerado que o fim de vida da ferramenta havia sido atingido, principalmente desgaste proveniente do esforço de corte (Grzesik e Małacka, 2011).

A vida do bedame foi quantificada de três maneiras diferentes, a saber, em volume de cavaco removido, quantidade de peças usinadas e tempo de vida em minutos. Essa métrica foi adotada em função tanto das necessidades da empresa quanto para uma avaliação mais global de desempenho da ferramenta, haja vista que uma ferramenta que tenha uma vida em tempo longa, mas com baixo volume de cavaco removido (utilizando parâmetros de corte baixos) não pode ser

considerada melhor do que uma que com uma vida em tempo baixa, tenha removido um volume de cavacos maior.

Após o confronto do melhor tipo de afiação e revestimento aplicado, observou-se os valores apresentados no potenciômetro do CNC MC 400 e identificado o revestimento que apresentou menor esforço no corte.

A sequência de ensaios pode ser vista na **tabela 3.1**. Os ensaios foram feitos em sequência, sendo que o passo seguinte utilizava apenas os melhores resultados do passo anterior. Foi feita uma avaliação dos tipos de afiação e depois dos revestimentos. Com o bedame reafiado na melhor geometria e com o melhor revestimento, foram feitas avaliações sobre a influência da velocidade de corte, do avanço e da concentração de fluido de corte no desempenho dessa ferramenta.

Tabela 3.1 – Condições utilizadas nos ensaios

Etapa	Variável avaliada	Velocidade de corte (m/min)		Avanço (mm/rot)		Revestimento				Geometria					Concentração Fluido de Corte (%)	
						AlTiCrN	TiN	TiCN	AlTiN	A	B	C	D	E	3	5
1	Geometria	150		0,2		AlTiCrN				A	B	C	D	E	3	
2	Revestimento	150		0,2		AlTiCrN	TiN	TiCN	AlTiN	E					3	
3	Velocidade de corte	150	250	0,2		AlTiCrN	TiCN	TiN	E					3		
4	Avanço	150		0,15	0,2	TiCN				E					3	
5	Concentração	150		0,2		TiCN				E					3	5

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 – Etapa 1 – Avaliação dos tipos de afiações

O primeiro teste foi feito com a ferramenta somente afiada (bedame B), com superfície de saída negativa, sem revestimento comparado com um bedame novo (bedame A). Os detalhes da afiação das ferramentas A e B podem ser vistos na **figura 4.1**.

A **figura 4.1** apresenta o resultado de vida da ferramenta.

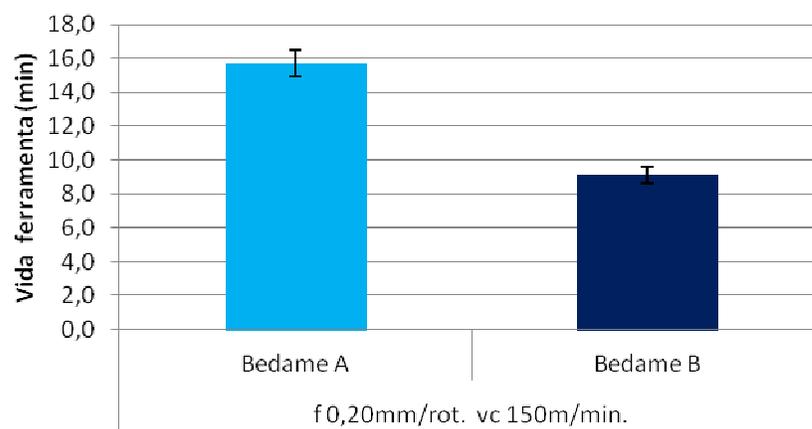


Figura 4.1-Vida da ferramenta em teste do Bedame A x Bedame B sem revestimento.

Observando-se a figura 4.1, nota-se que o bedame reafiado (B), apresentou uma vida 43% menor (9,1 min versus 15,7 min). Dado que o custo de reafiação, em relação ao custo de aquisição de uma ferramenta nova é bem menor do que os 43%, em termos de custo da ferramenta apenas, o resultado foi considerado bom. A partir desse primeiro resultado, decidiu-se fazer um estudo para melhorar o desempenho das ferramentas afiadas. Esse estudo iniciou-se com uma avaliação do desgaste apresentado pelo reafiado a fim de melhor compreender quais os principais pontos de desgaste. A **figura 4.2** mostra imagens do bedame A como um todo, seguido

do EDS de determinados pontos. Na **figura 4.3** pode-se observar o bedame B e o EDS de vários pontos.

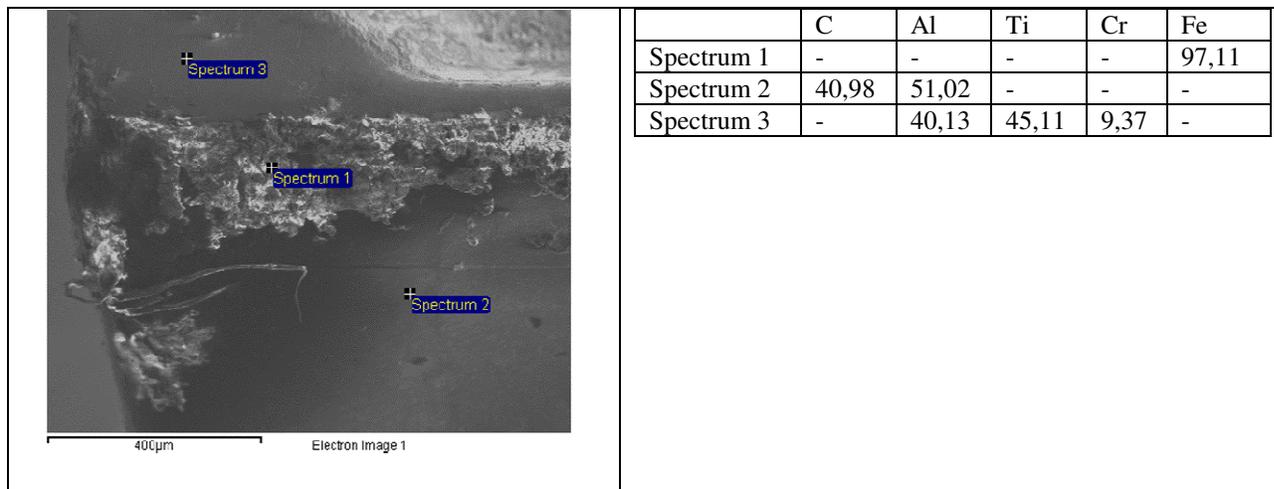


Figura 4.2 – Desgaste e EDS de alguns pontos do bedame A

Na **figura 4.2** pode-se observar que o bedame A sofreu uma perda da forma da aresta de corte. Analisando-se os elementos mais significativos presentes no ponto 1, nota-se que ele é praticamente Fe, presente no material da peça. Isso indica que houve grande adesão de material na ferramenta. Cabe ressaltar que a imagem foi feita após o término do ensaio. Vale lembrar que o ferro fundido nodular GGG50 (material usinado nesse trabalho) é perlítico, com dureza entre 170 e 240 HB. Assim, uma possibilidade é que tenha ocorrido uma abrasão devido à grande quantidade de pontos duros (no caso a cementita) na superfície da peça, isso gerou exposição do substrato, que tem afinidade físico-química com o ferro fundido nodular, o que por sua vez originou a aderência do material em toda a superfície exposta. Ocorreu então remoção de material da ferramenta com posterior nova adesão e assim sucessivamente. O ponto 3 apresentou Ti, Al e Cr. Os dois primeiros são característicos do revestimento da ferramenta, mostrando que esse ponto não sofreu desgaste significativo. Já o ponto 2 apresentou quantidade significativa de C, também presente no material da peça. Nota-se porém, que nesse caso, não houve degradação da ferramenta, portanto, provavelmente nesse ponto ocorreu adesão da grafita apenas.

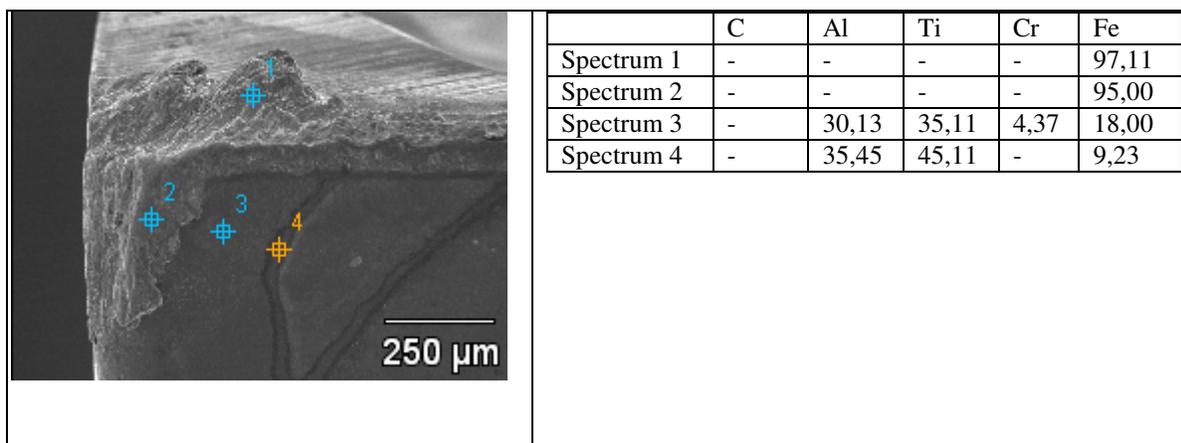


Figura 4.3 - Desgaste e EDS de alguns pontos do bedame B sem revestimento.

Observando-se a figura 4.3, nota-se que os pontos 1 e 2 apresentam basicamente Fe, o que indica presença de material aderido ao bedame B. Nota-se que, novamente, a ferramenta perdeu forma, o que indica um fenômeno similar ao ocorrido na ferramenta A, a saber, sucessão de adesão e remoção de material da ferramenta. Nesse caso, a taxa com que esses fenômenos ocorreram foi maior, dado que essa ferramenta chegou ao fim de vida em um tempo menor, pela falta de revestimento, que facilitou tanto a adesão do material da peça (em função da afinidade físico-química entre os materiais da peça e ferramenta) quanto a remoção de material da ferramenta. Vale lembrar que esse teste foi feito com v_c de 150 m/min, considerada média, que também favorece esse fenômeno. Os pontos 3 e 4 apresentaram Al e Ti, presentes no revestimento da ferramenta. Além disso, ambos os pontos apresentaram pequena quantidade de Fe, indicando que também aí há material da peça. Nota-se, principalmente no ponto 3, uma coloração diferente, indicando um início da adesão.

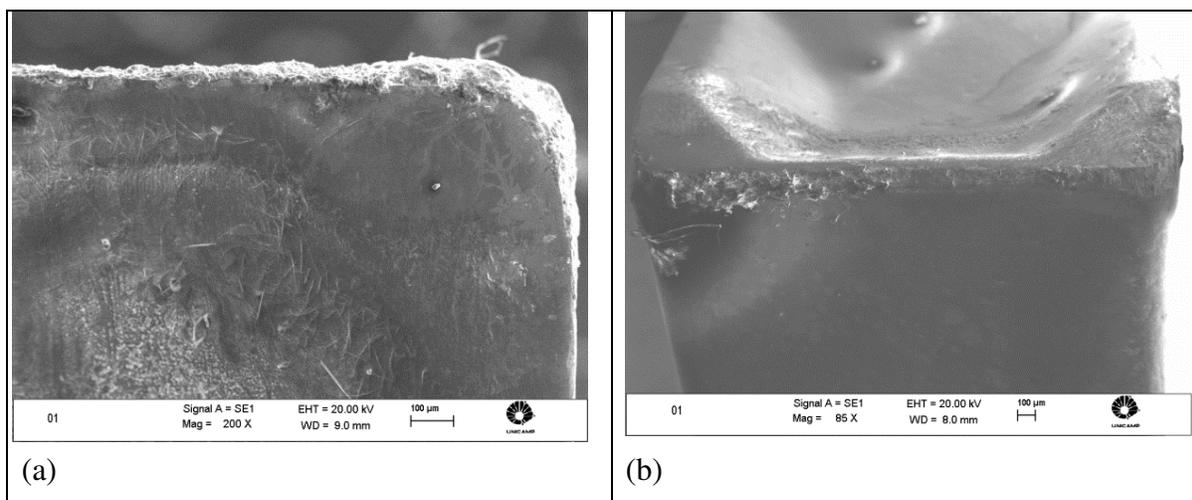


Figura 4.4 – Imagens do bedame A desgastado. (a) superfície de saída e (b) visão geral, mostrando as superfícies de saída, folga e aresta principal de corte.

Na **figura 4.4**, pode-se notar que as regiões mais sensíveis ao desgaste são os cantos do bedame, onde a degradação é maior, seguida da aresta de corte frontal. Os desgastes apresentados, somados à superfície de saída negativa gerão aumento do esforço de corte, que conseqüentemente motivaram a conicidade da superfície usinada da peça e determinou o fim de vida desta ferramenta.

A **figura 4.5** mostra um detalhe do revestimento da ferramenta A nova.

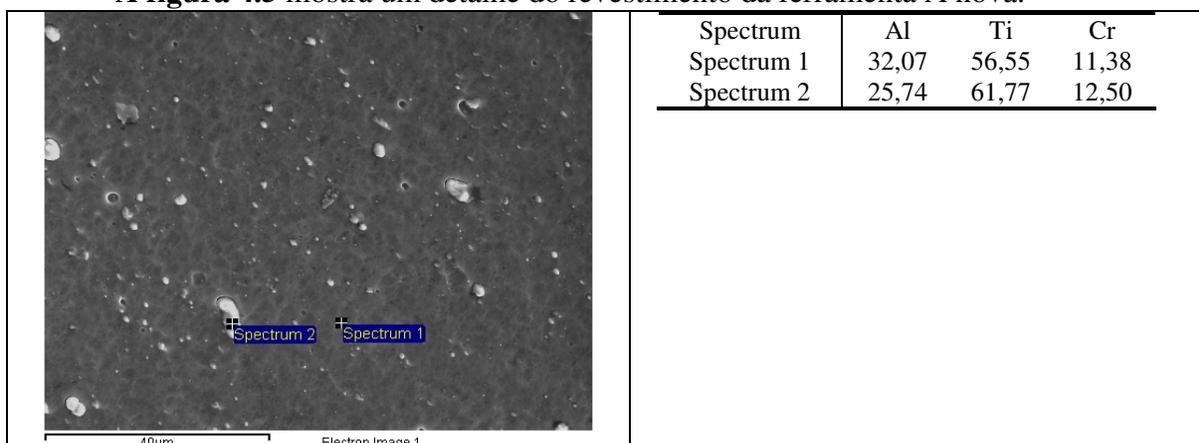


Figura 4.5 MEV e EDS no revestimento AlTiCrN do Bedame A novo.

Na **figura 4.5**, nota se a presença dos “droplets” (*spectrum 2*), defeito encontrado em alguns revestimentos. O Cr torna o revestimento mais suscetível à existência desse defeito, como visto na revisão teórica desse trabalho. Os “droplets” tendem a aumentar a rugosidade da

superfície revestida (de saída no caso), o que pode contribuir com um aumento de esforços de corte, principalmente em velocidades menores.

Ao verificar-se que no modelo de afiação (B) obteve-se um resultado interessante (vida cerca de 60% da de um bedame novo), decidiu-se continuar com os testes. O próximo passo foi revestir os bedames reafiados. Nessa segunda etapa, testou-se as demais reafiações (modelos C, D e E) bem como revestiu-se o modelo B. O revestimento escolhido foi o TiAlCrN, similar ao revestimento do bedame de referência (A). As condições de corte foram novamente v_c de 150 m/min e f de 0,2 mm/rot. e o torno utilizado foi o Index modelo MC 400.

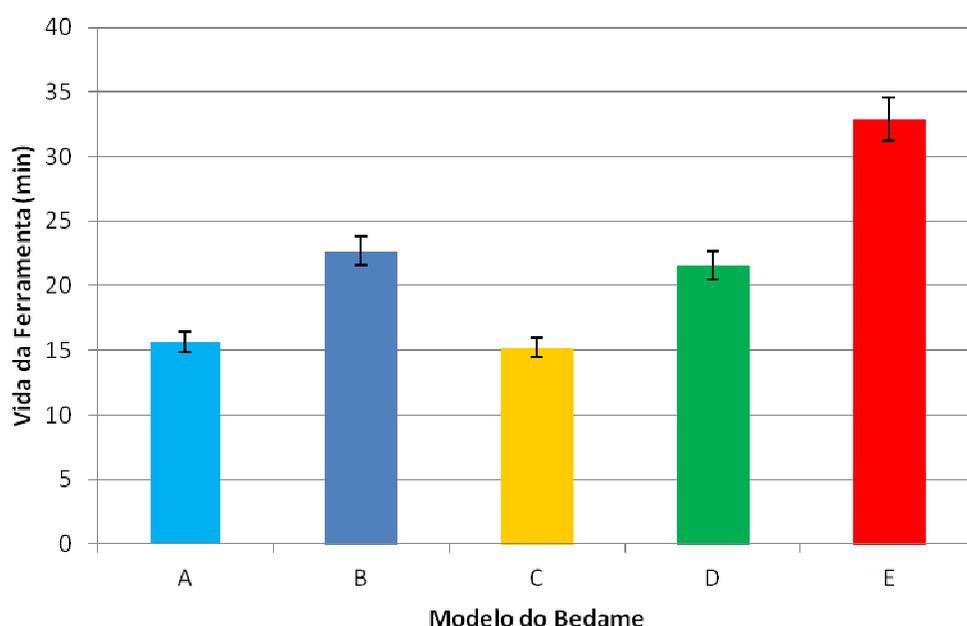


Figura 4.6 – Comparação da vida dos 5 tipos de bedames todos com revestimento de AlTiNCr, v_c 150 m/min e f 0,2 mm/rot.

Observando-se a **figura 4.6**, nota-se que todas as afiações revestidas apresentaram desempenho melhor (B, D e E) ou igual (C) ao bedame original. O bedame modelo B revestido foi descartado dos testes porque ao ser utilizado no torno *Nardini Logic 250 VS*, de menor potência e rigidez, gerou vibrações, o que prejudicou o acabamento das peças. Isso se deve, provavelmente por conta do ângulo de saída negativo dessa ferramenta. A ferramenta foi descartada porque num ambiente fabril, a ferramenta deve atender a qualquer máquina. Torna-se mais complexo gerenciar um ambiente fabril em que a ferramenta apresente limitações de

equipamento. Vale ressaltar que a fim de se diminuir os esforços de corte, o avanço foi diminuído de 0,20 mm/rot para 0,15 mm/rot e mesmo assim o comportamento da usinagem foi ruim.

O modelo C também foi descartado porque apresentou vida similar ao bedame original. Comparado aos outros modelos, esse modelo apresentou um ângulo de saída positivo que provavelmente fragilizou a aresta de corte reduzindo sua vida. Assim, manteve-se os estudos com as geometrias D e E, tendo como referência sempre a geometria A. As **figuras 4.7 a 4.10** mostram detalhes das ferramentas D e E desgastadas.

A **tabela 4.1** mostra a vida dos diferentes modelos de bedame tanto em tempo quanto em volume de material removido. Como as condições de corte foram as mesmas, os valores são proporcionais.

Tabela 4.1 - Vida das ferramentas em volume de cavaco removido e em tempo.

Ferramenta	Volume cavaco (cm ³)	Minutos
Bedame A	1323	15,7
Bedame B	1911	22,7
Bedame C	874,4	15,2
Bedame D	1822,8	21,6
Bedame E	2181,3	32,9

A **figura 4.7** mostra imagens do Bedame D após seu fim de vida.

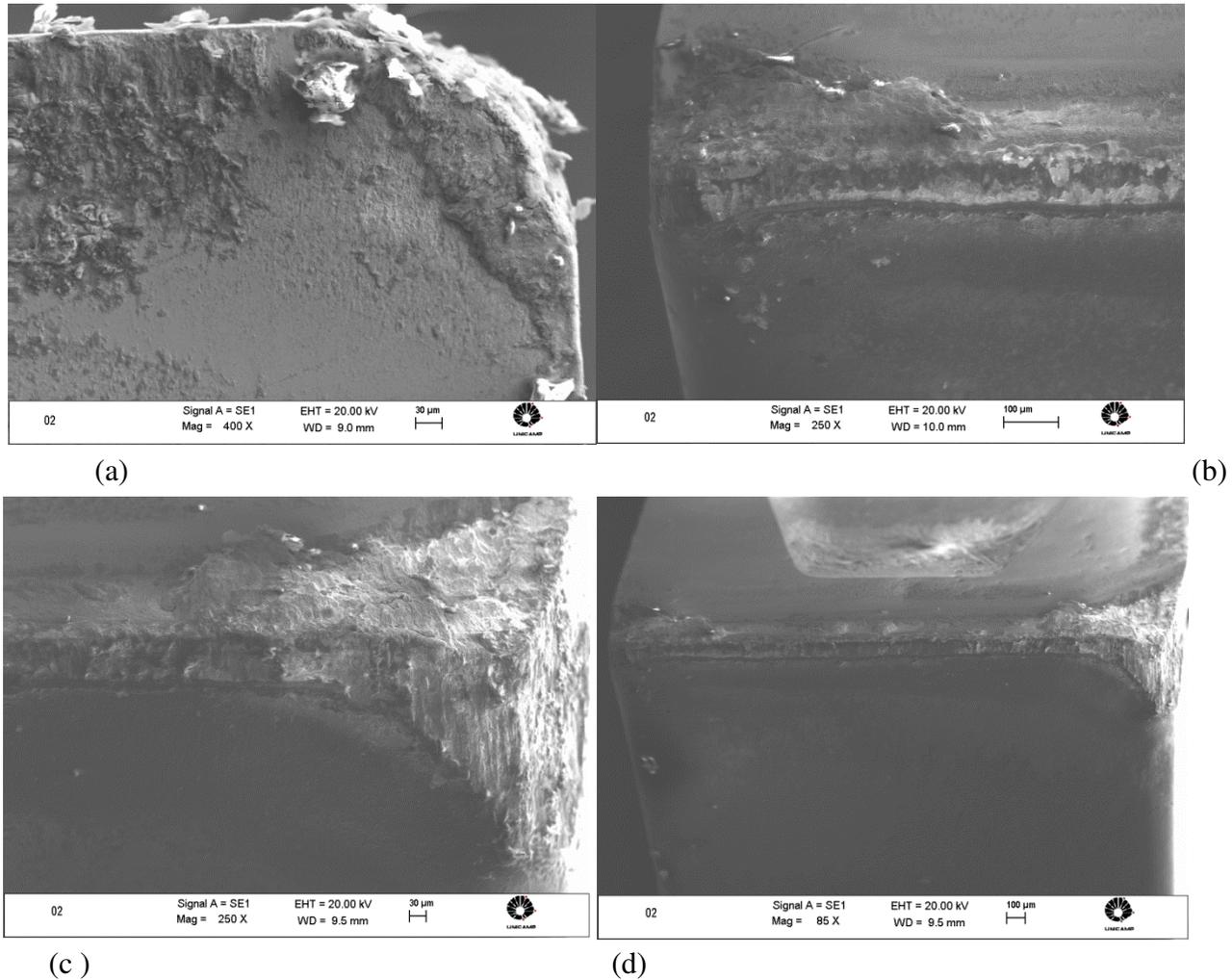


Figura 4.7-Imagens do Bedame D desgastado.

Observando-se a **figura 4.7**, nota-se que o bedame D apresentou bastante material aderido. Por outro lado, a vida dessa ferramenta foi maior. Isso indica que a taxa de desgaste foi menor. Provavelmente, com a diminuição do ângulo de saída houve uma diminuição do esforço de corte, o que permitiu que esta ferramenta estivesse em um tempo maior de contato com a peça sem que apresentasse conicidade na superfície usinada, que é proveniente do aumento do esforço de corte.

A **figura 4.8** apresenta um EDS da superfície de folga do bedame D desgastado.

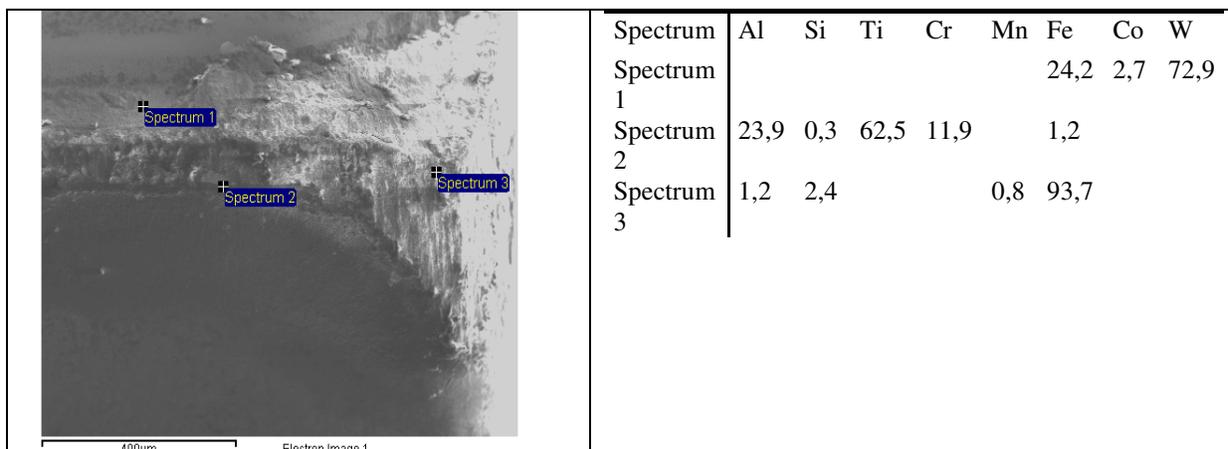


Figura 4.8- MEV e EDS do Bedame D.

Observando-se a **figura 4.8**, observa-se que o ponto *spectrum 1* apresenta material aderido, conforme afinidade química já mencionada, aliado ao deslocamento ou arrancamento de partículas do revestimento, expondo o substrato, evidenciado pela presença de W. No ponto *spectrum 2* o revestimento aparece intacto, como pode ser observado pela presença de Al, Ti e Cr. Por fim, no ponto *spectrum 3*, com o raio do ponta da ferramenta bastante desgastado, tem-se material da peça aderido, observado pela presença de Fe cobrindo toda esta região. Para o bedame D, nota-se o mesmo tipo e mecanismos de desgaste atuando nos bedames A e B, apenas com uma taxa de crescimento menor.

A **figura 4.9** apresenta imagens do bedame E desgastado.

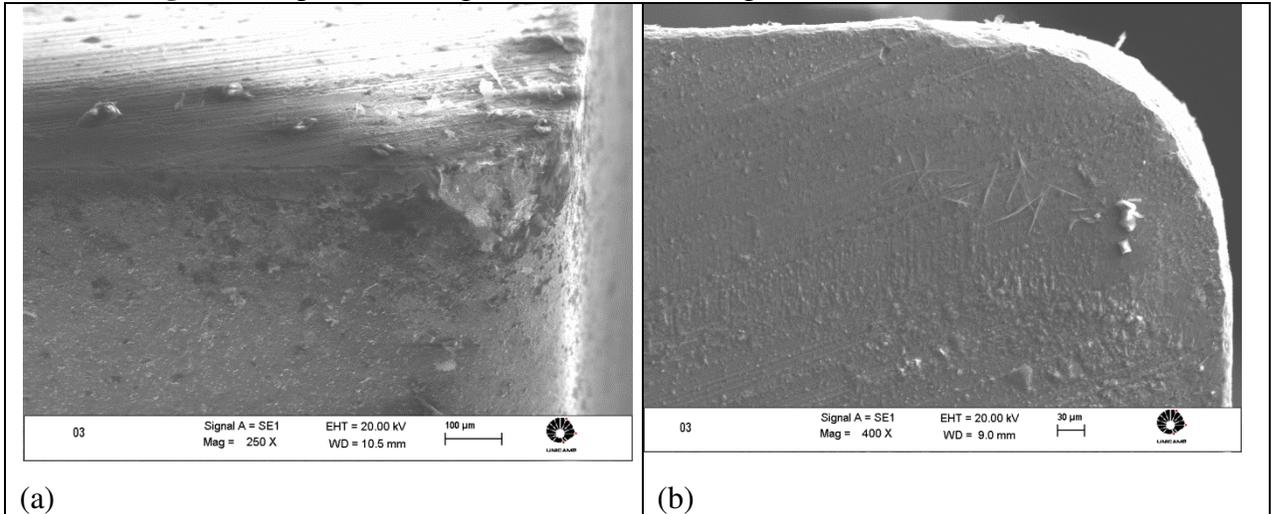


Figura 4.9-Imagens do Bedame E desgastado.

Observando-se a **figura 4.9**, nota-se que a aresta de corte do bedame E apresenta-se mais íntegra se comparada com a aresta dos demais bedames, mesmo tendo usinado por um período de tempo maior.

A **figura 4.10** apresenta o resultado do EDS do bedame E desgastado.

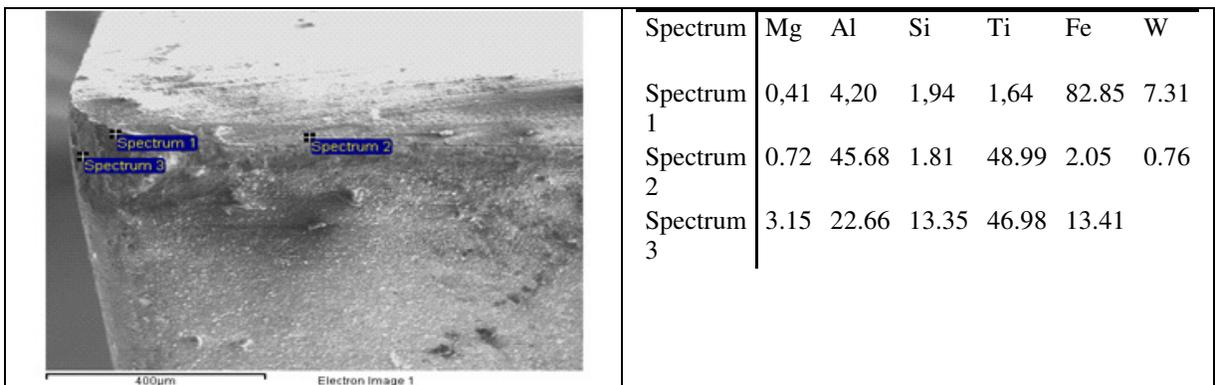


Figura 4.10 MEV e EDS do Bedame E desgastado.

O bedame E (**figura 4.9 e 4.10**) apresentou pouco desgaste se comparado aos outros modelos. Por estar com ângulo de saída positivo, gerou menor quantidade de calor e menor deformação do cavaco, o que diminuiu a pressão sobre a ferramenta, permitindo que o revestimento resistisse por mais tempo. Neste caso, o fim de vida da ferramenta se deu pela

geração de rebarbas na peça, diferente dos demais bedames que foram retirados por deixar cônica a superfície usinada. Mesmo apresentando rebarbas na superfície usinada, notou-se que o desgaste apresentado foi pequeno. Isso, aliado a um número maior de peças usinadas comparado aos outros modelos testados, motivou a manutenção deste modelo de bedame nos próximos testes apresentados nesse trabalho.

Na afiação E, o desgaste foi iniciado na região mais frágil do bedame, a saber o canto. Nota-se no ponto *spectrum 1* a mesma aderência de material encontrada nos demais bedames testados. No ponto *spectrum 2*, ainda próximo à aresta de corte, tem-se a presença de Ti e Al o que demonstra que o revestimento continua atuando sobre o substrato nesta área. Por fim, no ponto *spectrum 3*, dá-se o início da retirada do revestimento pelo desgaste, bem como a presença de material aderido (Fe).

Após estes primeiros testes, pode-se concluir que o modelo de afiação E mais o revestimento proposto (AlTiCrN) é o mais adequado para a aplicação estudada. Isso pode ser aplicado tanto para redução de custo com a ferramenta, quanto para um aumento de produtividade, já que com o aumento da vida da ferramenta, o número de paradas da máquina para efetuar as trocas de ferramentas serão menores.

4.2 - Etapa 2 – Comparação entre diferentes revestimentos.

A ideia central do trabalho é a redução de custo com ferramentas de corte. A viabilidade técnica disso ficou comprovada no item anterior com utilização de bedames reafiados. Sabe-se que o valor dos revestimentos aplicados nas ferramentas de corte varia de acordo a sua complexidade. Assim, decidiu-se prosseguir com os testes utilizando-se o bedame E, que apresentou o melhor resultado, mas agora com aplicação do revestimento em PVD de TiN, TiCN e TiAlN.

Como o mecanismo de desgaste de aderência esteve presente em todos os casos, considerou-se oportuno testar o revestimento de TiN, que possui baixo coeficiente de atrito, além de ser quimicamente estável. Outro ponto favorável é que o TiN é um revestimento mais comum do que o AlTiCrN, conseqüentemente, mais barato também. A grande desvantagem seria sua

resistência à temperatura de trabalho, mas dadas as velocidades propostas pelo fabricante do bedame novo, aliado ao ângulo de saída que será positivo (afiação E), resolveu-se fazer a análise de desempenho comparativo desse revestimento em relação ao AlTiCrN. Essas mesmas considerações valem para o TiCN que possui coeficiente de atrito menor, mas resistência à temperatura de trabalho também menor. Por outro lado, o AlTiN possui resistência à temperatura maior, porém apresenta custo mais alto. Apenas para fins informativos, comparado com o revestimento TiN, o TiCN apresenta custo 20% mais alto, o AlTiN 114% e o AlTiCrN 144%.

Vale lembrar que a reafiação se dá apenas na superfície de saída, assim, nessa superfície o revestimento é aplicado sobre o substrato, porém nas demais superfícies ele é aplicado sobre o revestimento original de AlTiCrN. Caso ocorra mais de uma afiação, o revestimento nessas superfícies se dá sempre sobre o revestimento anterior.

Sabendo-se das limitações do revestimento TiN, o próximo ensaio foi feito com velocidade de corte de 250m/min e f 0,20 mm/rot. Nesta velocidade de corte, o objetivo foi comprovar a estabilidade do bedame desenvolvido em comparação com o bedame novo de referência e o bedame já reafiado com o revestimento aplicado similar ao do bedame novo (ver **figura 4.11**)

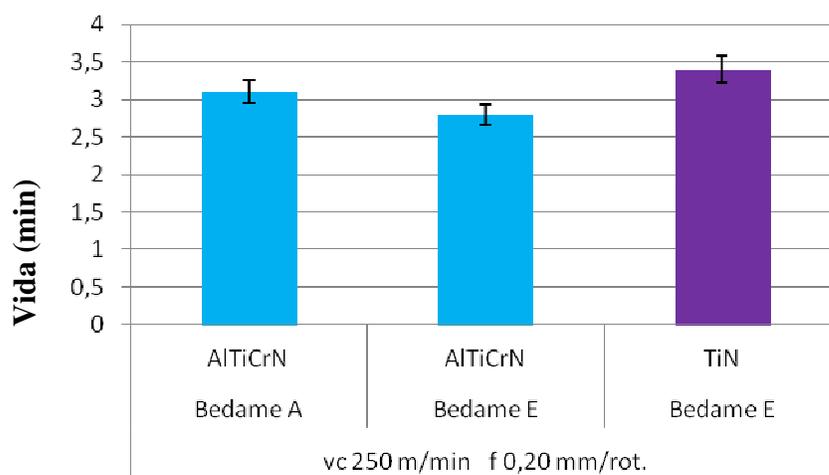


Figura 4.11 Comparação dos bedames em teste forçado com vc 250 m/min. e f 0,20 mm/min.

Nota-se na **figura 4.11** que todos os bedames sofreram uma queda no tempo de vida em relação aos testes com velocidade de 150 m/min. O resultado obtido mostra que é inviável trabalhar com qualquer um deles nesta velocidade, lembrando que o teste forçado excede em 43% o limite de velocidade (vc 175 m/min.) especificado pelo fabricante. Porém, nota-se que o resultado do bedame com a melhor afiação proposta e aplicação do revestimento de TiN indicou um novo caminho a continuar com a redução de custos, considerando o seu valor que é muito inferior em relação ao AlTiCrN originalmente encontrado no bedame novo.

A **figura 4.12** apresenta o resultado do MEV do bedame E com revestimento AlTiCrN desgastado.

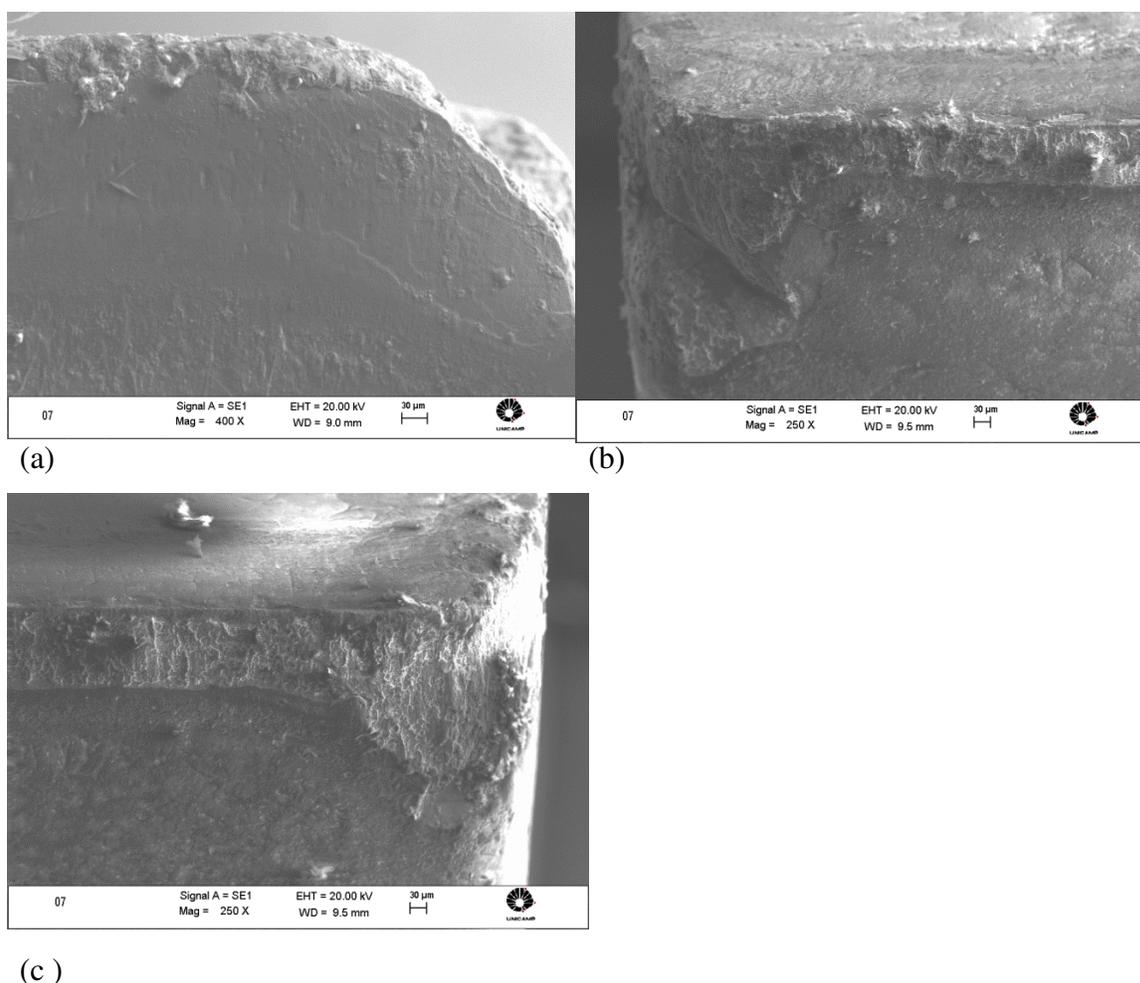


Figura 4.12- MEV Bedame E com revestimento AlTiCrN desgastado (vc 250m/min).

Observando-se a **figura 4.12**, nota-se que o bedame E, com ângulo de saída positivo mais o revestimento de AlTiCrN, proporcionou uma proteção maior na superfície de saída da ferramenta

(**figura 4.12(a)**). Isso se deve ao fato de o ângulo de saída positivo gerar uma menor deformação do cavaco resultando em menor calor gerado, somado ao revestimento que suporta temperaturas de trabalho mais altas. Já os cantos e aresta de corte foram mais afetados com o desgaste aumentando assim o esforço de corte até a sua retirada da máquina(**figura 4.12(b) e (c)**).

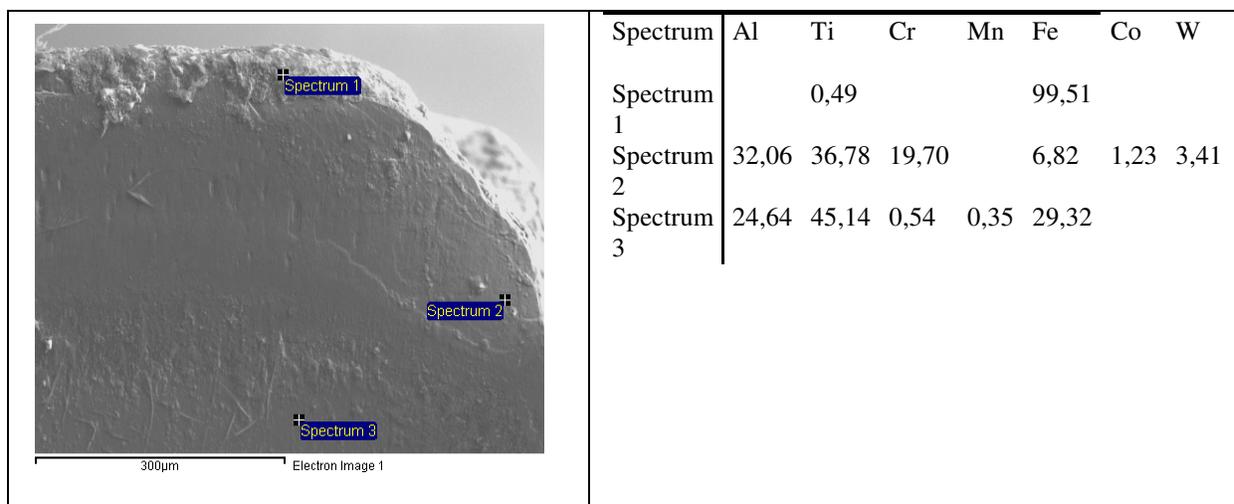


Figura 4.13 -MEV e EDS do Bedame E com revestimento AlTiCrN desgastado (vc 250 m/min.)

No EDS feito na superfície de saída (**figura 4.13**), percebe-se uma menor quantidade de material aderido (*spectrum 2 e 3*), com excessão do ponto *spectrum 1* onde a aresta de corte foi mais afetada e com a adesão do material mais acentuada, demonstrando uma eficiência maior do revestimento nesta superfície.

A **figura 4.14** mostra o bedame E revestido com TiN, ao final da vida no ensaio com vc de 250 m/min e f 0,2 mm/rot.

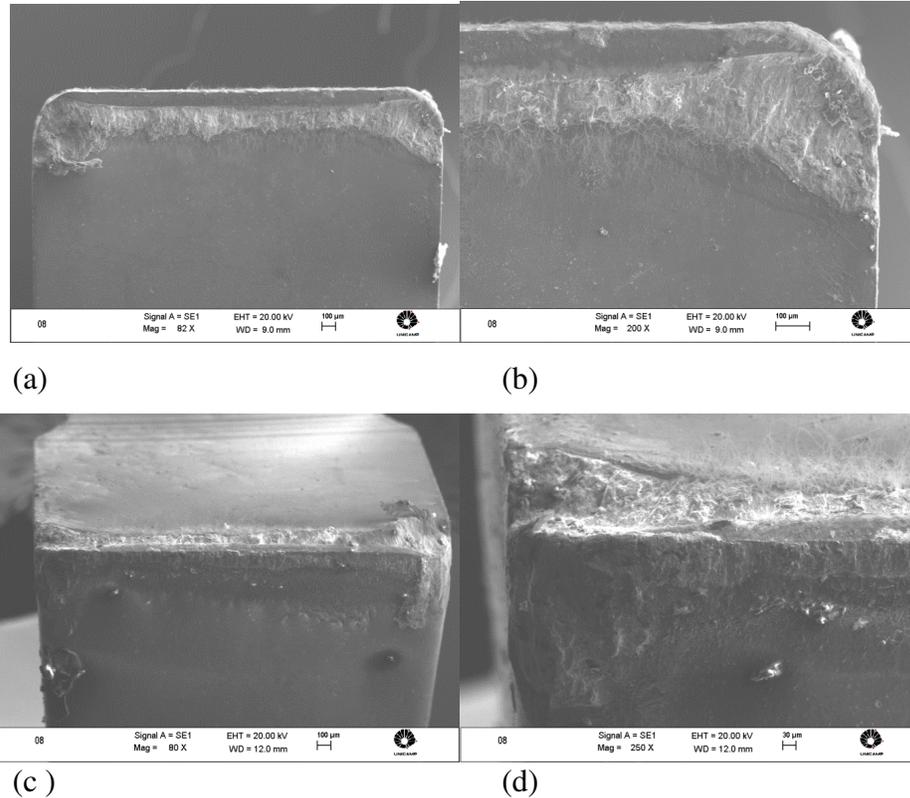


Figura 4.14 - MEV do Bedame E desgastado com revestimento TiN (vc 250 mm/min.)

No bedame E com revestimento de TiN (**figura 4.14**), apesar do ângulo positivo na superfície de saída (itens a, b, c e d), verifica-se que o limite da temperatura de trabalho foi excedido com a ausência do revestimento nas áreas afetadas pelo desgaste na superfície de saída da ferramenta. A velocidade mais alta contribuiu para que se perdesse o revestimento nestas áreas, contudo o limite de esforço para que iniciasse a conicidade na face foi postergado com a redução no esforço de corte. O TiN com seu baixo coeficiente de atrito, junto ao ângulo positivo na superfície de saída, contribuíram para o aumento da vida desta ferramenta. Conforme mostra a **figura 4.15**, este revestimento apresenta uma quantidade baixa de *droplets*, o que diminui a rugosidade e facilita o escoamento do cavaco.

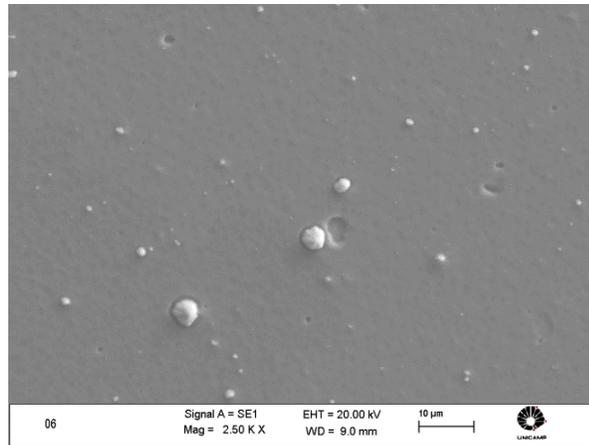


Figura 4.15 – MEV da superfície do bedame E revestido com TiN

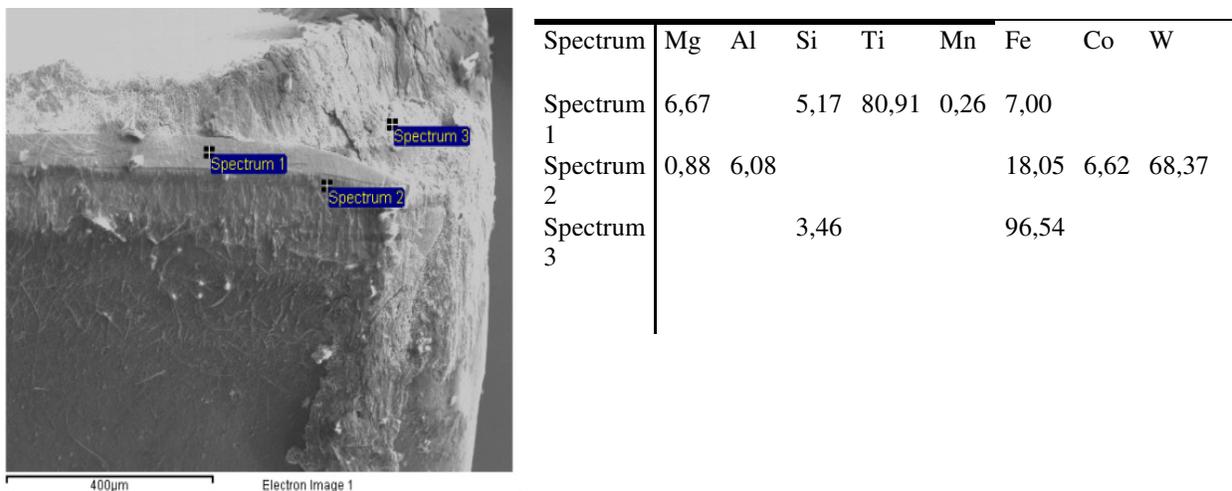


Figura 4.16 MEV e EDS do Bedame E com revestimento TiN desgastado (vc 250m/min).

No EDS mostrado na **figura 4.16** observa-se três fases do desgaste da ferramenta. No ponto *spectrum 1*, nota-se a presença do revestimento, que permaneceu em uma região de menor temperatura e se manteve íntegro mesmo em velocidade de corte alta. No ponto *spectrum 2*, observa-se o início da retirada do revestimento com exposição do substrato e no ponto *spectrum 3* a adesão do material mais evoluída. A evolução do desgaste se deve a uma resistência menor à temperatura do revestimento de TiN, que uma vez retirado proporciona uma rápida propagação do desgaste (Konig, Fritsch e Kammermeier, 1991).

O bom resultado apresentado neste último teste indicou a possibilidade de se testar mais tipos de revestimentos em PVD, a fim de buscar outros resultados e escolher a melhor opção também neste item.

Quanto ao desgaste na superfície de folga, nota-se que todos foram similares, pois possuem o mesmo ângulo de folga e o mesmo revestimento original conforme mostrado.

Visando continuar os testes com os revestimentos, após comprovar a estabilidade dos mesmos em alta velocidade, definiu-se que seriam feitos os seguintes ensaios com velocidades de corte menores, para aproximar-se das condições normais de uso sugeridas pelo fabricante do bedame novo.

A **figura 4.16** mostra o resultado do comparativo de desempenho dos bedames E com diferentes revestimentos.

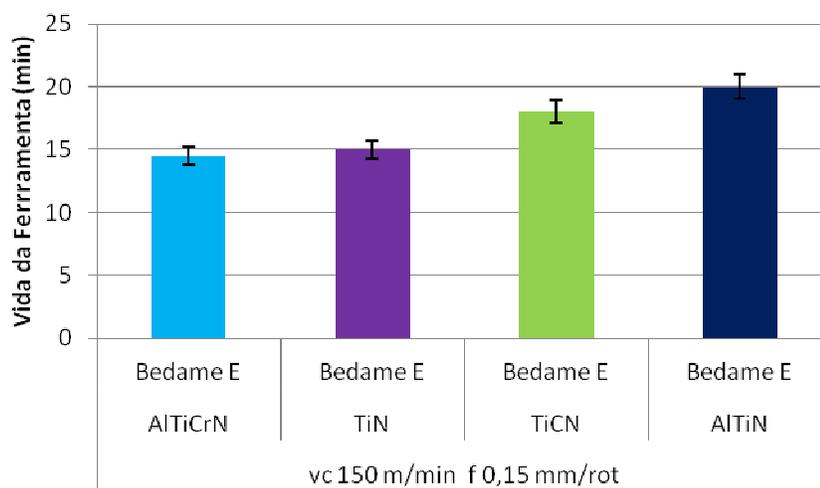


Figura 4.17 – Comparação de diferentes revestimentos aplicados sobre bedames reafiados.

Observando-se a **figura 4.17** nota-se que o melhor desempenho foi apresentado pelo revestimento de AlTiN. Apesar de suportar menor temperatura de trabalho (o que não fez diferença com v_c de 150 m/min) do que o AlTiCrN, o AlTiN foi melhor devido ao seu menor coeficiente de atrito (ausência de *droplets*) junto à espessura mais controlada e fina, o que contribuiu para a redução no esforço de corte. A figura 4.18 mostra a superfície do bedame E revestida com AlTiN. Comparando-se as figuras 4.5 e 4.18, nota-se que essa última apresenta uma quantidade bem menor de *droplets*.

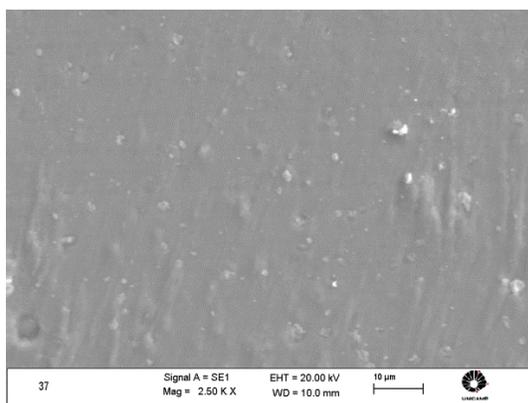


Figura 4.18 – MEV da superfície do bedame E revestido com AlTiN

Observando-se ainda a **figura 4.17**, nota-se que o bedame revestido com TiCN foi melhor do que o com TiN. Nesse caso, o revestimento apresenta resistência à temperatura de trabalho menor. Porém, seu coeficiente de atrito é menor que o do TiN, além de possuir alta dureza (maior do que o TiN). A sua espessura não é tão bem controlada quanto a do AlTiN. A diminuição do esforço se deve ao carbono da superfície que minimiza mais o coeficiente de atrito.

O revestimento de TiN apresentou bons resultados (praticamente iguais ao revestimento original AlTiCrN) e provou ser economicamente viável. Como o valor do bedame é alto e o melhor modelo de afiação tem ângulo de saída positivo, decidiu-se explorar mais esse fato e prosseguir com os testes utilizando o TiCN. O TiCN possui resistência à temperatura menor do que o AlTiCrN, TiN e AlTiN, mas como o ângulo de saída era positivo e a velocidade média de corte testada era 140 m/min optou-se por esse revestimento, e que conforme demonstrado na **Tabela 4.2** provou ser a melhor opção considerando-se também os custos totais de confecção comparados ao bedame novo.

Tabela 4.2 – Custos finais de confecção Bedames; Novo X bedames reafiados mais aplicação de revestimentos

Bedame	Rendimento (%)	Custo Bedame (%)	Custo/Rendimento (%)
Novo	100	100	100
AlTiCrN	160	53	33
AlTiN	230	50	22
TiCN	200	38	19
TiN	170	36	21

Na **Tabela 4.2**, a coluna “Custo Bedame” representa o custo de afiação mais o custo dos revestimentos para os; AlTiCrN, AlTiN, TiCN e TiN.

Existe ainda o custo para a troca da ferramenta, mas neste caso, como o valor do custo da hora-máquina é próximo do valor da ferramenta nova, manteve-se a ferramenta reafiada com o revestimento AlTiN como segunda opção.

Os desgastes apresentados por todos os revestimentos testados foram similares ao do AlTiCrN, assim para economia de espaço, os MEVs não serão apresentados. A diferença de vida se deu em função da taxa com que esses desgastes ocorreram.

4.3 - Etapa 3 – Avaliação da velocidade de corte

Nos itens anteriores, foi escolhida a melhor afiação e o melhor revestimento que apresentaram a melhor relação custo x benefício.

Na sequência do trabalho, foi avaliada a influência da velocidade de corte para a melhor ferramenta.

A **figura 4.19** mostra o resultado de vida do teste com o bedame E revestido com TiCN em duas velocidades de corte diferentes e mesmo avanço.

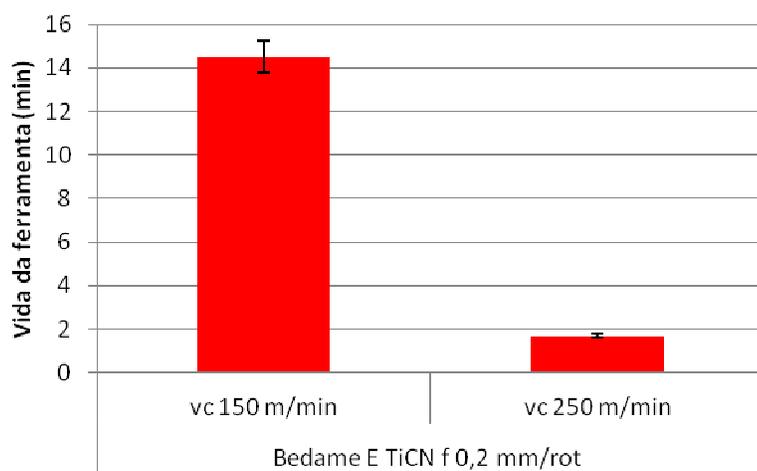


Figura 4.19 – Resultado comparativo de vida do bedame E revestido com TiCN em duas velocidades de corte diferentes.

Observando a figura 4.19 nota-se que, como esperado, ao aumentar-se a velocidade de corte a vida diminui. No caso, aumentando-se a velocidade de corte em 66%, diminuiu vida do bedame em quase 90%. Uma das possíveis causas dessa diminuição tão elevada da vida é a temperatura de corte. Possivelmente ao elevar-se a velocidade de 150 m/min para 250 m/min, provavelmente ultrapassou-se a temperatura suportada pelo revestimento de TiCN. Vale notar que a velocidade de 250 m/min não é factível já que o limite recomendado pelo fornecedor é de 175 m/min; assim essa velocidade tão elevada foi um teste forçado, apenas para comprovar a estabilidade do bedame.

Assim, até por conta da escolha do revestimento, a velocidade adotada foi a de 150 m/min.

4.4 - Etapa 4 – Avaliação do avanço

Após avaliar-se a influência da velocidade de corte, o mesmo foi feito para o avanço. Diferente da velocidade de corte, não foi possível aumentar o avanço demasiadamente, pois isso afetaria o acabamento da superfície usinada.

A **figura 4.20** mostra o resultado dos testes de vida do bedame E revestido com TiCN, cortando com velocidade de corte de 150 m/min e diferentes avanços.

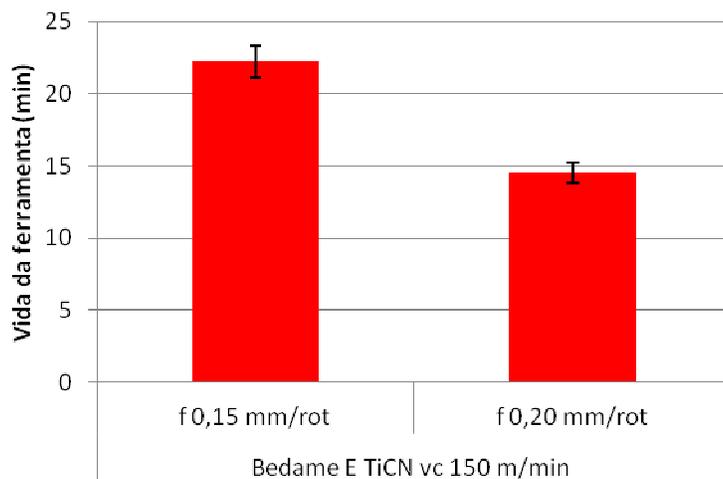


Figura 4.20 – Resultado comparativo de vida do bedame E revestido com TiCN em dois avanços diferentes.

Observando-se a figura 4.20, nota-se que aumentando-se o avanço, diminuiu-se a vida da ferramenta. Um aumento de 33% no avanço causou uma diminuição de 28% na vida da ferramenta. Isso representa uma relação praticamente linear, indicando que o limiar de temperatura a que o revestimento de TiCN resiste não foi ultrapassado. A menor vida deveu-se provavelmente à maior taxa de deformação e conseqüente maior temperatura gerada. Essa etapa indica que, para maior produtividade, deve-se utilizar o avanço maior, já que essa condição remove o mesmo volume de material num tempo menor. Vale ressaltar que os dois avanços testados estão dentro da faixa recomendada pelo fabricante da ferramenta, que é de 0,10 mm/rot a 0,25 mm/rot.

4.5 - Etapa 5 – Avaliação da concentração do fluido de corte

Para finalizar o estudo, analisou-se a influência da concentração do fluido de corte na vida da ferramenta.

A **figura 4.21** mostra os resultados obtidos nesse teste.

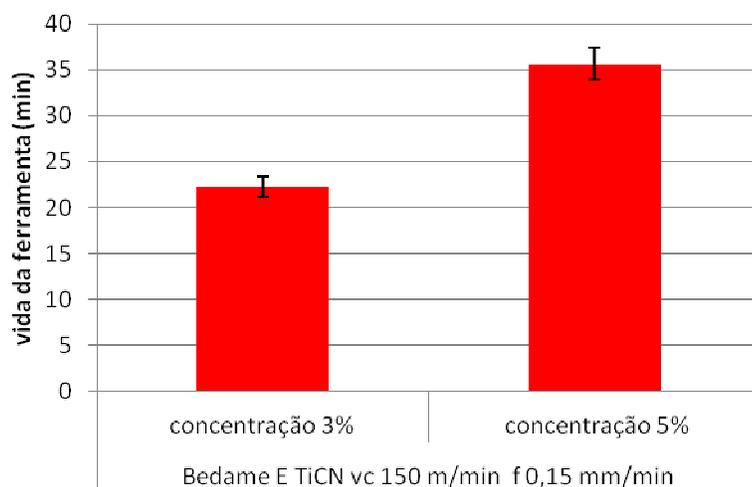


Figura 4.21 – Resultado comparativo do desempenho do bedame E com revestimento de TiCN usando com vc 150 m/min, f 0,15 mm/rot e diferentes concentrações de fluido de corte.

Da **figura 4.21** observa-se que aumentando-se a concentração do fluido de corte em 40%, aumenta a vida da ferramenta na mesma porcentagem. Isso indica uma relação linear. Como o mecanismo de desgaste que mais ocorreu nos ensaios realizados foi a aderência, aumentar a lubricidade do fluido de corte faz com que a taxa com que essa aderência aconteça, diminua. A relação entre concentração de fluido de corte e vida da ferramenta apresentou-se linear, mas provavelmente isso tem um limite ou um ponto de inflexão, a partir do qual o aumento da primeira não implique em melhoria de desempenho da ferramenta.

O APENDICE A contém a tabela com todos os ensaios realizados ao longo do trabalho com as especificações dos bedames, revestimentos, e condições de corte utilizadas (inclusive em condições de corte que não foram apresentados neste trabalho por selecionar os mais conclusivos).

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS

Baseado nos resultados obtidos, dentro das condições testadas pode se concluir que:

- 1) Reafiar e revestir bedames é viável economicamente;
- 2) O principal mecanismo de desgaste apresentado pela usinagem de ferro fundido nodular com bedames foi a aderência de material, seguida por posterior arrancamento de partículas da ferramenta;
- 3) Os revestimentos de AlTiCrN e TiCN apresentaram maior quantidade de *droplets* do que os AlTiN e TiN;
- 4) A afiação que apresentou melhor desempenho foi a com ângulo de saída positivo (10°) e um reforço na aresta (entre 0,05 mm e 0,08 mm);
- 5) Os revestimentos testados apresentaram desempenhos diferentes. Em ordem decrescente de desempenho foram: AlTiN, TiCN, TiN e AlTiCrN;
- 6) A velocidade de corte tem forte influência na vida dos bedames, um aumento de 66% diminuiu a vida em quase 90%;
- 7) O avanço tem uma influência praticamente linear na vida da ferramenta, um aumento de 33% diminuiu a vida em cerca de 28%;
- 8) A concentração de fluido de corte também influenciou linearmente a vida da ferramenta; um aumento de 40% resultou em aumento dessa mesma porcentagem na vida;
- 9) O maior resultado em economia se deu com a afiação de melhor desempenho e aplicação do revestimento TiCN.

Como sugestões para trabalhos posteriores nesta mesma linha de pesquisa pode-se mencionar:

- 1) Estudar o reaproveitamento de outros tipos de ferramentas (além de bedames) que representem um volume e custo que o justifique;
- 2) Analisar uma possível redução de custo na afiação das ferramentas, simplificando a geometria afiada e aumentando a produtividade;
- 3) Neste trabalho foram abordadas ferramentas na usinagem de ferro fundido nodular GGG50. Pode se também analisar o comportamento de ferramentas reafiadas para outros tipos de materiais;

- 4) A evolução na arquitetura dos revestimentos em PVD é constante, cabe, portanto uma atualização no conhecimento sobre as características e propriedades dos revestimentos mais recentes, além de suas aplicações e custos;
- 5) Testar outras concentrações e tipos de fluido de corte, principalmente se o material a ser usinado for dúctil, pois este item pode ser mais explorado;
- 6) Verificar a possibilidade de se aplicar condições de corte superiores aos da ferramenta a ser retrabalhada, não somente como um teste forçado, mas com o objetivo de atingir melhores resultados.

Referências

BULL A S.J., BHAT B D.G, S TAIAC M.H. Properties and performance of commercial TiCN coatings. Part 1: coating architecture and hardness modelling . Surface and Coatings Technology. **Elsevier Science B.V. All rights reserved.** p.163 –164, p. 499–506, 2003

BULLA S.J., BHATB D.G, STAIAC M.H. Properties and performance of commercial TiCN coatings. Part 2: tribological performance. Surface and Coatings Technology. **Elsevier Science B.V. All rights reserved.** p.163 –164, p. 507–514, 2003

CAMUS N. Effect of cutting speed on the performance of Al₂O₃ based ceramic tools in turning nodular cast iron. Materials and Design, v.27, p. 997–1006, 2006.

CHEN W.; TSAO C.. Cutting performance of different coated twist drills. Journal of Materials Processing Technology, v.88, p. 203–207, 1999.
(uso do TiN em brocas de HSS)

CHEN, WEN-CHOU, TSAO, CHUNG-CHEN. Cutting performance of different coated twist drills. **Journal of Materials Processing Technology**, Taiwan, nov. 1997.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços e Ferros Fundidos**. 7. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2008.

DAHLMAN P., GUNNBERG F., JACOBSON M. The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. **Journal of Materials Processing Technology**. v.147, p. 181 – 184, 2004.

DEARNLEY P. A. A metallurgical evaluation of tool wear and chip Formation when machining pearlitic grey cast irons With dissimilar graphite morphologies. Wear, v.101, p. 33 – 68, 1985.

DINIZ, Anselmo.E.; MARCONDES, Francisco.C; COPPINI, Nivaldo.L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 6. ed. São Paulo: Artliber, 2008

FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 1970. Reimpressão.

GUESSER W. L. , HILÁRIO D. G. . **Ferros Fundidos Nodulares Perlíticos** In: Contribuição ao CONAF 99 - ABIFA, São Paulo, out/99.

GÜNAY M., KORKUT I., ASLAN E., SEKER U. Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force. **Journal of Materials Processing Technology** v166, p. 44-49, 2005

GRZESIK W. ; MAŁECKA J. Documentation of tool wear progress in the machining of nodular ductile iron with silicon nitride-based ceramic tools. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2011, p.121-124.

HARRIS S.G., DOYLE E.D. , VLASVELD A.C. , AUDY J. , LONG J.M., QUICK D. Influence of chromium content on the dry machining performance of cathodic arc evaporated TiAlN coatings. **Wear**, Australia, n. 254, p. 185-194, 2003.

HECK M.; ORTNER H.M. ; FLEGE S.; REUTER U.; ENSINGER W. Analytical investigations concerning the wear behavior of cutting tools used for the machining of compacted graphite iron and grey cast iron. **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials**, v. 26, p. 197–206, 2008.

JINDAL, P.C; SANTHANAM, A.T.; SCHLEINKOFER, U.; SHUSTER, A.F. Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials** v.17, p.163-170, 1999.

JUNIOR, Paiva, J,M,F; et al. Furação do ferro fundido vermicular com o uso de brocas revestidas. **Máquinas e Metais**, São Paulo, v.XLV, n. 520, p.84-99, maio. 2009.

KONIG W.; FRITSCH R.; KAMMERMEIER D. Physically vapor deposited coatings on tools: performance and wear phenomena. *Surface and Coatings Technology*, v. 49, p. 316-324, 1991.

KONIG W; FRITSCH R; KAMMERMEIER D. **Physically vapor deposited coatings on tools: performance and wear phenomena**. *Surface and coatings technology*, Freiburg, p.316-324, maio. 2002.

KOPACĀ J, SOKOVICĀ M. Dimensional accuracy and cost optimisation in the finish machining of cold formed parts. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 92-93, p. 335-343, 1999

LABRECQUE C., GAGNĒ M. Review ductile iron: fifty years of continuous development. **Canadian Metallurgical Quarterly**. v 37, p. 343-378, 1998

NAYYAR V., KAMINSKI J., KINNANDER A., NYBORG L. **An Experimental Investigation of Machinability of Graphitic Cast Iron Grades; Flake, Compacted and Spheroidal Graphite Iron in Continuous Machining Operations**. In: 5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012 An Experimental Investigation of Machinability of Graphitic Cast, Available online at www.sciencedirect.com. CIRP 1 p. 488 – 493, 2012

OLIVEIRA V.V., BELTRAO P.A. DE C., PINTAUDE G. Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron. **Wear**. v 271, p. 2561-2569, 2010

PASHBY I.R.; WALLBANK J.; BOUD F. Ceramic tool wear when machining austempered ductile iron. **Wear**, v.162-164, p. 22-33, 1993.

PODGURSKY V.; ADOBERG E.; SURZENKOV A.; KIMMARIA E; VILJUS M.; MIKLI V.; HARTELTC M.; WASCHE R.; SIMAD M.; KULU P. Dependence of the friction coefficient on roughness parameters during early stage fretting of (Al,Ti)N coated surfaces. **Wear**, v 271, p. 853– 858, 2011.

RODRIGUEZA R.J., GARCIA J.A., MEDRANO A., RICO A M., SIANCHEZA R., R. MARTINEZA, C. LABRUGEREB, LAHAYEB M., GUETTEB A. Tribological behaviour of hard coatings deposited by arc-evaporation PVD. **Vacuum** p.67 (2002) 559atsl

SAGLAM H., UNSACAR F., YALDIZ S.. Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature. **International Journal of Machine Tools & Manufacture** v46 p. 132–141, 2006.

SANTOS S. C.; SALES W. F.. **ASPECTOS TRIBOLÓGICOS DA USINAGEM DOS MATERIAIS**. São Paulo: Artliber Editora, 2007.

SÖDERBERG S., SJÖSTRAND M., LJUNGBERG B.. Advances in coating technology for metal cutting tools. **Metal Powder Report**, v.56, p. 24-30 (2001)

TRENT. E.M. **Metal cutting**. 3.ed. Oxford: Butterworth – Heinemann Ltd, 1991.

ULVI S, EKERA., İBRAHİM C, İFTCİ, HASİRCİA H. The effect of alloying elements on surface roughness and cutting forces during machining of ductile iron. **Elsevier Science Ltd. All rights reserved. Materials and Design** v. 24, p. 47–51, 2003

VELDHUIS S.C; DOSBAEVA G.K; YAMAMOTO K. Tribological compatibility and improvement of machining productivity and surface integrity. **Tribology International**, v. 42, p. 1004–1010, 2009.

YIGIT R. , CELİK E., FINDİK F., KOKSALC S. Effect of cutting speed on the performance of coated and uncoated cutting tools in turning nodular cast iron. **journal of materials processing technology**. v 204, p. 80-88, 2008

45TH CENSUS OF WORLD CASTING PRODUCTION
The 2010 census shows an increase in annual casting production. **a modern casting staff report**
December 2011 Modern Casting

Referências Consultadas

BATES, CHARLES E. Study examines influences on machinability of iron castings. **Modern Casting**, 1996.

BOUZAKIS K.D; BATSIOLAS M.; SAGRIS D.; MICHAILIDIS N.; PAPPAS M.; PAVLIDOU E. Diffusion and oxidation phenomena at elevated temperatures in the contact area between hardened steel and various PVD coatings. **Surface & Coatings Technology**, v. 205, p. 115-118, 2011.

CHANG Y.; YANG S.; WANG Y. Structural and mechanical properties of AlTiN/CrN coatings synthesized by a cathodic-arc deposition process. **Surface & Coatings Technology**, v. 201, p. 4209–4214, 2006.

DOBRZAN L.A.; UKOWSKAA L.W. Z; MIKUŁAA J.; GOŁOMBEKA K; PAKUŁA D.; PANCIELEJKO M. Structure and mechanical properties of gradient PVD coatings. **Journal of materials processing technology**, v. 201, p. 310–314, 2008.

DUCROS C.; BENEVENT V.; SANCHETTE F. Deposition, characterization and machining performance of multilayer PVD coatings on cemented carbide cutting tools. **Surface and Coatings Technology**, v. 163–164, p. 681–688, 2003.

FOX-RABINOVICH A. G. S; YAMOMOTO B. K.; VELDHUIS A. S. C.; KOVALEV C. A. I.; DOSBAEVA G. K. Tribological adaptability of TiAlCrN PVD coatings under high performance dry machining conditions. **Surface & Coatings Technology**, v. 200, p. 1804 – 1813, 2005.

H.G. PRENGELA; P.C. JINDALB; K.H. WENDTA. A new class of high performance PVD coatings for carbide cutting tools. **Surface and Coatings Technology**, v. 139, p. 25-34, 2001.

JAKUBECZYOVA D.; HVIZDO P.; SELECKA M. Investigation of thin layers deposited by two PVD techniques on high speed steel produced by powder metallurgy. **Applied Surface Science**, v. 258, p.5105– 5110, 2012.

KHRAIS S. K; LIN Y.J. Wear mechanisms and tool performance of TiAlN PVD coated inserts during machining of AISI 4140 steel. **Wear**, v. 262, p. 64–69, 2007.

NINGA L.; VELDHUISA S.C.; YAMAMOTOB K. Investigation of wear behavior and chip formation for cutting tools with nano-multilayered TiAlCrN/NbN PVD coating. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 656–665, 2008.

PANJAN P. ; CEKADA M.; PANJAN M.; KEK-MERL D.; ZUPANI F.; CURKOVI L.; S. PASKVALE. Surface density of growth defects in different PVD hard coatings prepared by sputtering. **Vacuum**, v. 86, p. 794 e 798, 2012.

PRENGEL H.G.; HEINRICH W.; RODER G; WENDT K.H. CVD coatings based on medium temperature CVD K- and cx-A1203. **Surface and Coatings Technology**, v. 68-69, p.217-220, 1994.

PRENGEL H.G.; SANTHANAMB A.T.; PENICHB R. M.; JINDALB P.C.; WENDT K. H. Advanced PVD-TiAlN coatings on carbide and cermet cutting tools. **Surface and Coatings Technology**, v. 91-95, p. 597-602, 1997.

SCHULZA H.; DO'RRRA J.; RASSB I.J.; SCHULZEB M.; LEYENDECKERC T.; ERKENSC G. Performance of oxide PVD-coatings in dry cutting operations. **Surface and Coatings Technology**, v.146 –147, p.480–485, 2001.

TE-CHANG TSAI; JENN-TSONG HORNG; NUN-MING LIU; CHIH-CHUNG CHOU; KO-TA CHIANG. The effect of heterogeneous second phase on the machinability evaluation of spheroidal graphite cast irons in the WEDM process. **Materials and Design**, v. 29 , p. 1762–1767, 2008.

VETTER A J.; KNAUP R.; DWULETZKI ; SCHNEIDER E; VOGLER S. Hard coatings for lubrication reduction in metal forming. **Surface and Coatings Technology**, v. 86-87, p. 739-747, 1996.

YILDIZLI K.; KARAMIS M.B.; NAIR F. Erosion mechanisms of nodular and gray cast irons at different impact angles. **Wear**, v. 261, p. 622–633, 2006.

YIN-YU CHANG ; CHI-PANG CHANG; HO-YI KAO. High temperature oxidation resistance of multilayered $Al_xTi_{1-x}N/CrN$ coatings. **Thin Solid Films**, v.519, p. 6716–6720, 2011.

WINICZENKO R.; KACZOROWSKI M. Friction welding of ductile cast iron using interlayers. **Materials and Design**, v. 34, p. 444–451, 2012.

APÊNDICE A – Tabela de ensaios

Tabela contendo todos os ensaios realizados ao longo do trabalho, com as especificações dos bedames, revestimentos, e condições de corte utilizadas.

B e d a m e A	B e d a m e B	B e d a m e C	B e d a m e D	B e d a m e E	AlTiCrN	TiN	TiCN	TiAlN	vc	f	tempo de corte/pç (seg)	Vida ferramenta (min)
X					X				150	0,2	5,23	15,7
	X				X				150	0,2	5,23	23
		X			X				150	0,2	5,23	21,6
			X		X				150	0,2	5,23	32,9
			X					X	150	0,2	5,23	20
	X				X				140	0,15	1,33	15,2
			X		X				160	0,15	4,39	32
X					X				250	0,2	9,2	3,1
		X			X				250	0,2	9,2	1,9
		X				X			250	0,2	9,2	3,6
			X		X				250	0,2	9,2	2,8
			X			X			250	0,2	9,2	3,4
X					X				180	0,12	5,66	13,6
		X				X			180	0,12	5,66	15,1
			X			X			180	0,12	5,66	18,9
X					X				210	0,13	10,56	7,4
X					X				210	0,13	10,56	6,3
		X				X			210	0,13	10,56	4,9
		X				X			210	0,13	10,56	3,7
			X			X			210	0,13	10,56	7,9
			X			X			210	0,13	10,56	7
			X			X			150	0,2	9,61	11,5
			X				X		150	0,2	9,61	15,1
X					X				150	0,2	9,61	10,6
X					X				150	0,2	9,61	9,9
			X			X			150	0,2	9,61	11,2
			X			X			150	0,2	9,61	12,7
			X				X		150	0,2	9,61	14,1
			X				X		150	0,2	9,61	14,4
			X			X			150	0,2	6,05	19,8

X		X			200	0,25	0,83	6,5
	X		X		200	0,25	0,83	6,1
	X		X		200	0,25	0,83	6,3
	X			X	150	0,15	5,08 (fluido 3%)	19,7
	X			X	150	0,15	5,08 (fluido 3%)	24,8
	X			X	150	0,15	5,08 (fluido 5%)	40,2
	X			X	150	0,15	5,08 (fluido 5%)	31,1
X		X			160	0,15	5,09	19,1
	X		X		160	0,15	5,09	36,1
	X			X	160	0,15	5,09	39,4
X		X			160	0,2	1,6	5,1
X		X			160	0,2	1,6	6,3
	X		X		160	0,2	1,6	13,3
	X		X		160	0,2	1,6	17,5
	X			X	160	0,2	1,6	18,7
	X			X	250	0,2	5,27	1,7
	X			X	250	0,2	5,27	2,9