Campus de São Carlos

DESENVOLVIMENTO E CONSTRUÇÃO DE EQUIPAMENTO
PARA AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À ABRASÃO DE
LÂMINAS DE CORTE NITRETADAS

AMADEU LOMBARDI NETO

ORIENTADOR: LUIZ CARLOS CASTELETTI

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

✓

Universidade de São Paulo
Escola de Engenharia de São Carlos
Departamento de Engenharia Materiais

**DESENVOLVIMENTO E CONSTRUÇÃO DE
EQUIPAMENTO PARA AVALIAÇÃO DA
RESISTÊNCIA À ABRASÃO DE LÂMINAS DE
CORTE NITRETADAS**

Amadeu Lombardi Neto

**Tese apresentada à Escola de
Engenharia de São Carlos , da
Universidade de São Paulo, como
parte dos requisitos para obtenção
do Título de Doutor em Engenharia
Metalúrgica**

**Orientador: Prof. Dr. Luiz Carlos
Casteletti**

DEDALUS - Acervo - EESC

31100017160

**São Carlos
1996**

Classe.	TESE-EESC
Cutt.	3306
Tombo	210/96

Metallurgia

st 0746523

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca - EESC-USP

L842d Lombardi Neto, Amadeu
Desenvolvimento e construção de equipamento
para avaliação da resistência à abrasão de
lâminas de corte nitretadas / Amadeu Lombardi
Neto. -- São Carlos, 1996.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia
de São Carlos-Universidade de São Paulo, 1996.
Orientador: Prof. Dr. Luiz Carlos Casteletti

1. Lâminas de corte. 2. Usinagem de madeira.
3. Ensaio de lâminas. 4. Nitretação iônica.
- I. Título

FOLHA DE APROVAÇÃO

Tese defendida e aprovada em 26-7-1996
pela Comissão Julgadora:

Prof. Doutor **LUIZ CARLOS CASTELETTI (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

Prof. Doutor **ROSALVO TIAGO RUFFINO**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

Prof. Doutor **CARLITO CALIL JUNIOR**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

Prof. Doutor **OSCAR BALANCIN**
(Universidade Federal de São Carlos - UFSCar)

Prof. Doutor **JOSÉ DE ANCHIETA RODRIGUES**
(Universidade Federal de São Carlos - UFSCar)

Prof. Dr. **OVIDIO R. CRNKOVIC**
Coordenador da área de Eng^a Metalúrgica

Prof. Dr. **JOSÉ CARLOS A. CINTRA**
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

À Cristina e nossas famílias
pelo carinho,
compreensão e apoio

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Luiz Carlos Casteletti pela amizade, orientação e incentivo no decorrer deste trabalho.

À lapis Johann Faber pelo auxílio prestado.

A todos os amigos pelo incentivo e apoio recebidos.

TABELA DE CONTEÚDO

1. Introdução e Revisão Bibliográfica	1
1.1. <i>Processos de usinagem em madeira</i>	<i>2</i>
1.2. <i>Propriedades da madeira</i>	<i>10</i>
1.3. <i>Materiais utilizados em ferramentas</i>	<i>17</i>
1.4. <i>Aspectos metalúrgicos do desgaste de aços ferramenta</i>	<i>33</i>
1.5. <i>Desenvolvimento de um equipamento para ensaios de lâminas de corte</i>	<i>46</i>
1.6. <i>Análise do método de ensaio proposto</i>	<i>50</i>
2. Procedimento Experimental	60
2.1 <i>Equipamento para ensaio de abrasão</i>	<i>60</i>
2.4. <i>Materiais utilizados</i>	<i>67</i>
2.5 <i>Preparação metalográfica</i>	<i>69</i>
3. Resultados e Discussão	71
3.1. <i>O efeito de autoafiamento</i>	<i>73</i>
3.2. <i>Avaliação das lâminas de V725</i>	<i>76</i>
3.3. <i>Avaliação das lâminas do aço V820</i>	<i>78</i>
3.4. <i>Avaliação das lâminas de aço K306</i>	<i>81</i>
3.5. <i>Avaliação das lâminas de aço K190</i>	<i>84</i>
3.6. <i>Avaliação da lâmina de aço VK5E</i>	<i>88</i>
4. Conclusões	96
5. Bibliografia	100

TABELA DE FIGURAS

- Fig. 1 - Usinagem de madeira do tipo corte ortogonal, onde a linha do fio de corte apresenta-se perpendicular a direção do avanço da lâmina pg 3
- Fig. 2 - Usinagem do tipo fresamento periférico, onde a faca não está em contato constante com o material a ser cortado pg 4
- Fig. 3 - Esquema ilustrando a direção de corte 90-0 pg 4
- Fig. 4 - Esquema mostrando a direção de corte 0-90 pg 5
- Fig. 5 - Esquema mostrando a direção de corte 90-90 pg 5
- Fig. 6 - Formação do Cavaco do tipo 1 mostrando a formação da viga engastada e sua quebra por cisalhamento na flexão pg 6
- Fig. 7 - Formação do Cavaco do tipo 2 mostrando a linha de formação localizada do cavaco pg 7
- Fig. 8 - Formação do Cavaco do tipo 3, mostrando o cavaco se formando um pouco a frente da ferramenta pg 8
- Fig. 9 - Secção do tronco de uma árvore adulta;
A) casca externa morta; B) região interna viva, mais clara;
C) região de crescimento composta de 4 anéis;
D) Cerne composto de 8 anéis de crescimento; E) Cerne. pg 11
- Fig. 10 - Estrutura da madeira macia mostrando um cubo de madeira de aproximadamente 0,8 mm de lado. . . pg 13
- Fig. 11 - Estrutura da madeira dura. AR - anel anual, P - vasos, WR - raios e F - fibras pg 14
- Fig. 12 - Diagrama da estrutura de uma célula da madeira. pg 16
- Fig. 13 - Resistência por desgaste a abrasão como função da dureza e teor de carbono para aços alto carbono pg 18
- Fig. 14 - Curva TTT para o aço H13 pg 21
- Fig. 15 - Curvas de revenimento para o aço H13 temperado a 1080, 1050 e 980°C. Foi utilizado o duplo revenido com 1 hora para cada tratamento. pg 21

Fig. 16 - Curvas de dureza para um aço H13 nitretado durante 10, 30 e 60 horas	pg 22
Fig. 17 - Diagrama de envelhecimento para o aço Maraging V725, utilizado neste trabalho	pg 26
Fig. 18 - Micrografia mostrando carbonetos grandes e alinhados em aço ferramenta convencional (Aço AISI M35)	pg 27
Fig. 19 - Micrografia mostrando a estrutura de um aço sinterizado. . .	pg 28
Fig. 20 - Desgaste da matriz e punção como função do teor de carbonetos para varios tipos de aço	pg 28
Fig. 21 - Comparação da resistência a compressão entre os aços K190 PM, um aço convencional para trabalho a frio e um aço rápido.	pg 29
Fig. 22 - Comparação da resistência ao impacto do aço K190 PM com aços convencionais	pg 29
Fig. 23 - Influência da temperatura de austenitização na dureza alcançada após a têmpera para o aço K190 PM	pg 30
Fig. 24 - Influência da temperatura de revenimento na dureza alcançada com o aço K190.	pg 30
Fig. 25 - Curva CCT para o aço K190 PM.	pg 31
Fig. 26 - Diagrama de fase quantitativo para o aço K190 PM	pg 32
Fig. 27 - Variações dimensionais em aços ferramentas na direção longitudinal depois da têmpera e revenido	pg 32
Fig. 28 - Gráfico comparando a resistência à abrasão dos varios tipos de aços ferramenta	pg 33
Fig. 29 - Resistência à abrasão de aço carbono temperado e revenido como função da fração de volume da cementita. . .	pg 34
Fig. 30 - Resistência ao desgaste por abrasão como função do parametro A	pg 35
Fig. 31 - Característica tensão x corrente durante uma descarga elétrica e os vários fenômenos associados	pg 39
Fig. 32 - Aparência da descarga anômala ocorrendo no interior de uma ampola, mostrando as várias regiões características deste fenômeno	pg 40
Fig. 33 - Peça que ao ser aquecida por plasma poderá superaquecer na região das aletas	pg 41
Fig. 34 - Esquema de uma câmara de nitretação iônica	pg 43
Fig. 35- Força paralela e força perpendicular ao movimento da lâmina que atua sobre o corpo de prova durante o processo de usinagem.	pg 47
Fig. 36 - Secção transversal da ferramenta de corte mostrando o	

processo de arredondamento do gume cortante	pg 48
Fig. 37 - Esquema simplificado do torque medido pelo equipamento durante o ensaio	pg 50
Fig. 38 - Desenho esquemático do equipamento desenvolvido e utilizado no trabalho	pg 52
Fig. 39 - Forças que atuam na célula de carga durante o ensaio	pg 53
Fig. 40 - Desenho do cabeçote de corte mostrando a posição da lâmina	pg 53
Fig. 41 - Gráfico que mostra a relação entre a espessura do cavaco e a força paralela medida na ferramenta	pg 54
Fig. 42 - Gráfico mostrando o resultado da limitação geométrica imposta pelo cabeçote de corte sobre espessura do cavaco e da Força F	pg 54
Fig. 43 - Ação do atrito no cone do cabeçote mostrada na relação entre Torque e a força F no caso hipotético de um cabeçote sem lâmina de corte.	pg 55
Fig. 44 - Relação entre torque e a força F para o caso hipotético de um cabeçote de corte sem atrito. Neste caso o torque depende somente da espessura do cavaco e quando está não aumenta o torque também fica limitado	pg 55
Fig. 45 - Gráfico mostrando a relação entre torque e força F para o caso real onde temos atrito durante o ensaio	pg 56
Fig. 46 - Desenho do cabeçote de corte mostrando a saída do cavaco e os parâmetros geométricos	pg 57
Fig. 47 - Esquema do equipamento utilizado para se efetuar os ensaios de abrasão	pg 60
Fig. 48 - Vista completa do equipamento de ensaio de abrasão mostrando o dispositivo mecânico e o sistema de aquisição de dados	pg 61
Fig. 49 - Esquema mostrando o sistema de aquisição de dados utilizado no equipamento de ensaio de abrasão	pg 61
Fig. 50 - Fluxograma geral do programa de controle do aparelho de ensaio	pg 62
Fig. 51 - Fluxograma da leitura do sinal de torque efetuado pelo programa de aquisição de dados durante a calibração	pg 63
Fig. 52 - Fluxograma do procedimento de aquisição de dados durante o ensaio	pg 64
Fig. 53 - Fluxograma de análise dos dados lidos anteriormente pelo equipamento de ensaio.	pg 65
Fig. 54 - Esquema apresentando a construção da curva de desgaste de uma lâmina ensaiada no equipamento	

construido	pg 66
Fig. 55 - Desenho do corpo de prova da lâmina metálico e do corpo de prova padrão de polímero com abrasivo.	pg 67
Fig. 56 - Esquema mostrando a lâmina antes e após a operação de afiamento.	pg 71
Fig. 57 - Micrografia mostrando uma lâmina nitretada após a operação de afiamento. Material: aço maraging, espessura da camada nitretada: XX μ m, ataque Nital 5%	pg 72
Fig. 58 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da região não nitretada do gume cortante antes de ser submetido a desgaste.	pg 72
Fig. 59- Desenho mostrando as várias regiões do gume cortante e seus respectivos desgastes.	pg 73
Fig. 60 - Fotos da evolução da forma do gume cortante com o aumento do desgaste	pg 74
Fig. 61- Pontos de seccionamento de uma lâmina ensaiada para mostrar a evolução do autoafiamento, com aumento de 170X	pg 75
Fig. 62 - Gráfico de desgaste para o aço V725 nitretado e não nitretado e para o aço VK5E	pg 76
Fig. 63 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face nitretada (L2.2N, 100% de desgaste) do gume cortante e da face não nitretada (L2.2, 100% de desgaste	pg 77
Fig. 64 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina L2, de aço V725 mostrando o gume cortante como afiado, sem nenhuma desgaste.	pg 77
Fig. 65 - Grafico de desgaste para o aço V820 nitretado por 2h (lâmina 2A) e 4h (lâmina 1D) e para o aço VK5E.	pg 78
Fig. 66 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante (L 2A.1), onde não ocorreu desgaste e (L 2A.2) região onde ocorreu o maximo de desgaste	pg 79
Fig. 67 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face não nitretada gume cortante (L 2A.3, 50% de desgaste e L 2A.4, com minimo desgaste).	pg 79
Fig. 68 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina de aço V820 mostrando a camada nitretada	pg 80
Fig. 69 - Grafico de desgaste para o aço K306 nitretado (lâmina L4) e sem nitretar (lâmina L5) e para o aço VK5E	pg 81
Fig. 70 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face não nitretada do gume cortante (L4.1) onde não ocorreu desgaste e região onde ocorreu 100% de desgaste (L 4.2)	pg 82

- Fig. 71 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante da região com 100% de desgaste (L 4.2N), da face nitretada e da região que sofreu 50% de desgaste (L 4.3) da face não nitretada pg 82
- Fig. 72 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina L4 mostrando a camada nitretada pg 83
- Fig. 73 - Grafico de desgaste para o aço K190 nitretado por 4h (lâmina B), sem nitretar (lâmina C) e para o aço VK5 pg 84
- Fig. 74 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face não nitretada do gume cortante (L B.1) onde não ocorreu desgaste e região onde ocorreu 100% de desgaste (L B.2) pg 85
- Fig. 75 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante onde ocorreu 100% de desgaste (L B.2N1) em vista de planta e a mesma região em vista lateral (L B.2N2) da face nitretada pg 86
- Fig. 76 - Micrografia realizada em MEV da face não nitretada mostrando o aspecto do gume cortante onde ocorreu 50% de desgaste (LB.3) e da região onde ocorreu um mínimo de desgaste (L C.4) ambos em vista lateral. pg 86
- Fig. 77 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina LB mostrando a camada nitretada pg 87
- Fig. 78 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante com aumento onde não ocorreu desgaste (LVK5E.1), e região onde ocorreu o 100% de desgaste (LVK5E.2) pg 88
- Fig. 79 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante da região que sofreu 50% de desgaste (LVK5E.3) e da região que sofreu desgaste mínimo(LVK5E.4) pg 89
- Fig. 80 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina LVK5E mostrando os carbonetos alinhados pg 89

RESUMO

Este trabalho estuda o desgaste de lâminas a serem utilizadas na usinagem de madeira. O processo de conformação da madeira pela usinagem, embora antigo, sofre uma evolução constante devido ao aparecimento de novos materiais que permitem a elaboração de ferramentas otimizadas. Também os tratamentos termo-químicos superficiais possibilitam a obtenção de propriedades singulares nas ferramentas de usinagem proporcionando um aumento significativo de sua vida útil.

O presente trabalho abordou a questão da avaliação da durabilidade de lâminas de corte através de um novo ensaio de abrasão, que apresentasse grande similaridade com o processo de usinagem. Também foi avaliado a utilização do processo de nitretação iônica no aumento da resistência do gume cortante de vários aços, melhorando assim as características das ferramentas e aumentando sua durabilidade.

Construiu-se um equipamento que permitiu a avaliação da energia gasta em processos de usinagem e foi proposto um material abrasivo padrão para substituir a madeira, proporcionando um desgaste acelerado da ferramenta de corte.

Após o ensaio de abrasão as lâminas foram observadas por meio de MEV e microscopia ótica para a verificação de como ocorreu o desgaste do gume cortante durante o ensaio de abrasão proposto.

Determinou-se a eficiência do ensaio, que permitiu uma rápida avaliação dos vários aços, diferenciando claramente os mais resistentes e demonstrando a superioridade do aço sinterizado e nitretado K190.

O tratamento de nitretação iônica aumentou a durabilidade das lâminas de maneira significativa, proporcionando o fenômeno de autoafiamento destas no decorrer do ensaio de desgaste, o que foi detectado no ensaio proposto. A microscopia ótica constatou as várias etapas do autoafiamento mostrando a evolução do desgaste do gume cortante sem que ocorresse seu arredondamento, que diminuiria significativamente a vida útil da ferramenta.

ABSTRACT

The present work is concerned with the wear of blades used in wood machining operations. Machining is, perhaps, one of the oldest process used to shape wood and still one of the most important. This process has gone through a continuous evolution following the development of new materials and process used in the manufacture of the machining tools. These new processes increases the number of technological variables to optimize a wood working tool making necessary the use of tests to efficiently evaluate the best combination of these variables.

A standard abrasion test is proposed to evaluate the performance of blades used on wood machining operations in a way to simulate, as close as possible, the wear of the blade during normal machining processes. Ion nitriding of the blades was used as a means of improving the wear characteristics of the wood working blades.

A new testing machine was developed to measure the energy used in machining operations and also was proposed the substitution of the wood by an standard abrasion medium to increase the wear rate and abbreviate the test time.

After the abrasions testing, the blades were observed in optical microscopy and SEM to study how the wear developed along the testing and the influence of ion nitriding.

The proposed abrasion method proved do be fast and efficient being able to sort the most resisting material from the others. It was clear the advantage of the sintered alloy K190. After ion nitriding, it's performance showed further improvement.

The ion nitriding treatment improved significantly the performance of all the alloys tested making possible the occurrence of the self-sharpening phenomena. This fact was detected in the proposed abrasion testing method and optical microscopy showed how the wear proceeded during the testing.

INTRODUÇÃO

A usinagem consiste no principal método de conformação de madeiras o que torna necessária a caracterização cada vez mais elaborada destas matérias primas e das ferramentas utilizadas no processo.

Apesar da antigüidade deste método, persistem ainda variáveis tecnológicas importantes a serem avaliadas para a melhora da eficiência dos processos industriais modernos, com suas crescentes exigências de qualidade decorrentes da competitividade global.

Portanto, a disponibilidade de um sistema para avaliação do desempenho da operação de usinagem destes materiais é fundamental e torna-se cada vez mais necessário devido ao número crescente de novas opções tecnológicas como novos materiais para as lâminas de corte, bem como modificações que podem ser efetuadas na matéria prima a ser usinada, visando otimizar suas propriedades para determinados fins. (Ref. 4, 26, 71)

O equipamento utilizado para a avaliação de lâminas quanto a resistência ao corte deve simular a operação de usinagem de um material abrasivo padrão de maneira que os resultados obtidos com varias lâminas diferentes possam ser comparados. As lâminas utilizadas bem como o material abrasivo padrão devem ser de baixo custo e o ensaio deve ter procedimento simplificado. Como em todo ensaio mecânico utilizado em ciências dos materiais, o equipamento para comparar as diversas lâminas deve apresentar estabilidade de leitura e um procedimento de calibração a ser utilizado para conferir e eventualmente corrigir pequenas variações no sistema de aquisição de dados.

Desta maneira, a otimização da manufatura depende fundamentalmente da correta utilização da melhor ferramenta para um dado processo aliada à escolha correta da matéria prima, neste caso a madeira corretamente tratada.

Os processos de usinagem em madeira sempre visam a geração de esforços localizados na peça a ser trabalhada, provocando a falha ou quebra de pequenas porções da madeira e conseqüentemente, permitindo assim a retirada de cavacos (Ref. 21) de maneira que a superfície resultante apresente-se lisa. As ferramentas utilizadas para este fim são normalmente feitas a partir de aços e ligas com alta resistência a abrasão, sendo que em vários tipos de operações também a resistência ao choque torna-se muito importante. (Ref. 12)

O problema que ocorre é que essas duas propriedades são mutuamente exclusivas, ou seja as ligas que apresentam alta resistência a abrasão apre-

sentam baixa resistência ao choque e vice versa. Encontrar o compromisso ideal entre essas propriedades torna-se imperativo para a otimização do processo de usinagem.

A grande resistência à abrasão garante um maior tempo de trabalho da ferramenta, visto que o desgaste do fio de corte é minimizado. A tenacidade adequada do material que constitui a lâmina evita a quebra do fio de corte que inutilizaria a ferramenta imediatamente.

Como consequência deste fato, a geometria da ferramenta de corte exerce influência em sua durabilidade. Ferramentas que apresentam partes delgadas estarão sempre mais sujeitas a quebra por impacto e necessitam de maior tenacidade. Esse aumento de tenacidade quase sempre é obtido através da diminuição da resistência a abrasão. Desta maneira a otimização da ferramenta deve ser vista caso a caso e pode apresentar-se como um processo bastante elaborado, dependendo dos aços disponíveis e do número de variáveis a serem investigadas e posteriormente controladas.

A resistência à abrasão da ferramenta de corte depende das características de sua superfície, notadamente de sua dureza, uma vez que este é o local onde ocorre o desgaste. A tenacidade da ferramenta por sua vez, depende da capacidade do material presente, em toda a sua extensão, de absorver a energia do impacto sem se romper. (Ref. 20).

Portanto, no processo de otimização de ferramentas deve-se pensar na possibilidade de um endurecimento superficial do gume cortante aumentando a resistência a abrasão mas conservando seu núcleo dúctil e conseqüentemente resistente ao choque. A camada endurecida deve ser altamente aderente ao material base e este deverá fornecer um suporte estável e resistente, compatível com as características do tratamento superficial.

Desta maneira, os esforços que ocorrem na superfície serão transmitidos ao restante da ferramenta sem que ocorram problemas de falhas localizadas da superfície tratada, como trincas ou descolamento da camada endurecida.

PROCESSOS DE USINAGEM EM MADEIRA

A madeira é cortada normalmente através de dois tipos básicos de usinagem: corte ortogonal e frezamento periférico.

CORTE ORTOGONAL

No corte ortogonal a linha de corte apresenta-se perpendicular a direção de movimento relativo entre a ferramenta de corte e a madeira que está sendo cortada, como no caso de uma ferramenta manual do tipo plaina.

Fig. 1 - Usinagem de madeira do tipo corte ortogonal, onde a linha do fio de corte apresenta-se perpendicular a direção do avanço da lâmina. [Ref. 37 e 18]

Neste processo uma única faca permanece sempre em contato com a superfície de trabalho e a madeira é retirada na forma de lascas compridas e com a largura da faca. A Fig. - 1 representa tal processo.

FREZAMENTO PERIFÉRICO

O processo de frezamento periférico utiliza um sistema de corte rotativo, normalmente em alta velocidade, onde as facas são fixadas na periferia de um cilindro que gira (chamado de cabeçote de corte), de modo que a madeira é retirada na forma de pequenos cavacos.

Esses pequenos cavacos são formados devido às várias facas utilizadas na ferramenta, sendo que cada cavaco corresponde ao corte de uma das facas. É um processo de corte intermitente onde a superfície final é constituída dos traçados de corte das facas existentes no cabeçote de corte. Uma plaina elétrica é um exemplo deste processo. A maioria dos processos de corte podem ser analisados segundo uma dessas duas categorias, com pequenas variações nas suposições iniciais. Mesmo o corte ortogonal pode ser considerado um caso especial de frezamento periférico, onde o raio do cabeçote de corte é infinito e a velocidade angular da faca na periferia é zero. A Fig. - 2 ilustra o processo. (Ref. 22).

Fig. 2 - Usinagem do tipo fresamento periférico, onde a faca não está em contato constante com o material a ser cortado.

DIREÇÃO DE CORTE

A madeira apresenta estrutura interna orientada e bastante anisotrópica, havendo portanto a necessidade de uma definição precisa quanto à definição das direções a que se referem as propriedades em relação ao ângulo das fibras da madeira. A notação utilizada foi desenvolvida por McKenzie conforme cita a [Ref. 45], onde o primeiro número refere-se à direção que o gume cortante faz com a fibra da madeira. O segundo número refere-se ao ângulo entre direção do vetor deslocamento da ferramenta e a fibra da madeira. As Fig. 3, 4 e 5 ilustram as principais direções normalmente utilizadas.

Fig. 3 - Esquema ilustrando a direção de corte 90-0. (Ref. 37,21)

Fig. 4 - Esquema mostrando a direção de corte 0-90. (Ref. 37, 21)

Fig. 5 - Esquema mostrando a direção de corte 90-90. (Ref. 37, 21)

TIPOS DE CAVACO

Conforme dito anteriormente, a usinagem constitui-se na principal operação utilizada nos vários processos de fabricação de bens de madeira. A forma final do objeto, bem como a qualidade de sua superfície, são fundamentais para o seu sucesso.

A qualidade final da superfície usinada da madeira depende de vários fatores, mas principalmente do tipo de cavaco que se forma durante a usinagem e da direção do corte em relação a fibra da madeira. No caso de corte ortogonal foram catalogados 3 tipos de cavacos para a direção 90-0 que podem surgir em toda a gama de velocidades de corte normalmente utilizadas. A transição de um tipo de cavaco para o outro é abrupta sem qualquer fase de transição e depende das condições da madeira, das condições de atrito entre a ferramenta e a madeira e também do estado de tensão gerado pela ferramenta na superfície a ser usinada, devido a sua forma.

Cavaco do tipo 1, direção 90-0:

São formados quando as condições de corte provocam a quebra da madeira na região adiante da ferramenta, semelhante a quebra de uma viga

engastada por cisalhamento na flexão. A Fig. - 6 mostra o processo de formação deste cavaco.

Fig. 6 - Formação do Cavaco do tipo 1 mostrando a formação da viga engastada e sua quebra por cisalhamento na flexão. (Ref. 37).

O processo de usinagem tem início quando a ferramenta toca a superfície de madeira a ser usinada gerando tensões de compressão localizadas nas regiões de contato. Com o avanço da lâmina, toda a linha de corte passa a aplicar esforços na madeira, gerando tensões de compressão paralelas às fibras na madeira localizadas à frente da ferramenta e tensões de fendilhamento na região de contato. A seguir ocorre a ruptura por fendilhamento da madeira em contato com o gume da ferramenta e esta ruptura caminha adiante, seguindo a direção da fibra da madeira. Com o avanço contínuo da ferramenta, o cavaco sobe pela sua face até que a resistência a cisalhamento na flexão da viga resultante seja menor que a resistência a fendilhamento da fibra da madeira. Neste momento ocorre a quebra da viga formando o cavaco do tipo 1. A ferramenta continua a avançar até a região onde ocorreu a quebra da viga e o ciclo recomeça.

Os seguintes fatores levam a formação deste tipo de cavaco

- Baixa resistência a fendilhamento em combinação com alta resistência a flexão e alto módulo de elasticidade.
- Grande espessura de cavaco.
- Grande ângulo de ataque.
- Baixo coeficiente de atrito entre o cavaco e a face da ferramenta.
- Alta umidade da madeira, próxima a sua saturação.

Dependendo do ângulo da superfície a ser usinada com a fibra da madeira, pode ocorrer a formação de vazios abaixo do plano de corte, formando uma superfície irregular e defeituosa.

Cavaco do tipo 2, direção 90-0:

São formados quando a quebra da madeira ocorre de maneira contínua, mas restrita na região delimitada pela linha que liga o gume de corte da ferramenta à superfície da madeira que está sendo usinada. A Fig. - 7 ilustra esse processo.

Fig. 7 - Formação do Cavaco do tipo 2 mostrando a linha de formação localizada do cavaco.(Ref. 37)

O estado de tensão provocado pela ferramenta pode ser descrito como uma aplicação constante de tensão de compressão paralela à fibra da madeira, na região imediatamente a frente da ferramenta, induzindo uma tensão de cisalhamento diagonal.

Com o avanço contínuo da ferramenta, essa tensão aumenta e torna-se crítica, ocorrendo a quebra das fibras da madeira. A forma da ferramenta permite a saída contínua do cavaco para cima pelo deslizamento na sua superfície frontal, possibilitando a aplicação contínua de novas tensões. Desta maneira o cavaco resultante apresenta-se na forma de espiral, sendo que o raio da espiral aumenta com o aumento da espessura do cavaco.

Este tipo de cavaco promove a superfície ideal uma vez que a quebra da madeira é restrita na região de cisalhamento diagonal, no plano do gume cortante da ferramenta e os vazios abaixo da superfície de corte praticamente inexistem.

Os fatores que favorecem seu aparecimento são umidades intermediárias, cavacos finos e ângulos de ataque médios. Uma desvantagem deste tipo de cavaco é o aumento considerável do desgaste por abrasão da ferramenta quando comparado com o cavaco do tipo 1 visto que, no segundo caso a ferramenta está em contato permanente com a madeira.

Cavaco do tipo 3, direção 90-0:

Formam-se quando a ferramenta provoca tensões de compressão localizadas adiante do gume de corte, de maneira que o cavaco é formado adiante da ferramenta como mostra a Fig. - 8.

Fig. 8 - Formação do Cavaco do tipo 3, mostrando o cavaco se formando um pouco a frente da ferramenta (Ref. 37)

O cavaco se forma de maneira descontínua, em ciclos que se iniciam com a ferramenta tocando a madeira e provocando tensões de compressão paralelas às fibras desta. Com o avanço contínuo da ferramenta, ocorre a fratura por cisalhamento e compressão paralela à fibra, seguida de compactação dos elementos usinados contra a parte frontal da ferramenta. As tensões de compressão são transferidas da ferramenta ao material compactado em sua superfície e depois ao material a frente que ainda não tenha sofrido os esforços de usinagem. Notamos que no ciclo de formação deste cavaco não ocorre o escape imediato do material usinado para cima pela superfície da ferramenta, mas esse material fica aderido na região entre a frente da ferramenta e o local onde ocorre a fratura contínua da madeira a ser usinada, formando um gume de corte falso. O acúmulo de material aumenta até tornar-se instável. Quando isto ocorre o material compactado à frente da ferramenta solta-se e o cavaco sobe ao longo da superfície da ferramenta. O próximo ciclo começa quando a ferramenta toca novamente a região não deformada imediatamente à sua frente.

A fratura da madeira que ocorre à frente da ferramenta é que estabelece a qualidade da superfície. Frequentemente essas fraturas se estendem abaixo do plano de corte e conseqüentemente a qualidade da superfície produzida não é satisfatória.

Os fatores que favorecem o aparecimento deste tipo de cavaco são:

- Ângulos de ataque pequenos ou negativos
- Gumes de corte gastos, arredondados, gerando um ângulo de ataque composto negativo na região em contato com a madeira
- Umidade muito baixa ou muito alta
- Alto coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco.

FATORES QUE AFETAM AS PROPRIEDADES DE RESISTÊNCIA DA MADEIRA

Umidade

Dentre os fatores que modificam o comportamento da madeira a umidade é um dos mais importantes, visto que a fibra de celulose sofre grande influência da quantidade de água presente. Essa característica é utilizada com vantagem em vários processos industriais.

A resistência mecânica da madeira diminui com o aumento da umidade até a saturação da fibra de celulose. A partir desse ponto a fibra deixa de sofrer interferência das moléculas de água e sua resistência se mantém constante.

Essa relação foi equacionada por Wilson conforme cita a (Ref. 37):

$$S = 10(a - bM) \quad (eq. 1)$$

onde

S = propriedade relacionada com a resistência da madeira

a = constante relacionada com a espécie

b = constante relacionada com a espécie

M = teor de umidade até a umidade de saturação M_p .

O teor de umidade necessário à saturação da fibra celulósica, M_p depende da espécie da madeira e foi determinado experimentalmente. Para pinus este valor se situa entre 21% e 24% podendo chegar até 27% em algumas espécies.

Temperatura

O efeito da temperatura na usinagem da madeira ocorre através de três princípios básicos:

- O processo de usinagem gera calor que aquece a ferramenta de corte, bem como o cavaco que está sendo retirado da madeira. Assim, a temperatura instantânea de usinagem é maior que a temperatura ambiente e este aumento de temperatura afeta a resistência da madeira no instante do corte. O aumento da temperatura causa uma diminuição na força de atração entre as fibras da madeira diminuindo sua resistência conforme (Ref. 45, 64, 65, 66)
- A manipulação da temperatura da madeira pode facilitar certos tipos de usinagem.
- As variações de temperatura podem ter um efeito permanente na resistência mecânica da madeira se as temperaturas atingidas forem altas.

Para considerações sobre o efeito da temperatura nas propriedades mecânicas da madeira são utilizados corpos de prova secos em estufa.

A relação entre resistência mecânica e a temperatura foi estabelecida por vários autores para a faixa de -160 °C até +160 °C como segue:

$$C_2 = C_1 - n (t_2 - t_1) \quad (\text{eq. 2})$$

onde:

C_2 = resistência a compressão na temperatura t_2 .

C_1 = resistência a compressão na temperatura t_1 .

t_1 = Temperatura em graus °C.

t_2 = Temperatura em graus °C.

$n = 66.06 G$ onde G = gravidade específica da amostra

Supõe-se que quanto menor a temperatura da amostra maior a atração entre as moléculas da parede celular e conseqüentemente maior a resistência da madeira.

A umidade aumenta o efeito da temperatura sobre as propriedades mecânicas da madeira; portanto para uma dada temperatura, quanto maior a umidade menores as propriedades mecânicas.

Conforme citado anteriormente, quando a madeira é aquecida provoca-se uma diminuição irreversível nas propriedades mecânicas desta. A severidade desta influencia depende do método de aquecimento, sendo que vapor, água quente, prensagem a quente e ar quente apresentam-se em ordem decrescente de severidade.

A densidade da madeira também é importante, sendo que madeiras mais densas são mais influenciadas, aumentando a diferença das propriedades mecânicas com a variação da temperatura.

Velocidade de deformação

A resistência da madeira aumenta com o aumento da velocidade de deformação utilizada para o carregamento do corpo de prova. As velocidades comumente empregadas na usinagem da madeira são várias ordens de grandeza maiores que as velocidades utilizadas nas máquinas normais de ensaios mecânicos. Portanto os resultados obtidos em baixas velocidades podem não refletir a resistência da madeira ao corte nas velocidades normais utilizadas.

A literatura cita que para um aumento de 10.000 vezes na velocidade de deformação o módulo de ruptura aumenta 31%. A presença de água aumenta o efeito sendo que na mesma madeira, agora saturada com água, o aumento foi de 44% (Ref. 67).

PROPRIEDADES DA MADEIRA

Quando desejamos estudar os processos de usinagem que operam na madeira torna-se evidente que a natureza anisotrópica desta exerce influencia

muito grande sobre a formação do cavaco.

Fig. 9 - Secção do tronco de uma árvore adulta; A) casca externa morta; B) região interna viva, mais clara; C) região de crescimento composta de 4 anéis; D) Cerne composto de 8 anéis de crescimento; E) Cerne. (Ref. 37)

Por esta razão é necessário conhecimento básico da anatomia da madeira para melhor entendimento dos vários processos que operam durante a usinagem da mesma.

A Fig. - 9 mostra uma região de uma árvore adulta, ilustrando os planos que são mais importantes nos processos de usinagem.

A secção transversal aparece quando a madeira é serrada perpendicularmente à direção da fibra, formando algo como um cilindro de madeira. A superfície tangencial curva é exposta quando a casca é retirada da árvore, portanto perpendicular a secção transversal. O corte do tipo venner mostra esta superfície e cria uma "folha" de madeira que é conhecida como casquilho. A superfície radial é perpendicular a ambas as direções tangencial e transversal, sendo formada por um plano paralelo às fibras e que passa pela casca e centro da árvore. Esse tipo corte pode ser observado em qualquer assoalho de madeira.

As árvores comerciais se dividem em duas categorias básicas:

1. Madeira mole ou coníferas. Neste grupo são encontrados os pinus e cedros dentre outras. Possuem folhas do tipo agulhas ou escamas, e normalmente estão sempre verdes.

2. Madeiras duras ou dicotiledonêa. Incluídos neste grupo estão eucaliptos, carvalho etc.

As estruturas existentes na madeira variam grandemente dependendo da categoria a qual esta pertence.

As madeiras moles são relativamente homogêneas sendo constituídas principalmente de estruturas celulares longitudinais (vasos lenhosos , que fornecem suporte estrutural bem como meio de transporte de água), e elementos radiais (que transportam alimentos e servem também para armazenar substâncias). Algumas poucas madeiras duras também podem apresentar essas estruturas.

As madeiras duras apresentam-se estruturalmente muito menos homogêneas que as moles, possuindo um desenvolvimento celular mais complexo, com tecidos mais especializados. Apresentam vasos que são estruturas tubulares que facilitam a subida da água, e que na secção transversal apresentam-se como poros. O suporte estrutural é fornecido principalmente por estruturas chamadas fibras, embora células lignificadas também auxiliem esta função.

ANATOMIA DA MADEIRA

A seguir apresentamos uma breve discussão sobre a estruturas encontradas nas madeiras e seus efeitos nas propriedades mecânicas destas.

Anéis de crescimento

Os efeitos dos anéis de crescimento já são bastante conhecidos e afetam tanto a força de usinagem quanto a qualidade de acabamento. A diferença de coloração que da origem aos anéis está relacionada com diferentes densidades da madeira. A madeira clara forma-se durante o início da temporada de crescimento (primavera e verão), apresentando densidade menor e a madeira escura aparece durante o final da temporada de crescimento (outono e inverno), sendo mais densa. Estudos de microscopia revelaram que a madeira mais densa apresenta uma maior espessura de parede celular quando comparada com a madeira menos densa.

Essas diferenças de densidade variam largamente dependendo das espécies consideradas, acarretando em diferenças de resistência e retração. As madeiras claras apresentam uma menor resistência, contraem menos transversalmente às fibras e mais longitudinalmente a estas, quando comparadas com as madeiras escuras mais densas. Estas diferenças prejudicam não somente a usinagem, mas também a secagem, gerando tensões internas que intensificam os problemas tanto dimensionais quanto de rachadura. (Ref. 68)

Alburno e cerne

Com o envelhecimento da madeira o número de anéis concêntricos de crescimento aumenta. A região que promove este crescimento se chama alburno e possui funções de conduzir água e armazenar alimentos e também fornecer algum suporte mecânico. Esta é a única região que permanece viva

durante toda a vida da planta.

Os tecidos mais antigos que se situam no centro da árvore, após algum tempo deixam de executar as funções vitais e fornecem somente suporte mecânico. Este núcleo de madeira morta recebe o nome de cerne. Com o crescimento da árvore o diâmetro do cerne aumenta enquanto a espessura do alburno permanece constante ou diminui.

A quantidade de alburno varia grandemente dependendo da espécie considerada, podendo ser de 2 até mais de 80 anéis de crescimento.

Na transformação do alburno em cerne ocorre um escurecimento da madeira provocado pela deposição de substâncias originadas da morte das células. As propriedades mecânicas destes dois tipos de madeiras apresentam poucas diferenças quando possuem a mesma umidade. Existe alguma evidência que em algumas espécies o alburno apresenta uma maior tenacidade que o cerne.

Do ponto de vista da usinagem a maior diferença entre essas duas madeiras é a maior umidade do alburno logo que a árvore é cortada. Em coníferas podemos ter até 200% de umidade no alburno em comparação com a mesma totalmente seca.

Fig. 10 - Estrutura da madeira macia mostrando um cubo de madeira de aproximadamente 0,8 mm de lado. As estruturas mostradas incluem: AR - anel de crescimento anual; S - alburno, menos denso do início da temporada de crescimento, SM - cerne, mais denso, do final da temporada de crescimento; TR - traqueídes, VRD - canais verticais de resina; WR - raios normais; FWR - raios fusiformes. (Ref. 37)

Vasos lenhosos (traqueides)

Madeiras moles são constituídas principalmente de células alongadas, tubulares, furadas nas extremidades e com a presença de ligações aureoladas nas laterais, que são áreas cujas paredes apresentam espessuras bastante finas. A Fig. - 10 apresenta um esquema mostrando as estruturas principais de uma madeira macia e Fig. - 11 apresenta as estruturas de uma madeira dura.

O comprimento dos traqueides são de 75 a 200 vezes sua maior dimensão transversal e estão dispostos na direção do comprimento do tronco das árvores. O comprimento dos traqueides podem variar de 2.0 mm até 7.5 mm dependendo da espécie em questão.

Canais de resinas

São espaços tubulares intercelulares definidos e limitados por tecidos de parenquima que contém células excretoras, encontrados normalmente em pinus e outras espécies de madeira mole. Podem também serem originados a partir de raios fusiformes largos.

Fig. 11 - *Estrutura da madeira dura.* AR - anel anual, P - vasos, WR - raios e F - fibras.

Esses canais de resina produzem poucos efeitos nas características de usinagem, com exceção de que a resina pode provocar aderência de serragem nas lâminas de corte e dependendo das condições de secagem, a resina pode aflorar na superfície e dificultar o posterior lixamento desta.

Vasos

São estruturas de formas tubulares, com paredes relativamente finas que compõem grande parte das madeiras duras conforme mostra a Fig. - 11. Esses tubos se ligam com outros tubos pelas extremidades formando um vaso contínuo e funcionam como condutores de seiva durante a vida da planta. Em algumas espécies podem ocorrer o preenchimento total ou parcial desses tubos.

Do ponto de vista de usinagem a característica mais importante desses vasos são o seu tamanho, que variam bastante entre as espécies e em alguns casos variam durante o ano dependendo das estações. Medidos no plano tangencial os vasos podem variar em diâmetro de aproximadamente 20 microns até mais de 300 microns.

De maneira geral podemos dizer que quanto maiores os vasos pior o acabamento da operação de usinagem. Em algumas espécies podemos ter até 55% do volume da madeira como vasos.

Fibras

As fibras compõem a maior parte do tecido celular da madeira dura, variando de 25% até mais de 50%. São células alongadas com orifícios nas extremidades e com paredes relativamente grossas que variam com respeito as estações do ano em que cresceram. Juntamente com os vasos, crescem em ângulos variados com respeito ao eixo longitudinal da árvore. Essa variação do ângulo de crescimento dessas estruturas promove o aparecimento de padrões que caracterizam as diferentes espécies. Dependendo da espécie podem aparecer problemas de usinagem devido aos ângulos e a variações localizadas na estrutura dessas fibras.

Raios

São agrupamentos de células pequenas que se estendem radialmente na madeira, formando uma cadeia de ramificações. Servem para armazenamento e movimento radial de alimento durante a vida da árvore. O espaçamento entre os raios são relativamente constantes e observa-se o aparecimento ocasional de novos raios entre os já existentes, sempre na região chamada de câmbio, que é onde ocorre o crescimento do tronco da árvore.

Parenquima Longitudinal

São células longitudinais alongadas agrupadas em faixas verticais. Ocorrem na maioria das espécies e servem para armazenamento e condução de seiva. De maneira geral as madeiras duras apresentam uma quantidade bastante maior dessas estruturas podendo chegar a 18% do volume da madeira.

ESTRUTURA DA CÉLULA DE MADEIRA

O conhecimento da estrutura da célula da madeira é fundamental para a melhora dos processos de usinagem uma vez que a mesma exerce grande influência nesses processos. A Fig. - 12 apresenta o diagrama da célula de madeira, dando ênfase na parede celular, que é basicamente composta por celulose, lignina e polissacarídeos não celulósicos.

Fig. 12 - Diagrama da estrutura de uma célula da madeira. (Ref. 37)

Cada célula é separada por uma camada fina de material isotrópico constituído de lignina e polissacarídeos não celulósicos. Logo após esta camada temos a parede primária, constituída de celulose, lignina, açúcares não celulósicos e materiais incrustados. Finalmente aparece a parede secundária que se apresenta dividida em três camadas, S₁, S₂ e S₃. Esta parede é bastante grossa se comparada com as outras e é constituída principalmente de celulose e não se apresenta com muita lignina. Os tratamentos físicos e químicos utilizados para a extração de produtos da madeira atuam principalmente nesta região.

A madeira de compressão que forma na parte inferior dos galhos das coníferas não apresenta a terceira camada (S₃), a camada S₁ é maior, e a estrutura interna da S₂ também é modificada. A quantidade de lignina é superior à da madeira comum e possui menos celulose.

A madeira de tração se forma nas partes da árvore sujeitas a esforços de tração e apresenta estrutura de fibras mais desenvolvida e orientadas na direção paralela ao eixo longitudinal da célula. Apresenta maior quantidade de celulose e menos lignina que a madeira normal, e conseqüentemente propriedades mecânicas diversas que afetam sua usinabilidade. É difícil de serrar e de applainar.

A estrutura da madeira apresenta regiões de grande alinhamento de fibras que são classificadas de regiões cristalinas, cercada por regiões onde não ocorre um padrão definido de alinhamento, que são chamadas de regiões amorfas. Nas regiões cristalinas as forças de atração secundárias entre as moléculas são mais fortes devido a maior proximidade das cadeias de celulose. Esta estrutura mista apresenta comportamento mecânico variado, podendo ser caracterizado como material elástico ou também, em certas condições, como material visco-elástico.

Como apresentado anteriormente, a madeira apresenta-se como um material bastante heterogêneo. Qualquer operação industrial é difícil de ser otimizada devido às diferenças de comportamento existentes entre as diversas estruturas presentes. As operações de secagem devem ser otimizadas levando-se em conta as regiões mais difíceis de serem secas, as operações de usinagem devem também levar em conta as regiões mais difíceis de serem trabalhadas. A seguir são apresentados os materiais utilizados nas operações de usinagem de madeira e os processos que podem ser utilizados para aumentarem a sua durabilidade.

MATERIAIS UTILIZADOS EM FERRAMENTAS

Os materiais utilizados tradicionalmente em ferramentas são os aços ferramentas e ligas de alto desempenho, que incluem materiais sinterizados e ligas resistentes à abrasão. Recentemente foram desenvolvidos novos aços que apresentam propriedades muito atraentes com composição química e método de fabricação radicalmente diferentes dos aços ferramentas tradicionais. Existem ainda as cerâmicas obtidas a partir de óxidos que são extremamente resistentes à abrasão.

AÇOS FERRAMENTAS

O nome aço ferramenta refere-se a todas as ligas ferro-carbono em conjunto com outros elementos que podem ser tratadas termicamente, obtendo-se alta dureza e alta resistência mecânica, sendo utilizadas para a fabricação de ferramentas e matrizes. São ligas especiais de alto desempenho, desenvolvidas utilizando alguns dos mais elaborados processos da indústria de materiais ferrosos. Sua utilização torna-se imperativa quando é necessária elevada resistência a deformação, ao calor e ao desgaste. Aplicações típicas incluem conformação e usinagem de metais e quaisquer situações onde a resistência ao desgaste seja fundamental.

Os aços ferramentas são elaborados normalmente em fornos elétricos. São lingotados e forjados e/ou laminados a quente na sua forma final. Alguns utilizam-se da metalurgia do pó para serem manufaturados. (Ref. 55, 64)

Todos os aços ferramentas são tratados termicamente, após a usinagem inicial da ferramenta, numa operação de têmpera que consiste de aquecimento até a austenitização, seguido de um resfriamento rápido em água, óleo, ou algum tipo de gás como ar ou nitrogênio. Como esta operação introduz

grande quantidade de tensões internas deve-se efetuar posteriormente a operação de revenimento que, fornecerá o balanço correto entre dureza e resistência ao choque, necessária à cada aplicação específica.

Classificação dos aços ferramentas

No Brasil a classificação desses aços segue as denominações adotadas pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), pelas americanas, "Society of Automotive Engineers" (SAE) e pelo "American Iron and Steel Institute" (AISI). As principais famílias de aços ferramentas são apresentadas a seguir:

Série W - Aços de têmpera em água

Utiliza o carbono como elemento de liga primário. Podem conter pequenas quantidades de vanádio para refino de grão ou cromo para aumento da resistência à abrasão. Embora sua resistência à abrasão não seja muito elevada, são utilizados em ferramentas de pouca duração e em situações onde tenacidade é importante.

A dureza dessas ligas alcançam valores em torno de 60 a 64 HRc, e são utilizados normalmente para limas, ferramentas para trabalho em madeira, brocas e peças de matrizes para forjamento a frio. Sua maior utilização ocorre na fabricação de matrizes para fabricação de talheres.

As ligas desta categoria apresentam endurecimento apenas de uma pequena camada na superfície, mantendo o interior da ferramenta mole e dúctil.

A resistência a abrasão destes materiais está diretamente relacionada ao teor de carbono; assim como a dureza. A Fig. - 13 apresenta a relação entre teor de carbono, dureza e resistência a abrasão.

Fig. 13 - Resistência por desgaste a abrasão como função da dureza e teor de carbono para aços alto carbono. (Ref. 55)

Nota-se que a dureza superficial e resistência à abrasão estão diretamente relacionadas. Os fatores mais importantes para a resistência à abrasão nesses aços são o conteúdo de carbono, a dureza superficial e o aumento da fração de cementita.

Série S - Aços resistentes ao choque

Possuem teores de carbono menores e portanto não atingem a mesma dureza superficial dos aços da série W. São entretanto ligados com manganês e silício, podendo também apresentar teores de tungstênio, cromo e molibdênio para aumentar a temperabilidade.

Pode-se também adicionar o vanádio para refino de grão e aumentar a temperabilidade. Esses aços possuem a mesma resistência à abrasão que os da série W mas maior tenacidade e são utilizados em estampas, martelos, punções, tesouras, etc.

A resistência à abrasão destes aços não é somente função do teor de carbono mas também depende da quantidade dos elementos de liga como cromo, molibdênio e vanádio que formam carbonetos de alta dureza.

Série O - Aços para trabalho a frio, com tempera em óleo

São aços baixa liga temperados em óleo. Os principais elementos de liga são manganês, tungstênio, molibdênio e cromo.

Aplicações incluem partes de máquinas, matrizes de repuxo, cames, forjamento, etc. Devem ser utilizados em temperatura ambiente e dependem do carbono e carbonetos insolúveis para a resistência à abrasão.

Série A - Aços para trabalhos a frio, de tempera ao ar

Aços de média liga endurecidos ao ar, para serem usados em temperaturas próximas da ambiente.

Os elementos de ligas mais importantes são o manganês, cromo, molibdênio e vanádio que aumentam a temperabilidade destes aços. O alto teor de carbono promove boa resistência à abrasão e são utilizados principalmente para ferramentas de conformação a frio, moldes, mandris e rolos.

Série D - Aços para trabalhos a frio, de Alto Cromo e Alto Carbono

Possuem altos teores de carbono e cromo e boa temperabilidade. Com exceção do grau D3, contém 1% de molibdênio, podendo apresentar teores de vanádio e cobalto. A resistência à abrasão destes aços é elevada e aumenta com o aumento do teor de carbono e vanádio. As principais aplicações incluem ferramentas de conformação a frio, laminação, matrizes de repuxo, matrizes de rolamento para parafusos, etc.

Série H - Aços para trabalho a quente ao Cromo, ao Tungstênio e ao Molibdênio

São aços de médio carbono com elementos de ligas adicionais paraaju-

dar a manter a resistência à abrasão e a dureza em altas temperaturas. Esses aços contêm cromo, sendo que os graus H20 ao H39 contêm também tungstênio, e os graus de H40 a H59 contêm molibdênio. Possuem boa temperabilidade e são utilizados em aplicações em altas temperaturas como matrizes de forjamento e extrusão, mandris, punções, etc. Um dos aços utilizados neste trabalho será um aço semelhante ao AISI H13, devido a sua resistência mecânica, ao choque térmico e tenacidade. A seguir são apresentadas algumas de suas principais características.

Pequena distorção de têmpera, mínima formação de óxidos durante resfriamento ao ar soprado, alta resistência a trincas térmicas, alta resistência a corrosão por metal líquido (no caso de matrizes para injeção de alumínio) e baixo custo devido ao baixo teor de elementos de liga. O Silício pode ser adicionado para mudar as características dos óxidos formados durante o resfriamento ao ar soprado e facilitar a remoção da carepa. Algumas variações destas ligas são utilizadas em aplicações onde a resistência mecânica (tensão de escoamento) chega a níveis de 200 Kg/mm² aproximando-se dos aços "Maraging" mas sem a tenacidade à fratura destes. Os tratamentos térmicos comumente utilizados neste aço são a têmpera, revenido, recozimento e alívio de tensões. A normalização não é um procedimento recomendável para esta liga (Ref. 80, 69). Tais tratamentos são descritos a seguir:

Recozimento

É realizado em atmosfera protetora para prevenir a descarbonetação, sem ser aquecido entre 850 e 870°C. O tempo nesta temperatura deverá ser de 1 a 2 horas para cada 25 mm da maior espessura da peça. A velocidade de resfriamento deverá ser de 15 a 20°C por hora até a temperatura de 600°C e depois ao ar livre. A dureza final deverá se situar entre 200 e 240 HB.

Recozimento para alívio de tensões

Após usinagens pesadas as peças devem sofrer um recozimento sub-crítico na faixa de 650 a 680°C por um tempo mínimo de 1 hora para alívio de tensões. Este tratamento é efetuado para aumentar a segurança na têmpera e melhorar o acabamento.

Têmpera

Procede-se um pré-aquecimento até 850°C e depois transfere-se a peça para um banho de sal neutro ou forno de atmosfera controlada com temperatura na faixa de 1000 a 1050°C. O tempo mínimo nesta temperatura deve ser de 20 minutos, mais 5 minutos para cada 25 mm adicionais de espessura da peça. O resfriamento é realizado em ar soprado seco ou óleo, dependendo do tamanho da peça.

A Fig. - 14 apresenta a curva TTT para o aço H13.

Fig. 14 - Curva TTT para o aço H13. (Ref. 55)

Revenimento

Deve ser executado logo após a têmpera, com as peças ainda mornas a uma temperatura entre 50 e 100°C. A Fig. - 15 apresenta as curvas de revenido para três temperaturas de têmpera.

Fig. 15 - Curvas de revenimento para o aço H13 temperado a 1080, 1050 e 980°C. Foi utilizado o duplo revenido com 1 hora para cada tratamento. (Ref. 55)

A resistência à abrasão do aço H13 pode ser grandemente melhorada com tratamento de nitretação. A Fig. - 16 mostra a curva de dureza para um aço H13 nitretado a gas durante 10, 30 e 60 horas.

Fig. 16 - Curvas de dureza para um aço H13 nitretado durante 10, 30 e 60 horas. (Ref. 55)

Série M - Aços Rápidos ao Molibdênio

Possuem alto teor de carbono e o molibdênio como principal elemento de liga. Outros elementos de liga incluem o tungstênio, cromo, vanádio e cobalto. O Cromo atua melhorando a temperabilidade, podendo assim ser temperado ao ar. Essa porcentagem de Cromo também apresenta o melhor compromisso entre dureza e tenacidade. O Vanádio presente está na forma de carbonetos complexos e aumenta a resistência à abrasão da ferramenta. A presença de Vanádio pode aumentar a quantidade de austenita retida, o que é uma desvantagem. O efeito mais importante do cobalto é o aumento da dureza a quente. As desvantagens decorrentes de seu uso são as maiores temperaturas dos tratamentos térmicos que provocam uma maior tendência a decarbonetização superficial, bem como uma maior quantidade de austenita retida na matriz do aço. A resistência a choque mecânico também diminui e o custo final do aço é consideravelmente mais alto.

Esse aços alcançam altas durezas após o tratamento térmico e são capazes de mantê-la em altas temperaturas. As aplicações típicas incluem corte e matrizes para metais, ferramentas para usinagem de madeira e componentes de bombas.

Série T - Aços Rápidos ao Tungstênio

Apresentam altos teores de carbono e tungstênio que são os elementos de ligas primários. O cromo e o vanádio também estão presentes em todas as ligas desta classe e o cobalto também apresenta-se em quase todas.

São utilizados nas mesmas aplicações que as ligas da série M, mas tendem a ser menos ducteis e mais resistentes ao calor e com resistência à

abrasão um pouco maior.

A têmpera de um aço rápido é sempre uma operação delicada, uma vez que dependendo do erro, pode-se perder a ferramenta ou diminuir-se consideravelmente sua vida útil.

O aço rápido na condição recozida apresenta uma estrutura ferrítica com carbonetos simples ou complexos de ferro, cromo, tungstênio, vanádio e molibdênio, etc. Para a obtenção, após a têmpera, de uma estrutura martensítica forte e resistente capaz de suportar as altas temperatura de usinagem, sem que ocorra o amolecimento, deve-se solubilizar na austenita grande parte destes carbonetos. Quanto maior for a temperatura de austenitização, maior será a fração de carbonetos dissolvidos, mas esses carbonetos devem continuar a existir em quantidade adequada para prevenir o crescimento de grão e também para manter a resistência à abrasão do aço. A partir de uma certa temperatura, o crescimento de grão começa a aumentar rapidamente comprometendo a tenacidade da ferramenta. Essa é a temperatura limite de austenitização para estes aços e deve ser controlada com cuidado.

Temperaturas excessivamente altas durante a têmpera causam danos à microestrutura, diminuindo a resistência ao choque e a abrasão e temperaturas muito baixas podem provocar o aparecimento de ferrita após a têmpera que, diminui a dureza do aço. Um aço com tratamento térmico correto apresenta uma microestrutura fina, com razoável quantidade de carbonetos. Se o tratamento mecânico de forjamento após a fusão do lingote foi executado adequadamente, os carbonetos não devem formar veios orientados que fragilizam o aço pois fornecem um caminho preferencial para a propagação de trincas devido a sua fragilidade. Outro fato relevante sobre a microestrutura desses aços são as grandes quantidades de austenita retida que tipicamente se situa entre 20 e 25% na temperatura ambiente. Isto ocorre porque a temperatura em que teríamos 99% da austenita transformada em martensita (M_f - fim da transformação martensita) é de -100°C aproximadamente. Como na têmpera o aço é resfriado rapidamente a temperatura ambiente e não até -100°C , uma boa parte da austenita não transforma e fica retida na microestrutura. Por esta razão é muito importante que, após a têmpera, seja efetuado o revenido que transforma a austenita retida em martensita durante o resfriamento subsequente e aumenta a dureza do aço. Também ocorre a precipitação de carbonetos durante o revenido que contribuem para o aumento da dureza do material. A temperatura utilizada para este tratamento situa-se na faixa entre 550 e 575°C onde consegue-se o maior endurecimento, chamado de endurecimento secundário.

A martensita transformada no primeiro revenido também apresenta-se com tensões internas e com baixa resistência ao choque mecânico, devendo ser revenida novamente. Em alguns casos de aços com grandes quantidades de carbono e cobalto (que estabilizam a austenita) são necessários 3 e até mesmo 4 revenidos para se atingir as propriedades ótimas do aço.

Em casos onde a resistência ao choque é muito importante, pode-se efetuar o revenimento a uma temperatura 20°C acima da temperatura que fornece

o pico de dureza, obtendo um material consideravelmente mais tenaz sem decréscimo significativo na dureza. Se ainda uma maior tenacidade for exigida será preferível a utilização de uma menor temperatura de austenitização, o que além de fornecer uma martensita de menor teor de carbono, reduz o tamanho de grão aumentando assim a tenacidade.

Deve-se também chamar a atenção para algumas particularidades dos aços ferramentas quanto ao tratamento térmico, como o fato de que a precipitação de carbonetos durante o primeiro revenido não é reversível e se algo de errado ocorrer no tratamento térmico a peça estará perdida. Também, os tratamentos térmicos desses aços devem ser efetuados em atmosferas protetoras neutras uma vez que podem sofrer descarbonetação em atmosfera com baixo teor de carbono e conseqüentemente diminuir sua dureza. No caso de carbonetação podem ocorrer fusões superficiais localizadas pelo rebaixamento do ponto de fusão e conseqüente perda de resistência ao amolecimento por temperatura.

OUTROS MATERIAIS UTILIZADOS EM FERRAMENTAS

Existem algumas ligas de alto desempenho e preço que não podem ser classificadas como aços ferramentas visto que essa classificação normalmente se aplica a ligas ferro-carbono. De fato, alguns desses materiais são praticamente isentos de carbono (aços "maraging") enquanto em outros o carbono é a base (carbonetos sinterizados).

Carbonetos sinterizados

São produzidos através da metalurgia do pó, sinterizando-se carbonetos de metais refratários com aglomerante, tais como os metais do grupo de ferro (Fe, Ni ou Co), fornecendo um material de grande resistência a abrasão, mesmo em altas temperaturas. Os carbonetos sinterizados dividem-se em dois grupos: os carbonetos de tungstênio e os "cermets" que são carbonetos de outros elementos tais como titânio, cromo, ou outros metais que não o tungstênio, aglomerados com níquel. Os "cermets" foram desenvolvidos originalmente para serem utilizados em motores a jato e possuem comportamento bastante semelhante aos carbonetos de tungstênio.

Os carbonetos de tungstênio podem apresentar até 5% de carbonetos de titânio e de tântalo e são aglomerados com cobalto. São utilizados largamente em ferramentas de usinagem para ligas de difícil usinagem, como ferro fundido e aços austeníticos. Um segundo tipo de carboneto de tungstênio com até 40% de carbonetos de titânio ou tântalo é utilizado predominantemente para a usinagem de aços inoxidáveis ferríticos

Materiais cerâmicos

São materiais à base de alumina de alta pureza e que apresentam características muito interessantes tais como alta dureza, mesmo em altas temperaturas, boa resistência à abrasão, baixo coeficiente de atrito, baixa condutividade térmica e pouca aderência do material retirado na ferramenta. Seu único defeito mais grave é a baixa tenacidade que continua sendo melhorada

através de várias tecnologias como a adição de "wiskers" de carboneto de silício. Sua montagem no porta ferramenta deve ser feita cuidadosamente e o equipamento utilizado para efetuar a usinagem deve apresentar-se isento de vibrações. Uma recomendação interessante de alguns fabricantes desses materiais é a não utilização de refrigeração da peça que está sendo usinada, para melhorar a eficiência da usinagem. A velocidade de usinagem chega a ser o dobro da obtida com carbonetos sinterizados para os casos de ferrosos e não ferrosos.

Ligas resistentes a abrasão

São materiais especiais a base de cobalto, do tipo "Stellite", com altos teores de liga. A base está presente em teores de 38 a 60%, cromo em teores de 25 a 32%, níquel em teores até 20%, tungstênio de 10 a 20% e carbono em teores de 1,5 a 2,5%. Outros elementos que podem aparecer incluem o vanádio, tântalo, nióbio, molibdênio e boro.

A dosagem dos elementos depende das propriedades exigidas, tais como temperatura de trabalho, dureza, tenacidade, resistência à abrasão, etc.

A usinagem desses materiais é extremamente difícil e tanto quanto possível tenta-se fundi-los já na forma final de utilização. As varetas usadas em deposição por oxi-acetileno são produzidas por lingotamento contínuo já no diâmetro correto evitando assim qualquer operação de acabamento.

Essas ligas dispensam qualquer tratamento térmico pois quando da sua solidificação já apresentam dureza entre 60 e 64 HRC.

São resistentes ao amolecimento por ação da temperatura e capazes de velocidades de usinagem superiores às dos aços rápidos, mas inferiores as dos carbonetos sinterizados.

Aços "Maraging"

São aços de ultra-alta resistência, com altos teores de liga que apresentam além da alta resistência mecânica grande tenacidade. O casamento de propriedades antagônicas é conseguido através de processo de fabricação bastante especializado e composições muito diferentes dos outros aços. A diferença mais marcante é o processo de endurecimento que não utiliza o elemento Carbono como nos demais aços mas sim um mecanismo de precipitação típico das ligas de alumínio. A composição dessas ligas incluem os elementos Ferro que é a base, Níquel em teores de 17,0% a 19,0%, Cobalto de 9% a 12%, Molibdênio de 4,5% a 5,1%, Titânio de 0,2% a 1,5% e o elemento Vanádio em alguns casos. O Carbono é mantido em níveis baixos, de 0,01% a 0,03%. (Ref 1)

Aços com essa composição química apresentam uma martensita de baixa dureza (25 a 32 HRC) e tenaz que aparece em resfriamento rápido e posteriormente é endurecida por envelhecimento, conforme mostra a Fig. - 17. O material resultante apresenta alta resistência à tração com boa ductilidade (grande redução em área, alongamento), resistência a impacto e a propagação de trincas ocorre de maneira lenta e previsível, mesmo em baixas tem-

peraturas, e resistência a trincas por fadiga térmica. A estabilidade dimensional durante tratamento térmico é excelente (sofre apenas uma variação volumétrica homogênea de 0,07%, não sofre descarbonetação dado sua baixa quantidade do elemento Carbono, apresentando excelente temperabilidade mesmo para peças de grandes dimensões. A usinagem é fácil na condição solubilizada (pode ser usinada também na condição endurecida), e as boas propriedades de conformação são devidas à baixa taxa de encruamento. A excelente soldabilidade (processo TIG e MIG) é característica de materiais com baixo carbono, e os tratamentos térmicos são simplificados e efetuados em baixas temperaturas, sendo que nos casos onde são necessárias altas durezas superficiais pode-se utilizar nitretação convencional ou iônica.

O limite de resistência desses aços alcançam valores entre 1860-2260 N/mm² mantendo ainda elevada ductilidade. Na condição solubilizada (temperada) apresenta dureza de 25 a 35 HRC podendo chegar superficialmente até 800 HV, utilizando-se nitretação iônica. Em casos onde a estabilidade dimensional é de grande importância devemos considerar uma contração volumétrica uniforme de 0,07% do estado solubilizado para o estado envelhecido.

Fig. 17 - Diagrama de envelhecimento para o aço Maraging V725, utilizado neste trabalho. (Ref. 2)

Algumas de suas aplicações mais importantes são na indústria aeroespacial, na confecção de moldes para fundição sob pressão de alumínio, zamac, plásticos e em qualquer situação de uso em que uma elevada relação resistência/peso aliada a uma boa tenacidade, seja fundamental.

Aços sinterizados

Recentemente, o mercado brasileiro dispõe de fornecedores que oferecem materiais de última geração para a utilização em ferramentas de corte. Os materiais mais recentes são obtidos através de processos de metalurgia do pó e apresentam desempenhos muito superiores aos convencionais, tanto em

resistência à abrasão quanto em tenacidade.

Essa superioridade ocorre por duas razões básicas, que são desejadas também no caso dos aços convencionais mas sem o mesmo sucesso:

1. Homogeneidade: os aços rápidos convencionais apresentam microestrutura grosseira com carbonetos alinhados. Esses carbonetos conferem à liga grande resistência à abrasão mas baixa resistência ao choque uma vez que fornecem um caminho frágil para a propagação da trinca. Como resultado ocorre a falha por quebra do fio de corte. A Fig. - 18 apresenta tal fato.

Fig. 18 - Micrografia mostrando carbonetos grandes e alinhados em aço ferramenta convencional (Aço AISI M35).

Em contrapartida os aços sinterizados apresentam uma distribuição homogênea de carbonetos extremamente pequenos que dificultam a propagação da trinca bem como apresentam grande eficiência da superfície de corte. Essa homogeneidade é impossível de ser alcançada pelos materiais convencionais, uma vez que o processo de fabricação utilizado (fundição e forjamento) favorece muito o aparecimento de estrutura grosseira, quando comparado com os aços sinterizados.

2. Estrutura e composição dos carbonetos: como na produção dos materiais sinterizados os tempos de resfriamento da matéria prima (o pó) são pequenos, temos uma estrutura homogênea, e como não há tempo para ocorrer difusão, obtem-se composições que são impossíveis de serem obtidas quando se funde um lingote com o compromisso de posterior forjamento. A operação de forjamento é fundamental para a quebra da estrutura bruta de fusão do lingote e melhor distribuição dos carbonetos. Desta maneira não só a estrutura do material é superior, mas também a composição e quantidade de carbonetos aumenta consideravelmente no material sinterizado. A Fig. - 19 apresenta a microestrutura de um aço sinterizado. Nota-se a ausência marcante de carbonetos alinhados e a homogeneidade sem precedentes alcançada por este método de fabricação.

Fig. 19 - Micrografia mostrando a estrutura de um aço sinterizado. Nota-se a ausência marcante de carbonetos alinhados e a homogeneidade sem precedentes alcançada por este método de fabricação (Aço K190). (Ref. 38)

Conforme dito anteriormente, a metalurgia do pó permite a manufatura de ligas com altos teores de carbonetos, sem a fragilidade típica dos aços fundidos. A Fig. - 20 mostra uma comparação entre o teor de carbonetos e o desgaste sofrido por uma matriz e punção para vários tipos de aço. (Ref. 38)

Fig. 20 - Desgaste da matriz e punção como função do teor de carbonetos para varios tipos de aço. (Ref. 39)

Na posição bem a direita temos o aço K190 PM que apresenta grande quantidade de carbonetos e uma das maiores resistências à abrasão. A Fig. - 21 mostra uma comparação entre a resistência à compressão entre o aço K190 PM, um aço para trabalho a frio e um aço rápido, temperados e revenidos para uma dureza de 63 HRC. Nota-se que sua resistência a compressão é muito próxima as dos aços convencionais.

Fig. 21 - Comparação da resistência a compressão entre os aços K190 PM, um aço convencional para trabalho a frio e um aço rápido também convencional, todos temperados e revenidos para uma dureza de 63 HRC.. (Ref. 39)

Mesmo com seu maior teor de carbonetos e resistência à abrasão, o aço K190 PM também apresenta uma resistência ao impacto muito maior que os aços convencionais, conforme mostra a Fig. - 22.

Fig. 22 - Comparação da resistência ao impacto do aço K190 PM com aços convencionais. (Ref. 39)

Essas comparações mostram a capacidade sem precedentes de aliar alta resistência à abrasão e a tenacidade, proporcionada pela técnica de metalurgia do pó.

Tratamento térmico da liga K190 PM

A liga K190 PM deve ser temperada e revenida como o são os aços convencionais. Os tratamentos térmicos recomendados visam a maior dureza, que aumenta a resistência ao desgaste por abrasão, ou uma maior tenacidade que aumenta a resistência ao desgaste por fadiga de contacto. A temperatura de austenitização influencia a dureza (e consequentemente a tenacidade) alcançada na têmpera conforme mostra a Fig. - 23 assim como a temperatura de

revenimento conforme mostra a Fig. - 24

Fig. 23 - Influência da temperatura de austenitização na dureza alcançada após a têmpera para o aço K190 PM,. (Ref. 39)

Fig. 24 - Influência da temperatura de revenimento na dureza alcançada com o aço K190. (Ref. 39)

Para obter-se alta dureza, recomenda-se uma temperatura de austenitização entre 1100 e 1120°C, com um tempo mínimo de 25 minutos e resfriamento em óleo morno ou N₂ à pressão maior que 3 bar. O revenido deverá então ser executado na faixa de 520 a 550°C por 2 horas fornecendo uma dureza de 63 HRC. Para obtenção da máxima tenacidade, recomenda-se uma temperatura de austenitização entre 1070 e 1090°C, por pelo menos 25 mi-

nutos seguido de têmpera em óleo morno ou N₂ a pressão maior que 3 bar. O revenido deverá ser efetuado na faixa de 515 a 535°C, por 2 horas fornecendo uma dureza de 61 HRC.

O comportamento do K190 PM durante a têmpera é mostrado na Fig. - 25 pela sua curva CCT. Foi utilizada uma temperatura de austenitização de 1050°C durante 10 minutos. Os valores 6...100 representam porcentagens de transformação de fase e os valores 0,18...55 referem-se ao parâmetro de resfriamento (tempo de resfriamento de 800°C até 500°C em centésimos de segundos).

Fig. 25 - Curva CCT para o aço K190 PM. (Ref. 39)

A Fig. - 26 apresenta o diagrama de fase qualitativo, onde a estrutura cristalina presente em % por volume é mostrada como função do tempo de resfriamento de 800 a 500°C.

A parte inferior da Fig. - 25 apresenta a relação entre o tempo de resfriamento de 800 a 500°C e o diâmetro da peça (para a faixa de 10 a 1000 mm), para a superfície e o centro quando resfriadas com água, ar e óleo. Para as curvas de resfriamento do nitrogênio foram utilizadas pressões de 1, 3 e 5 bar. A flecha na Fig. - 25 indica que a estrutura no centro de uma peça de 100 mm de diâmetro feita de aço K190 PM terá no centro 10% de bainita e 90% de martensita depois de temperada em óleo. Sua dureza será de aproximadamente 66 HRC. Pode-se também verificar pelo gráfico que se for utiliza-

do N₂ a 3 bar para o resfriamento então teremos por volta de 30% de bainita e uma dureza menor que 65 HRC.

Fig. 26 - Diagrama de fase quantitativo para o aço K190 PM.. (Ref. 39))

Uma outra característica importante do aço K190 PM é sua boa estabilidade dimensional, possibilitando tolerâncias mais apertadas e menores sobremetas para a operação final de retífica. A Fig. - 27 apresenta uma comparação entre o aço K190 PM e outros aços ferramenta quanto a estabilidade dimensional durante a têmpera.

Fig. 27 - Variações dimensionais em aços ferramentas na direção longitudinal depois da têmpera e revenido. (Ref. 39)

ASPECTOS METALÚRGICOS DO DESGASTE DE AÇOS FERRAMENTAS

Existem quatro mecanismos básicos de desgaste dos aços ferramenta: abrasão, adesão, corrosão e fadiga por contato. Durante a utilização dos aços ferramenta, esses mecanismos ocorrem em conjunto e portanto, a solução ideal necessita de experimentação, além de conhecimentos de produção, tratamentos térmicos e superficiais.

A Fig. 28 apresenta um gráfico comparando as resistências à abrasão dos vários tipos de aços ferramenta.

Desgaste por Abrasão

Ocorre quando uma fase dura é atritada contra o aço ferramenta. A fase dura pode estar envolvida por uma matriz mole tais como inclusões de óxidos em aços ou alumínio, ou ainda em líquidos, como no caso de um fluido utilizado em retífica. Um caso de particular interesse é a ocorrência de partículas de óxido de silício em madeira, como no caso de pinus.

Fig. 28 - Gráfico comparando a resistência à abrasão dos vários tipos de aços ferramenta. (Ref.44)

Conforme explicado anteriormente na Fig. - 13 a resistência à abrasão de aços ferramentas ao carbono (tipo W) está diretamente relacionada com a dureza e o teor de carbono. Os trabalhos de Larsen-Basse mostram que a resistência à abrasão também apresenta uma relação linear com a fração volumétrica de cementita (Fe_3C , carbeto de ferro) conforme mostra a Fig. -29. A resistência à abrasão também depende da temperatura de revenido, uma vez que esta influencia a dureza da matriz, conforme mostra a Fig. - 29 para as várias temperaturas de revenido.

Fig. 29 - Resistência à abrasão de aço carbono temperado e revenido como função da fração de volume da cementita. As várias curvas apresentadas indicam as diferentes temperaturas de revenido. A dureza diminui com o aumento da temperatura de revenido. (Ref.44)

A (Ref. 44) apresenta um estudo mostrando uma boa correlação entre resistência ao desgaste por abrasão e um parâmetro estrutural A, calculado como sendo tamanho dos carbonetos primários multiplicado pela fração volumétrica e pela dureza dos carbonetos. A Fig. - 30 apresenta o resultado deste estudo, que mostra que os materiais de alta resistência ao desgaste por abrasão devem possuir grandes quantidades de carbonetos, que estes deverão ser os maiores possíveis e também os mais duros.

Na prática porém, dificilmente a abrasão apresenta-se como o único mecanismo de desgaste e portanto a otimização de uma ferramenta deve levar em conta os outros mecanismos de desgaste que serão discutidos a seguir.

Fig. 30 - Resistência ao desgaste por abrasão como função do parâmetro A. (Ref. 44)

Adesão

Ocorrem quando o material a ser trabalhado adere à ferramenta devido à falta de lubrificação e devido às altas pressões existentes no processo. É consequência da solda a frio (Ref. 44) de regiões microscópicas entre a ferramenta e o material a ser trabalhado. O ambiente onde está ocorrendo este tipo de desgaste também tem grande influência em sua severidade. Geralmente a ausência de oxigênio é um agravante, visto que não ocorre a formação de óxido entre as superfícies. Dentre os fatores metalúrgicos que diminuem a ocorrência deste efeito estão o aumento da dureza do aço-ferramenta a quente, a existência de precipitados lubrificantes na ferramenta (como os aços grafiticos O6 e A10) tamanho de grão pequeno, grande fração volumétrica e pequeno tamanho dos carbonetos primários. Essas observações não são válidas para todos os casos. (Ref. 36, 48).

Corrosão

Geralmente a corrosão não é a maior responsável pelo desgaste dos aços-ferramentas, mas pode se tornar crítica em altas temperaturas ou no processamento de plásticos. Normalmente pode-se controlar este tipo de desgaste pela lubrificação ou selecionando-se um aço com maior teor de cromo, ou através de filmes de proteção.

Fadiga por contato

É causada pela rolagem ou escorregamento de um componente sobre o outro durante um grande número de ciclos. Isto leva à formação de microtrincas, que resultam na quebra do gume cortante.

A solução mais comum para esse problema é o aumento da dureza e da tenacidade do aço ferramenta. O problema é que essas duas propriedades são mutuamente exclusivas, ou seja, normalmente quanto mais duro, também mais frágil é o aço. Uma possível solução para esse problema é a diminuição do tamanho dos carbonetos, o que aumenta a tenacidade sem diminuir a dureza. Neste caso deve-se utilizar os aços ferramentas sinterizados que não possuem carbonetos grosseiros. Outra solução seria diminuir a temperatura de austenitização.

TRATAMENTOS TÉRMICOS, QUÍMICOS E TERMOQUÍMICOS SUPERFICIAIS

Os tratamentos superficiais apresentam-se como uma alternativa para conciliar duas propriedades que são mutuamente excludentes, que são a resistência à abrasão e ao impacto. O aço é recoberto por uma camada extremamente dura e resistente à abrasão, mas logo abaixo da superfície apresenta-se mais dúctil e resistente ao choque. Desta maneira a ferramenta resultante é agora composta por dois materiais de propriedades bastante diferentes, que quando aplicados cuidadosamente para cada caso específico podem apresentar resultados muito bons. Essa região endurecida pode ser depositada através de várias tecnologias. (Ref. 8)

Dependendo do caso, pode-se mudar apenas a estrutura cristalina superficial da peça em questão ou sua composição química ou ainda ambas. Pode-se recorrer a métodos que usam difusão para alterar a composição química superficial ou métodos mais energéticos e caros, como implantação iônica, que arremessam íons contra a superfície do material incorporando-os à grade cristalina. (Ref. 64)

Utilizam-se elementos químicos com pequenos diâmetros atômicos que ocuparão posições intersticiais como o boro, o carbono e o nitrogênio ou elementos grandes como o cromo e o níquel que formarão uma camada densa na superfície. Pode-se depositar materiais como nitreto de titânio, que são sintetizados durante o tratamento da peça. (Ref. 8)

Em vários casos o mesmo elemento pode ser utilizado de maneiras muito diferentes, como no caso do carbono que pode ser utilizado tanto na cementação convencional como em carbonitreção iônica. (Ref. 62)

Os tratamentos térmicos superficiais modificam a estrutura cristalina da superfície sem alterar a composição química, através de variações bruscas na temperatura utilizando-se de uma fonte de energia concentrada. São utilizados lasers, correntes de indução, chama localizada, feixe de elétrons e centelhamento.

O aquecimento localizado que ocorre bruscamente na superfície da peça ao mesmo tempo em que seu interior se apresenta na temperatura ambiente, acarreta um resfriamento rápido, temperando somente a superfície da peça, mantendo-se o interior inalterado.

Similarmente, o tratamento de "shot-peening" também endurece a superfície da peça sem alterar a composição química mas através do encruamento gerado por deformação plástica da superfície. Em ambos os casos o endurecimento ocorre através da criação de defeitos na estrutura cristalina, provocando encruamento.

Uma outra categoria de tratamentos superficiais são aqueles que modificam por completo a composição química da superfície através da deposição de uma camada de um novo material. São bastante numerosos e incluem os processos eletroquímicos, soldas, aspersão térmica, CVD, PVD e revestimento mecânico (cladding). Podem ser depositados TiN, Diamante, Cromo, TiC, Ni,

aço inox, ligas de cobalto, Al puro, etc, em quase qualquer substrato.

São largamente utilizados em estruturas para proteção do substrato contra ataques químicos. Um exemplo bem utilizado na indústria automotiva é a utilização de superligas de cobalto na superfície de vedação das válvulas de motor de combustão interna. Essas ligas são depositadas por solda oxiacetilênicas ou plasma e formam uma superfície altamente resistente química e mecanicamente, mesmo em altas temperaturas. (Ref. 60).

Uma outra categoria são as dos tratamentos termoquímicos, que também modificam a composição química superficial, adicionando elementos químicos pequenos como intersticiais na rede cristalina do substrato. Esses tratamentos incluem a cementação, carbonitretação, nitrocementação, nitretação e boretação. São utilizados extensivamente em engrenagens, eixos, cames de comando, etc. (Ref. 27, 64)

Nessa categoria inclui-se a nitretação iônica que é a técnica utilizada neste trabalho para aumentar a resistência à abrasão de lâminas de corte, sem diminuir sua resistência ao choque.

Nitretação iônica

O processo de nitretação iônica consiste em aumentar a concentração de átomos de nitrogênio em uma superfície metálica, utilizando-se de um plasma do tipo "glow discharge" ou luminescência. (Ref. 11).

A nitretação poderia ser realizada, em tese, por qualquer meio rico em nitrogênio, como o meio líquido (sais ricos em nitrogênio) ou gasoso (amônia). A vantagem da utilização de um meio mais energético como o plasma é a produtividade e facilidade de controle do processo de nitretação. (Ref. 17, 23, 24, 29, 30, 32, 33, 40).

Durante esse processo, a peça a ser tratada é bombardeada por íons de nitrogênio que são acelerados ao encontro da superfície metálica através de um campo elétrico. Este campo é gerado pela diferença de potencial aplicado entre a peça a ser nitretada (ânodo) e as paredes do vaso (cátodo). A pressão do gás situa-se entre 0,1 e 10 torr e a tensão aplicada é de aproximadamente 1000 volts. Nessas condições a peça é envolvida por uma luz semelhante à observada nos eletrodos de uma lâmpada de neon, mas de cor violeta.

Essa luz é o plasma que promove o bombardeio de íons de nitrogênio contra a superfície da peça. A Fig. - 31 apresenta a relação entre a tensão e a corrente aplicada bem como os vários fenômenos que ocorrem.

O alto estado energético associado ao plasma na região da descarga anômala (abnormal glow) até a região do ponto 1 é que confere à nitretação iônica suas características tão desejáveis, mas exige um sistema de controle bastante desenvolvido para evitar a formação da descarga em arco localizada. Existem vários sistemas de controle utilizados para evitar a formação do arco, mas a opção mais utilizada atualmente é a utilização de uma fonte pulsada. Neste sistema a tensão é aplicada segundo uma onda quadrada com frequência entre 1 KHz e 10 KHz. (Ref. 14, 4, 25, 28, 34, 41)

Fig. 31 - Característica tensão x corrente durante uma descarga elétrica e os vários fenômenos associados. (Ref. 4, 14, 64)

Nesta condição o arco não chega a desenvolver-se, uma vez que para isto ocorrer é necessário um acúmulo de cargas na região. Isto demora aproximadamente 100 μ s, mas a tensão retorna a zero antes, dispersando as cargas acumuladas e eliminando a possibilidade de ocorrência de arco. Como a cinética da formação do acúmulo de cargas depende de vários parâmetros, inclusive da forma da peça, a onda quadrada utilizada para gerar o plasma deve permitir todo o tipo de regulação e assim permitir a otimização do tratamento para cada tipo de peça a ser nitretada.

A fonte de tensão pulsada também auxilia no caso de peças com formatos complexos ou heterogeneidades como contaminantes que podem aumentar localmente a densidade de corrente e provocar uma abertura de arco. Quando isto ocorre e dependendo da potência do gerador pode-se extinguir o plasma (gerador de pouca potência) ou danificar a peça em questão através de uma fusão localizada no ponto da descarga em arco (gerador potente).

As descargas na região anômala apresentam uma característica visual bastante marcante formada por uma série de faixas luminosas sucessivas conforme mostrado na Fig - 32. A região do anodo, incluindo a luminescência catódica, a bainha catódica e a luminescência negativa é a região que apresenta maior luminosidade e também a responsável pela maior parte da queda de potencial que ocorre na descarga. É também a região mais importante para o estudo dos processos de nitretação iônica uma vez que nela ocorrem a quase totalidade das reações que formam e influenciam a camada nitretada.

Fig. 32 - Aparência da descarga anômala ocorrendo no interior de uma ampola, mostrando as várias regiões características deste fenômeno. (Ref. 4)

A luminiscência catódica aparece devido à excitação dos átomos do cátodo que são bombardeados pelas espécies do plasma. Sua cor é característica do material do cátodo. Logo após, encontra-se a região escura denominada bainha catódica, que apresenta uma grande diferença de potencial e como consequência uma baixa concentração de cargas. Esse gradiente de tensão acelera os elétrons emitidos pelo cátodo (elétrons secundários) na direção da luminiscência negativa, e devido a grande energia que esses elétrons adquirem, a seção de choque entre elétrons e moléculas é pequena e conseqüentemente ocorrem poucas reações. Por essa razão a bainha catódica apresenta pouca luminosidade.

Após a bainha catódica temos a região denominada de luminiscência negativa. Nesta região ocorrem reações devido ao choque entre moléculas e elétrons secundários, gerando todas as espécies que compõem o plasma. Os principais produtos das reações são: átomos e moléculas ionizados, átomos e moléculas excitados, emissão de ftons pela relaxação de espécies excitadas, dissociação de moléculas e recombinação de íons formando moléculas neutras.

Essas reações são muito importantes uma vez que para uma descarga auto sustentar-se cada íon que é neutralizado no cátodo deve ser substituído por outro, gerado numa colisão ionizante. Se isto não ocorrer o cátodo drenará os íons do plasma e a descarga terminará.

Como dito anteriormente, os elétrons secundários são fundamentais na geração e manutenção do plasma. São emitidos pela superfície do cátodo durante o bombardeio que esta sofre por íons, elétrons, ftons e espécies neutras existentes no plasma. A superfície do cátodo possui grande influência na emissão desses elétrons, que varia conforme a orientação cristalográfica, tipo do material e existência de contaminantes. (Ref. 4).

Logo após sua ejeção da superfície do cátodo, os elétrons secundários são acelerados pela bainha catódica e como dito anteriormente, serão responsáveis pela grande parte das reações que ocorreram na luminiscência negati-

va. Com a formação de novos íons estes são acelerados na direção do cátodo e irão provocar a emissão de novos elétrons secundários.

As altas densidades de energia obtidas na descarga anômala aumentam a velocidade do tratamento, aumentando a produtividade e os íons de nitrogênio que atingem a superfície da peça transferem parte de sua energia para o substrato, aquecendo-o e tornando desnecessário um sistema de aquecimento independente. O sistema pulsante também apresenta vantagens quanto a velocidade de aquecimento da peça, uma vez que evitando a ocorrência do arco, pode-se usar maior potência e conseqüentemente o aquecimento ocorre em tempo mais curto. A temperatura da peça é medida por termopares e mantida sobre controle regulando-se a potencial do sistema gerador do plasma. As temperaturas de tratamento normalmente situam-se entre 400 °C e 600 °C, que coincidem com a temperatura de revenido da liga a ser tratada.

O aquecimento da peça através do plasma apresenta um problema que pode levar as secções mais finas da peça a sofrerem um superaquecimento. Como a entrada da energia na peça ocorre através de choque com íons acelerados em sua superfície, a região da peça que apresentar grande área superficial e pouco volume de material, como uma aleta por exemplo, tenderá a superaquecer, uma vez que existe bastante energia entrando na região mas pouco material para absorver-la. A Fig. - 33 mostra uma peça com aletas que possuem diferentes relações área/volume em comparação com a parte inferior da peça, que acarretaria a superaquecimento. O mesmo efeito pode ocorrer quando se coloca peças muito diferentes na mesma carga. Uma maneira de minimizar o problema é utilizar uma velocidade de aquecimento pequena, dando tempo para que a temperatura se homogeneize através da condução térmica. Existem câmaras que aquecem a carga por convecção ou ainda por radiação utilizando-se de equipamentos auxiliares. (Ref. 57, 58, 59, 66).

Fig. 33 - Peça que ao ser aquecida por plasma poderá superaquecer na região das aletas. (Ref. 4)

Os tempos de tratamentos variam de 10 min. a 20 horas, dependendo da liga e da profundidade de tratamento necessária à peça.

Reações que ocorrem no plasma

O termo plasma é aplicado a um gás composto de espécies neutras e carregadas, como íons positivos, elétrons, íons negativos, átomos e moléculas. Pode-se também utilizar os termos "descarga gasosa" e "descarga luminescente" como sinônimo de plasma. O plasma apresenta-se neutro se considerarmos a soma total das cargas das espécies que o constitui e qualquer desbalanceamento que ocorrer resultará em campos elétricos que, através da movimentação das cargas, tenderá a restabelecer o equilíbrio. Portanto a soma do total de cargas positivas dos íons positivos é igual ao total das cargas dos íons negativos mais os elétrons. Um parâmetro importante na caracterização de um plasma é o seu grau de ionização que é a fração do gás original neutro que foi ionizado. Em plasmas onde essa fração é muito pequena, muito menor que a unidade, diz-se tratar de um plasma frio, que é o tipo de plasma utilizado para efetuar a nitretação iônica. As características de um plasma dependem de seus constituintes e também de parâmetros como densidade, energia, e grau de ionização. Existem vários outros parâmetros que são utilizados na descrição de um plasma, conforme segue:

- Comprimento de Debye: se um campo elétrico é imposto a um plasma, gerando uma diferença de potencial, as cargas livres compostas principalmente de elétrons, se posicionam formando uma blindagem que modificará o campo elétrico original tendendo a neutralizá-lo.
- Frequência do plasma: quando ocorre um desbalanceamento de cargas no plasma, os elétrons movem-se tendendo a neutralizar esse desbalanceamento. Esta ação dos elétrons gera um movimento oscilatório em torno da carga e sua frequência é definida como sendo a frequência do plasma.
- Secção de choque: parâmetro que expressa a probabilidade de ocorrência de um processo associado à colisão no interior do plasma, como colisão entre espécies do plasma ou entre espécies e a superfície do cátodo.

Os processos de nitretação iônica são caracterizados por altas densidades de corrente e de energia, conforme a região no gráfico denominada de "Abnormal Glow". Nesta situação a luminescência é instável e uma densidade de corrente um pouco maior, em alguma região da peça, poderia levar rapidamente a uma descarga do tipo arco elétrico localizada. A Fig. - 34 apresenta o esquema de uma câmara utilizada para nitretação iônica de peças. A fonte de tensão DC fornece 800 a 1500 V, e uma corrente que deverá aquecer a peça a ser nitretada até 600°C. O sistema de vácuo deve ser capaz de manter uma pressão de até 10^{-2} torr e possuir controles de vazão para permitir a regulação precisa da pressão durante o tratamento.

Fig. 34 - Esquema de uma câmara de nitretação iônica. (Ref.28).

As reações do plasma com a superfície da peça podem ser de vários tipos, conforme descrito abaixo:

"Sputtering"

É definido como um processo de retirada de átomos da superfície de um sólido através da troca de momentum com partículas energéticas que o bombardeiam. A condição básica para que ocorra o "sputtering" é que a partícula incidente possua energia igual ou maior que a energia de ligação do átomo na superfície (energia de sublimação).

Este fenômeno é grandemente dependente de parâmetros do estado da superfície, como a orientação cristalográfica, contaminação, topografia dentre outros. Devido a este fato, a previsão da taxa de "Sputtering" fica bastante dificultada. Para situações simplificadas, existem modelos que oferecem uma boa aproximação entre dados experimentais e as teorias. Um modelo utilizado é o de Sigmund que supõe superfícies de elementos puros, sem contaminação, com incidência de partículas normais à superfície e para partículas com energias menores que 1 KeV. Nessas condições a taxa de "Sputtering" (número de átomos ejetados por partícula incidente) é dada por:

$$Y(E) = \frac{3\alpha 4M_i M_t E}{4\pi^2 (M_i + M_t) U_o} \quad (\text{eq. 3})$$

onde: M_i = massa do íon incidente

M_t = massa do átomo do alvo

E = energia do íon incidente

U_o = energia de ligação dos átomos da superfície.

α = constante de proporcionalidade.

A função Y prevê uma dependência linear entre a taxa de "Sputtering" e a energia do íon incidente. Também depende da relação das massas dos átomos da superfície e dos íons, do material, da estrutura e orientação cristalográfica do alvo, do ângulo de incidência das partículas e da pressão do gás.

No caso de sólidos compostos de vários elementos metálicos ou não metálicos ocorre um "Sputtering" preferencial. A taxa de "Sputtering" não depende da concentração dos elementos na superfície, mas de uma série de outros fatores que incluem massa dos átomos na superfície e suas energias de ligação. O resultado do "Sputtering" diferenciado é uma mudança na concentração dos elementos da superfície e da topologia do alvo, até que uma concentração de equilíbrio seja estabelecida, promovendo uma taxa de "Sputtering" proporcional às concentrações atômicas relativas.

O processo de "Sputtering" promove uma limpeza superficial da peça livrando-a de carbonetos e óxidos, mesmos os mais refratários e aderentes. O processo também envolve difusão de elementos de liga preferencialmente pelos contornos de grãos do interior da peça para sua superfície. Esses processos provocam modificações importantes de concentração e do comportamento dos elementos de liga no interior da peça.

Aquecimento

Durante o processo de bombardeamento do cátodo por espécie do plasma a maior parte da energia das partículas é transformada em calor. Como consequência, parte desta energia aquece o cátodo, e o restante é dissipado na forma de radiação, convecção ou condução para as paredes da câmara.

Condensação

Processo que ocorre em conjunto com o "sputtering" e que é responsável pela maior parte da absorção de nitrogênio pela peça que recebe o tratamento. Os átomos de ferro que são arrancados da superfície da peça durante o "Sputtering" reagem com os átomos de nitrogênio imediatamente acima de sua superfície que se encontram ionizados e altamente reativos. Ocorre a formação de FeN que é depositado na superfície da peça que se encontra aquecida. O FeN é instável na temperatura em que a peça se encontra, transformando-se progressivamente em Fe₄N e liberando nitrogênio que difunde para dentro do metal. (Ref. 33,34, 53, 56).

Os processos de "Sputtering" e condensação dependem fundamentalmente dos parâmetros utilizados durante a nitretação, como a composição do gás e pressão da câmara. Desta maneira, quando é necessário limpar a superfície da peça deve-se usar pressão inferior à utilizada no tratamento de nitretação, o que garante a retirada inclusive dos óxidos mais aderentes. Esses dois processos é que provocam a perda ou o ganho de massa da peça a ser tratada e podem ser controlados de maneira muito precisa. (Ref. 14,4,28).

○ controle da microestrutura no processo de nitretação iônica

○ sucesso da nitretação iônica na indústria se deve a dois fatores: a maior produtividade deste processo e principalmente devido ao maior controle microestrutural que resulta em melhores propriedades da peça. (Ref. 15).

Essas melhores propriedades são conseguidas controlando-se os parâmetros que influenciam no aparecimento dos diversos tipos de microestruturas. Assim, modificando-se a tensão, a corrente, a pressão, e a composição do gás e a temperatura de tratamento pode-se favorecer o aparecimento de estruturas com maiores durezas ou maiores tenacidades, dependendo das exigências da peça. (Ref. 15, 16, 70)

A microestrutura de um aço nitretado, com menos de 10% de elementos de ligas, consiste normalmente de duas camadas: a mais superficial é chamada de camada composta, sendo seguida da chamada zona de difusão. A camada de compostos possui nitretos do tipo ϵ (Fe_3N -hexagonal) e γ' (Fe_4N -cúbica de face centrada) e apresentam grande influência na resistência à abrasão, ao choque mecânico e à resistência ao atrito de rolamento. A zona de difusão é composta por nitrogênio intersticial e nitretos dos elementos de liga. (Ref. 15, 4, 42).

Investigações mostraram que a resistência dos materiais nitretados são muito dependentes das estruturas encontradas na camada composta, sendo que estruturas homogêneas (nitretos ϵ ou γ') apresentam propriedades mecânicas consideravelmente melhores que estruturas mistas com proporções de fases ϵ e γ' . Isto ocorre porque nas estruturas mistas, existem grandes tensões internas nas zonas de transições entre os diferentes tipos de estruturas cristalinas (hexagonal e cúbica de face centrada), que induz a formação de microtrincas mesmo com a aplicação de pequenos esforços externos. (Ref. 9).

A tenacidade da camada nitretada diminui com o aumento de sua espessura, e portanto, as melhores propriedades são obtidas com a mínima espessura da camada tratada para se conseguir resistência à abrasão e a corrosão desejada. Esta camada deve apresentar-se homogênea com nitretos ϵ ou γ' mas nunca ambos uma vez que, as diferenças cristalográficas induzem tensões que enfraquecem a deposição. Com o controle cuidadoso do processo de nitretação iônica, isto pode ser facilmente atingido, bem como variações das proporções na espessura depositada da camada composta e da zona de difusão. (Ref. 9)

De maneira geral pode-se recomendar uma camada composta com a fase ϵ homogênea (tratamento de nitretação iônica com gás contendo carbono) sempre que a peça necessitar de resistência à corrosão e resistência à abrasão. Para peças sujeitas a grandes esforços dinâmicos e tensões geradas pelo atrito uma camada composta homogênea contendo apenas a fase γ' (tratamento de nitretação iônica sem carbono na composição do gás) é a mais indicada. Em ambos os casos deve-se utilizar o "Sputtering" antes da nitretação para promover uma descarbonetação controlada e desta maneira impedir o aparecimento de carbonitretos em contornos de grãos na zona de difusão, que fragilizariam a peça. Para peças sujeitas unicamente a fadiga, recomenda-se

um tratamento que suprima a camada composta (intenso "Sputtering" durante a nitretação iônica) restando somente a zona de difusão. (Ref. 10)

No caso de lupias, a geometria das ferramentas utilizadas é que dita as exigências de maior resistência a fadiga ou de uma maior resistência ao desgaste.

Pode-se resumir as principais características da nitretação iônica como segue:

- Apresenta dureza elevada, até 1300 HV, e excelente aderência ao aço base.
- Alta resistência à abrasão e fadiga e propicia um aumento de resistência a corrosão do aço base. (Ref. 10)
- Permite tratamento de áreas selecionadas. (Ref. 59)
- Trabalha em uma faixa mais ampla de temperaturas.

TENACIDADE EM AÇOS

Nas aplicações onde ligas de alta resistência à abrasão são necessárias, a resistência ao choque mecânico ou tenacidade também apresentam-se como propriedades desejáveis. Pode-se citar o exemplo de ferramentas de corte onde a resistência a quebra do fio de corte deve ser a melhor possível aliada a alta resistência à abrasão necessária para prolongar ao máximo os intervalos entre as operações de afiação.

Os valores de tenacidade em ligas metálicas são normalmente avaliados através da medida da energia necessária para o rompimento de corpos de prova padronizados em ensaios de impacto ou através da medida da energia necessária para a propagação de uma trinca no material.

O desempenho de peças submetidas aos tratamentos descritos anteriormente deve ser avaliado por meio de ensaios adequados à aplicação em questão, e que simulem o mais próximo possível as condições de trabalho.

O EQUIPAMENTO PARA ENSAIOS DE LÂMINAS PARA CORTE DE MADEIRA

O equipamento deve ser capaz de medir os esforços necessários ao processo de usinagem de maneira rápida, eficaz e possibilitando a comparação de desempenho de materiais diferentes. Os fatores que influenciam os parâmetros medidos devem ser mantidos o mais constante possível, aumentando a repetibilidade dos ensaios. A seguir serão expostas as idéias que levaram ao desenvolvimento de um equipamento para tal finalidade.

FATORES QUE AFETAM A FORÇA DE CORTE

Uma célula de torção mede a força sofrida pela ferramenta durante o

processo de usinagem do corpo de prova e é parâmetro fundamental para a avaliação do processo de corte. Essa força pode ser subdividida em força paralela e força perpendicular ao deslocamento da ferramenta conforme mostrado na Fig. - 35.

Fig. 35- Força paralela e força perpendicular ao movimento da lâmina que atua sobre o corpo de prova durante o processo de usinagem.

O valor dessas forças é o resultado da influência de vários fatores que operam simultaneamente no processo de usinagem:

Fatores relativos à ferramenta:

- Ângulo de saída: ângulos de saída pequenos ou negativos aumentam a força principal de corte e a força passiva, enquanto que grandes ângulos de saída diminuem a força principal de corte e geram forças passivas negativas. Ângulos de saída de aproximadamente 25° (entre 17° e 30°) produzem forças passivas próximas de zero e são normalmente utilizados em usinagem.
- Ângulo de folga: o aumento do ângulo de folga diminui o atrito do corpo de prova com a parte inferior da ferramenta e conseqüentemente diminui a força principal de corte. A influência relativamente grande do ângulo de folga da ferramenta é devida às características da madeira, que apresenta baixo módulo de elasticidade na direção perpendicular à fibra da madeira, associada a grande deformação elástica e inelástica localizada, durante a operação de corte. Tais fatos acarretam um grande atrito entre a ferramenta e a madeira.
- Gume cortante: o estado do gume cortante apresenta grande influência na força de corte. A Fig. - 36 mostra o desgaste sofrido

pela aresta de corte durante o processo de usinagem. Normalmente deve-se considerar o gume cortante como tendo um raio de curvatura finito e comportando-se como uma viga engastada que vibra, aumentando e diminuindo o ângulo de ataque durante a usinagem. Deve-se enfatizar que o raio de curvatura no corte é pequeno, mas longe de ser o ideal matemático, mesmo nas ferramentas mais afiadas. O gume cortante sofre desgaste acelerado logo no início do processo de usinagem aumentando rapidamente seu raio de curvatura e assim a força principal de corte. Torna-se mais rígido e resistente após esse desgaste inicial rápido, estabilizando-se e aumentando de maneira gradual. A estabilização do raio de curvatura sofre influência do ângulo de corte, definido como $(90 - (\text{ângulo de ataque} + \text{ângulo de saída}))$ conforme ilustra a Fig. - 36. Observou-se que para um ângulo de corte menor que um determinado valor crítico, o raio de curvatura aumenta rapidamente e a potência necessária ao corte também aumenta. O ângulo de corte normalmente utilizado de 45 graus é para evitar esse fato. Observa-se ainda que a medida que se aumenta o raio de curvatura do gume de corte, ocorre uma diminuição do ângulo de ataque efetivo, que muda o tipo de cavaco produzido, diminuindo a qualidade da superfície usinada.

Fig. 36 - Secção transversal da ferramenta de corte mostrando o processo de arredondamento do gume cortante. (Ref 18)

- Força de atrito entre a ferramenta e o cavaco: a força de atrito entre a ferramenta e o cavaco que está sendo formado afeta a distribuição de forças e conseqüentemente o tipo de cavaco produzido. A força de atrito depende mais do teor de umidade e da espécie da madeira do que da rugosidade das faces da ferramenta, desde que as marcas de retífica sejam paralelas à direção de usinagem. (Ref. 37)

- Ângulo da aresta de corte em relação à direção de corte: O corte ortogonal refere-se a uma operação de usinagem onde a aresta de corte apresenta-se perpendicular à direção de corte. Estudos mostram que, de maneira geral, se qualquer outro ângulo for utilizado durante a operação de corte (que será menor que 90°) ocorrerá a uma diminuição na força principal de corte. (Ref. 37, 46, 47, 49)
- Vibração lateral induzida: se submetermos a aresta de corte a uma velocidade paralela à linha de corte durante a operação de corte ortogonal (que pressupõe originalmente também um deslocamento perpendicular a aresta cortante) teremos um efeito de "serra" e uma diminuição da força principal de corte, sendo que em alguns casos esse efeito torna-se muito marcante, diminuindo consideravelmente a força principal de corte. (Ref. 37, 46, 49)
- Largura do corte: no caso de corte ortogonal as forças de corte são diretamente proporcionais à largura do corte sendo que quando se dobra a largura dobra-se a força.
- Profundidade do corte: detectam-se dois tipos de comportamento: para cavacos de pequena espessura pode-se dizer que a força varia conforme uma curva de potência e para cavacos maiores de maneira linear.
- Direção de corte: a força principal de corte varia dependendo da direção do corte, mas o efeito não é bem caracterizado.
- Espécies de madeira: produzem grande influência na força principal de corte devido a variações nas estruturas internas e não somente devido a variação de densidade da madeira entre espécies. Pode-se dizer que de maneira geral o aumento de densidade aumenta a força principal de corte mas as estruturas internas apresentam grande influência.
- Umidade da madeira: o efeito da umidade não é facilmente caracterizável devido a interações complexas com outros fatores. Pode-se dizer, de maneira geral, que a força paralela de corte se mantém constante nas operações de corte ortogonal em baixas velocidades para umidades de 0% até 8%. Com o aumento da umidade acima desta faixa até a saturação pode-se ter uma diminuição de $1/4$ a $1/2$ do valor máximo da força principal de corte para cada espécie.
- Temperatura da madeira: de maneira geral o aumento da temperatura diminui a resistência da madeira quando se considera temperaturas abaixo do ponto de congelamento da água (-15°C) até temperaturas de 80°C . O aumento da umidade aumenta esse efeito. (Ref. 54).

O equipamento utilizado neste trabalho mantém os parâmetros geométri-

cos e as demais variáveis que não dependem da espécie da madeira, constantes. Mesmo assim, como a força de corte é dependente da espécie e também do estado da madeira, a utilização de um material padrão que apresente sempre com as mesmas características proporciona uma melhor repetibilidade dos resultados e permite ainda a utilização de materiais mais abrasivos, diminuindo o tempo de ensaio necessário para caracterização de uma lâmina de corte. Neste trabalho utiliza-se tal recurso, substituindo a madeira por um outro material polimérico de maneira a otimizar o ensaio. (Ref. 69).

ANALISE DO MÉTODO DE ENSAIO PROPOSTO

No processo de usinagem de materiais, energia é gasta na formação das novas superfícies entre os cavacos e a peça, bem como na geração de calor devido ao atrito e cisalhamento. A avaliação desta energia, bem como de parâmetros relacionados, constitui-se ferramenta importante na verificação da eficiência dos processos de usinagem. O desenvolvimento de novos materiais, tanto para ferramentas de usinagem como para matérias primas, deve procurar diminuir a energia necessária às operações de usinagem. No caso da madeira, existem várias possibilidades de tratamento que visam seu amaciamento quanto ao corte mas são de difícil avaliação dado a inexistência de um ensaio simples e rápido. O método proposto pode ser utilizado tanto para o desenvolvimento de matérias-primas quanto de ferramentas e tratamentos utilizados para otimizar seus desempenhos. Tal equipamento executa o ensaio o mais automaticamente possível visando retirar qualquer influência do operador e desta maneira obter um resultado de maior reprodutibilidade.

CÁLCULO DA ENERGIA UTILIZADA NA OPERAÇÃO DE CORTE

O cálculo da energia gasta na operação de corte do CP é calculado através dos valores de torque e deslocamento angular lidos pelo equipamento durante o ensaio. A relação entre esses parâmetros é descrita a seguir conforme a Fig-37:

Fig. 37 - Esquema simplificado do torque medido pelo equipamento durante o ensaio.

$$E = F \times D \quad (\text{eq. 4})$$

onde: E: energia consumida no processo

F: força utilizada no processo

D: distância em que a força se deslocou

No caso deste ensaio aplica-se este conceito básico de energia para um eixo que gira utilizando para isto um torque τ durante um deslocamento angular θ . Neste caso pode-se escrever:

$$D = \theta \times R \quad (\text{eq. 5})$$

onde: θ : deslocamento angular em radianos

R: raio descrito pela força tangente

Substituindo eq. 5 na eq. 4:

$$E = F \times \theta \times R \quad (\text{eq. 6})$$

onde: $F \times R$ = torque τ uma vez que a força F é perpendicular ao raio R conforme mostrado na Fig. - 37.

Efetuada-se a substituição de $F \times R$ por τ temos a seguinte equação:

$$E = \tau \times \theta \quad (\text{eq. 7})$$

A equação resultante é válida para o caso onde o torque τ é constante. Quando isto não ocorre utiliza-se na forma mais geral:

$$E = \int \tau d\theta \quad (\text{eq. 8})$$

Essa é a equação utilizada para a avaliação da energia necessária ao corte do corpo de prova. O cálculo da integral é efetuado utilizando-se métodos numéricos disponíveis no programa LabVIEW da National Instruments.

DISPOSITIVO MECÂNICO

O dispositivo mecânico utilizado neste trabalho é mostrado em detalhes na Fig. 38. Na parte superior, localiza-se a célula de carga de torção, que mede o torque que a amostra exerce sobre a lâmina do cabeçote de corte, quando esta gira, presa no mandril, situado na parte inferior do equipamento. Durante a operação de corte, o deslocamento angular, a altura e o valor de torque são medidos simultaneamente. Desta maneira, a cada valor de torque lido pode-se associar o ângulo e a altura da amostra em que ocorreu. Os corpos de prova bem como as ferramentas a serem utilizadas devem apresentar geometrias simples e fáceis de serem obtidas, aumentando-se conseqüentemente a reprodutibilidade e diminuindo-se o custo do ensaio. O equipamento é constituído de um mandril onde é colocada a amostra na forma de um bastão cilíndrico e um cabeçote de corte.

Fig. 38 - Desenho esquemático do equipamento desenvolvido e utilizado no trabalho.

O cabeçote de corte possui um suporte cônico para a lâmina, semelhante a um apontador de lápis, que está acoplado a uma célula de torque e situado sobre a amostra. O material a ser avaliado começa a girar com uma rotação constante e o cabeçote é solto sobre a amostra. O peso do cabeçote que inclui a célula de carga de torção propicia uma força F (Fig. - 38 e 39) constante durante o ensaio. O esforço necessário ao corte da amostra é avaliado pela célula de torque que é lida em tempo real pelo computador. A amostra executa sempre um número fixo de voltas, sendo "apontada" durante esse tempo. Os dados obtidos são posteriormente convertidos nas unidades desejadas e o relatório final apresenta uma série de parâmetros, como a energia gasta por volume de material ensaiado, o torque médio, espessura média do cavaco e um gráfico torque x ângulo. A Fig. - 39 mostra as forças que estão atuando na célula de corte durante o ensaio.

A força F atuando sobre o cabeçote força a entrada da lâmina no corpo de prova o que promove a retirada de cavaco do CP. O torque t medido é devido a energia necessária ao processo de formação de novas superfícies no CP e o atrito existente entre o CP e o cone de guia no cabeçote.

Fig. 39 - Forças que atuam na célula de carga durante o ensaio.

O CABEÇOTE DE CORTE

O cabeçote de corte, assemelha-se a um apontador, usando o polímero na parte superior e formando um cone que fornece a centragem e a estabilidade necessária para que a usinagem ocorra de maneira contínua, sem a quebra de cavacos, e sem trepidações, conforme mostra a Fig. 40.

Fig. 40 - Desenho do cabeçote de corte mostrando a posição da lâmina.

A Fig - 41 mostra a espessura do cavaco e sua relação com a força principal de corte na ferramenta. O aumento da espessura do material retirado sempre acarreta um aumento da força principal de corte, que é medida pela célula de torque.

No caso do cabeçote de corte, a geometria existente limita a máxima penetração da lâmina no CP, que depende basicamente de quatro fatores: a dureza do corpo de prova, a geometria do gume cortante, a força que empurra a lâmina contra o CP e a geometria do conjunto cone-lâmina.

Fig. 41 - Gráfico que mostra a relação entre a espessura do cavaco e a força principal de corte medida na ferramenta

Verifica-se na Fig - 42 que a medida que se aumenta a força F aumenta-se a espessura do cavaco até se atingir o ponto $E_{\max}$. A partir deste ponto por mais que se aumente a força F a espessura do cavaco permanece constante.

Fig. 42 - Gráfico mostrando o resultado da limitação geométrica imposta pelo cabeçote de corte sobre espessura do cavaco e da Força F .

O aumento da força F acarreta um aumento no torque lido pelo equipamento devido a dois fatores: aumento da espessura do cavaco devido ao fato da lâmina cravar mais profundamente no CP e aumento da força de atrito pelo aumento da pressão do CP contra o cone. A partir do ponto $E_{\max}$ o aumento de F somente aumenta o atrito, uma vez que a geometria impede o aumento da espessura do cavaco. A Fig - 43 mostra a relação entre a força F e o torque devido unicamente ao atrito, no caso hipotético de um cabeçote sem lâmina. Como vemos, toda a força maior que a necessária para promover a máxima espessura de cavaco é convertida em torque devido ao atrito.

Fig. 43 - Ação do atrito no cone do cabeçote mostrada na relação entre Torque e a força F no caso hipotético de um cabeçote sem lâmina de corte.

A seguir mostramos na Fig. - 44 a relação entre torque e força F para o caso hipotético de um cabeçote sem atrito no cone. Como vemos, o torque lido nesta situação seria somente devido ao corte do CP o qual dependeria somente da espessura do cavaco.

Fig. 44 - Relação entre torque e a força F para o caso hipotético de um cabeçote de corte sem atrito. Neste caso o torque depende somente da espessura do cavaco e quando está não aumenta o torque também fica limitado.

Assim a medida que se aumenta a força F , a lâmina penetra mais profundamente no CP e obtemos um cavaco de maior espessura. Ao se atingir o ponto $F_{E\max}$ o cone do cabeçote já está completamente preenchido pelo CP e um aumento de F somente aumentaria o atrito entre o CP e o cabeçote. Se não houver atrito então o torque τ não aumenta, conforme mostra o gráfico. No caso real temos a soma das duas situações ou seja temos o torque devido ao corte do CP e devido ao atrito no cone, conforme esta representado na Fig. - 45.

Fig. 45 - Gráfico mostrando a relação entre torque e força F para o caso real onde temos atrito durante o ensaio.

Como se deseja avaliar as características de corte da ferramenta, qualquer aumento de torque devido a outros fatores diminui a sensibilidade do equipamento e deve ser evitado. Assim o ensaio deve ocorrer na região menor que a $F_{E\max}$ uma vez que a partir deste ponto o aumento do torque lido pelo instrumento independe das características da ferramenta mas sim do atrito no cone.

Dentre os fatores que influenciam a força principal de corte e consequentemente o torque lido pelo equipamento, a dureza do corpo de prova, a força que empurra o cabeçote contra o CP e a geometria do conjunto conelamina são otimizados e fazem parte do método de ensaio. A medida que o ensaio prossegue o gume cortante vai sendo desgastado e a energia utilizada para efetuar a operação de corte por unidade de volume vai aumentando. A Fig. - 46 mostra, graficamente a profundidade de corte. (Ref. 45)

A diferença $R-r$ é o quanto a lâmina penetrou no CP, e fica claro que ao se deslizar o gume cortante para o ponto c não se tem o corte do CP, qualquer que seja F . Se o CP for muito mole, então a lâmina sempre penetrará até o máximo que a geometria permitir e novamente o ensaio perderá a sensibilidade.

Fig. 46 - Desenho do cabeçote de corte mostrando a saída do cavaco e os parâmetros geométricos para uma determinada seção do cone, R - raio do cone e do CP antes da usinagem, r - raio do CP após a usinagem, K - ângulo entre a tangente e a lâmina de corte, β - ângulo de afiação.

Assim, se a geometria do cone guia fornecer a necessária liberdade ao processo de usinagem e a força F for otimizada, juntamente com a dureza do CP, no início do ensaio a espessura do cavaco é maior uma vez que o gume cortante apresenta-se mais agudo e conseqüentemente penetra mais no CP. Devido a este fato também o volume de material usinado por tempo é maior. No final do ensaio, o gume já desgastado terá mais dificuldade de penetrar no CP e conseqüentemente a espessura do cavaco será menor, diminuindo também a velocidade de ensaio (volume usinado/tempo).

A escolha da geometria do cabeçote de corte bem como da magnitude da força é fundamental para que o ensaio avalie as propriedades da lâmina corretamente. Se a força F for muito grande, a lâmina cravar-se-á bastante no CP, mesmo quando esta estiver sem corte, aumentando muito a força de atrito com o cone e diminuindo a sensibilidade do equipamento. No caso de se escolher uma situação onde a geometria do cone e da lâmina promova uma espessura de cavaco muito grande, a força F também deverá ser muito grande ou teremos instabilidade no processo de corte, aumentando o atrito no cone. Por outro lado uma geometria que limite demais a espessura de cavaco irá mascarar os resultados, pois não permitirá que a lâmina penetre completamente no corpo de prova tanto quanto seria possível, de acordo com o estado de seu gume cortante. Pode-se dizer que a situação ideal é aquela em que o cone interfere o menos possível no processo de usinagem do CP, permitindo que a lâmina escolha a profundidade de corte unicamente como função da força F e do estado de seu gume cortante. Mesmo nesta situação o cone deve fornecer estabilidade ao processo de corte de maneira para que este ocorra sem trepidações, fornecendo um cavaco contínuo. Outro parâmetro a ser otimizado é o consumo de material abrasivo que deve ser minimizado, sem comprometer o ensaio, significando que se deve favorecer pequenas profundidades de cortes mas mantendo as condições explicadas acima.

Resumindo, busca-se uma condição de ensaio que apresente espessura de cavaco pequena para economia de material abrasivo, força F pequena

para que o atrito com o cone, embora constante, tenha mínima influência na sensibilidade do equipamento e com a formação de um cavaco contínuo promovendo um torque de corte o mais constante possível sem trepidações. Essas condições devem ocorrer de maneira a maximizar a variação da espessura de cavaco à medida que a lâmina perde o corte durante o ensaio, e desta maneira aumentar a sensibilidade do equipamento na diferenciação das diversas lâminas. Uma consequência da utilização da usinagem do CP na forma de um cone é o fato da lâmina ser mais exigida na região próxima à base do cone, que apresenta maior raio, gerando um desgaste desigual ao longo da lâmina. Este fato ocorrerá com todas as lâminas e traz a vantagem de poder observar-se como ocorreu o desgaste durante o ensaio mesmo após o término deste. A região próxima à ponta do cone apresenta menos desgaste, mostrando como a lâmina estava no início do ensaio. A parte próxima da base do cone mostra a parte mais desgastada da lâmina. As regiões intermediárias mostram o desgaste, para cada posição ao longo do comprimento, durante as várias etapas do ensaio.

AVALIAÇÃO DA DURABILIDADE DE AÇOS QUANTO AO CORTE

Para a avaliação de diversos tipos de aços quanto a resistência à abrasão na operação de corte, é proposta a utilização de um material abrasivo que simule condições de desgaste da ferramenta durante seu trabalho normal de usinagem. Esse material deve promover um desgaste acelerado das ferramentas, abreviando assim o tempo de ensaio, e ainda possuir geometria e características de abrasividade constantes, de maneira a diminuir as variáveis controladas no ensaio.

Essa necessidade de padronização do material a ser cortado previne a utilização de materiais naturais, como madeira, uma vez que esses materiais não são homogêneos, apresentando regiões mais densas formadas por anéis de crescimento outonal, madeira de reação, nós, etc. (Ref. 7, 13)

O material proposto para o ensaio de corte é constituído de um polímero misturado a um material abrasivo que pode ser utilizado em máquinas de injeção de plástico. Desta maneira os corpos de prova podem ser manufaturados a baixo custo e em grandes quantidades. A utilização de um material padrão facilita a comparação dos resultados diminuindo a possibilidade de erros.

O método proposto para medir a capacidade do material da lâmina de manter o gume cortante é o levantamento de uma curva de energia gasta na usinagem por unidade de volume contra volume usinado de material abrasivo padrão. Assim um material com boas características de corte utilizaria pouca energia para efetuar a operação de usinagem mesmo após já ter cortado bastante material. Um material menos durável desgastaria mais rápido e com o gume cortante mais arredondado a espessura do cavaco diminuiria mais rapidamente aumentando bastante a energia/volume gasta na operação de usinagem.

OBJETIVO DESTE TRABALHO:

O objetivo do presente trabalho consistiu em:

- Desenvolvimento de equipamento e método para avaliação de lâminas de corte de forma acelerada e padronizada, de maneira a simular as condições de trabalho das mesmas.
- Avaliação do desempenho das lâminas nitretadas iônica em apenas uma das faces, visando-se a verificação de seus desempenhos, bem como o aparecimento do fenômeno de autoafiamento.

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

EQUIPAMENTO PARA ENSAIO DE ABRASÃO

O dispositivo mecânico utilizado neste trabalho, para ensaios de abrasão das lâminas, está mostrado esquematicamente na Fig. - 47. Na parte superior, tem-se a célula de carga de torção, que mede o torque que a amostra exerce sobre a lâmina do cabeçote de corte, quando esta gira, presa no mandril, situado na parte inferior do equipamento. Durante a operação de corte, o deslocamento angular, a altura e o valor de torque são medidos simultaneamente. Desta maneira a cada valor de torque lido pode-se associar o ângulo e a altura da amostra em que o mesmo ocorreu. A Fig. - 48 apresenta uma vista completa dos equipamentos utilizados, que incluem também um computador e o gabinete SCXI onde se encontram as portas analógicas e digitais de I/O.

Fig. 47 - Esquema do equipamento utilizado para se efetuar os ensaios de abrasão.

Fig. 48 - Vista completa do equipamento de ensaio de abrasão mostrando o dispositivo mecânico e o sistema de aquisição de dados.

INTERFACEAMENTO ELETRO-MECÂNICO E SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS

A Fig - 49 apresenta o esquema de ligação do sistema de aquisição de dados.

Fig. 49 - Esquema mostrando o sistema de aquisição de dados utilizado no equipamento de ensaio de abrasão.

A placa de aquisição de dados instalada no micro computador possui 8 entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução, duas saídas

analógicas de 12 bits, 8 portas de I/O digitais configuráveis por software e 3 contadores de 16 bits. A máxima taxa de leitura para uma única porta analógica é de 55.000 leituras por segundo. Neste trabalho utilizou-se uma porta analógica para a leitura da célula de carga e duas portas digitais para a leitura do ângulo e da altura. O condicionamento de sinal é executado por um amplificador dos quatro disponíveis, ajustado com ganho de 1000 vezes e a tensão de excitação utilizada na célula é de 3.3 V. A tensão de trabalho das entradas digitais é de 5V.

O comando para ligar o motor do mandril é executado através de uma das 6 portas digitais restantes, uma vez que das 8 portas disponíveis duas já foram utilizadas anteriormente para a leitura da altura e do deslocamento angular. A porta digital é configurada como saída digital por software e aciona um relê de estado sólido foto-acoplado que liga ou desliga o motor. Tanto as entradas quanto as saídas digitais são foto-acopladas para evitar ruídos que prejudiquem o desempenho do equipamento. A tensão de acionamento do relê de estado sólido é de 5V.

PROCESSAMENTO DOS DADOS

O software utilizado no controle do equipamento bem como no processamento de dados foi o LabVIEW, da firma National Instruments. É composto de 3 etapas principais, a inicialização, a aquisição de dados e a análise destes. A Fig. - 50 apresenta o fluxograma geral utilizado no ensaio de corte.

Fig. 50 - Fluxograma geral do programa de controle do aparelho de ensaio.

No zeramento da célula de carga, efetuam-se as leituras de torque durante a simulação de um ensaio, mas sem que seja aplicado qualquer esforço no cabeçote de corte e após 14 voltas do mandril calcula-se a média do sinal. Este sinal médio é armazenado e posteriormente subtraído do valor lido das amostras. A Fig. - 51 apresenta o fluxograma de leitura do sinal de torque.

Fig. 51 - Fluxograma da leitura do sinal de torque efetuado pelo programa de aquisição de dados durante a calibração.

Após o zeramento da célula de carga o equipamento está pronto para iniciar o ensaio. A Fig. - 52 apresenta o fluxograma de leitura dos valores de torque, ângulo e altura utilizados durante o ensaio.

Com o abrasivo preso no mandril solta-se o cabeçote de corte e inicia-se o ensaio, com a usinagem do abrasivo. A força F é de 12 N. O encoder, situado na parte inferior do equipamento sinaliza quando deve-se efetuar as

leituras de torque. Durante 60° são efetuadas aprox. 30 leituras. Durante os 60° seguintes calcula-se a média dessas leituras e utiliza-se esse valor como sendo a média para 120° . Assim tem-se um valor de torque como função do deslocamento angular, que é utilizado posteriormente para o cálculo da energia. A rotação do mandril é de 28,6 RPM.

Fig. 52 - Fluxograma do procedimento de aquisição de dados durante o ensaio.

Esta rotina continua por 14 voltas, ao final da qual é gravado o comprimento de corpo de prova usinado.

Esses dados são transferidos à subrotina de análise conforme mostrado na Fig.-53 onde são calculados os valores de: espessura média do cavaco, energia média do ensaio (gasta para o corte do material da amostra), energia por volume do material usinado, torque médio durante o ensaio, velocidade de descida média do cabeçote além da curva energia gasta/mm de abrasivo usado x volume acumulado de abrasivo usinado.

Fig. 53 - Fluxograma de análise dos dados lidos anteriormente pelo equipamento de ensaio.

Ao final teremos o valor da energia gasta para a usinagem por unidade de volume de material abrasivo durante 14 voltas. Este valor Energia/volume (J/mm) também está associado a um comprimento de material abrasivo usinado. A seguir constroi-se a curva Energia/volume x comprimento acumulado de material abrasivo usinado, conforme mostrado na Fig - 54.

Fig. 54 - Esquema apresentando a construção da curva de desgaste de uma lâmina ensaiada no equipamento construído.

A curva energia gasta/mm de abrasivo usinado x comprimento acumulado de abrasivo usinado é o principal resultado, uma vez que representa a lâmina perdendo o corte. Conseqüentemente a energia necessária para usinar 1 mm do abrasivo aumenta continuamente.

INTERFERÊNCIAS POSSÍVEIS SOBRE AS LEITURAS DE ENERGIA

Como em todo processo de ensaio utilizado na avaliação de materiais, o método proposto apresenta alguns fatores que devem ser levados em conta quando se procede o ensaio.

Nas condições operacionais em que se avalia o torque necessário para a usinagem da amostra estão embutidos outros fatores, além da resistência do material abrasivo, tais como o atrito do abrasivo com o cone do cabeçote de corte e qualquer outro ruído eletrônico que possa interferir na célula de carga. Estes ruídos diminuem a sensibilidade do equipamento e conseqüentemente devem ser minimizados ou se possível eliminados. Outra possibilidade é que se essas interferências forem repetitivas então pode-se medir sua influência e de

alguma maneira compensá-las durante os ensaios.

Os ruídos eletrônicos são aleatórios, mas podem ser minimizados através de filtros eletrônicos e da construção cuidadosa do equipamento. A separação física dos cabos de sinais analógicos, lidos na célula de carga, dos sinais digitais e dos cabos de potência que acionam o mandril e da utilização de cabos com blindagem corretamente aterrados praticamente eliminam as interferências elétricas.

O atrito que ocorre entre o cone do cabeçote de corte e o corpo de prova é um processo inerente ao método proposto e difícil de ser isolado. Mas como o cabeçote de corte e o material abrasivo são sempre os mesmos também o atrito é repetitivo e embora sempre indesejável, não compromete o método.

MATERIAIS UTILIZADOS

Os corpos de prova de aço na forma de lâminas e de polímero abrasivo são mostrados na Fig. - 55.

Fig. 55 - Desenho do corpo de prova da lâmina metálico e do corpo de prova padrão de polímero com abrasivo, dimensões em mm.

LÂMINAS DE CORTE

São investigados os desempenhos de diversos aços levando sempre em conta a necessidade de aliar-se boas resistências à abrasão e ao choque. Utiliza-se o tratamento de nitretação iônica para aumentar a dureza superficial dessas ligas, aumentando assim sua resistência à abrasão. Utilizam-se aços de alta resistência à abrasão, representados pelas ligas K-190 e VK5E, aços de alta resistência mecânica como os aços maraging e H13, e uma liga específica para nitretação representada pelo aço V820. O aço K-190 é um aço rápido sinterizado que apresenta boa tenacidade também apresenta excelente resistência à abrasão, é uma liga cara mas apresenta ótimo desempenho. O aço VK5E é um aço rápido tradicional no mercado brasileiro e apresenta problemas de resistência ao choque, e foi utilizado no trabalho como referencial para comparação de desempenho com os outros aços. A liga H13 é um aço de alta resistência mecânica mas de resistência à abrasão inferior a do aço K-190 e VK5E. É um aço fácil de ser encontrado e apresenta microestrutura isenta de carbonetos grosseiros como no VK5E, sendo portanto mais indicado para situação onde a resistência ao choque seja importante. Os aços "maraging" são os aços de mais alta resistência mecânica e ao choque combinados conhecidos no momento. Sua resistência à abrasão no entanto não é elevada, não sendo normalmente utilizado em ferramentas de corte. No entanto, o mesmo é largamente utilizado na fabricação de matrizes de alto desempenho. O fator preponderante na vida útil dessas matrizes consiste na manutenção de suas arestas, que tendem a sofrer desgaste mais acentuado e arredondamento. Devido a isto este aço foi incluído no presente trabalho, visando-se a verificação relativa de seu desempenho nitretado e não nitretado, uma vez que o desgaste das arestas apresenta similaridade com o desgaste do gume cortante. Espera-se também que, com tratamento de nitretação iônica, ocorra melhora considerável em situações onde a resistência ao choque seja muito importante ou onde houver dificuldades nas operações de endurecimento necessárias aos aços comuns. Seu preço é elevado e sua aquisição difícil por ser considerado material estratégico. A liga V820 é um aço desenvolvido para tratamentos de nitretação, fornecendo uma excelente dureza superficial quando nitretado.

A tabela 1 (Ref. 19) apresenta os aços utilizados neste trabalho e suas respectivas composições químicas nominais em porcentagem em peso.

Tabela 1 - Composição química nominal dos aços

Tipo do aço	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Co	Outros
VK5E	0.92	-	0.3	4.15	-	4.8	1.85	4.8	W - 6.3
H13	0.39	1.0	0.40	5.1	-	1.3	1.0	-	-
V820	0.34	0.30	0.5	1.7	1.0	0.2	-	-	Al - 0.95
W725	0.03 max	0.10 max	0.10 max	-	18.0	4.20	-	12.3	Ti 1.70 Al 0.15
K-190	2.20	-	-	12.0	-	1.0	4.0	-	-

As lâminas de corte foram usinadas a partir de chapas e tarugos conforme cada caso e sofreram vários tipos de tratamentos térmicos.

Todas as lâminas foram ensaiadas na condição temperada e revenida e também na condição temperada, revenida e nitretada ionicamente. No caso das lâminas nitretadas a temperatura de nitretação era regulada de maneira a ser semelhante a do revenido (Ref. 43). Neste caso o revenido ocorria simultaneamente com o processo de nitretação iônica. A tabela-2 (Ref. 19) apresenta os parâmetros de tratamentos térmicos utilizadas para cada aço.

Tabela 2 - Parâmetros dos tratamentos térmicos

Tipo do aço	Austenitização	Meio de tempera	Revenido	Envelhecimento
VK5E	1200°C	óleo	duplo a 560°C, 2 h	na
H13	1050°C	óleo	540°C, 3h	na
V820	880°C	óleo	580°C, 1.5 h	na
W725	Sol. 820°C	ar	na	480°C, 3h
K-190	1100°C	óleo	duplo a 530°C, 2 h	na

A tabela 3 apresenta as denominações dos aços utilizados sob a norma DIN e AISI. Neste trabalho utilizaremos preferencialmente a denominação dos fabricantes.

Tabela 3 - Denominação dos aços segundo varias normas

Fabricante	Denominação Fabricante	Denominação AISI	Denominação DIN	Tipo aço
Aços Villares	VK5E	M35		aço rapido
Aços Bhoeler	K 306	H13		aço trabalho a quente
Aços Bhoeler	V820		34 Cr Al Ni 7	nitraloy
Aços Bhoeler	W725	Marage 300	X 3 Ni Co Mo 18 8 5	aço maraging
Aços Bhoeler	K-190		X 220 Cr V Mo 13 4	aço rapido sinterizado

Os parâmetros utilizados para efetuar-se a nitretação iônica foram os seguintes:

Atmosfera: N₂-80% H₂

Pressão na câmara: 6 mbar

Densidade de Corrente: 5,0 mA/cm²

Tensão: 500 V

Frequência: DC

CORPO DE PROVA ABRASIVO PADRÃO

Os bastões de material abrasivo são obtidos a partir de cera de polietileno misturado com óxido de silício (30% em peso), através do processo de injeção plástica. Para este fim foi construído um molde de simples cavidade, onde injetaram-se aproximadamente 1000 CPs abrasivos.

PREPARAÇÃO METALGRÁFICA

Visando-se a manutenção das arestas cortantes, para evitar arredondamentos, o que provocaria variações de profundidades de campo durante a observação metalográfica, as amostras foram embutidas com calços e em resinas poliéster.

A preparação envolveu lixamento na sequência de lixas de grana de 80 a 600. O polimento foi realizado na seguinte sequência: óxido de cromo, 10 µm -> pasta de diamante, 6 -> 2,5 -> 1 -> 0,25 µm.

As amostras foram atacadas com reagente Nital 5% e as observações e fotomicrografias realizadas em microscópio Carl Zeiss-Jena.

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Foram comparados os desempenhos dos vários tipos de aços utilizando-se o ensaio de abrasão proposto neste trabalho e aplicado em lâminas nitretadas e não nitretadas.

Após o ensaio de desgaste as lâminas foram observadas em microscópio eletrônico para verificar-se o aspecto do desgaste sofrido pelo gume de corte.

Foram efetuadas metalografia ótica das lâminas ensaiadas e medida a espessura da camada nitretada. A microscopia ótica também permitiu verificar de que maneira se procedeu o desgaste da lâmina durante o ensaio.

Após a operação de afiamento da lâmina, somente a parte inferior da mesma apresentava-se nitretada conforme apresenta a Fig.- 56.

Fig. 56 - Esquema mostrando a lâmina antes e após a operação de afiamento.

A operação de afiamento é importante, porque toda a ferramenta para trabalhar com madeira é projetada levando-se em conta a possibilidade de ser afiada várias vezes, durante sua vida útil. Assim, os ensaios de abrasão sempre utilizaram-se de lâminas que foram afiadas ao menos uma vez, de maneira a tornar o ensaio mais representativo da utilização real da ferramenta. A Fig.- 57 apresenta a micrografia de uma lâmina após a operação de afiamento.

Fig. 57 - Micrografia mostrando uma lâmina nitretada após a operação de afiamento. Material: aço maraging, ataque Nital 5%.

As fotos da Fig. - 58 , apresentam o aspecto do gume cortante apenas afiado, antes ser submetido a desgaste. Nota-se os riscos deixados pela retificação durante o processo de afiamento e próximo ao gume verifica-se a fratura do material.

Fig. 58 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da região não nitretada do gume cortante antes de ser submetido a desgaste.

Este aspecto do gume cortante apenas afiado foi semelhante para todas as lâminas ensaiadas.

Uma particularidade interessante do ensaio proposto é que, como a região usinada apresenta a forma cônica, a lâmina apresenta um desgaste variável conforme mostra a Fig. - 59.

Fig. 59- Desenho mostrando as várias regiões do gume cortante e seus respectivos desgastes.

Este fato, longe de ser uma limitação, fornece a possibilidade do estudo do desenvolvimento do desgaste, mesmo após o término do ensaio. Portanto ao observar-se a região 1 teremos o gume cortante sem apresentar desgaste. Na região 2 teremos o maior desgaste sofrido pelo corpo de prova, diminuindo gradativamente na direção da região 4. As observações por microscopia ótica e eletrônica foram realizadas em posições seguindo este esquema. As fotos apresentadas apresentam um número associado à lâmina e outro à posição, como por exemplo, a foto L2.3 refere-se à lâmina 2 observada na posição 3, o que significa 50% de desgaste.

○ EFEITO DE AUTOAFIAMENTO

A utilização de lâminas com gumes cortantes tratadas com nitretação iônica somente em uma face é uma consequência do afiamento da lâmina durante sua vida útil. A diferença de dureza entre as faces nitretada e não nitretada gera um desgaste assimétrico do gume cortante. Como consequência temos o des-

gaste, porém mantendo um pequeno raio de curvatura, ou seja, ocorre desgaste do gume cortante mas a ferramenta não perde o corte.

Este efeito foi descrito por Chutaro Kato da Universidade Yamagata, Japão (Ref.35), utilizando-se de uma aplicação de cromo duro em uma das faces. O cromo duro diminuía consideravelmente o desgaste nesta face provocando efeito semelhante ao da nitretação iônica no presente trabalho.

Os melhores resultados obtidos pelas lâminas nitretadas são devidos à esse efeito. O ensaio de abrasão proposto neste trabalho simula os esforços sofridos pela lâmina durante a operação de usinagem, porém de maneira acelerada. O fato do desgaste ocorrer de maneira desigual ao longo da lâmina, conforme mostrado na Fig. - 59, constitui-se numa das vantagens deste método. Permite estudar como se processam as várias etapas do autoafiamento sem ser necessário interromper o ensaio de tempos em tempos para observar o gume cortante. Assim o estudo da ferramenta de corte é facilitado.

As fotos da Fig. - 60 apresentam várias secções transversais da lâmina de corte mostrando de que maneira o gume cortante vai sendo moldado a medida que o desgaste vai ocorrendo. Essas metalografias óticas foram feitas após o término do ensaio seccionando-se a lâmina em vários pontos conforme a Fig. - 59 mostrada anteriormente.

Fig. 60 - Fotos da evolução da forma do gume cortante com o aumento do desgaste.

A Fig. - 61 apresenta uma sobreposição das secções para facilitar a comparação entre elas.

Fig. 61- Pontos de seccionamento de uma lâmina ensaiada para mostrar a evolução do autoafiamento, com aumento de 170X.

São apresentados em seguida os resultados dos ensaios de abrasão, dureza e metalográficos, obtidos para cada tipo de aço, separadamente. A Tabela 4 apresenta as denominações das lâminas e seus respectivos tratamentos térmicos.

Tabela 4 - Tratamentos térmicos das lâminas

Tipo do aço	Denominação Lâmina	Tratamento superficial
VK5E	LVK5E	temperado e revenido
H13	L4	temp. e nitretado ionicamente
	L5	temperado e revenido
V820	L2A	temp. e nitretado ionicamente 2h
	L1D	temp. e nitretado ionicamente 3h
V725	L2	temp. e nitretado ionicamente
	L3	envelhecido
K-190	LB	temp. e nitretado ionicamente
	LC	temperado e revenido

Observações:

- A lâmina L2 foi envelhecida simultaneamente com a nitretação.
- No caso das lâminas L4 e LB o segundo revenimento foi realizado em conjunto com a nitretação.

AVALIAÇÃO DAS LÂMINAS DE V725

A seguir são apresentados os resultados dos ensaios para as lâminas do aço V725.

ENSAIOS DE ABRASÃO

A Fig. - 62 apresenta as curvas de desgaste para as lâminas do aço V725 nas condições nitretada e não nitretada e do aço VK5E, não nitretado, utilizado como padrão de comparação.

Fig. 62 - Gráfico de desgaste para o aço V725 nitretado e não nitretado e para o aço VK5E.

Observa-se a capacidade do ensaio em diferenciar as várias resistências à abrasão das lâminas em questão. O aço V725 na condição não nitretada apresenta desempenho bastante limitado, ficando incapacitado de usar além de aproximadamente 30 mm do padrão abrasivo. O tratamento de nitretação melhorou consideravelmente a resistência a abrasão desta liga, que na condição nitretada conseguiu usar até aprox. 125 mm. Ainda assim, mesmo após sofrer este tratamento seu desempenho não foi comparável ao VK5E, no tocante a resistência à abrasão, tendo usinado perto de 250 mm do abrasivo.

MICROSCOPIA ELETRÔNICA E ÓTICA

As observações realizadas por microscopia eletrônica durante os vários estágios de desgaste são apresentadas nas Fig. - 63.

Fig. 63 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face nitretada (L2.2N, 100% de desgaste) do gume cortante e da face não nitretada (L2.2, 100% de desgaste).

As fotos L2.2N e L2.2 mostram o aspecto da região 2, que sofreu o maior desgaste, na face nitretada e não nitretada respectivamente. A face nitretada apresenta dois padrões distintos: sulcos na direção do corte que são, provavelmente marcas devido ao abrasivo utilizado e também um padrão de ondulações de aparência diferenciada dos sulcos e com direção perpendicular a estes.

Essa morfologia foi uma constante em todas as faces nitretadas em maior ou menor grau.

A face não nitretada apresenta erosão acentuada e estruturas constituídas provavelmente de pacotes de martensita. Essas estruturas apresentam-se menos desgastadas e devem portanto possuir maior resistência a abrasão que a região a sua volta. Aparece nitidamente a direção de corte, que acompanha a direção dos sulcos provocados pela abrasão. A Fig. - 64 apresenta a metalografia feita com microcópico ótico da lâmina L2, mostrando a camada nitretada e a microestrutura do aço V725 na região 1 sem sofrer desgaste.

Fig. 64 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina L2, de aço V725 mostrando o gume cortante como afiado, sem nenhuma desgaste.

AVALIAÇÃO DAS LÂMINAS DO AÇO V820

A seguir apresentamos os resultados dos ensaios para as lâminas do aço V820.

ENSAIOS DE ABRASÃO

A Fig. -65 apresenta as curvas de desgaste para as lâminas nitretadas, pelo tempo de 2h e 4h e do aço VK5E utilizado como padrão de comparação.

Fig. 65 - Gráfico de desgaste para o aço V820 nitretado por 2h (lâmina 1D) e 4h (lâmina 2A) e para o aço VK5E.

O aço específico para nitretação V820 não apresentou resistência a abrasão comparável à do aço VK5E, conforme mostra o gráfico da Fig. - 65. Aumentando-se o tempo de tratamento de 2h (lâmina 1D) para 4h (lâmina 2A) obteve-se uma melhora limitada mas ainda assim inferior ao VK5E.

Este aço (V820) foi testado somente na condição nitretada uma vez que trata-se de um aço específico para nitretação e que na condição não nitretada apresentaria um desempenho insatisfatório.

MICROSCOPIA ELETRÔNICA E ÓTICA

As observações realizadas por meio de microscopia eletrônica durante os

vários estágios de desgaste são apresentadas nas Fig. - 66 e 67.

As fotos da Fig. - 66, apresenta o gume cortante apenas afiado, sem ser submetido a desgaste. Nota-se o mesmo padrão do aço V725, com os riscos produzidos pela retífica durante o processo de afiamento e bem perto do gume a fratura do material.

Fig. 66 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante (L 2A.1), onde não ocorreu desgaste e (L 2A.2) região onde ocorreu o máximo de desgaste

Fig. 67 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face não nitretada gume cortante (L 2A.3, 50% de desgaste e L 2A.4, com mínimo desgaste).

As fotos L2A.2, L2A.3 e L2A.4 mostram o aspecto da região 2, 3 e 4, do corte que sofreram 100% e 50% de desgaste e mínimo desgaste respectivamente. O padrão de desgaste foi basicamente o mesmo nestas 3 regiões e semelhante ao do aço V725 na face não nitretada. Apresenta erosão acentu-

ada e estruturas constituídas provavelmente de pacotes de martensita. Essas estruturas apresentam-se menos desgastadas e devem portanto apresentar maior resistência a abrasão que a região a sua volta. Aparece nitidamente a direção de corte, que acompanha a direção dos sulcos provocados pela abrasão. Observa-se que da região 2 para a região 4 as fotos indicam uma diminuição na abrasão sofrida.

A Fig. - 68 apresenta a micrografia ótica da lâmina L2A.

Fig. 68 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina de aço V820 mostrando a camada nitretada.

AVALIAÇÃO DAS LÂMINAS DE AÇO K306

A seguir são apresentados os resultados dos ensaios para as lâminas do aço K306.

ENSAIOS DE ABRASÃO

A Fig. - 69 apresenta as curvas de desgaste para a lâminas nitretada, e sem nitretar e do aço VK5E, utilizado como padrão de comparação.

Fig. 69 - Gráfico de desgaste para o aço K306 nitretado (lâmina L4) e sem nitretar (lâmina L5) e para o aço VK5E.

O aço K306 apresentou resultados interessantes conforme verificado na Fig. - 69. Seu desempenho antes do tratamento de nitretação foi inferior ao do aço VK5E, mas superior ao V725 e V820 nitretados. O tratamento de nitretação aumentou consideravelmente sua resistência a abrasão, ultrapassando a do aço VK5E. Outras experiências com este aço demonstraram que esse aumento de resistência a abrasão não prejudica sua resistência ao choque mecânico. A explicação para este fato reside na sua microestrutura que não apresenta os carbonetos grosseiros alinhados como no VK5E, que na mesma situação provou ser inutilizável devido a grande fragilidade apresentada após a nitretação iônica.

Uma outra vantagem da utilização do aço K306 nitretado é seu preço, bastante inferior ao do aço VK5E além de apresentar-se mais fácil de ser trabalhado.

Recentemente fabricantes nacionais já fornecem o aço H13 (K306) fabricado de acordo com tecnologias mais modernas como o processo VAR que deve melhorar ainda mais suas qualidades de resistência ao choque.

MICROSCOPIA ELETRÔNICA E ÓTICA

As observações realizadas a partir da microscopia eletrônica durante os vários estagios de desgaste são apresentadas nas Fig. - 70 e 71. A foto L4.1 da Fig. - 70, apresenta o gume cortante como afiado, antes de ser submetido a desgaste. Nota-se o mesmo padrão que o do aço V725, constituindo de riscos deixados pela retífica durante o processo de afiamento e bem perto do gume pela quebra do material.

Fig. 70 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face não nitretada do gume cortante (L4.1) onde não ocorreu desgaste e região onde ocorreu 100% de desgaste (L 4.2).

Fig. 71 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante da região com 100% de desgaste (L 4.2N), da face nitretada e da região que sofreu 50% de desgaste (L 4.3) da face não nitretada.

A foto L4.2 apresenta o aspecto da região 2, de maior desgaste, na face não nitretada. Nota-se a presença de erosão, porém a aparência difere daquela apresentada pelo aço V725. Os sulcos alongados na direção do corte são bem menores, e a presença dos pacotes de martensita não são tão marcantes embora possam ser observadas algumas estruturas aciculares alongadas. Neste aço a quantidade de carbono presente, juntamente com os elementos cromo, molibdenio e vanádio favorecerá a formação de carbonetos de alta dureza. Essas partículas duras é que são as prováveis responsáveis pela mudança da microestrutura e pelo melhor desempenho desta liga.

A foto L4.2N apresenta o aspecto da região 2, de maior desgaste na face nitretada. A morfologia apresentada é semelhante à face nitretada da liga V725 exibindo sulcos na direção da abrasão e ondulações transversais, porém com alguma variação na direção dos sulcos. Apresenta-se fundamentalmente diferente se comparada com a foto L4.2 (face não nitretada) por não apresentar erosões profundas. Isto parece indicar que a matriz apresenta-se quase tão dura quanto os carbonetos promovendo um desgaste mais homogêneo e com menos irregularidades. Na face não nitretada observa-se regiões erodidas profundamente, que devem representar a matriz, de menor dureza e menor resistência a abrasão.

A foto L4.3 mostra a região que sofreu 50% de desgaste no lado não nitretado, e se comparada com a foto L4.2 verifica-se a menor profundidade das erosões confirmando o menor desgaste. Nesta foto observa-se algumas saliências no gume cortante que mais uma vez indicam partículas de grande dureza.

A Fig. - 72 apresenta a micrografia ótica da lâmina L4.

Fig. 72 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina L4 mostrando a camada nitretada.

AVALIAÇÃO DAS LÂMINAS DE AÇO K190

A seguir são apresentados os resultados dos ensaios relativos às lâminas do aço K190.

ENSAIOS DE ABRASÃO

A Fig. - 73 apresenta as curvas de desgaste das lâminas nitretada, pelo tempo de 4h e não nitretada e para o aço VK5E, utilizado como padrão de comparação.

Fig. 73 - Gráfico de desgaste para o aço K190 nitretado por 4h (lâmina B), sem nitretar (lâmina C) e para o aço VK5E.

O aço K190 apresentou o melhor desempenho dentre os aços testados. Como se vê, o aço VK5E utilizado como padrão de comparação tornou-se incapaz de usinar antes de atingir os 250 mm de material abrasivo, marca esta que o K190 ultrapassou facilmente. O aço K190, mesmo sem tratamento de nitretação, continua a usinar o padrão abrasivo por um tempo bem maior que o VK5E.

O gráfico mostra ainda a melhora de desempenho que o tratamento de nitretação iônica trouxe à resistência a abrasão do aço K190 que utiliza uma energia/volume de usinagem inferior à utilizada para a o K190 sem nitretação mesmo após usinar 550 mm de abrasivo. A resistência ao choque desta liga,

conforme citado anteriormente, é excepcional devido à sua grande homogeneidade, decorrente da utilização de tecnologia de metalurgia do pó para sua produção. Por esta razão adequa-se bem aos tratamentos de endurecimento superficial, sendo o tratamento de nitretação iônica o mais recomendável, em sua especificação técnica.

Uma observação que deve ser feita é que embora o ensaio a abrasão proposto diferenciasse rapidamente os materiais utilizados, bem como o melhor desempenho relativo dos materiais nitretados, o aço K190, por apresentar excelente desempenho necessitaria de um tempo muito longo de ensaio de abrasão para uma quantificação completa; o que recomendaria a utilização de um material abrasivo padrão mais duro que, permitiria abreviar o tempo de ensaio.

MICROSCOPIA ELETRÔNICA E ÓTICA

As observações realizadas a partir da microscopia eletrônica, durante os vários estágios de desgaste são apresentadas nas Fig. - 74 e 75 e 76.

A foto LB.1 da Fig. - 74, apresenta o gume cortante como afiado, antes de ser submetido a desgaste. Nota-se o mesmo padrão que os outros aços, observa-se os riscos deixados pela retífica durante o processo de afiamento e bem perto do gume, a quebra do material.

Fig. 74 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto da face não nitretada do gume cortante (L B.1) onde não ocorreu desgaste e região onde ocorreu 100% de desgaste (L B.2)

A foto LB.2 apresenta o aspecto da região 2, de maior desgaste, na face não nitretada. Sua aparência é diferente de todas as outras lâminas observadas. Nota-se a presença de erosão, bem como de várias protuberâncias sugerindo a existência de partículas de grande dureza uma vez que resistiram a usinagem de 550 mm de abrasivo. Nos outros aços essa superfície apresenta-se mais arredondada. Os sulcos alongados na direção do corte são quase inexistentes, assim como a presença dos pacotes de martensita. A composição

química deste aço apresenta grande quantidade de carbono, cromo e vanádio que formarão grandes quantidades de carbonetos. Os carbonetos de vanádio situam-se entre os mais resistentes conhecidos, mas raramente utiliza-se vanádio em teores acima de 2% por apresentar problemas metalúrgicos. O método de fabricação da metalurgia do pó utilizado no caso desta liga viabilizou o uso de teores de 4% de vanádio e 2.2% de carbono, sem apresentar problemas de fragilidade. A quantidade e a qualidade das fases duras presente nesta liga são as responsáveis pela mudança da microestrutura e pelo excelente desempenho apresentado no teste de abrasão.

Fig. 75 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante onde ocorreu 100% de desgaste (L B.2N1) em vista de planta e a mesma região em vista lateral (L B.2N2) da face nitretada.

Fig. 76 - Micrografia realizada em MEV da face não nitretada mostrando o aspecto do gume cortante onde ocorreu 50% de desgaste (LB.3) e da região onde ocorreu um mínimo de desgaste (L C.4) ambos em vista lateral.

A foto LB.2N1 da Fig. - 75 apresenta uma visão de planta do gume cortante, ou seja, este visto de cima. Notamos que somente uma estreita faixa está em foco. Isto ocorre porque, apesar da grande profundidade de foco do MEV, o pequeno raio de curvatura apresentado pelo gume cortante torna impossível focalizar simultaneamente o gume e as laterais da lâmina de corte. Nota-se as ondulações típicas de desgaste da estrutura nitretada. A foto LB.2N2 da Fig. - YY2 mostra o aspecto do desgaste da face nitretada na mesma região da foto LB.2N1. Observa-se a presença de alguns sulcos na direção do corte.

As fotos LB.3 e LC.4 apresentam aspecto do gume cortante das regiões 3 e 4 respectivamente na face não nitretada. Observa-se a ausência quase total de erosões na direção da usinagem do abrasivo e a presença de protuberâncias indicando a existência de partículas de alta dureza.

A Fig. - 77 apresenta a micrografia ótica da lâmina LB.

Fig. 77 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina LB mostrando a camada nitretada.

AValiação DA LÂMINA DE AÇO VK5E

A seguir apresentamos as observações metalográficas para as lâminas do aço VK5E. O gráfico de desgaste já foi apresentado anteriormente e utilizado como padrão de comparação com as outras ligas ensaiadas.

MICROSCOPIA ELETRÔNICA E ÓTICA

As observações realizadas a partir da microscopia eletrônica durante os vários estágios de desgaste são apresentadas nas Fig. - 78 e 79. Como dito anteriormente este aço foi observado sem o tratamento de nitretação iônica uma vez que, devido a problemas microestruturais, este aço apresentou excessiva fragilidade para aplicações práticas.

As fotos LVK5E.1 LVK5E.2 e da Fig. - 78, apresentam o gume cortante como afiado, antes de ser submetido a desgaste. Nota-se o mesmo padrão que os outros aços, riscos deixados pela retífica durante o processo de afiamento, porém a fratura do material ocorreu em faixa mais larga, provavelmente devido a maior fragilidade.

Fig. 78 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante com aumento onde não ocorreu desgaste (LVK5E.1), e região onde ocorreu o 100% de desgaste (LVK5E.2) .

A foto LVK5E.2 apresenta o aspecto da região 2, de maior desgaste, na face não nitretada. Sua aparência é semelhante à dos outros aços utilizados neste trabalho, com excessão do K190. Nota-se a presença de erosões profundas e de formas alongadas na direção da usinagem. Isto sugere a existência de partículas duras em matriz menos resistente a abrasão. A composição desta liga sugere a presença de carbonetos de tungstênio, vanádio, molibdênio e cromo. Observa-se a ausência quase total de protuberancias no topo do gume cortante como as presentes no aço K190. Isto sugere que embora existam partículas de alta dureza na matriz do aço, estas não estão fortemente presas e conseqüentemente são arrancadas durante a abrasão.

Fig. 79 - Micrografia realizada em MEV mostrando o aspecto do gume cortante da região que sofreu 50% de desgaste (LVK5E.3) e da região que sofreu desgaste mínimo(LVK5E.4).

A foto LVK5E.3 da Fig. - YY2 apresenta o aspecto da região com 50% de desgaste. Observa-se uma maior rugosidade e de menor profundidade indicando que houve menos desgaste. Nota-se a presença de estruturas na forma de agulhas orientadas em várias direções e sulcos na direção de corte.

A foto LVK5E.4 apresenta uma vista do gume cortante na região onde quase não ocorreu desgaste.

A Fig. - 80 apresenta a micrografia ótica da lâmina LVK5E.

Fig. 80 - Microscopia ótica da secção transversal da lâmina LVK5E mostrando os carbonetos alinhados.

CONCLUSÃO

O equipamento proposto e construído apresentou grande eficiência na diferenciação dos vários aços quanto a resistência à abrasão de lâminas de corte. A liga K190 apresentou o melhor custo benefício mostrando a superioridade dos materiais elaborados a partir de técnicas de metalurgia do pó.

O processo de nitretação iônica aumentou a resistência à abrasão de todos os aços tratados, proporcionando o aparecimento do fenômeno de autoafiamento. Isto ocorre, conforme discutido anteriormente, devido à nitretação de apenas uma das faces do gume cortante, provocando uma assimetria no desgaste deste, que mesmo sofrendo os efeitos da abrasão, não perde a capacidade de corte. O fato de ser necessário o endurecimento de apenas uma das faces do gume cortante permite a operação de retificação da ferramenta na face não tratada, depois de muito desgastada, mantendo sua capacidade de autoafiamento durante uso posterior. Assim, após uma aplicação do tratamento de endurecimento superficial na ferramenta, esta poderá ser afiada até o final de sua vida útil sem ser necessário novo tratamento de nitretação.

O equipamento de ensaio à abrasão foi fundamental para a observação do fenômeno de autoafiamento, proporcionando uma metodologia padronizada e eficiente para os estudos relativos ao desgaste de lâminas de corte. Assim, torna-se possível o estudo de otimização das espessuras da camada nitretada, bem como a comparação de vários tipos de tratamentos de endurecimento superficial no aumento de durabilidade do gume cortante.

A preparação metalográfica utilizada no caso da microscopia ótica, para a observação das lâminas, necessita de procedimentos diferenciados para este caso específico, uma vez que, devido às pequenas dimensões do gume cortante, é difícil prevenir seu arredondamento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. AÇOS FHOENIX-BOELHER LTDA. Aços Trabalho a Quente. Boletim Informativo, 4p.
2. AÇOS FHOENIX-BOELHER LTDA. Aço V725 Boletim Informativo
3. AHMED, W. V. (1995). Effects of wafering blades on the surface integrity of materials. Prakt. Metallogr. v.11, n.32, p. 579-587
4. ALVES JUNIOR, C. (1995). Nitretação em Plasma Pulsado: Equipamento, preparação e caracterização das camadas nitretadas. São Carlos - SP, 176 p. (Tese de Doutorado) - Universidade Federal de São Carlos
5. AMERICAN STANDARD FOR TESTING MATERIALS (1970). D1666-64 - Standard Method of Conducting Machining Tests of Wood and Wood Base Materials, p. 459-485
6. APRAIZ, J. (1975). Aceros Especiales y otras aleaciones. Madrid, Ed. Dossat
7. AXELSSON, B.O.M. et al. (1989). Lateral Forces in Wood Cutting. In: 10º International Wood Machine Seminar, p.137-145
8. CHILD, H.C. (1989). Surface Treatments for Hot and Cold Forging Tools: Thermochemical Processes. Metallurgic, v.56, n.1, p. 24-25
9. DASHFIELD, D.A. (1973). Nitriding: Some Problems and their Solutions. Heat Treatment 73. The Metals Society, book 163, p.68-73, London.

10. DAWES, C. (1991). Nitrocarburising and its Influence on Design in the Automotive Sector. *Heat Treatment of Metals*, v.18, n.1, p.19-30
11. DENTON, R.S. (1990). Ion Nitriding vs Chrome Plating for Automotive Fender Dies. *Heat Treating*, v. 22, n. 8, p. 20-23
12. DIETER, G.E. (1976). *Mechanical Metallurgy*. International . Student Edition, MCGraw-Hill Kogabusha, p. 715-718
13. DOI, O; YOKOYOMA, M. (1977). Cutting Force Analysis of Wood.II - Orthogonal Cutting accompanied with Front Split, Down Split, Side Crack and Lateral Crack *Bulletin of the JSME*, v. 20, n. 140, p. 240-247
14. EDENHOFER, B. (1974). Physical and Metallurgical Aspect of Ionitriding. *Heat Treatment of Metals*, v. 1, n.1,p. 23-28
15. EDENHOFER, B. (1974). Physical and Metallurgical Aspect of Ionitriding. *Heat Treatment of Metals*, v. 1, part. 2, p. 59-67
16. EDENHOFER, B. (1976). Production Ionitriding. In: American Society for Metals comp., Source book on nitriding, Metal Park, Ohio, American Society for metals p. 181-5, 1976
17. EDENHOFER. B.; BEWLEY, T.J. (1976). Low Temperature Ion Nitriding:Nitriding at Temperatures Below 500°C for Tools and Precision Machine Parts. In: 16Th INTERNATIONAL TREATMENT CONFERENCE. the metals society, London, p.8-13,1976.
18. FERRARESI, D. (1977). *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. 6º ed. São Paulo, Edgard Blucher Ltda
19. FINZ, K. et al. Steel for the Plastics Processing Industry. *Bulletin of the Vereinigte Edeltstahwerke AG*, 8 p.
20. FUKS-RABINOVICK, G.S. (1994). The Effect of Composite Coatings on Cutting Tools Operation. *Journal of Friction and Wear*, v. 15, n. 4, p. 73-78
21. GRANLUND, J.A. (1988). Measuring and Modelling of Cutting Forces. Progress Report on a Ongoing Project. In: 9º International Wood

- Machinig Seminar, p. 342-350, 1988
22. GONÇALVES, M.T.T. Contribuição para o estudo da Usinagem de Madeiras. São Carlos-SP, 241 p. (Dissertação de Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos - USP
 23. HOFFMANN, F.T. et al. (1992). Nitriding/Nitrocarburizing a High Pressure. Heat Treatment of Metals, v.19, n.3, p.80-85
 24. HOFFMANN, F.T.; MAYR, P. (1992). Nitriding and Nitrocarburizing. ASM Handbook: Friction, Lubrication and Wear Technology, V.18, p.878-883
 25. INAL, O. T. et al. (1989). A Review of Plasma Surface Modification: Process, Parameters, and Microstructural Characterization. In: International Conference on Ion Nitriding/Carburizing, 2, Cincinnati, 1989, Materials Park, ASM International, p. 57-66
 26. INOUE, M.; AOKI, T. (1992). Development of a New Teaching Material Utilizing Recovery of Compressive Set of Wood. Wood Research and Technical Notes, n.28, p.59-71, Kyoto University, Japan
 27. JACK, K.H. (1973). Nitriding. Heat Treatment 73. The Metals society, book 163, p.39-50, London.
 28. JONES, C.K. et al. (1973). Ion Nitriding. Heat Treatment 73. The Metals society, book 163, p.71-77, London.
 29. JONES, C.K.; MARTIN, S.W. (1964). Nitriding, Sintering and Brazing by Glow Discharge. Metal Progress, v.85, n.2, p.94-98
 30. JORDOVIC, B.; KAKAS, D. (1992). Structural Changes in the Surface Layer of High Speed Steels after Plasma Nitriding. Prakt Metallogr., v. 29, n. 3, p. 143-150
 31. KAKAS, D. ZLATANOVIC, M. (1989). Wear Resistance of Plasma Nitrided High Speed Steels. In: International Conference on Ion Nitriding/Carburizing, 2, Cincinnati, 1989, Materials Park, ASM International, p. 141-146
 32. KARAMIS, M.B.; STAINES, A.M. (1989). An Evaluation of the Response of 722M24 Steel to High-Temperature Plasma Nitriding

- Treatments. Heat Treatment of Metal, v. 16, n.3, p.79-82
33. KARAMIS, M.B. (1991). An Investigation of the Properties and Wear Behaviour of Plasma Nitred Hot Working Steel (H13). Wear, v. 150, n.1-2, p. 331-342
 34. KARAMIS, M.B. (1992). Some Effect of the Plasma Nitriding Process on Layer Properties. Thin Solids Films, n.217, p.38-47
 35. KATO, C. /198 /. Wear characteristics of a woodworking tool with chromium plating only on the back in orthogonal cutting of wood parallel to the grain. Yamagata University internal Bulletin
 36. KENDALL, L.A. (1992). Friction and Wear of Cutting Tools and Cutting Tool Materials. ASM Handbook: Friction, Lubrication and Wear Technology, v.18, p.878-883
 37. KOCH, P. (1964). Wood Machining Processes. New York, Ronald Press Company
 38. KOLKER, W. (1995). Production Reliability by Powdermetallurgical HSS - Milling Tools. EPE - European Production Engineering, v. 19, n. 1-2, p. 26-28
 39. KUIMBURG, A.; HRIBERNIK. (1992). The Heat Treatment of PM Tool Steels. Heat Treatment of Metals, v.19, n.1, P.21-24
 40. KURNEY, A.S.W. (1983). Nitriding of Steels - An Overview. Tool & Alloy Steels, September, p.333-340
 41. KWON, S.C. et al. (1992). Geometric Effect of Ion Nitriding on the Nitride Growth Behavior in Hollow Tube. Journal of Materials Engineering and Performance, v.1, n.3, p.353-358
 42. LI, F. et al. (1989). On Micro-Structure of Ion-Nitrided Layer. In: International Conference on Ion Nitriding/Carburizing, 2, Cincinnati, 1989, Materials Park, ASM International, p. 75-80
 43. LIGHTFOOT, B.J.; JACK, D.H. (1975). Kinetics of Nitriding with and without White-Layer Formation. Heat Treatment 73. The Metals society, book 163, p.59-65, London.

44. MALONEY, J.L. (1992). Friction and Wear of Tool Steels. ASM Handbook: Friction, Lubrication and Wear Technology, v.18, p.734-740
45. MATTSON, J.A. (1983). The Mechanics of Auger Cutters for Wood. Forest Products Journal, v. 33, n. 2, p. 31-38
46. MCKENZIE, W. M.; HAWKINS, B.T. (1966). Quality of Near Longitudinal Wood Surfaces Formed by Inclined Cutting. Forest Products Journal, v. 16, n.7, p. 35-38
47. MCKENZIE, W.M.; Franz, N.C. (1969). Basic Aspect of Inclined or Oblique Wood Cutting. Forest Products Journal, v. 14, n.12, p. 556-566
48. NAUMOV, A.G.; LATYSHEV, V.N. (1994). The Effect of Thermochemical Treatment on Tribological Behavior of Cutting Tools. Journal of Friction and Wear, v. 15, n. 4, p. 79-82
49. NOGUCHI, M. et al. (1981). Ripasawing with thin eccentric circular saws: The effect of eccentricity on feed force. Mokuzai Gakkaishi, v. 27, n. 10, p. 731-736
50. OKUMURA, S. A (1985). Theoretical Approach to the Cutting Edge Temperature in Interrupted Cutting of wood. Mem. Coll. Agric., Kyoto Univ., n. 127, p. 29-36
51. OKUMURA, S. et al. (1983) . Temperature Distribution on the Side Face of a Saw Tooth in Interrupted Cutting II. Mokuzai Gakkaishi, v. 29, n.2, p. 131-138
52. OKUMURA, S. et al. (1983) . Temperature Distribution on the Side Face of a Saw Tooth in Interrupted Cutting I. Mokuzai Gakkaishi, v. 29, n.2, p. 123-130
53. OZBAYSAL, K.; Inal, O.T. (1989). Precipitation Hardening of Marage Grade Steels During Ion Nitriding. In: International Conference on Ion Nitriding/Carburizing, 2, Cincinnati, 1989, Materials Park, ASM International, p. 91-94
54. PETERS, C.C. et al. (1969). Effect of Cutting Speed During Thick Slicing of Wood. Forest Products Journal, v. 19, n. 11, p. 37-42

55. RAUTER, R.O. (1974). Aços Ferramentas: Seleção, tratamentos térmicos, pesquisa de defeitos. Rio de Janeiro, Ed. Livros Técnicos e Científicos
56. REPORT (1995): Developments in the Nitriding of Iron and Titanium-based Alloys. Heat Treatment of Metals, v.22, n.3, p.61-64
57. RUSET, C. (1990). Energy Efficiency of Plasma Thermochemical Processing. Heat Treatment of Metals, v.17, n.2, p.51-53
58. RUSET, C. (1991). The Influence of Pressure on Temperature Uniformity in the Plasma Nitriding Process. Heat Treatment of Metals, v.18, n.3, p.81-84
59. RUSET, C.(1994). Shield Method for Temperature Uniformity in Plasma Nitriding. Heat Treatment of Metals, V.21, N.4, p.90-92
60. SCHCHADRICHEV, E.V. (1994). On the Wear Resistance of Tools with Titanium Nitride Ion-Plasma Coatings. Journal of Friction and Wear, v. 15, n. 4, p. 89-94
61. SCHWARZENBECK, W.K. (1995). Production Reliability by Powdermetallurgical HSS-Milling Tools. EPE-European Production Engineering, v.19, n.1-2, p.26-28
62. SOUCHARD, J.P. et al. (1992). Plasma Overcarburising of Chromium Steels for Hot Working and Wear Applications. Heat Treatment of Metals, v.19, n.2, p.49-53
63. SOUZA, R.S. (1995). Nitretação por plasma de peças com furos. Natal - RN. Natal, 69 p. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Rio Grande do Norte.
64. SPALVINS, T. (1989). Advances and Directions of Ion Nitriding/Carburizing. In: International Conference on Ion Nitriding/Carburizing, 2, Cincinnati, 1989, Materials Park, ASM International, p. 1-4
65. STAFF REPORT (1992): Improved Tool Steels for Injection Molds. Advanced Materials & Processes, v.141, n. 6, p. 17-21, 1992
66. STAINES, A.M. (1990). Trends in Plasma-assisted Surface Engineering

- Processes. Heat Treatment of Metals, V.17, n.4, p. 85-92
67. SUGIYAMA, S.; MATSUO, F. (1981). Effects of Cutting Velocity on Cutting Phenomenon, Cutting Force, and Frictional Coefficient in Orthogonal Cutting of Wood. Mokuzaigakkaishi, v. 27, n. 12, p. 863-872
68. TRATAMENTO PREVENTIVO E SECAGEM DA MADEIRA DE PINUS spp. (1982) Revista da Madeira, v.31, p. 22-28
69. VENKATESAN, K.; SHIVPURI, R. (1995). Experimental and Numerical Investigation on the Effect of Process Parameters on the Erosive Wear of Die Casting Dies, Journal of Materials Engineering and Performance, v.4, n.2, p. 166-174
70. VERMA, R. (1985). Plasma Nitriding: State-Of-the-art. Industrial Heating, p. 14-17 e 45-47, September
71. Bonkowski, L.; Trinchera, L.; Szymani, R. Studies of Cutters for the Manufacture of Pencils, California Cedar Products Company, Stockton California and Wood Machining Institute, Berkeley, California.

Sugestões para trabalhos futuros:

- 1 - Utilização de sensores com maiores resoluções no equipamento.
- 2 - Diminuição de atrito no cone do cabeçote de usinagem.
- 3 - Variação da espessura e dureza das camadas nitretadas e sua influência no autoafiamento.
- 4 - Nitretação por plasma pulsado para comparação com o plasma de corrente contínua.
- 5 - Comparação dos desempenhos de lâminas de um mesmo aço quando nitretadas ou cromadas.
- 6 - Construção de equipamento mais robusto para permitir maiores forças de corte na lâmina permitindo assim tempos de ensaios abreviados, quando se ensaia materiais de dureza muito elevadas.
- 7 - Uso de corpos de prova com arestas para produzir condições de impacto.