



RAFAEL SEGANTIN LACERDA

Uma Contribuição à Melhoria do Processo de Fresamento em 5 Eixos de Pás de Turbinas Hidráulicas

64/2014

CAMPINAS

2014



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

RAFAEL SEGANTIN LACERDA

Uma Contribuição à Melhoria do Processo de Fresamento em 5 Eixos de Pás de Turbinas Hidráulicas

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: **Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz**

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO
FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO
ALUNO RAFAEL SEGANTIN LACERDA, E
ORIENTADO PELO PROF. DR. ANSELMO
EDUARDO DINIZ.

.....
ASSINATURA DO ORIENTADOR

A handwritten signature in blue ink is written over the dotted line. The signature is stylized and appears to be "A. Diniz".

CAMPINAS

2014

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

L116c Lacerda, Rafael Segantin, 1979-
Uma contribuição à melhoria do processo de fresamento em 5 eixos de pás de turbinas hidráulicas / Rafael Segantin Lacerda. – Campinas, SP : [s.n.], 2014.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Fresamento. 2. Turbinas hidráulicas. I. Diniz, Anselmo Eduardo, 1959-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: A contribution to the improvement of the milling process in 5 axis for blades of hydraulic turbines

Palavras-chave em inglês:

Milling

Hydraulic turbines

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Anselmo Eduardo Diniz [Orientador]

Amauri Hassui

Eduardo Carlos Bianchi

Data de defesa: 18-06-2014

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

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

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MANUFATURA E MATERIAIS

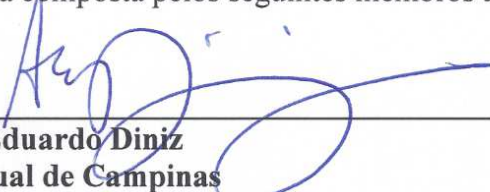
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Uma Contribuição à Melhoria do Processo de
Fresamento em 5 Eixos de Pás de Turbinas
Hidráulicas**

Autor: **Rafael Segantin Lacerda**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

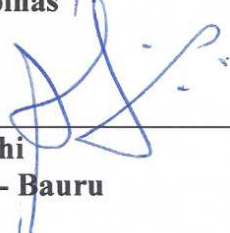
A Banca Examinadora composta pelos seguintes membros abaixo:



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Amauri Hassui
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
Universidade Estadual Paulista - Bauru

Campinas, 18 de junho de 2014.

Dedicatória

À Renata, minha esposa e aos meus filhos, Yasmin e Luigi, pois eles são a minha principal motivação para a realização deste trabalho.

Aos meus pais, Valdir e Vera, pelo incentivo e apoio durante toda minha vida.

À minha irmã Cynthia, pela grande amizade e também força em todos os momentos difíceis.

Em memória do meu sogro e grande amigo Luiz Silva Ramos.

Agradecimentos

Primeiramente a DEUS, por toda a saúde e força para realização deste trabalho.

Agradeço também a ajuda de diversas pessoas que tiveram contribuição fundamental na conclusão desta obra e às quais presto minha homenagem nas linhas abaixo:

Ao meu orientador, Anselmo Eduardo Diniz, que me recebeu nesta universidade e com quem eu pude contar em cada uma das etapas de elaboração deste trabalho.

Aos amigos e professores de profissão Denis Alberto Loureiro, Hans Günther Poll e Tadeu Lins, por todo apoio e incentivo na execução deste trabalho.

À VOITH HYDRO Ltda., pela colaboração na execução dos procedimentos experimentais.

A todos os professores, funcionários e colegas do Departamento de Engenharia de Manufatura e Materiais, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

“O primeiro passo para uma grande vitória é acreditar ser possível alcançá-la, mesmo havendo desafios aparentemente impossíveis de serem superados!”

Resumo

A fabricação de pás de turbinas hidráulicas representa uma das atividades mais importantes no processo de fabricação do rotor de uma usina hidrelétrica e corresponde a uma parcela considerável do custo de produção do mesmo. Devido às características geométricas e requisitos hidráulicos destes componentes, as operações de fresamento em cinco eixos são altamente solicitadas e se destacam pela versatilidade e rapidez que proporcionam para o processo produtivo. Todavia, o fresamento de pás de turbinas hidráulicas apresenta alguns pontos críticos relacionados com a qualidade superficial, qualidade dimensional e os custos da operação de usinagem. A taxa de remoção de material, a variação das condições de fresamento diretamente relacionada com os parâmetros de corte e a necessidade de se reduzir os ciclos de produção são itens que fazem o estudo detalhado desta operação ter importância fundamental para a utilização das modernas tecnologias de usinagem. O objetivo deste trabalho é identificar as condições de corte mais adequadas para o processo de fresamento em cinco eixos de pás de turbinas hidráulicas. Para isto, o processo de fabricação foi monitorado e ensaios foram realizados para comparação entre diferentes estratégias de fresamento e parâmetros de corte. Durante estes ensaios observaram-se os parâmetros elétricos do motor da máquina e também a coloração dos cavacos, para estabelecer uma relação entre estes parâmetros e o real desgaste sofrido pela ferramenta, a fim de se ter um método direto e prático para definição de seu fim de vida. As principais conclusões deste trabalho são que a variável de entrada mais influente na vida da ferramenta dentre as testadas foi a estratégia de corte (concordante ou discordante / discordante) e para estas ferramentas, o desgaste de flanco (V_B) foi o principal determinante para o fim de vida da aresta de corte. Em adicional, a observação da potência consumida e da coloração do cavaco realizada pelo operador, mostrou-se adequada para determinar o momento de troca da ferramenta neste tipo de fresamento em desbaste.

Palavras chave: fresamento em cinco eixos, pás, turbinas hidráulicas e desgaste de flanco.

Abstract

The manufacturing process of blades for hydraulic turbines is one of the most important activities to fabricate a runner for a hydraulic power plant and is responsible for a considerable portion of the production cost thereof. Due to the geometric characteristics and hydraulic requirements in these components, the milling operations in five axis is highly appreciated and offer the versatility and speed for the production process. However, the milling process for blades of hydraulic turbines present some critical issues related to the surface quality, dimensional quality and machining costs. The rate of material removal, the variation of milling conditions directly related with cutting parameters and the need to reduce production cycles are items that make a detailed study of this operation has high importance on the application of the most modern machining technologies. The objective of this work is to identify the most suitable cutting conditions for five axis milling in blades of hydraulic turbines. For this, the manufacturing process was monitored and tests were performed in order to compare different milling strategies and cutting parameters. During these tests was observed the electrical parameters of the machine motor and also the colors of the chips to establish a relationship between these parameters and the actual wear suffered by the tool in order to have a directly and practical method to define the end of the tool life. The main conclusions are that the most influential variable in the tool life among those tested was the cutting strategy (Up Milling or Up Milling / Down Milling) and for these tools, the main determinant for the end of life is the flank wear (V_B) of the cutting edge. In additional, the observation of the power consumption and the colors of the chips performed by the operator, with the goal of determining the exactly time to exchange the tool was adequate for this type of rough milling.

Keywords: five axis milling, blades, hydraulic turbines and flank wear.

Lista de Ilustrações

FIGURA 2. 1 – TIPOS DE TURBINAS DE ACORDO COM A DIREÇÃO DO FLUXO	4
FIGURA 2. 2 – DIAGRAMA PARA SELEÇÃO DOS TIPOS DE TURBINAS.....	7
FIGURA 2. 3 – LAYOUT BÁSICO DE UMA TURBINA PELTON.....	8
FIGURA 2. 4 – LAYOUT BÁSICO DE UMA TURBINA FRANCIS	9
FIGURA 2. 5 – LAYOUT BÁSICO DE UMA TURBINA KAPLAN.....	10
FIGURA 2. 6 – LAYOUT BÁSICO DE UMA TURBINA BULBO	11
FIGURA 2. 7 – SENTIDO DE FRESAMENTO (A = CONCORDANTE E B = DISCORDANTE)	13
FIGURA 2. 8 – INFLUÊNCIA DA % DE CROMO NA RESISTÊNCIA À CORROSÃO.....	27
FIGURA 2. 9 – COMPARATIVO DE USINABILIDADE ENTRE AÇOS INOXIDÁVEIS.....	29
FIGURA 2. 10 – MICROESTRUTURA DE ACORDO COM A % NI E % CR	30
FIGURA 2. 11 – SIMULAÇÃO CAD-CAM DA ESTRATÉGIA ZIG-ZAG	32
FIGURA 2. 12 – PÁ DE TURBINA DE NAVIO	33
FIGURA 2. 13 – COLISÃO EM PÁ DE TURBINA DO TIPO PROPELLER	34
FIGURA 2. 14 – SIMULAÇÃO CAD-CAM PARA PÁ DE TURBINA TIPO PROPELLER.....	35
FIGURA 2. 15 – ILUSTRAÇÃO SOBRE O ÂNGULO “STURZ”	36
FIGURA 2. 16 – REGIÃO DE CONTATO ENTRE FERRAMENTA E PEÇA.....	37
FIGURA 3. 1 – MANDRILADORA DO TIPO PORTAL	40
FIGURA 3. 2 – DETALHES DA MICROGEOMETRIA DO INSERTO.....	40
FIGURA 3. 3 – CARACTERÍSTICAS DO REVESTIMENTO DO INSERTO WKP35S	41
FIGURA 3. 4 – PORTA-FERRAMENTAS MODELO F2234.UB.152.Z08.10.....	42
FIGURA 3. 5 – CONJUNTO DE INSERTOS, PORTA FERRAMENTA E MANDRIL.....	42
FIGURA 3. 6 – FRESAMENTO COM INSERTOS REDONDOS	43
FIGURA 3. 7 – FRESAMENTO DE DESBASTE EM PÁ FRANCIS	46
FIGURA 3. 8 – CONDIÇÕES DE A_E ANALISADAS DURANTE OS ENSAIOS.....	47
FIGURA 3. 9 – CONDIÇÕES DE “LEAD ANGLE” (A) ANALISADAS DURANTE OS ENSAIOS	47
FIGURA 3. 10 – ESTRATÉGIAS DE CORTE ANALISADAS DURANTE OS ENSAIOS	47
FIGURA 4. 1 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 1	50
FIGURA 4. 2 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 2	50
FIGURA 4. 3 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 3	51
FIGURA 4. 4 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 4	51
FIGURA 4. 5 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 5	52
FIGURA 4. 6 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 6	52

FIGURA 4. 7 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 7	53
FIGURA 4. 8 – TÍPICO DESGASTE DE FLANCO OBSERVADO NO ENSAIO 8	53
FIGURA 4. 9 – DESGASTES DOS INSERTOS NO FIM DA VIDA DA FERRAMENTA.....	54
FIGURA 4. 10 – CURVAS DA POTÊNCIA CONSUMIDA DOS OITO ENSAIOS DE RÉPLICA.....	55
FIGURA 4. 11 – CONDIÇÕES DOS CAVACOS DURANTE O FRESAMENTO	57
FIGURA 4. 12 – COLORAÇÃO X TEMPERATURAS DO AÇO INOXIDÁVEL MARTENSÍTICO.....	59
FIGURA 4. 13 – VIDA EM VOLUME DE CAVACO REMOVIDO.....	61
FIGURA 4. 14 – CONTATO ENTRE FERRAMENTA E SUPERFÍCIE DA PÁ.....	63
FIGURA 4. 15 – CONTATO ENTRE FERRAMENTA E SUPERFÍCIE DA PÁ.....	63
FIGURA 4. 16 – CONTATO ENTRE FERRAMENTA E SUPERFÍCIE DA PÁ.....	63
FIGURA 4. 17 – CONTATO ENTRE FERRAMENTA E SUPERFÍCIE DA PÁ.....	64
FIGURA 4. 18 – ANÁLISE DO POTENCIAL DE IMPACTO DAS VARIÁVEIS ENSAIADAS	65
FIGURA 4. 19 – ANÁLISE DO EFEITO DAS VARIÁVEIS ENSAIADAS	66

Lista de Tabelas

TABELA 2. 1 – PRINCIPAIS TIPOS DE TURBINAS HIDRÁULICAS	6
TABELA 2. 2 – APLICAÇÃO DE FRESAS EM FUNÇÃO DO PASSO	15
TABELA 2. 3 – COMPOSIÇÃO BÁSICA DOS AÇOS DE ALTA LIGA.....	26
TABELA 3. 1 – MATERIAL ASTM A 743 GRAU CA - 6NM	44
TABELA 3. 2 – CONDIÇÕES DE CORTE ENSAIADAS.....	48
TABELA 4. 1 – RESUMO SOBRE OS RESULTADOS DOS ENSAIOS	61

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

a_e – passo lateral	[mm]
a_p – profundidade de corte	[mm]
b_D – largura de corte	[mm]
f – avanço de corte	[mm]
F_c – força de corte	[kgf]
F_f – força de atrito contida no plano que contém a superfície de saída	[kgf]
F_n – força normal ao plano que contém superfície de saída	[kgf]
f_z – avanço por dente	[mm]
h_D – espessura do cavaco não-deformado	[mm]
$h_{Dmáx}$ – espessura máxima do cavaco	[mm]
h_m – espessura média do cavaco não-deformado	[mm]
i – corrente elétrica	[A]
i_C – diâmetro do inserto	[mm]
D – diâmetro da fresa	[mm]
j – posição da ferramenta em relação à peça	[mm]
K_s – pressão específica de corte	[kgf/mm ²]
K_{sm} – pressão específica de corte média	[kgf/mm ²]
l_f – comprimento de corte	[mm]
n – rotação do eixo-árvore	[rpm]
P_c – potência de corte	[kW]
P_{el} – potência elétrica	[kW]
P_{mec} – potência mecânica	[kW]
s – espessura do inserto	[mm]
t_c – tempo de corte	[s]
U – tensão elétrica	[V]

V_B – desgaste de flanco	[mm]
v_c – velocidade de corte	[m/min]
v_f – velocidade de avanço	[mm/min]
z – número de arestas cortantes da ferramenta	

Letras Gregas

γ – ângulo do chanfro da aresta	[graus]
η – rendimento	[%]
ϕ – ângulo de contato do dente com a peça	[graus]
α – lead angle	[graus]

Abreviações

LA – Lead Angle
CC – Corte Concordante
CCD – Corte Concordante / Discordante
Al₂O₃ – Óxido de Alumínio
CVD – Chemical Vapor Deposition
PVD – Physical Vapor Deposition
TiC – Carboneto de Titânio
TiCN – Carbonitreto de Titânio
TiN – Nitreto de Titânio
TiNAl – Nitreto de Titânio/Alumínio
Co – Cobalto
WC – Carboneto de Tungstênio
CNC – Computer Numerical Control
CAD – Computer Aided Design
CAE – Computer Aided Engineering
CAM – Computer Aided Manufacturing

SUMÁRIO

1	Introdução.....	1
2	Revisão bibliográfica.....	3
2.1	Conceitos básicos sobre turbinas hidráulicas.....	3
2.2	Generalidades sobre a operação de fresamento.....	12
2.3	Considerações sobre a ferramenta de corte.....	14
2.4	Desgastes e avarias da ferramenta na operação de fresamento.....	18
2.5	Considerações para o limite de fim de vida da ferramenta.....	21
2.6	Aços inoxidáveis.....	24
2.7	Considerações sobre a usinabilidade do aço inoxidável martensítico.....	28
2.8	Processo de fresamento em pás.....	31
3	Procedimentos experimentais.....	39
3.1	Equipamentos e acessórios utilizados.....	39
3.2	Ensaios.....	44
4	Resultados e discussões.....	49
4.1	Análise dos critérios de fim de vida da ferramenta usados na produção.....	49
4.2	Análise da vida da ferramenta.....	60
5	Conclusões e sugestões para trabalhos futuros.....	68
	Referências bibliográficas.....	70

1 Introdução

A fabricação de pás de turbinas hidráulicas representa uma das atividades mais importantes do processo de produção de uma turbina hidráulica e corresponde a uma parcela considerável do custo de fabricação do rotor. Devido às características geométricas e requisitos hidráulicos destes componentes, as operações de fresamento em cinco eixos são altamente solicitadas e se destacam pela versatilidade e rapidez que proporcionam ao processo produtivo. Todavia, o fresamento das pás de turbinas hidráulicas apresenta pontos críticos relacionados com o tipo de matéria prima a ser fresada (aço inoxidável martensítico ASTM A 743 Grau CA - 6NM), qualidade superficial (rugosidade e ondulação), qualidade dimensional e os custos das operações de fresamento.

A taxa de remoção de material, a variação das condições de fresamento diretamente relacionadas com os parâmetros de corte e a necessidade de se reduzir os ciclos de produção são itens que fazem o estudo detalhado desta operação ter importância fundamental para a utilização das modernas tecnologias de usinagem.

O objetivo deste trabalho é determinar as condições adequadas de usinagem para o processo de fresamento em cinco eixos das pás de turbinas hidráulicas. Para isto, o processo de fresamento de pás Francis e Kaplan foi monitorado e ensaios comparativos foram realizados utilizando diferentes estratégias de fresamento e condições de corte. Durante estes ensaios os parâmetros elétricos do motor da máquina e a coloração dos cavacos foram observados, com o intuito de criar uma relação entre tais parâmetros e o real desgaste sofrido pela ferramenta durante o processo de fresamento, sendo possível então estabelecer um método direto e prático para se definir o fim de vida da ferramenta.

O presente trabalho apresenta a seguinte estrutura:

- **Capítulo 1:** Introdução
- **Capítulo 2:** Revisão bibliográfica – neste capítulo são apresentados os conceitos fundamentais sobre turbinas hidráulicas, princípios básicos do processo de fresamento e a forma com que estes princípios podem influenciar no fim de vida da ferramenta, características de usinabilidade dos aços e importantes considerações sobre o processo de fresamento em cinco eixos.
- **Capítulo 3:** Procedimentos experimentais – neste capítulo são descritos os equipamentos, as ferramentas e a metodologia empregada na parte experimental deste trabalho.
- **Capítulo 4:** Resultados e discussões – neste capítulo são apresentados e analisados os resultados obtidos através dos procedimentos experimentais realizados.
- **Capítulo 5:** Conclusões e sugestões para trabalhos futuros – neste capítulo são apresentadas as conclusões oriundas do presente trabalho, assim como sugestões para trabalhos futuros a serem realizados nesta área de estudo.

2 Revisão bibliográfica

2.1 Conceitos básicos sobre turbinas hidráulicas

As turbinas hidráulicas transformam a energia potencial da água armazenada em reservatórios em energia mecânica. As primeiras turbinas hidráulicas surgiram na antiguidade com os gregos e romanos. No entanto, as máquinas utilizadas atualmente surgiram no século XIX com o desenvolvimento da hidrodinâmica.

As turbinas podem ser classificadas de acordo com a direção do fluxo de água no rotor como:

- Radiais
- Axiais
- Mistas

Nas turbinas radiais o fluxo é primordialmente perpendicular ao eixo de rotação. A turbina Francis (figura 2.1a) é um exemplo de turbina radial. Nas turbinas axiais, o fluxo da água é primordialmente paralelo ao eixo de rotação e as turbinas mistas são aquelas que possuem um fluxo inclinado (componente axial e radial) ao eixo de rotação. As turbinas Kaplan (figura 2.1b) e Bulbo (figura 2.1c) são exemplos de turbinas classificadas como fluxo axial e misto (QUINTELA, 2007).

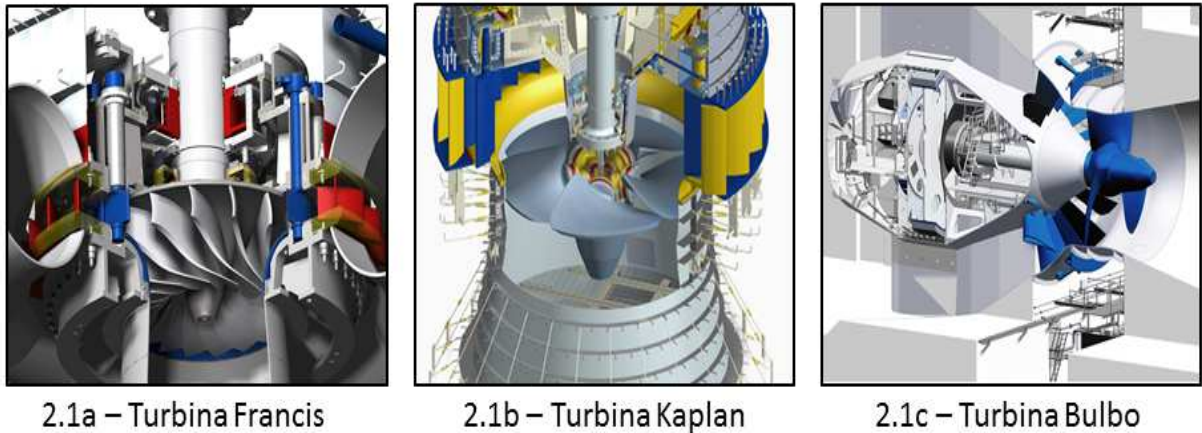


Figura 2. 1 – Tipos de turbinas de acordo com a direção do fluxo
(VOITH HYDRO, 2013)

A principal característica de uma turbina é sua capacidade de transformar a energia cinética gerada pela liberação da energia potencial da água armazenada no reservatório quando ocorre seu movimento, em energia mecânica no eixo. Esta energia potencial é transformada em energia cinética ao longo da tubulação até a entrada da turbina, que por sua vez, é parcialmente transformada em energia cinética no eixo da turbina. As turbinas hidráulicas são extremamente eficientes, mas como manipulam enormes quantidades de energia, pequenas perdas de eficiência são significativas. Por este motivo, existe uma constante preocupação com o aumento da eficiência (QUINTELA, 2007).

Em toda turbina hidráulica a tomada d'água é proveniente de um reservatório ou canal de nível mais elevado (maior pressão) e escapa para um canal de nível mais baixo (menor pressão). A água de entrada é levada através de um duto fechado até o rotor onde se encontram as pás (lâminas curvas), as quais são fixas para os rotores Francis e podem ser ajustáveis para os rotores do tipo Kaplan e Bulbo, para controlar o fluxo e a potência gerada (para geração de energia elétrica) ou a velocidade de rotação. No caso de turbinas Pelton, bocais ou injetores transferem a energia da água para um rotor. Em consequência, a pressão e/ou a velocidade da água na saída são menores do que na entrada. A água que sai da turbina é conduzida por um duto, o tubo de sucção, até o reservatório ou canal inferior (QUINTELA, 2007).

O rotor é suportado axialmente por mancais de escora, contra escora e radialmente por mancais de guia. O tubo de sucção geralmente tem diâmetro final maior que o inicial para reduzir a velocidade da água antes de despejá-la no canal inferior (QUINTELA, 2007).

A potência P que uma turbina pode extrair do fluxo de água será proporcional ao produto da vazão volumétrica (Q) e da queda d'água disponível (H), segundo a equação 2.1.

$$P = \rho \cdot Q \cdot H \cdot g \cdot \eta \quad (2.1)$$

Onde:

ρ = Densidade da água;

g = Aceleração da gravidade;

η = Eficiência da turbina que é uma fração (entre 0 e 1) da energia potencial e cinética da água que é convertida em trabalho mecânico de rotação do eixo ao passar pela turbina.

As principais causas da baixa eficiência nas turbinas são as perdas hidráulicas (a energia cinética da água na saída da turbina) e as perdas mecânicas (atrito nos mancais, que converte parte da energia extraída da água em calor). A eficiência típica de uma turbina moderna varia entre 85% e 95%, dependendo da vazão de água e da queda. Para maximizar a eficiência, grandes turbinas hidráulicas são em geral projetadas especificamente para as condições de queda e vazão onde serão instaladas (QUINTELA, 2007).

Ainda segundo Quintela (2007), a grande variedade de combinações de alturas e descargas em instalações hidrelétricas possibilita um grande número e uma considerável variação das dimensões das turbinas. As turbinas, então, podem ser divididas em duas classes segundo o tipo de escoamento:

- **Turbinas de reação:** São aquelas em que o trabalho mecânico é obtido pela transformação das energias cinética e de pressão da água em escoamento, através do elemento do sistema rotativo hidromecânico (rotor). Essas turbinas são as mais usuais e

cobrem uma faixa maior de alturas para as instalações hidrelétricas (1,5 a 300 m). Elas podem ser subdivididas em pás ajustáveis (Kaplan) e pás fixas ou axiais radiais (Francis). Nas turbinas de reação a caixa espiral tem a função de guiar a água uniformemente por toda a circunferência através do distribuidor. O distribuidor tem o objetivo de dirigir a vazão de água diretamente para o rotor e desta forma, regula a descarga através da turbina. O tubo de sucção, nos mais diferentes tipos, reduz a velocidade da água na saída da turbina. As turbinas podem ser classificadas, também, dependendo da sua velocidade específica, em turbinas de baixa, média ou alta velocidade específica.

- **Turbinas de ação ou impulsão:** São aquelas em que o trabalho mecânico é obtido pela transformação da energia cinética da água em escoamento, através do elemento do sistema rotativo hidromecânico (rotor). Essas turbinas são operadas sob pressão atmosférica por um jato livre. A altura encontrada é convertida em velocidade de queda ($v = K_v \sqrt{2gH}$), com K_v variando entre 0,970 e 0,985. Elas podem ser subdivididas em: conchas fixas (Pelton), jatos inclinados ou jatos duplos. Nas turbinas de ação a água não passa por toda a circunferência da roda, mas através dos jatos (ABNT, 2010).

Os principais tipos de turbinas hidráulicas podem ser classificadas conforme tabela 2.1.

Tabela 2. 1 – Principais tipos de turbinas hidráulicas
(QUINTELA, 2007)

Tipo de Turbina	Característica do fluxo	Escoamento no rotor
Pelton	Jatos direcionados	De ação ou impulsão
Francis	Helicoidal-centrípeta ou radiais-axiais	De reação
Kaplan	Misto ou axial	
Bulbo	Misto ou axial	

As turbinas podem também ser montadas com o eixo no sentido vertical ou horizontal e cada um destes tipos tem suas vantagens para certas combinações de altura de queda ($H = m$) e vazão ($Q = m^3/s$). A figura 2.2 apresenta os limites para seleção das turbinas com base na relação entre queda (H) e vazão (Q).

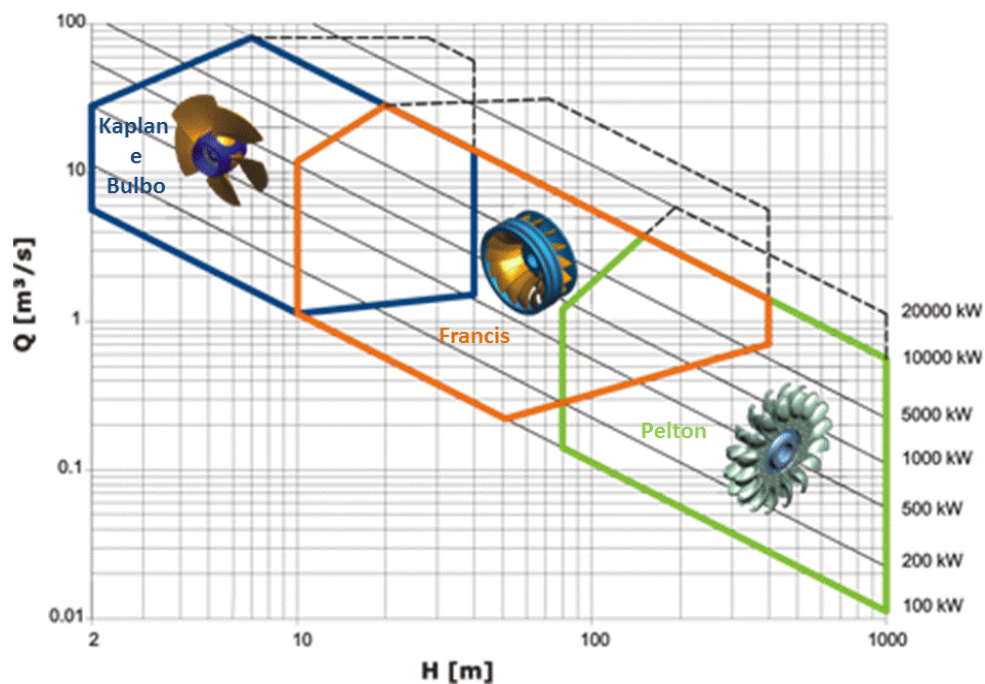


Figura 2. 2 – Diagrama para seleção dos tipos de turbinas
(HYDRO ENERGY, 2010)

Em qualquer tipo de turbina, independentemente dos requisitos de projeto ou função, a eficiência de suas pás é crucial para que ela possa atingir os parâmetros de trabalho que lhe foram estabelecidos. As condições de operação podem ocorrer em limites extremos com grandes variações de pressão e temperatura, ainda também sofrendo tensões físicas devido às altas velocidades de rotação. Estas condições podem ser muito severas chegando a afetar a integridade estrutural e conseqüentemente levando a falha após poucas horas de operação. Com base neste contexto, a escolha correta do material e o processo de fabricação das pás são itens vitais para garantir que a turbina funcione em condições seguras e de forma eficiente. São utilizadas pás com diferentes dimensões e geometrias, que podem executar diferentes funções em uma turbina. Algumas pás são estacionárias, enquanto outras são rotativas. Normalmente estas pás rotativas apresentam grandes desafios para o processo de usinagem, devido ao tipo de material e à complexa forma geométrica. As pás estacionárias são normalmente chamadas de palhetas, possuem uma geometria mais simples e são utilizadas para direcionar o fluxo de água. De uma forma geral, elas são normalmente mais fáceis de serem usinadas em comparação com as pás rotativas. Todavia, a qualidade da fabricação destas palhetas também é muito importante para a

operação eficiente da turbina. Para diferentes classes de turbinas, o material bruto pode ser de chapas, forjado ou fundido (QUINTELA, 2007).

Nas turbinas Pelton (figura 2.3) não há palhetas estáticas e sim um conjunto de bocais ou injetores, cada qual com uma agulha móvel (semelhante a uma válvula) para controlar a vazão. Nessas turbinas, a pressão da água é transformada em energia cinética pelo bocal, que acelera a água até uma alta velocidade e o jato d'água é dirigido para uma série de conchas curvas montadas em torno do rotor. Os rotores Pelton trabalham com velocidades de rotação mais altas que os outros tipos. Elas são adequadas para operar entre quedas de 350 m até 1100 m, sendo por isto muito mais comum em países montanhosos. Por outro lado, as conchas podem sofrer erosão pelo efeito abrasivo da areia misturada com a água, comum em rios de montanhas. Elas têm eficiência constante dentro de uma ampla gama de condições de operação (QUINTELA, 2007).

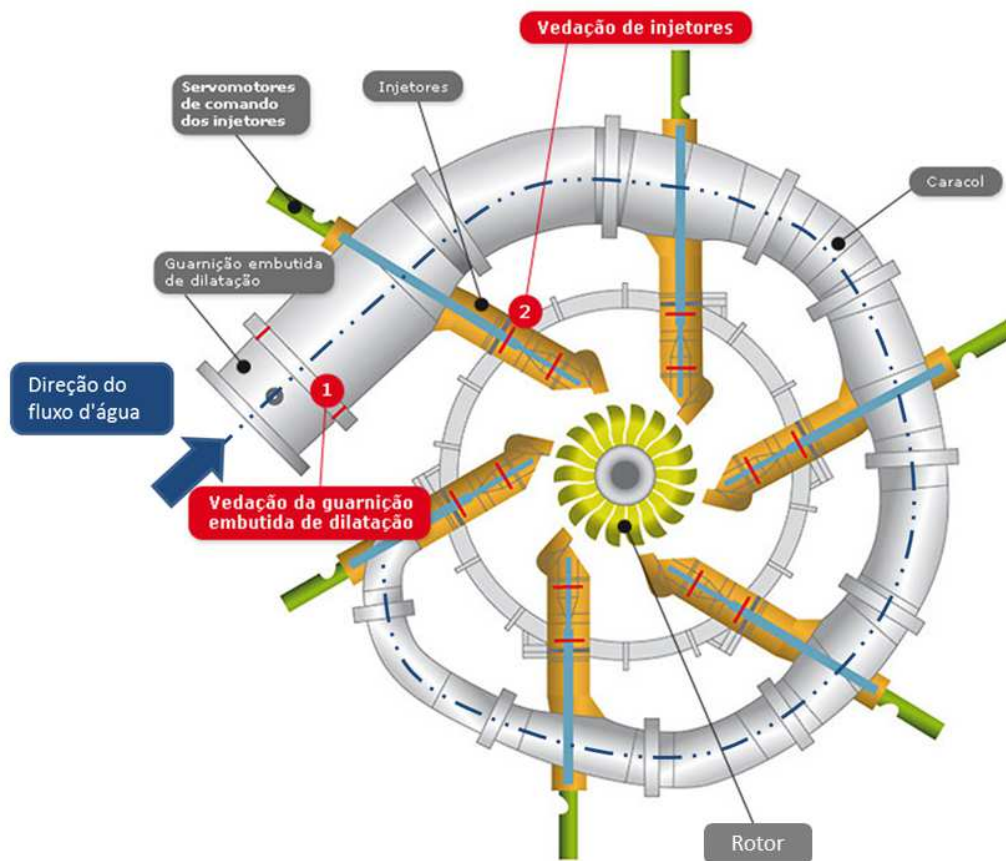


Figura 2. 3 – Layout básico de uma turbina Pelton
(PXL, 2012)

Turbinas Francis (figura 2.4) são adequadas para operar entre quedas de 40m até 400m. As usinas hidrelétricas de Itaipu, Tucuruí e outras no Brasil funcionam com turbinas tipo Francis com cerca de 100 m de queda d'água. Estas turbinas possuem um rotor na forma de um cilindro vazado com a parede lateral formada por pás curvadas. A água de entrada é dirigida por um tubo em espiral e um sistema de palhetas estáticas que a forçam a atravessar radialmente a parede do rotor, empurrando as pás deste. A água sai pela base do rotor praticamente com pressão e velocidade muito reduzidas (QUINTELA, 2007).

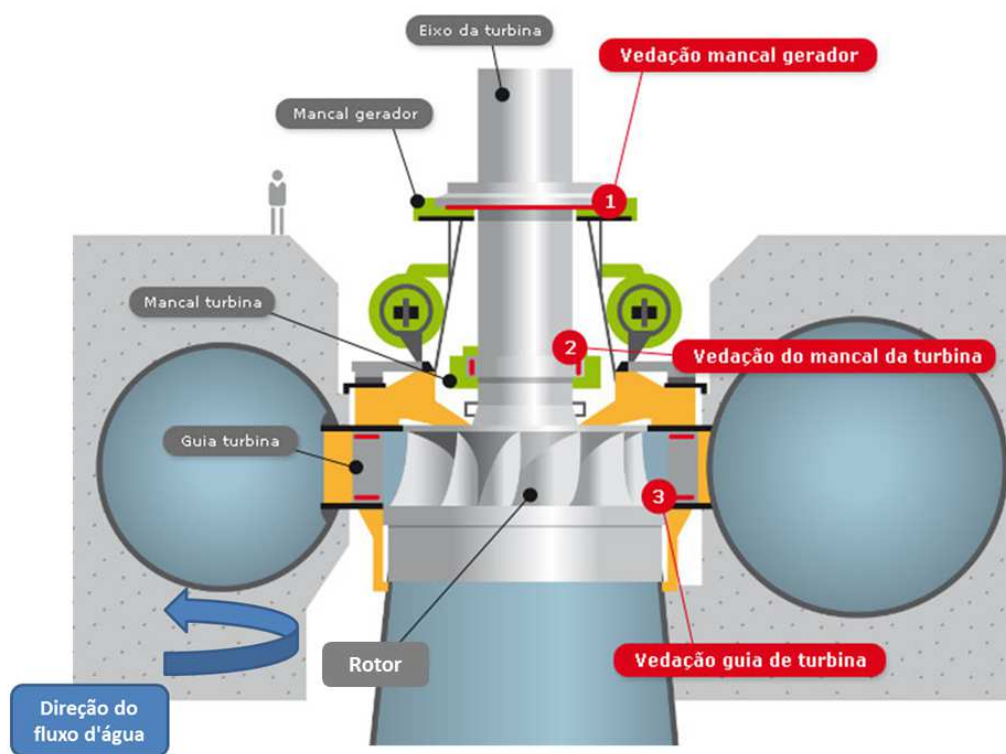


Figura 2. 4 – Layout básico de uma turbina Francis
(PXL, 2012)

Turbinas Kaplan (figura 2.5) são adequadas para operar em quedas até 60 m. Elas apresentam eficiência constante em ampla faixa de operação. A Usina Hidrelétrica de Estreito localizada na divisa dos estados do Maranhão e Tocantins utiliza turbina Kaplan. A única diferença entre as turbinas Kaplan (figura 2.5) e Francis (figura 2.4) é que o rotor Kaplan se assemelha a um propulsor de navio. O ângulo de inclinação das pás é controlado por pistões hidráulicos, normalmente em conjunto com as palhetas do distribuidor (QUINTELA, 2007).

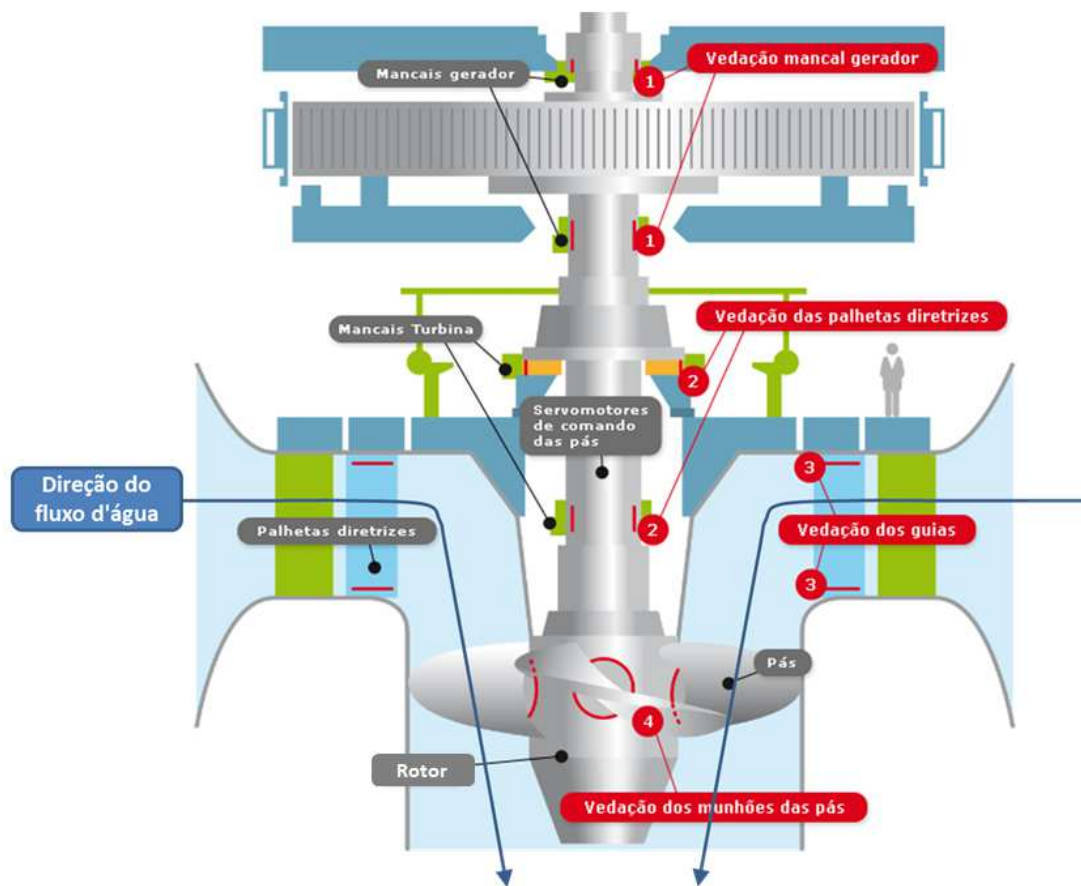


Figura 2. 5 – Layout básico de uma turbina Kaplan
(PXL, 2012)

Turbinas bulbo (figura 2.6) são geralmente usadas em quedas abaixo de 20 m. Uma das maiores unidades desse tipo, com um rotor de 6,70 m de diâmetro e 65,8 MW de potência, está instalado na usina de Tadami, Japão, com uma queda de 19,8 m. Esta referência foi ultrapassada pelas turbinas das usinas hidrelétricas de Santo Antônio e Jirau, com 73 MW e 75 MW, respectivamente. O rotor “Bulbo” é basicamente um rotor Kaplan conectado diretamente pelo eixo a um gerador, que é envolto por uma cápsula hermética. O conjunto fica imerso no fluxo de água (QUINTELA, 2007).

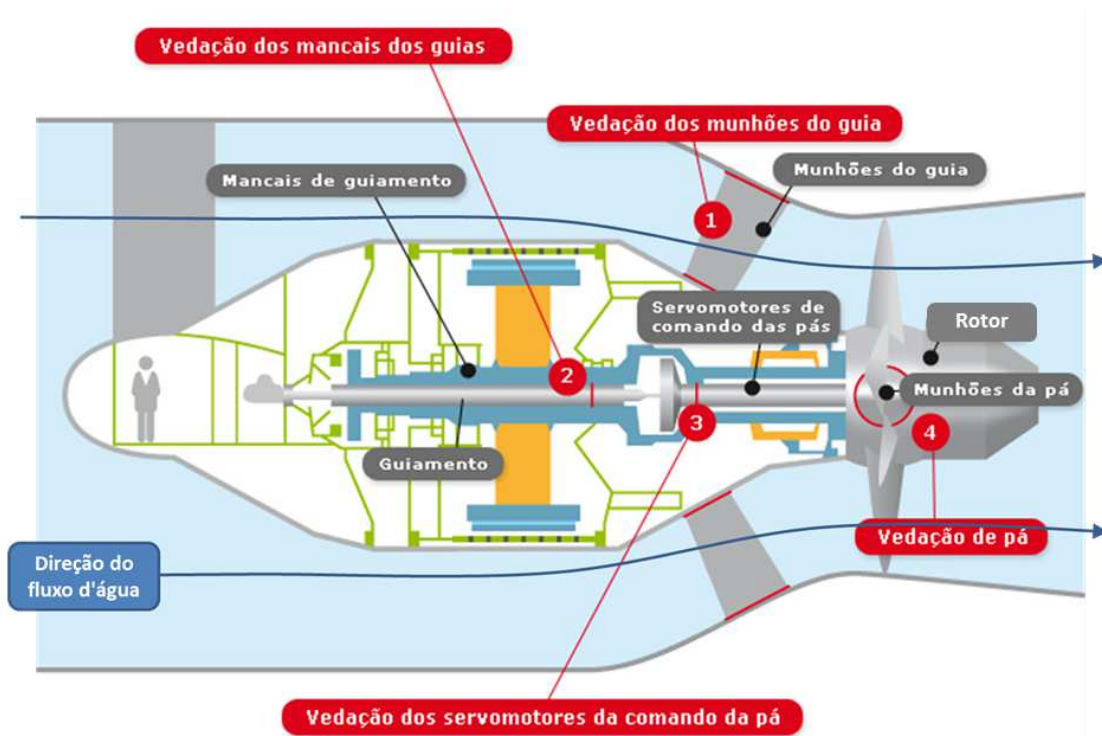


Figura 2. 6 – Layout básico de uma turbina Bulbo
(PXL, 2012)

O processo de projeto, modelagem e fabricação de turbinas é basicamente composto por três requisitos igualmente importantes. O primeiro requisito é que a turbina tenha uma distribuição aceitável da velocidade relativa do fluido em ambos os lados (pressão e sucção) da superfície das pás para minimizar a possibilidade de separação de fluxo e conseqüentemente redução de desempenho. O segundo requisito se refere à seleção do tipo de perfil da pá, pois o mesmo deve oferecer condições geométricas favoráveis para uma fabricação precisa e econômica. O aspecto final está relacionado a um projeto mecânico otimizado, mantendo os níveis de tensão dentro de limites seguros, eliminando a possibilidade de deformações excessivas ou fraturas durante a operação. Ponderando todas estas solicitações, a utilização dos sistemas de CAE, CAD e CAM (Computer Aided Engineering, Computer Aided Design e Computer Aided Manufacturing) é a melhor tecnologia para garantir todos estes requisitos. A fabricação de uma superfície usinada de forma eficiente e livre de colisão, atrelado com uma boa qualidade superficial são os fatores decisivos para se obter uma turbina em condições de extrema excelência operacional (BOHEZ et al., 1997).

2.2 Generalidades sobre a operação de fresamento

Considerando todas as operações de usinagem utilizadas atualmente na fabricação de componentes mecânicos, o fresamento possui a maior versatilidade em termos de geometrias possíveis de serem geradas na confecção de superfícies não planas e não de revolução. O fator primordial que promove esta versatilidade é a utilização da grande variedade de geometrias que suas ferramentas podem apresentar, a qual proporcionam condições de gerar um vasto número de superfícies (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013). Outra vantagem da operação de fresamento em relação aos demais processos de usinagem é o fato de utilizar ferramentas que podem apresentar um número elevado de arestas de corte “z”. Desta forma, torna-se possível unir o alto nível de produtividade do processo à capacidade de produzir superfícies com um ótimo acabamento superficial, utilizando altas velocidades de avanço com um pequeno avanço por aresta de corte “ f_z ” (bom acabamento superficial).

A operação de fresamento pode ser classificada de acordo com a posição do eixo-árvore em relação à superfície gerada ou de acordo com a posição das arestas ativas da ferramenta que executará a remoção de material. Segundo a posição do eixo-árvore, o fresamento pode ser classificado em fresamento horizontal, fresamento vertical ou fresamento inclinado. Segundo a disposição dos dentes, a classificação pode ser feita em fresamento tangencial, quando os dentes estão na parte cilíndrica da fresa e fresamento frontal, quando os dentes estão na superfície plana do topo da ferramenta. O fresamento tangencial também pode ser caracterizado como sendo aquele que a superfície gerada é paralela ao eixo da fresa e o fresamento frontal é aquele em que esta superfície se encontra perpendicular ao eixo da fresa (FERRARESI, 1972).

Considerando os sentidos dos movimentos executados, outra classificação pode ser executada no processo de fresamento. Quando os movimentos de corte e de avanço possuem a mesma direção e o mesmo sentido, o fresamento é dito concordante. Quando os movimentos de corte e avanço têm mesma direção, mas em sentidos opostos, o fresamento é dito discordante (FERRARESI, 1973).

Diniz, Marcondes e Coppini, (2013) definem como fresamento concordante a operação em que o valor do ângulo de contato do dente com a peça (ϕ) diminui à medida que o corte progride e o fresamento discordante como a operação em que o valor do ângulo de contato do dente com a peça (ϕ) aumenta progressivamente à medida que o cavaco se forma. A figura 2.7 mostra os fresamentos concordante e discordante.

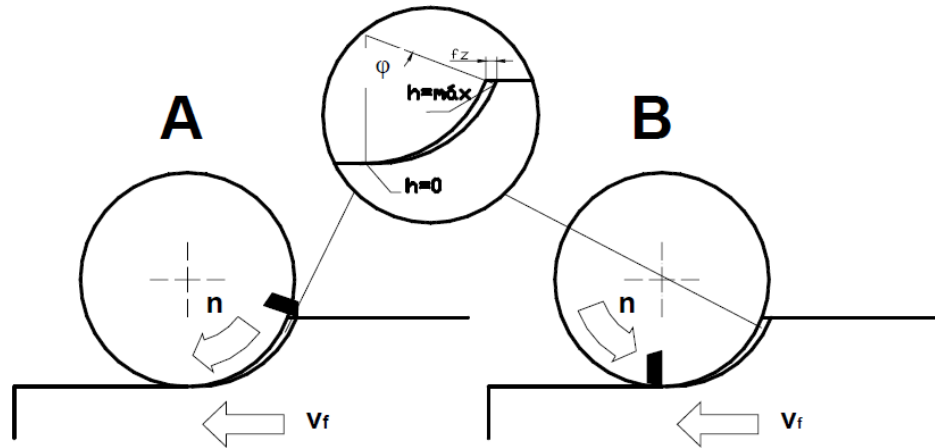


Figura 2. 7 – Sentido de fresamento (A = Concordante e B = Discordante)
(DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013)

A principal diferença entre estes dois tipos de fresamento é a maneira como ocorre a penetração da ferramenta na peça. No fresamento discordante a espessura do cavaco no início do corte é zero. Este fato provoca um aumento considerável da pressão específica de corte no início do mesmo, com conseqüente incremento da força de corte e do atrito entre a ferramenta e a superfície usinada. Isto faz com que a temperatura aumente e a vida da ferramenta diminua em função destes fatores. No fresamento concordante por sua vez, a espessura do cavaco no início do corte é máxima, gerando choque na entrada da aresta da ferramenta no corte. No entanto, o fato da espessura do cavaco no final do corte ser mínima, faz com que a saída da ferramenta da peça ocorra de maneira mais suave.

Em ambas as situações o cavaco formado tem forma de vírgula com espessura variável (e conseqüentemente, com área variável), fato este constante na maioria dos processos de fresamento. A força de corte é diretamente proporcional ao valor da seção nominal de corte e isso

faz com que seu valor também varie durante o processo de fresamento. Outras grandezas ligadas à força de corte como a potência e temperatura de corte também são influenciadas neste processo.

2.3 Considerações sobre a ferramenta de corte

A fresa, sendo uma ferramenta multi-cortante, pode ter um número variável de dentes e, conseqüentemente, um passo de valor constante ou não. Há alguns fatores que podem ajudar na determinação do número ideal de dentes, e conseqüentemente do passo, para cada operação. Esses fatores são: material e tamanho da peça, estabilidade do sistema utilizado, acabamento superficial requerido, potência disponível na máquina e espaço requerido para alojamento dos cavacos gerados (SANDVIK, 1994).

Ao se aumentar o número de arestas de corte, a velocidade de avanço da mesa pode ser aumentada, enquanto se mantém velocidade de corte e avanço por dente, sem gerar mais calor na aresta de corte. No entanto, o aumento do número de dentes altera o desenho da ferramenta. Distâncias mais curtas entre as arestas da ferramenta tem como consequência um menor espaço para escoamento dos cavacos entre os dentes. O consumo de potência é geralmente um fator que limita o número possível de dentes envolvidos no corte (SANDVIK, 1994).

Ferramentas com passos maiores consomem menos energia para remover uma determinada quantidade de material na unidade de tempo do que fresas com passos menores. Isto devido ao fato de que, para um mesmo valor de velocidade de avanço, uma fresa com passo maior (menos dentes ou arestas) utiliza um avanço por dente maior para manter a mesma taxa de remoção. Como isto fará a espessura média do cavaco ser maior, a pressão específica de corte terá seu valor reduzido, reduzindo também a potência consumida já que esta é dada pela equação 2.2. Por outro lado, fresas com um passo menor, para a uma mesma velocidade de avanço, são capazes de gerar superfícies com um acabamento superficial melhor, já que terão um avanço por dente (f_z) menor (SANDVIK, 1994).

$$P_c = K_{sm} \cdot a_e \cdot a_p \cdot v_f / 60 \cdot 10^6 \text{ [kW]} \quad (2.2)$$

A tabela 2.2 apresenta a aplicação das fresas com diferentes passos.

Tabela 2. 2 – Aplicação de fresas em função do passo
(DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013)

Tipo de Fresa	Aplicação
Passo grande	Desbaste e semi-acabamento de aços em geral ou operações onde há tendência à vibração
Passo médio	Corte de ferro fundido e desbaste leve de aços
Passo pequeno	Corte interrompido de ferro fundido e ligas de titânio e acabamento de aços

Os fatores citados anteriormente influenciam na seleção do número de dentes da seguinte maneira:

- Material da peça: materiais dúcteis, por gerarem cavacos longos, necessitam de mais espaço para alojamento dos cavacos. Desta maneira, na usinagem deste tipo de material, é recomendável que o espaço entre os dentes seja maior, resultando numa fresa com menos dentes;
- Tamanho da peça: para que haja uma menor tendência à vibração, é recomendável que sempre se tenha, no mínimo, dois dentes em contato com a peça. Isso ocorre porque quando dois ou mais dentes mantêm contato com a peça o efeito de entrada e saída de um dente é atenuado pela presença de outro realizando o corte;
- Estabilidade do sistema utilizado: quanto mais rígido o sistema peça-máquina-dispositivo de fixação, menor a tendência de vibração e, conseqüentemente, menor a necessidade de ter uma fresa com um número pequeno de dentes;
- Acabamento superficial requerido: para se obter um bom acabamento superficial na superfície gerada, é necessário que o avanço por dente (f_z) seja pequeno. Porém, para que o processo seja produtivo, é preciso que o passo da ferramenta seja pequeno, para que se possa utilizar uma alta velocidade de avanço (v_f), já que o tempo de corte é calculado pela seguinte equação: $v_f = f_z \cdot n \cdot z$;

- Volume de cavacos removidos: quanto maior o volume de cavacos removidos na unidade de tempo, maior a necessidade de espaço para alojar esses cavacos. Desta maneira, em operações de desbaste, é interessante a utilização de fresas com um menor número de dentes;
- Potência disponível na máquina: Fresas com passo maior consomem menos potência que uma fresa de passo pequeno, se for mantido o avanço de corte por volta.

Em adicional, também deve ser considerado que as fresas podem apresentar passo constante ou variável, este último também chamado de passo diferencial. Ferramentas com passos variáveis ocasionam uma frequência variável de entrada das arestas da ferramenta no corte, de maneira que a tendência à vibração é reduzida.

Nas operações de fresamento em desbaste, em que o fundamental é a alta taxa de remoção de material e a vibração deve ser evitada, não em função da influência desta na rugosidade obtida, mas sim, em função da influência que a vibração tem na vida da ferramenta, deve-se optar por ferramentas com passo grande e, preferencialmente, variável. É preciso, no entanto, garantir que se tenha pelo menos dois dentes da ferramenta em contato com a peça, pois caso contrário à tendência de que ocorram vibrações também existirá. A seleção do material da ferramenta deve ser orientada por alguns fatores, tais como, o material a ser usinado, o tipo e as condições de usinagem e as características da ferramenta. Na usinagem em desbaste, em função das condições em que a usinagem ocorre, requer-se uma grande tenacidade do inserto utilizado (DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2013).

O metal duro é um material da metalurgia do pó; um composto de partículas de carboneto de tungstênio (WC) e um ligante rico em cobalto (Co) metálico. Metais duros para aplicações de usinagem de metal contem mais de 80% do carboneto de tungstênio fase dura. Carbonitretos cúbicos adicionais são outros componentes importantes, especialmente em classes com gradiente sinterizado. O tamanho do grão do carboneto de tungstênio é um dos parâmetros mais importantes para ajuste da relação de dureza / tenacidade de uma classe; o tamanho do grão mais fino significa maior dureza. A quantidade e composição do ligante rico em cobalto controlam a

tenacidade e a resistência da classe quanto à deformação plástica. Para um dado tamanho de grão, um aumento na quantidade de ligante resultará em uma classe mais tenaz, mais resistente às variações térmicas, porém, mais propícia à deformação plástica da aresta e com menor resistência ao desgaste. Um teor de ligante muito baixo pode resultar em um material quebradiço (SANDVIK, 1994).

Porcentagens maiores de carbonetos melhoram consideravelmente a resistência ao desgaste do inserto, porém aumentam a fragilidade da aresta de corte. A determinação precisa da porcentagem de tais elementos está atrelada às características específicas da operação a ser realizada. Outro fator a ser considerado durante a seleção do material do inserto a ser utilizado diz respeito ao tamanho dos grãos de carbonetos presentes na sua composição. Em geral, grãos menores melhoram a resistência ao desgaste do inserto, enquanto grãos maiores melhoram a tenacidade. Com relação aos mecanismos de desgaste, grãos menores reduzem o desgaste abrasivo e a adesão enquanto grãos grandes reduzem a tendência ao lascamento e a fadiga (SANDVIK, 1994).

A cobertura dos insertos tem como principais objetivos conciliar tenacidade no substrato do inserto com dureza e resistência ao desgaste na superfície, evitar que os mecanismos químicos de desgaste atuem no inserto e reduzir o atrito entre o inserto, a peça e o cavaco. Atualmente diversos materiais têm sido utilizados como cobertura de ferramentas, tais como TiN, TiC, Al₂O₃, TiAlN, entre outros. Todos estes com dureza extremamente elevada, melhorando consideravelmente a resistência ao desgaste da ferramenta. A escolha do tipo de cobertura a ser utilizada e o processo de deposição da mesma, dependem diretamente do tipo de cavaco formado durante a operação, tanto como do tipo de operação realizada (BOUZAKIS et al., 2000). A espessura da camada de cobertura pode variar de 2 a 12µm, sendo que a medida que a espessura aumenta, a resistência ao desgaste da ferramenta melhora, mas a aresta começa a ter uma tendência maior de lascamento. A cobertura pode ser depositada por dois processos básicos, sendo eles:

- Processo químico de deposição a vapor (CVD);
- Processo físico de deposição a vapor (PVD).

O processo CVD caracteriza-se por realizar a deposição da cobertura em ambientes com temperaturas elevadas (1.000°C) enquanto no processo PVD essas temperaturas podem ter seus valores reduzidos (450°C) em função da utilização de pressões negativas no ambiente de deposição.

O processo PVD apresenta as vantagens de ser realizado em temperaturas mais baixas e também de permitir que a espessura das camadas depositadas seja menor possibilitando a deposição de coberturas compostas por 2.000 camadas, o que é interessante quando a cobertura do inserto é depositada em várias camadas, quando se necessitam de arestas mais afiadas ou de coberturas menos frágeis.

No capítulo 3 deste trabalho são descritos os equipamentos, as ferramentas e a metodologia empregada no procedimento experimental. Entretanto, é importante ressaltar que os insertos utilizados nos ensaios possuem coberturas de CVD.

2.4 Desgastes e avarias da ferramenta na operação de fresamento

Os desgastes e avarias ocorrem nas ferramentas como resultado das ações de várias cargas na aresta de corte. Estas cargas são, principalmente, de origem mecânica, térmica, química e abrasiva. Antes de se começar a definir estes desgastes e avarias é importante diferenciar desgaste de avaria. Desgaste é a perda contínua e microscópica de partículas da ferramenta devido à ação do corte. Além dos desgastes, diversas outras ocorrências aparecem na ferramenta em uso, como será visto a seguir. Todas estas outras ocorrências são denominadas de avarias (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013).

Diniz, Marcondes e Coppini, (2013); Shaw (1984) classificaram os principais tipos de desgastes e avarias como:

- Desgaste de flanco: esse tipo de desgaste está presente em toda operação de usinagem e atinge a superfície de folga da ferramenta. É causado principalmente pela abrasão e é potencializado em operações em que o material usinado apresenta alta dureza ou

incrustações, ou quando a temperatura de corte alcança valores onde o material da ferramenta começa a perder sua dureza;

- Desgaste de cratera: ocorre na superfície de saída da ferramenta e é causado principalmente pela difusão entre a ferramenta e a superfície inferior do cavaco. Este tipo de desgaste atinge principalmente ferramentas de metal duro sem cobertura em operações em que o material da peça é o aço. Isto ocorre em função dos cavacos longos formados por este tipo de material, o que proporciona um tempo de contato longo entre ferramenta e cavaco;
- Lascamento: este tipo de avaria pode ter origem nas características da ferramenta ou do processo realizado. Ele pode surgir devido à dureza muito elevada da ferramenta, que faz com que a aresta sofra rupturas durante a remoção do material ou em função do processo apresentar corte interrompido, como acontece no fresamento, o que provoca uma variação nas cargas térmicas e mecânicas atuantes na ferramenta;
- Trincas: esse tipo de avaria é muito comum em operações de fresamento, devido às condições mais severas de corte que este tipo de operação apresenta, em função da grande variação da força e da temperatura de corte. A principal causa deste tipo de avaria é a variação de cargas térmicas e mecânicas e estas variações estão sempre presentes no corte interrompido. As trincas que atingem a aresta de corte podem ter como já expostas, origens mecânicas ou térmicas.

Bhatia, Pandey e Shaw, (1978) concluíram que a principal causa de falha da ferramenta de fresamento em altas velocidades de corte é uma fissuração de origem térmica. Isso ocorre porque as arestas são expostas a alto nível de choque térmico, devido às elevadas temperaturas causadas pelas altas velocidades e ao elevado grau de variação de temperatura característico do processo. Em baixas velocidades de corte, trincas de origem mecânica são as principais razões para as falhas das ferramentas, uma vez que, nesta situação, as forças de corte são mais elevadas e temperaturas mais baixas.

Pekelharing (1978) afirma que uma das causas do excessivo lascamento das ferramentas de metal duro usadas em operações de fresamento é um fenômeno chamado aresta postiça (foot forming). No instante da saída da aresta da peça, ocorre uma rotação do plano de corte principal, tornando o seu ângulo negativo e instantaneamente aumentando a força no ponto de contato extremo da ferramenta.

Bhattacharyya et al. (1991) estudaram o comportamento de três diferentes insertos de carboneto ISO P25, K20 e K40, durante os testes de fresamento do aço inoxidável martensítico e aços de baixa liga. Concluíram que as combinações de fissuras térmicas e mecânicas levaram à lascamentos na aresta de todos os insertos durante a usinagem de ambos os materiais.

Trent et al. (2000) verificou que a abrasão é induzida quando o material da peça contém partículas duras e é mais crítica na geração do desgaste de flanco, pois uma vez que o flanco da ferramenta tem atrito contra um elemento rígido tal como a peça. O contato entre a superfície da ferramenta e o cavaco possui correlação com o processo de deslizamento e aderência, o que dificulta o movimento relativo necessário para a abrasão ocorrer. Áreas desgastadas por abrasão apresentam sulcos paralelos à direção de corte. Outra ocorrência que deve ser muito bem controlada é o surgimento de trincas, pois as mesmas são fortemente incentivadas pela expansão não homogênea e também pela contração das camadas das coberturas das ferramentas, à medida que elas são aquecidas e resfriadas ciclicamente durante cada revolução da ferramenta.

Diniz e Caldeirani (1999) realizaram ensaios de fresamento em aço 1045 com fresas frontais com insertos de metal duro de classe P25. Nos testes realizados por estes autores o diâmetro da fresa era maior que a superfície fresada e toda a largura da superfície era fresada em uma só passada. Eles compararam então o corte simétrico (situação em que a linha de centro da fresa avança sobre a linha de centro da superfície fresada) com diversas outras posições relativas fresa-peça, que configuram o chamado corte assimétrico. Concluíram que o corte assimétrico em que se tem uma pequena espessura de cavaco – h – na entrada do dente no corte foi a situação em que se teve a maior vida da ferramenta, devido ao menor impacto na entrada do dente. A vida da ferramenta nesta situação foi maior inclusive que o corte simétrico em que se tem menor ângulo de contato da fresa com a peça e, assim, supostamente ter-se-ia menor desgaste da ferramenta.

Todos os tipos de desgastes e avarias que atingem a ferramenta de corte podem levá-la a falhar abruptamente, se determinados valores forem alcançados, provocando danos à máquina, à superfície usinada e ao porta-ferramenta. Dessa maneira é de fundamental importância se determinar qual o momento ideal para que a aresta de corte seja substituída por uma nova. Esse momento está ligado ao critério de fim de vida adotado e tem grande influência no custo total do processo.

2.5 Considerações para o limite de fim de vida da ferramenta

Kegg (1984) determinou que, em média, 6,8% do tempo improdutivo em centros de usinagem é causado por falhas na ferramenta. Teoricamente, em operações de desbaste, pode-se adotar como critério de fim de vida da ferramenta, a força ou a temperatura de corte encontradas no processo em determinado momento, grandezas estas relacionadas a um determinado valor de desgaste, que pode causar a quebra da ferramenta. No entanto, medir em tempo real qualquer um destes dois fatores não é tarefa das mais simples, portanto é mais viável realizar a medição indireta, principalmente, da força de corte.

Diniz e Costa (1995) relacionaram o estado de afiação da ferramenta à corrente consumida pela máquina, fornecendo um parâmetro de fácil controle para determinação do fim de vida da ferramenta. O monitoramento dos desgastes da ferramenta pode ser uma maneira eficiente de se determinar o momento de troca da ferramenta, e assim, reduzir custos de fabricação, pois esta ação reduz os desperdícios ocorridos com a troca prematura da ferramenta e com os tempos passivos decorrentes da troca da mesma. Ao mesmo tempo, o monitoramento, além de garantir maior segurança ao processo, evitando a quebra da ferramenta pode melhorar a qualidade do produto gerado.

Outra maneira, mais amplamente utilizada para a determinação do momento de troca da ferramenta, é a utilização de um valor médio de vida da ferramenta para uma determinada situação. A utilização deste critério evita que o operador determine o fim de vida da ferramenta, evitando os inconvenientes citados anteriormente, mas também possui sérias limitações, dada à alta dispersão dos valores de vida da ferramenta.

Considerando este complexo contexto e os sistemas modernos de produção os sistemas de monitoramento podem ser classificados em dois grupos principais:

- Monitoramento direto;
- Monitoramento indireto.

No monitoramento direto o próprio elemento a ser controlado é medido. Como essa medição é dificultada pela peça, nos casos em que é monitorado o desgaste da ferramenta, o monitoramento direto acaba sendo uma prática menos utilizada, pois como foi citado anteriormente, um bom sistema de monitoramento não deve ser intrusivo e a parada do processo para que a medição possa ser executada acaba gerando o inconveniente de aumentar os tempos passivos do processo. Apesar disto, os resultados obtidos através do monitoramento direto são sempre mais confiáveis, pois nenhum parâmetro externo interferirá nas medições realizadas.

Nos sistemas de monitoramento indireto, o controle do parâmetro a ser monitorado é feito correlacionando-se este elemento ao desgaste da ferramenta. O estabelecimento de uma relação precisa e direta entre ambos será responsável por tornar o monitoramento de um sistema mais preciso. É preciso analisar a influência de fatores externos para que estes não comprometam os resultados obtidos, e este é o principal inconveniente do monitoramento indireto, pois na maioria das vezes, o parâmetro monitorado não sofre influência somente do desgaste da ferramenta.

A favor dos sistemas de monitoramento indireto está o fato de que não é necessário interromper o processo para que o controle seja realizado. Isto faz com que, nos processos monitorados por sistemas indiretos, não haja tempos passivos referentes ao monitoramento e o mesmo possa ser feito simultaneamente à usinagem. Esta simultaneidade permite também o acompanhamento do estado da ferramenta em tempo real, possibilitando que a sua quebra possa ser evitada (CONSTANTINIDES e BENNET, 1987).

Segundo Ferraresi (1981), medir os parâmetros elétricos do motor da máquina é medir os esforços de corte. Isto porque o motor da máquina, ao gerar a potência mecânica necessária para se executar a operação de usinagem, consome corrente elétrica em uma quantidade diretamente

proporcional à potência e a força de corte gerada. Porém, a equação 2.3 nos mostra que nem toda potência elétrica consumida no processo é transformada em potência mecânica, já que parte dela se perde devido ao atrito e a inércia do sistema.

$$P_{el} = P_{mec} / \eta \quad (2.3)$$

Onde:

P_{el} = Potência elétrica consumida pelo processo;

P_{mec} = Potência mecânica;

η = Eficiência que é uma fração (entre 0 e 1).

Um problema encontrado no monitoramento do desgaste via esforços de corte é que, além do desgaste da ferramenta, as condições de corte também influenciam os valores dos esforços realizados pela ferramenta. Isto faz com que, para qualquer mudança realizada no processo, seja necessário recalibrar o sistema de monitoramento.

Lee et al. (1995) desenvolveram um algoritmo que relaciona a quebra da ferramenta ao valor da corrente elétrica consumida pelo motor da máquina. O algoritmo para detecção da quebra da ferramenta é composto por dois indexadores. O indexador primário usa a força de corte residual média e o indexador secundário usa a variação da força de corte em cada ferramenta. Trabalhando conjuntamente eles são capazes de detectar a quebra da ferramenta em tempo real.

Zhang et al. (1994) utilizaram um sensor de efeito HALL (sensor que indica a diferença de potencial) para monitorar a corrente elétrica consumida pelo motor de um centro de usinagem vertical ao mesmo tempo em que a força de corte tinha seus valores medidos. Eles concluíram que a corrente elétrica do motor é um parâmetro mais confiável na detecção da quebra da ferramenta do que a força de corte.

Toda operação de usinagem gera calor durante a sua execução. Esse fato se deve principalmente a dois fatores que são o atrito entre ferramenta-peça-cavaco e o cisalhamento interno a que o material da peça é sujeito durante a formação dos cavacos. É função do fluido de corte dissipar (função refrigerante) ou evitar (função lubrificante) que o calor se forme de maneira a proteger a aresta da ferramenta, a estrutura metalúrgica da peça e impedir que a dilatação ocorrida no sistema em função do calor gerado ocasione variações dimensionais nas peças produzidas. Em operações de fresamento, porém, em função do corte realizado ser interrompido, o fluido de corte acaba gerando mais prejuízos do que benefícios. Isso ocorre em função do choque térmico que o fluido gera na aresta de corte (DINIZ, BRAGHINI e TEIXEIRA, 2009).

De maneira adicional, ainda é importante ressaltar que o cavaco dissipa uma grande porcentagem deste calor e, por isto, observar a temperatura do cavaco através da coloração do cavaco ao longo da vida da ferramenta pode ser um método indireto e qualitativo para estimar o desgaste da ferramenta.

2.6 Aços inoxidáveis

A expressão aço inoxidável, como é usualmente conhecido, nos dá uma ideia de um material resistente à corrosão. Em comparação a outras ligas de aço, eles realmente possuem uma maior resistência à corrosão quando submetidos a um determinado meio ou agente agressivo, mesmo em temperaturas mais altas. Esta resistência é devida ao fato do material possuir cromo em sua composição, que a partir de um determinado teor e em contato com o oxigênio, permite a formação de uma finíssima película de óxido (0,1 a 10 μm), que é praticamente impermeável e insolúvel aos meios corrosivos atuais. Assim, é possível definir estes aços como o grupo de ligas ferrosas com baixo teor de carbono, resistentes à corrosão e oxidação, que contenham no mínimo 12% de cromo em sua composição química. Estes aços têm sido amplamente usados em construções de equipamentos de processo químico e de geração de energia em ambientes que conjugam corrosão em meio aquoso ou vapor-líquido, em geral em temperaturas inferiores a 315°C (ASTM, 1990).

Além do cromo e do carbono, elementos de liga como o níquel, molibdênio, cobre, silício, alumínio, titânio e o nióbio, também podem estar presentes na composição dos aços inoxidáveis, influenciando a estrutura, propriedades mecânicas, e o comportamento final em serviços. Abaixo é listado resumidamente o efeito de cada um destes elementos:

- Níquel – aumenta a ductilidade, soldabilidade, resistência mecânica a quente e a resistência à corrosão de maneira geral;
- Molibdênio – aumenta a temperabilidade e a resistência à corrosão via úmida;
- Cobre – aumenta a ductilidade e a resistência à corrosão via úmida;
- Silício – aumenta a resistência à corrosão em altas temperaturas;
- Alumínio – diminui o tamanho do grão final, refina a estrutura e aumenta a resistência à corrosão em altas temperaturas;
- Titânio e Nióbio – elementos “estabilizadores” nos aços austeníticos, impedindo o empobrecimento de cromo via precipitação de carbonetos durante o aquecimento e/ou resfriamento lento em torno de 700 °C, o que provoca uma redução local na resistência à corrosão geral.

Um importante tipo de aço inoxidável fundido é o CA-6NM (similar aos martensíticos da série 410), desenvolvido em 1960 na fundição de aço George Fisher, na Suíça. Este é o material das pás analisadas neste estudo e o mesmo também é utilizado principalmente em peças de aço inoxidável de grande porte, devido as seguintes características:

- Aumento da resistência ao impacto e aumento da soldabilidade diminuindo-se o teor de carbono;
- Microestrutura livre de ferrita- α pelo aumento do teor de níquel;

- O processo de revenimento não causa a fragilização e, conseqüentemente, a resistência à corrosão aumenta com o aumento do teor de molibdênio.

Estes fatores visam à diminuição de trincas a quente, micro e macro rechupes, segregação, diminuição de inclusões e homogeneidade das propriedades mecânicas finais.

Os aços resistentes à corrosão são usualmente classificados com base em sua microestrutura. Os aços alta liga, resistentes à corrosão com alto teor de cromo são martensíticos ou ferríticos, os ligados ao cromo-níquel são duplex ou austeníticos e os níquel-cromo são inteiramente austeníticos, conforme a tabela 2.3:

Tabela 2. 3 – Composição básica dos aços de alta liga
(AMERICAN SOCIETY FOR METALS, v.15 9ª edição)

Liga	Micro Estrutura	%C	%Cr	%Ni	%Mo	%Si	%Mn	%P	%S
CB-30	Ferrita+carb.	0.30	18.0-21.0	2.00	...	1.50	1.00	0.04	0.04
CC-50	Ferrita+carb.	0.30	26.0-30.0	4.00	...	1.50	1.00	0.04	0.04
CA-15	Martensita	0.15	11.5-14.0	1.00	0.50	1.50	1.00	0.04	0.04
CA-15M	Martensita	0.15	11.5-14.0	1.00	0.15-1.0	0.65	1.00	0.04	0.04
CA-40	Martensita	0.2-0.4	11.5-14.0	1.00	0.5	1.50	1.00	0.04	0.04
CA-6NM	Martensita	0.06	11.5-14.0	3.5-4.5	0.40-1.0	1.00	1.00	0.04	0.03
CB-7Cu	Martensita	0.07	15.5-17.0	3.6-4.6	...	1.50	1.00	0.04	0.04
CH-20	Austenita	0.20	22.0-26.0	12.0-15.0	...	2.00	1.50	0.04	0.04
CK-20	Austenita	0.20	23.0-27.0	19.0-22.0	...	1.75	1.50	0.04	0.04
CN-7M	Austenita	0.07	19.0-22.0	27.5-30.5	2.0-3.0	1.50	1.50	0.04	0.04
CD-4MCu	Ferrita+austenita	0.04	25.0-26.5	4.75-6.0	1.7-2.2	1.00	1.00	0.04	0.04
CE-30	Ferrita+austenita	0.30	26.0-30.0	8.00-11.0	...	2.00	1.50	0.04	0.04
CF-3	Ferrita+austenita	0.03	17.0-21.0	8.00-12.0	...	2.00	1.50	0.04	0.04
CF-8	Ferrita+austenita	0.08	18.0-21.0	8.00-11.0	...	2.00	1.50	0.04	0.04
CF-20	Ferrita+austenita	0.20	18.0-21.0	8.00-11.0	...	2.00	1.50	0.04	0.04
CF-3M	Ferrita+austenita	0.03	17.0-21.0	9.0-13.0	2.0-3.0	1.50	1.50	0.04	0.04
CF-8M	Ferrita+austenita	0.08	18.0-21.0	9.0-12.0	2.0-3.0	1.50	1.50	0.04	0.04
CF-12M	Ferrita+austenita	0.12	18.0-21.0	9.00-12.0	2.0-3.0	2.00	1.50	0.04	0.04
CF-8C	Ferrita+austenita	0.08	18.0-21.0	9.00-12.0	...	2.00	1.50	0.04	0.04
CF-16F	Ferrita+austenita	0.16	18.0-21.0	9.00-12.0	1.50	2.00	1.50	0.17	0.04
CG-8M	Ferrita+austenita	0.08	18.0-21.0	9.00-13.0	3.0-4.0	1.50	1.50	0.04	0.04

Os aços inoxidáveis representam apenas uma parte do segmento do espectro dos aços, mas eles atendem a um grande número das aplicações dos produtos de consumo com superfícies brilhantes e polidas para máquinas e equipamentos do ambiente industrial. A variedade de aços inoxidáveis disponíveis oferece uma grande variedade de propriedades mecânicas, a partir de ligas especialmente formuladas para trabalharem-nos mais diferentes tipos de ambientes (STAINLESS STEEL DESIGNER HANDBOOK, 2005). A figura 2.8 apresenta a influência da porcentagem de cromo na resistência a corrosão, sendo medida através da unidade de mpy (milli-inch per year, onde: 1 mpy = 0,0254 mm/ano).

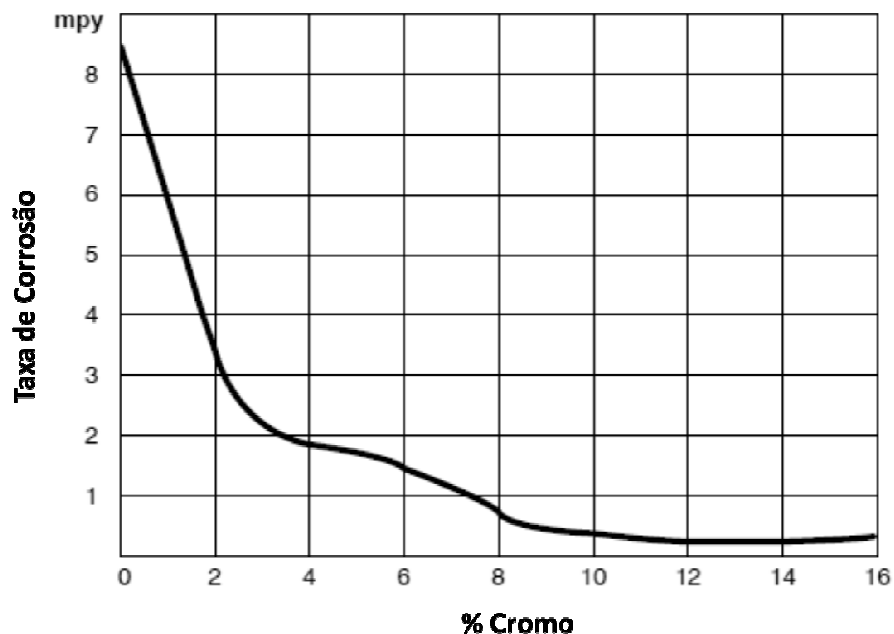


Figura 2. 8 – Influência da % de cromo na resistência à corrosão (STAINLESS STEEL DESIGNER HANDBOOK, 2005)

Entre suas aplicações, estão turbinas a vapor, motores a jato, turbinas a gás e equipamentos para usinas hidrelétricas. Alguns destes aços encontram aplicações, também, como tubulações a vapor, reacondutores de geradores a vapor e tubulações superaquecidas utilizadas em refinarias de combustíveis fósseis, cutelaria, peças de válvulas, engrenagens, eixos, cilindros laminadores, instrumentos cirúrgicos e odontológicos, molas e esferas de rolamentos (BHADESHIA e HONRY, 2006).

Aços inoxidáveis martensíticos da série AISI 400 (como o que será utilizada neste trabalho) possuem uma proporção de carbono/cromo superior à do grupo ferrítico. Conseqüentemente, quando resfriados rapidamente a partir de temperaturas elevadas (têmpera), em casos em que a resistência à tração é superior a 200.000 psi, também ocorre o aumento da dureza deste material, fazendo com que ele seja bem resistente ao desgaste, característica bastante importante para uma pá de turbina hidrelétrica. Os martensíticos da série 400 resistem à corrosão em ambientes leves (atmosfera, água doce, ácidos fracos, etc.), pois eles possuem uma ductilidade bastante elevada e estão sempre fortemente ligados, típica condição dos martensíticos da série 410, com 12 por cento de cromo (STAINLESS STEEL DESIGNER HANDBOOK, 2005).

2.7 Considerações sobre a usinabilidade do aço inoxidável martensítico

A boa usinabilidade é um requisito fundamental para ampliar a participação de mercado e também para identificar novas aplicações para aços martensíticos de baixa liga. O principal mercado para estes aços é a indústria de ferramentas e moldes, no qual a boa usinabilidade é economicamente muito atrativa, já que muito material em forma de cavaco é retirado na fabricação de matrizes. Os aços martensíticos podem ser produzidos por diferentes formas de processamento a partir do estado fundido. Tradicionalmente aços martensíticos são destinados a aplicações de resistência ao desgaste e não são normalmente os materiais selecionados pela indústria de moldes. No entanto, recentemente novos aços martensíticos estão aparecendo no mercado, com boa usinabilidade, mantendo as respectivas características de resistência ao desgaste (PERSSON e CHANDRASEKARAN, 2006).

A usinabilidade dos aços inoxidáveis varia dependendo dos elementos de liga, tratamento térmico e processo de fabricação (forjado, fundido, etc.). Em geral, a usinabilidade diminui com um maior teor de liga, mas materiais de corte livre ou de usinabilidade aprimorada estão disponíveis em todos os grupos de aços inoxidáveis (SANDVIK, 2012). A figura 2.9 apresenta a usinabilidade relativa entre cinco diferentes tipos de aços inoxidáveis.

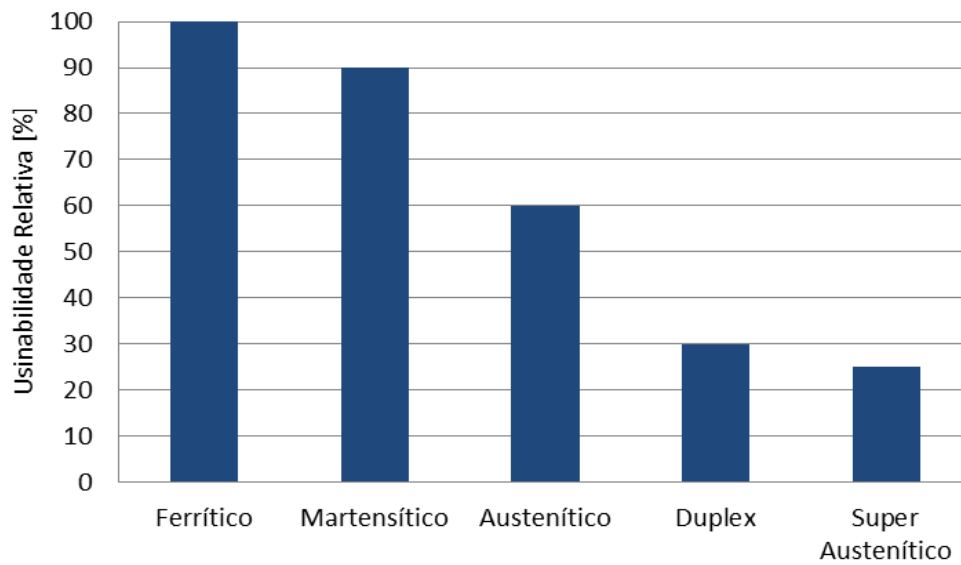


Figura 2. 9 – Comparativo de usinabilidade entre aços inoxidáveis
(SANDVIK, 2012)

A usinagem dos aços inoxidáveis é mais difícil que a dos aços comuns. Porém, os aços inoxidáveis ferríticos ou martensíticos não são especialmente difíceis de usar, ao contrário dos aços austeníticos e dúplex. Nesses aços, a usinabilidade piora a medida que o teor de elementos de liga aumenta. Admite-se que essa dificuldade seja devida principalmente à alta taxa de encruamento e baixa condutibilidade térmica, esta última dificultando a formação de cavaco durante a operação de usinagem. De fato, a camada encruada de alta resistência se opõe ao avanço da ferramenta; a alta ductilidade provoca a formação de um cavaco contínuo, facilitando a formação de cratera na ferramenta, a baixa condutividade térmica provoca atrito elevado na interface metal / ferramenta, resultando em aquecimento da região de corte, que não dissipa o calor gerado. Nos aços austeníticos, o aumento dos teores de níquel, cromo e molibdênio provoca queda da usinabilidade; o fósforo e o cobre a melhoram. As inclusões igualmente afetam a usinabilidade: óxidos, sobretudo alumina, prejudicam a usinabilidade, por serem duros e abrasivos; ao contrário, o sulfeto de manganês, por ser macio e deformável, beneficia a usinabilidade. Para melhorar a usinabilidade dos aços inoxidáveis, o enxofre é normalmente o elemento mais empregado; contudo, provoca queda da plasticidade à quente do aço, além de provocar queda da resistência à corrosão. O fósforo, o telúrio e o selênio também melhoram a usinabilidade, porém provocam a queda de outras propriedades e produzem efeitos secundários indesejáveis (VILLARES METALS, 2012).

As microestruturas alcançadas pelos aços inoxidáveis dependem principalmente da composição química deles, na qual os componentes da liga cromo (Cr) e níquel (Ni) possuem maior influência na característica final da estrutura, conforme apresentado na figura 2.10. Na realidade, a variação pode ser ampla, devido à influência de outros componentes da liga que tentam estabilizar a austenita ou a ferrita. A estrutura também pode ser modificada por tratamento térmico ou, em alguns casos, por trabalho a frio. Aços inoxidáveis austeníticos ou ferríticos endurecidos por precipitação têm maior resistência à tração (SANDVIK, 2012).

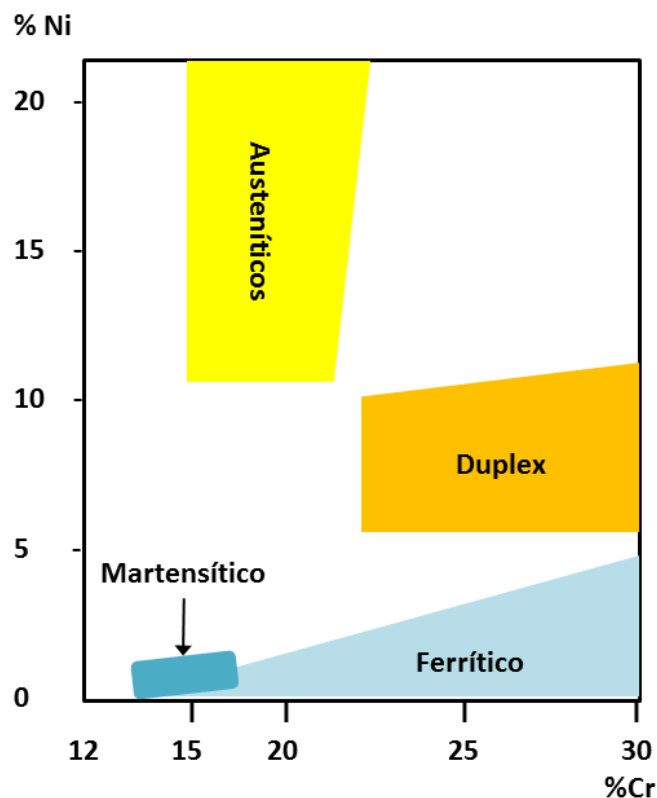


Figura 2. 10 – Microestrutura de acordo com a % Ni e % Cr
(SANDVIK, 2012)

Aços inoxidáveis martensíticos possuem um teor de carbono relativamente alto, o que permite o endurecimento, todavia, a soldabilidade é baixa e apresenta média a baixa resistência contra corrosão, o que aumenta com um teor mais alto de cromo. O teor normal de cromo é 12-18%. Somente pequenas adições de outros elementos de liga estão presentes neste tipo de material (SANDVIK, 2012).

2.8 Processo de fresamento em pás

O processo de fresamento em pás de turbinas hidráulicas tem se desenvolvido fortemente principalmente durante as últimas duas décadas. Existem variantes neste processo, todavia, o mesmo se resume basicamente em dar à pá o formato geométrico requerido através da operação de fresamento em centros de usinagem com comando numérico computadorizado (CNC – Computer Numerical Control) de três ou cinco eixos de movimentação da ferramenta, utilizando na maioria dos casos como matéria prima uma pá fundida. Como já mencionado, outras concepções de fabricação utilizando chapas conformadas também estão em desenvolvimento e análise, entretanto, a concepção de fabricação tradicional e mais utilizada ao redor do mundo tem sido a utilização de pás fundidas como matéria prima na produção das pás para os rotores das turbinas hidráulicas.

No campo de usinagem de superfícies de forma livre (free form surface) como as destas pás, é possível se utilizar várias estratégias de movimentação da ferramenta como: zig (em único sentido), zig-zag (em dois sentidos conforme apresentado na figura 2.11), seguindo uma orientação vetorial, segundo um arco, seguindo curvas (splines), espiral, na direção horizontal, direção vertical e etc., dependendo da geometria da superfície a ser usinada. Os resultados da qualidade superficial estão vinculados com a escolha da estratégia de usinagem e os parâmetros de fresamento (inclinação da ferramenta, avanço por dente, profundidade de corte e velocidade radial de corte), os quais conseqüentemente possuem influência direta nos tempos de usinagem e na produtividade. No processo de usinagem em cinco eixos, a capacidade cinemática dos eixos, bem como os tratamentos específicos na trajetória da ferramenta, ocasionam mudanças reais em avanços locais. Além disso, como a orientação do eixo da ferramenta geralmente varia durante a usinagem, o padrão de superfície resultante pode também ser afetado (LAVERNHE, QUINSAT, LARTIGUE e MEYER, 2008).

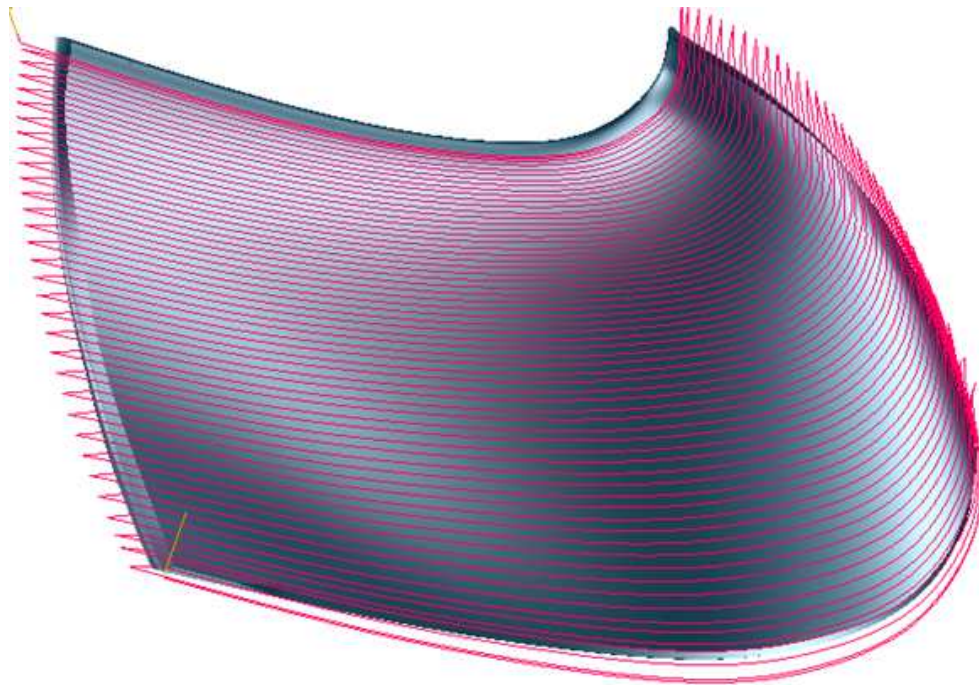


Figura 2. 11 – Simulação CAD-CAM da estratégia zig-zag
(VOITH HYDRO, 2014)

Durante os últimos anos foi evidenciado que o processo de fresamento CNC em cinco eixos de movimentação da ferramenta para superfícies de forma livre (free form surface) produz maiores taxas de remoção de metal e um melhor acabamento superficial em comparação com o processo de fresamento convencional em três eixos (JESSEN e ANDERSON, 1992). Entretanto, o método atual de fresamento em cinco eixos utiliza uma programação off-line do componente que será usinado, com uma sistemática definida para cada sistema CAD-CAM, dividindo a superfície em um conjunto de segmentos de linhas, gerando uma aproximação da superfície de acordo com os limites de tolerância definidos dentro do sistema CAM (RENKER, 1993). Estas linhas segmentadas são calculadas pelo pós-processador, o qual transforma o programa gerado no CAM para a linguagem da máquina CNC - “código G”, criando linhas retas em conformidade com o tipo de informação que comando da máquina necessita para controlar os deslocamentos da máquina de usinagem. No sistema CNC, o código “G1” realiza uma interpolação nestas linhas segmentadas, criando um movimento representativo de uma curva (SANBANDAN e WANG, 1989).

A criação automática dos caminhos de usinagem das ferramentas no processo de fresamento das superfícies de forma livre é um problema muito difícil para ser resolvido apenas pelos processadores numéricos. De forma geral, ferramentas de grandes diâmetros proporcionam alturas menores das cristas (scallops) de usinagem e podem remover um volume maior de material por cada passo de usinagem, quando se compara exatamente o mesmo caminho de usinagem utilizando outra ferramenta de menor diâmetro. Em adicional, ferramentas de maiores diâmetros também reduzem os tempos de fresamento. Habitualmente superfícies com transições suaves e bom acabamento superficial são geradas através da aplicação de ferramentas de acabamento. A operação de fresamento em desbaste de superfícies das pás (figura 2.12) utilizando ferramentas de ponta esférica (ball nose mill) não é comumente utilizada, porque, a velocidade de corte no centro da ferramenta tende à zero. Desta forma, ferramentas que combinam corte frontal com o corte lateral, proporcionam uma condição mais eficiente para o passe de acabamento (ELBER e FISH, 2000).

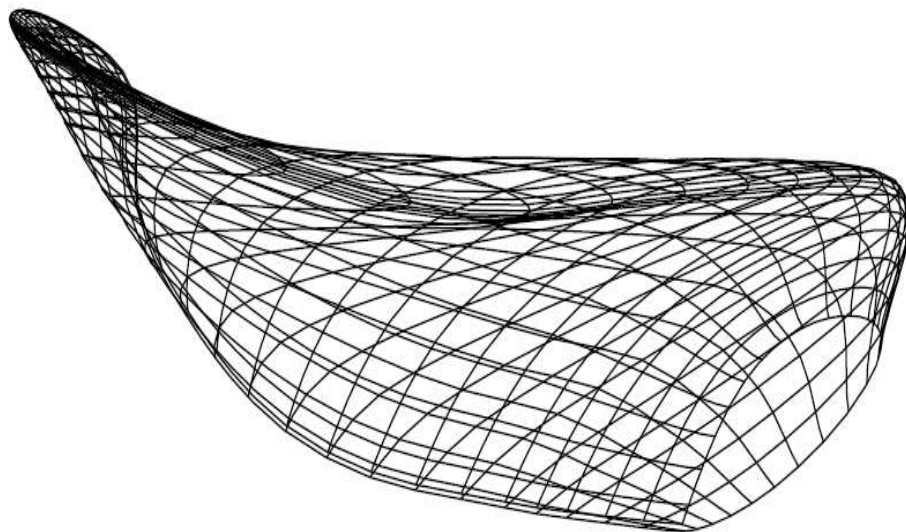


Figura 2. 12 – Pá de turbina de navio
(ELBER e FISH, 2000)

Lauwers et al. (2003) concluíram que apesar das vantagens tecnológicas do processo de usinagem em cinco eixos, o uso desta técnica permanece limitado, devido à complexidade e às dificuldades na geração de programas CNC livres de colisões. Sistemas de CAD-CAM em sua maioria possuem funcionalidades limitadas para a geração dos caminhos de ferramenta em usinagens com cinco eixos. O programador CNC é muitas vezes obrigado a aplicar uma orientação da ferramenta constante, sendo definida na maioria dos casos com base na maior curvatura local da superfície da peça a ser fresada. Para as demais áreas da superfície, essa orientação vai resultar em uma qualidade de superfície secundária e resultante dos parâmetros já previamente definidos. Sistemas mais avançados de CAD-CAM, possuem métodos de interpolações lineares e circulares com orientação da ferramenta entre um número de pontos pré-definidos. Assim a ferramenta possui uma orientação para cada um dos pontos, definida pelo programador CNC. Algumas pesquisas e desenvolvimentos estão ocorrendo no domínio da otimização da orientação da ferramenta para a usinagem em cinco eixos de superfícies de forma complexa. A maioria dos trabalhos publicados atualmente tem foco na otimização da orientação da ferramenta para maximizar a largura da faixa de usinagem (remoção máxima de material com mínimas cristas), ou na verificação do caminho de usinagem para assegurar que não existam colisões (figura 2.13) entre o cabeçote de usinagem e a peça com seus periféricos (suportes, mesas, dispositivos de fixação e etc.).



Figura 2. 13 – Colisão em pá de turbina do tipo Propeller
(LAUWERS, DEJONGHE e KRUTH, 2003)

Como mencionado no parágrafo anterior, durante a geração do caminho da ferramenta dentro do sistema CAD-CAM, podem ocorrer colisões entre o cabeçote de usinagem e a peça. A estratégia para prevenção de colisões possui a finalidade de modificar a orientação da ferramenta, mantendo o ponto de contato no mesmo lugar, no entanto, movendo o cabeçote de usinagem a uma distância de segurança mínima da peça em processo. Portanto, conforme apresentado na figura 2.14, o movimento da ponta da ferramenta em casos críticos pode apresentar um comportamento irregular e indesejável no deslocamento dos eixos de usinagem. (LAUWERS, DEJONGHE e KRUTH, 2003).

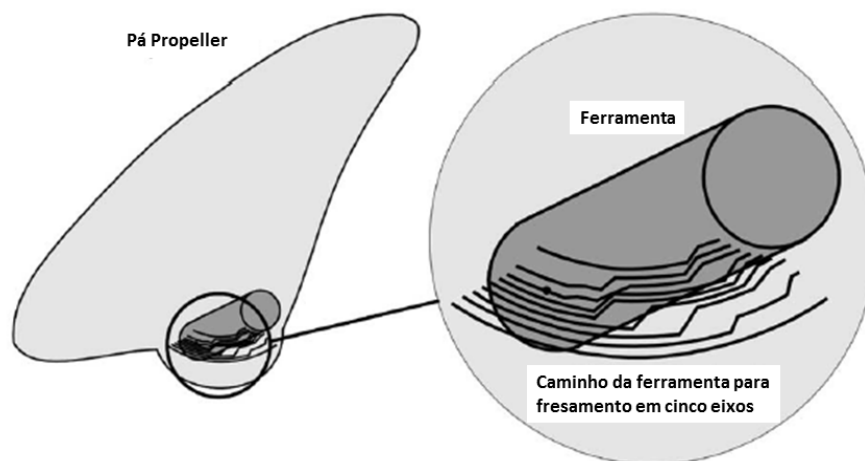
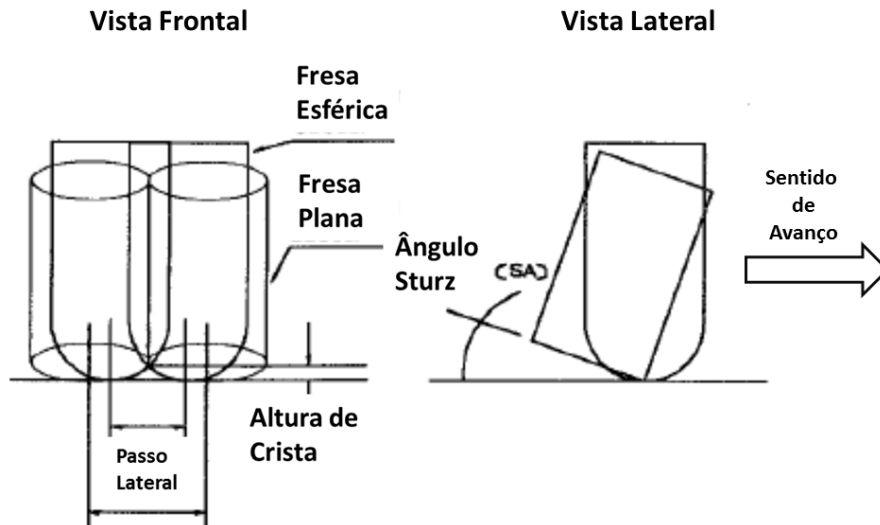


Figura 2. 14 – Simulação CAD-CAM para pá de turbina tipo Propeller
(LAUWERS, DEJONGHE e KRUTH, 2003)

Outro aspecto muito importante que deve ser criteriosamente observado na realização do fresamento em cinco eixos de uma pá de turbina é o ângulo “Sturz” (figura 2.15), ou ainda comumente chamado pelos programas de CAD-CAM como “lead angle”. O “Sturz” é um termo alemão que, se refere ao ângulo de inclinação do eixo da ferramenta em relação à direção do movimento. Derivado do método de pontos de contato entre a ferramenta e a superfície em trabalho, um valor mínimo de “lead angle” é necessário para assegurar que a parte de trás da fresa não colida com a peça em usinagem (workpiece), uma vez que a parte traseira da peça pode ser mais alta que a dianteira (superfícies com diferentes formas geométricas). Também existe outra condição não apreciada de usinagem devido ao centro de corte morto no caso do fresamento convencional com fresa de ponta esférica em três eixos. Contra partida, a técnica de fresamento

em cinco eixos com fresa toroidal garante um melhor desempenho no processo de corte, devido à grande efetividade do raio da ferramenta e velocidade de corte constante. (MADHAVULU, SUNDAR e BASHEER, 1999).



Comparação do passo lateral gerado entre uma fresa plana e uma fresa esférica com ângulo Sturz utilizando uma altura de crista definida

Figura 2. 15 – Ilustração sobre o ângulo “Sturz”

(MADHAVULU, SUNDAR e BASHEER, 1999)

As vantagens do processo de fresamento em cinco eixos são muito significantes comparadas com o processo de fresamento tradicional em três eixos. Uma operação mais rápida e com um melhor acabamento superficial fazem o processo de fresamento em cinco eixos a primeira opção a ser selecionada quando a mesma é possível de ser aplicada. Infelizmente, é muito mais difícil aplicar o processo de fresamento em cinco eixos comparado com o processo de fresamento em três eixos. Estas dificuldades estão basicamente correlacionadas com a complexidade e imprevisibilidade dos movimentos que são introduzidos no processo de fresamento em cinco eixos. O caminho de usinagem no processo de fresamento em cinco eixos introduz um grande questionamento relacionado com a precisão, validação e acesso dos comandos de movimento gerados neste tipo de fresamento. As limitações de acesso da ferramenta de corte em regiões com perfil extremamente crítico (figura 2.16) dificultam o processamento e verificação do correto contato da ferramenta com a superfície em usinagem ou ainda com outras superfícies adjacentes (ELBER e COHEN, 1999).

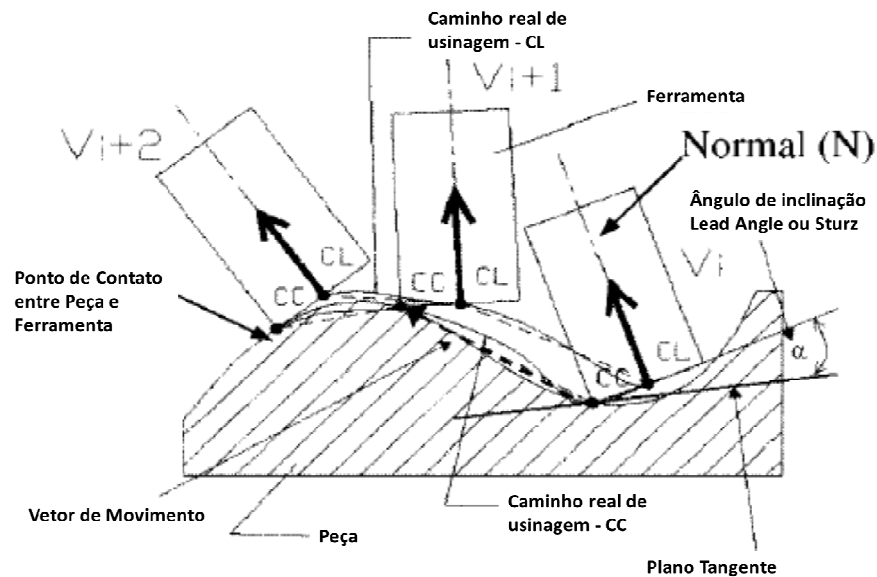


Figura 2. 16 – Região de contato entre ferramenta e peça
(GANI, LAUWER, KLEWAIS e DETAND, 1994)

Após a preparação dos programas CNC's, realização da medição tridimensional, definição dos pontos de referência para alinhamento e término do processo de setup da pá na mesa do centro de usinagem, inicia-se o processo de usinagem da superfície da pá. O processo de fresamento com cinco eixos tem sido utilizado pela indústria aeroespacial por muitos anos. Durante todo este período foi possível observar que existem vários fatores que influenciam a qualidade da usinagem e a eficiência desta importante operação, como: as forças de corte, limitações dinâmicas das máquinas, suavidade do caminho de usinagem da ferramenta de corte e o processo de cálculo computacional (DE LACALLE, LAMIKIZ, MUNOA e SANCHEZ, 2005). De forma adicional, a precisão da geometria da ferramenta utilizada para a operação de fresamento em cinco eixos também é outro fator muito importante (LAVERNHE, TOURNIER e LARTIGUE, 2008). Além desses aspectos, ainda é possível enfatizar que o potencial do processo de fresamento em cinco eixos não foi totalmente explorado e trabalhos de desenvolvimento têm sido constantemente a base para novos estudos (WU, 1995). O processo de fresamento em cinco eixos é utilizado na usinagem de superfícies complexas como pás de turbinas ao redor de todo o mundo e têm-se firmado como um processo de alta eficiência (BOHEZ, SENADHERA, POLE, DUFLOU e TAR, 1997).

O fresamento de perfis envolve o fresamento com múltiplos eixos de formatos côncavos e convexos em duas ou três dimensões. Quanto maior a peça e mais complicada a configuração da máquina, maior é a importância do planejamento do processo (SANDVIK, 2012).

O processo de usinagem pode ser dividido em pelo menos três tipos de operações:

- Desbaste;
- Semi-acabamento;
- Acabamento.

Recomenda-se que a operação de acabamento seja executada em uma máquina-ferramenta de cinco eixos com programas e técnicas de programação avançada. Isto pode reduzir significativamente, ou até mesmo eliminar totalmente, o demorado trabalho manual de acabamento final. O resultado final será um produto com melhor precisão geométrica e uma maior qualidade superficial (SANDVIK, 2012).

3 Procedimentos experimentais

Neste capítulo são descritos os procedimentos experimentais realizados para obtenção dos resultados que serviram de base para as conclusões tiradas neste trabalho. Estes resultados tornaram possível a avaliação do desempenho do processo de fresamento em cinco eixos nas pás Francis e Kaplan utilizando diferentes distâncias entre passes (a_e), diferentes estratégias de usinagem (concordante versus concordante-discordante) e diferentes “lead angles”. É importante ressaltar que a velocidade de corte (v_c) e o avanço por dente (f_z) foram mantidos constantes para todas as condições analisadas. O fim de vida da ferramenta foi determinado pelo operador da máquina com base na potência consumida (~50 kW) e coloração do cavaco durante o processo de fresamento. Esta comparação de valores de fim de vida determinou para os casos estudados, as condições mais adequadas de usinagem.

3.1 Equipamentos e acessórios utilizados

Os ensaios foram realizados no departamento de usinagem da empresa VOITH HYDRO Ltda., utilizando uma mandriladora do tipo portal com comando CNC Siemens 840 D, capacidade máxima de rotação de 3.000 rpm e avanço máximo para corte de 45.000 mm/min (G1). O motor de acionamento do eixo-árvore do equipamento é acionado por corrente alternada e possui variação contínua de velocidade com uma potência de 65 kW. O equipamento possui motores independentes para o acionamento da mesa (X), eixo transversal (Y), eixo-árvore (Z) e os eixos do cabeçote (A e C). A figura 3.1 apresenta de forma ilustrativa as características deste equipamento de usinagem.

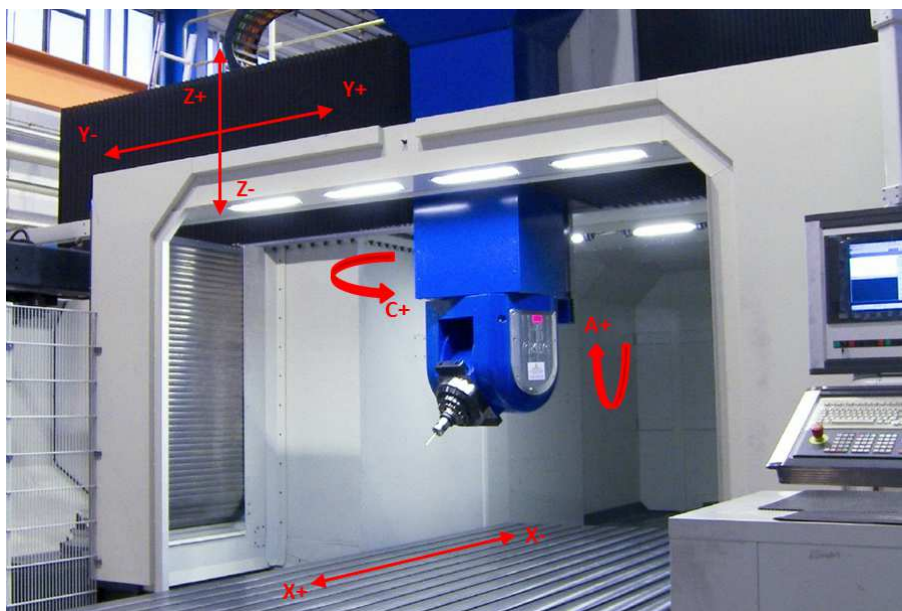


Figura 3. 1 – Mandriladora do tipo Portal
(MIKROMAT, 2014)

Foram utilizados nos testes insertos de fresamento de classe ISO-M35 (código: RDMW2006M0T-A27 WKP35S). A microgeometria e as dimensões do inserto são apresentadas na figura 3.2.

RDMW2006M0T-A27 WKP35S

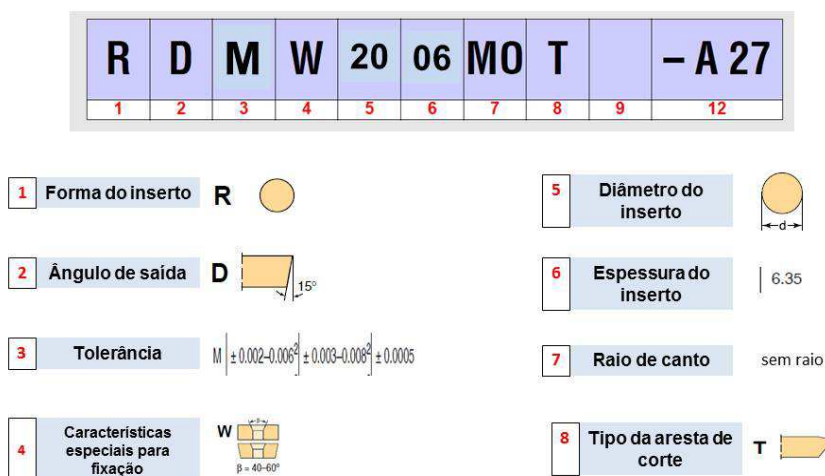


Figura 3. 2 – Detalhes da microgeometria do inserto
(WALTER, 2013)

O inserto WKP35S (ISO-M35) possui características de extrema dureza, grande resistência ao desgaste em altas temperaturas, combinado com tenacidade. A razão para estas excelentes propriedades esta correlacionado com o revestimento de óxido de alumínio com microestrutura otimizada, aplicado através do processo de CVD. Este revestimento especial combinado com camadas de Carbonitreto de Titânio e Nitreto de Titânio ($\text{TiCN} + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$) proporcionam à ferramenta condições de trabalhar com velocidades de corte extremamente altas. A figura 3.3 ilustra de forma gráfica estas características.

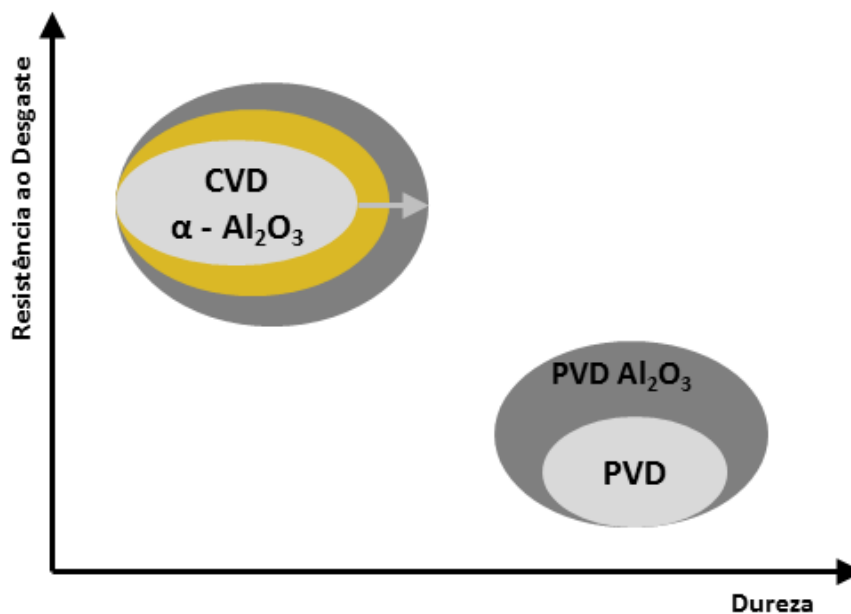


Figura 3. 3 – Características do revestimento do inserto WKP35S
(WALTER, 2013)

As ferramentas foram montadas em um porta-ferramentas modelo F2234.B.160.Z08.10, com oito arestas de corte. Cada conjunto de insertos (oito peças) foi utilizado apenas uma única vez, sendo que isto significa uma utilização de aproximadamente 12,5% do comprimento total da aresta, o que corresponde a 45° da circunferência formada pela aresta de corte. A figura 3.4 mostra os detalhes deste porta ferramenta.

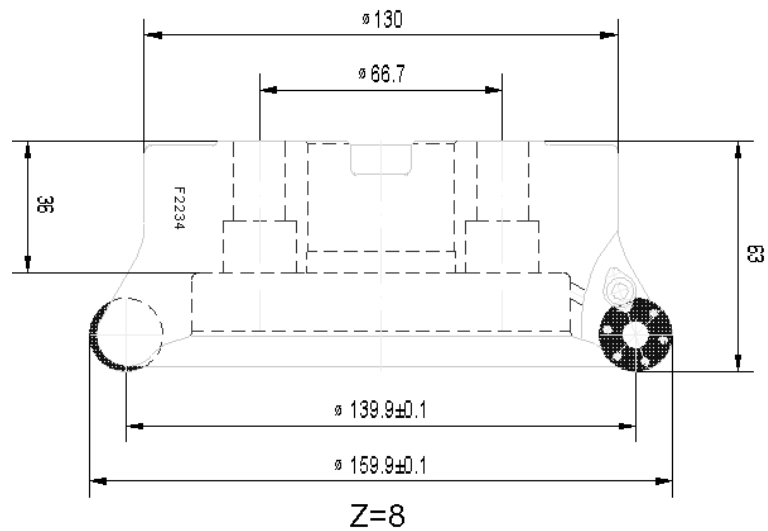


Figura 3. 4 – Porta-ferramentas modelo F2234.UB.152.Z08.10
(WALTER, 2013)

Este porta ferramenta foi montado em um mandril de haste cilíndrica com 80 mm de comprimento (comprimento total da haste cilíndrica e porta ferramenta = 143 mm) e fixado ao eixo árvore da máquina através de um cone ISO 50. O diâmetro da ferramenta montada foi de 160 mm. O conjunto de insertos, o porta ferramenta e o mandril são mostrados na figura 3.5.



Figura 3. 5 – Conjunto de insertos, porta ferramenta e mandril.

Fresas com pastilhas redondas como ilustrado na figura 3.6, são muito versáteis e são usadas para faceamentos exigentes, assim como para operações de perfilamento em multi-eixos, além de possuírem excelente capacidade para usinagem em rampa (SANDVIK, 2012).

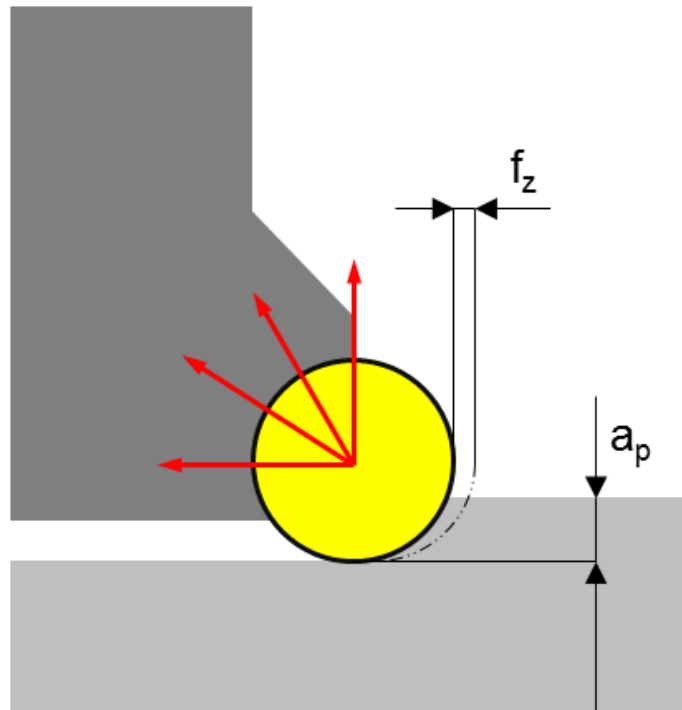


Figura 3. 6 – Fresamento com insertos redondos
(SANDVIK, 2012)

Durante os ensaios de fresamento em cinco eixos do perfil das pás de turbinas hidráulicas, foi observado o consumo de potência (kW) indicado no painel do comando de controle principal da mandriladora portal, bem como a coloração dos cavacos produzidos em diferentes momentos da operação de fresamento. Estes parâmetros são usualmente utilizados pelos operadores das máquinas ferramenta durante o processo produtivo como critérios para definição do fim de vida dos insertos.

Também ao fim dos ensaios, os insertos tiveram seus desgastes medidos com o auxílio de um microscópio estereoscópico para controle do desgaste de flanco (V_B) das arestas. As imagens capturadas são apresentadas no capítulo 4 deste trabalho e também foram utilizadas para registrar os desgastes sofridos pelas ferramentas durante os ensaios, assim como, para se registrar as imagens dos insertos quando o fim de vida dos mesmos foi atingido. Com isso, pôde-se avaliar se os critérios utilizados pelos operadores citados no parágrafo anterior são eficientes, isto é, se realmente a ferramenta está em fim de vida quando os critérios de coloração do cavaco e aumento da potência consumida são atingidos.

3.2 Ensaios

Foram realizados ensaios de fresamento nas superfícies de pás Francis e Kaplan. A matéria prima destes componentes é o aço inoxidável martensítico ASTM A 743 Grau CA - 6NM, cuja dureza média é de 270 HB (28 HRC). Observando os dados técnicos deste material, os quais são apresentados na tabela 3.1, pode-se notar a presença de um baixo teor de carbono ($\leq 0,06$ % C), fato este que deve ser considerado durante a seleção da classe dos insertos para o processo de fresamento deste material.

Tabela 3. 1 – Material ASTM A 743 Grau CA - 6NM
(VOITH HYDRO, 2012)

Composição Química	C %	Mn %	Si %	Cr %	Ni %	Mo %	P %	S %	Cu %	W %	V %	ΣRes %
	$\leq 0,06$	$\leq 1,00$	$\leq 1,00$	11,5 - 14,0	3,5- 4,5	0,4- 1,0	$\leq 0,04$	$\leq 0,03$	$\leq 0,50$	$\leq 0,10$	$\leq 0,05$	$\leq 0,50$
Propriedades Mecânicas	Rm MPa	Rpo,2 MPa		A4 %	Z %	Av (CHARPY) °C		J	HB			
		MPa		%	%	J						
	≥ 755	≥ 550	≥ 15	≥ 35	≥ 54	0		≤ 285				

É importante ressaltar que os ensaios foram realizados sem a utilização de fluido de corte ou ar comprimido para refrigeração, pois desenvolvimentos e testes anteriores mostraram que a utilização do fluido de corte pode causar o surgimento de trincas de origem térmica, provenientes de aquecimentos e resfriamentos alternados. A flutuação cíclica da temperatura ocorre, devido à natureza interrompida do corte. A ferramenta se aquece durante o período de corte (ativo) e se resfria durante o período inativo (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013). O fluido de corte em operações de fresamento geralmente intensifica a variação de temperatura e, com isso, acelera o surgimento de trincas, diminuindo a vida da ferramenta.

As superfícies das pás (Francis e Kaplan) utilizadas nos ensaios possuíam uma área aproximadamente de 12 m². Para o mercado de turbinas hidráulicas, está é uma dimensão média. Estas pás possuem espessuras robustas que geometricamente promovem uma boa rigidez e, conseqüentemente, proporcionam uma boa estabilidade para as operações de fresamento em cinco eixos. Pás com menores dimensões (<10 m²), em geral são mais esbeltas (espessuras finas) e não possuem uma boa rigidez, fato este que gera um maior tempo para a operação de montagem na máquina, redução dos parâmetros de corte devido à baixa rigidez do sistema (altas frequências de vibração) e, conseqüentemente, faz com que o tempo de usinagem por unidade de área (m²) seja maior em pás pequenas que em pás grandes.

Devido aos fatos citados no parágrafo anterior é de extrema importância que as comparações entre as diferentes condições de corte ocorram entre pás de dimensões similares (comprimentos, larguras, alturas e espessuras), para que outros parâmetros geométricos não venham influenciar nos resultados dos testes.

Os ensaios tiveram foco na operação de desbaste, na qual se tem maior remoção do volume de material, sendo responsável até por 90% de todo o tempo de fresamento neste tipo de componente. A figura 3.7 apresenta a divisão da superfície de uma pá do tipo Francis, para a execução do processo de fresamento em cinco eixos em quatro operações distintas. A divisão da superfície em operações permite minimizar as tensões residuais introduzidas pelo processo de fresamento, auxilia na otimização das estratégias de usinagem para cada uma das regiões e ainda possibilita a utilização de ferramentas com menores comprimentos, as quais conseqüentemente proporcionam uma maior estabilidade (menor vibração) para o processo de fresamento em cinco eixos.

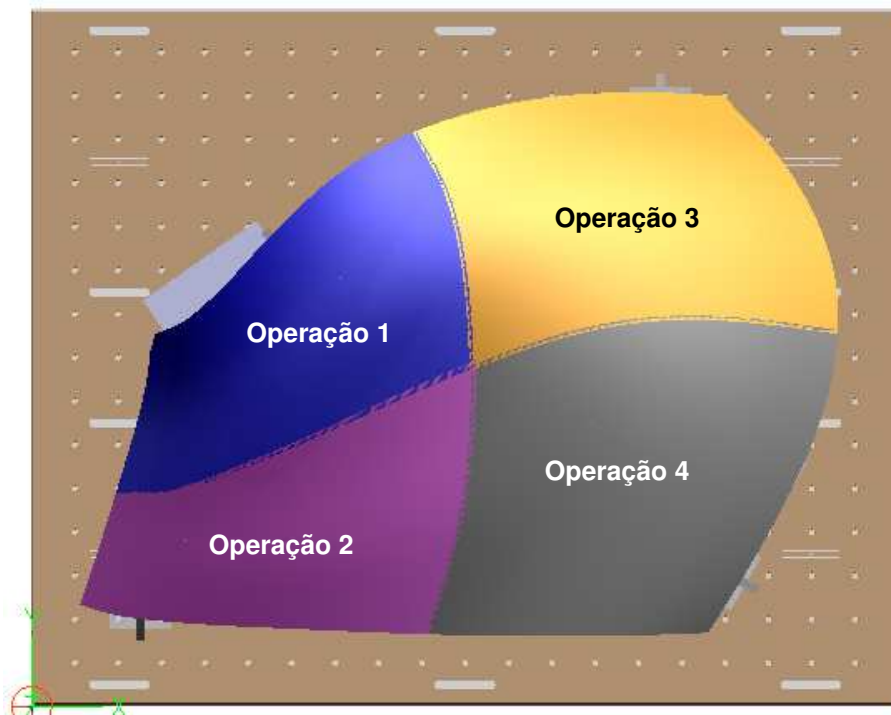


Figura 3. 7 – Fresamento de desbaste em pá Francis

Os ensaios tiveram foco na avaliação das ferramentas em duas condições distintas de passo lateral ($a_{e1} = 100$ mm e $a_{e2} = 120$ mm), conforme mostrado na figura 3.8, em duas condições de “lead angle” ($\alpha_1 = 2^\circ$ e $\alpha_2 = 4^\circ$), conforme apresentado na figura 3.9 e ainda em duas diferentes estratégias de corte (sentido 1 = concordante e sentido 2 = concordante-discordante), conforme esquema apresentado na figura 3.10.

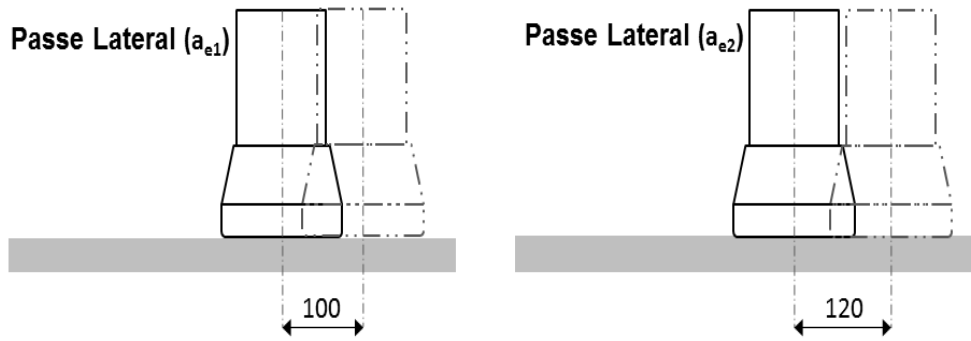


Figura 3. 8 – Condições de a_e analisadas durante os ensaios

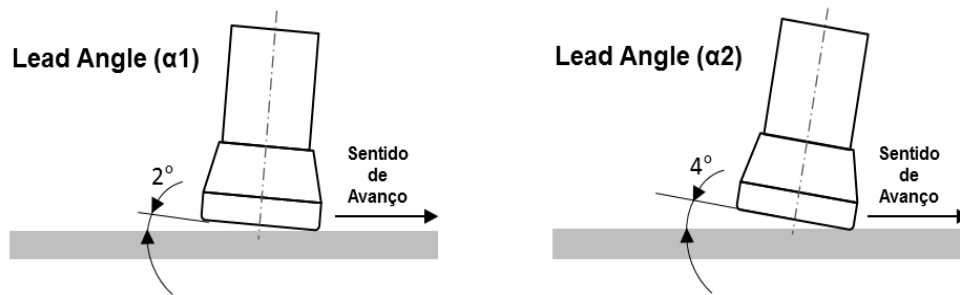


Figura 3. 9 – Condições de “lead angle” (α) analisadas durante os ensaios

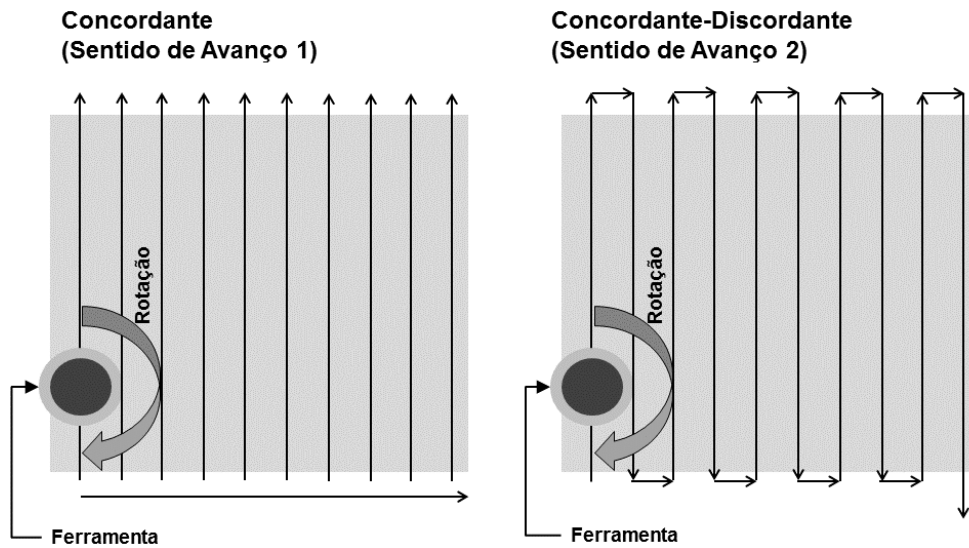


Figura 3. 10 – Estratégias de corte analisadas durante os ensaios

Durante os ensaios, os demais parâmetros de corte (f_z , v_f e v_c) foram fixados, ocorrendo apenas combinações entre as três variáveis apresentadas nas figuras 3.8, 3.9 e 3.10, todas elas em dois níveis, o que resulta nas oito combinações mostradas na tabela 3.2.

Tabela 3. 2 – Condições de corte ensaiadas

Ensaio	ae [mm]	Lead Angle [°]	Estratégia de corte
1	100	2	Concordante
2	120	2	Concordante
3	100	4	Concordante
4	120	4	Concordante
5	100	2	Concordante / Discordante
6	120	2	Concordante / Discordante
7	100	4	Concordante / Discordante
8	120	4	Concordante / Discordante

A profundidade de corte (a_p) adotada foi de 4 mm, o avanço por dente (f_z) escolhido foi de 0,8 mm. Estes valores já são praticados pela VOITH HYDRO, devido aos longos anos de experiência empenhados neste tipo de fresamento. A velocidade de corte (v_c) utilizada nos ensaios foi de 170 m/min, valor este dentro da faixa de utilização recomendada pelo fabricante da ferramenta para o material usinado. Como o diâmetro da ferramenta foi de 160 mm, chegou-se numa rotação de $n = 340$ rpm. Considerando os valores já mencionados acima, a velocidade de avanço ($v_f = f_z \cdot n \cdot z$) resultou em 2176 mm/min. Por conseguinte a taxa de remoção de cavaco ($V = \text{volume de cavaco removido por minuto} = a_p \cdot a_e \cdot v_f$) foi então 870,4 cm³/min quando se utilizou $a_e = 100$ mm e 1044,5 cm³/min quando se utilizou $a_e = 120$ mm.

Cada combinação de corte foi testada duas vezes (primeira série de ensaios e réplica). A potência consumida da mandriladora e a coloração dos cavacos foram utilizadas pelo operador da máquina para determinação do fim de vida dos insertos, os quais tiveram o desgaste de flanco máximo ($V_{B_{\max}}$) medidos após os ensaios.

4 Resultados e discussões

Neste capítulo são mostrados os resultados obtidos durante a realização dos ensaios, assim como as análises dos mesmos. Estes resultados também estão sendo apresentados sob a forma de gráficos, tabelas e figuras para facilitar a interpretação dos mesmos.

4.1 Análise dos critérios de fim de vida da ferramenta usados na produção

Com o intuito de mensurar de forma precisa e também apresentar os desgastes sofridos pelas ferramentas durante o processo de fresamento em cinco eixos das pás de turbinas hidráulicas, foram realizadas fotografias da aresta de corte após fim de vida. Ao longo dos ensaios, o desgaste da ferramenta não era monitorado. O operador se ocupava de visualmente monitorar a potência da máquina e a coloração do cavaco, como será mostrado mais a frente e, com base nestes dados, decidia pelo momento de fim de vida da ferramenta. As figuras 4.1 a 4.8 apresentam tais condições para os oito ensaios realizados. Observando as respectivas figuras, pode-se observar que o desgaste de flanco (V_B) se concentra na periferia da aresta de corte e foi o responsável pelo fim de vida das ferramentas.



Figura 4. 1 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 1

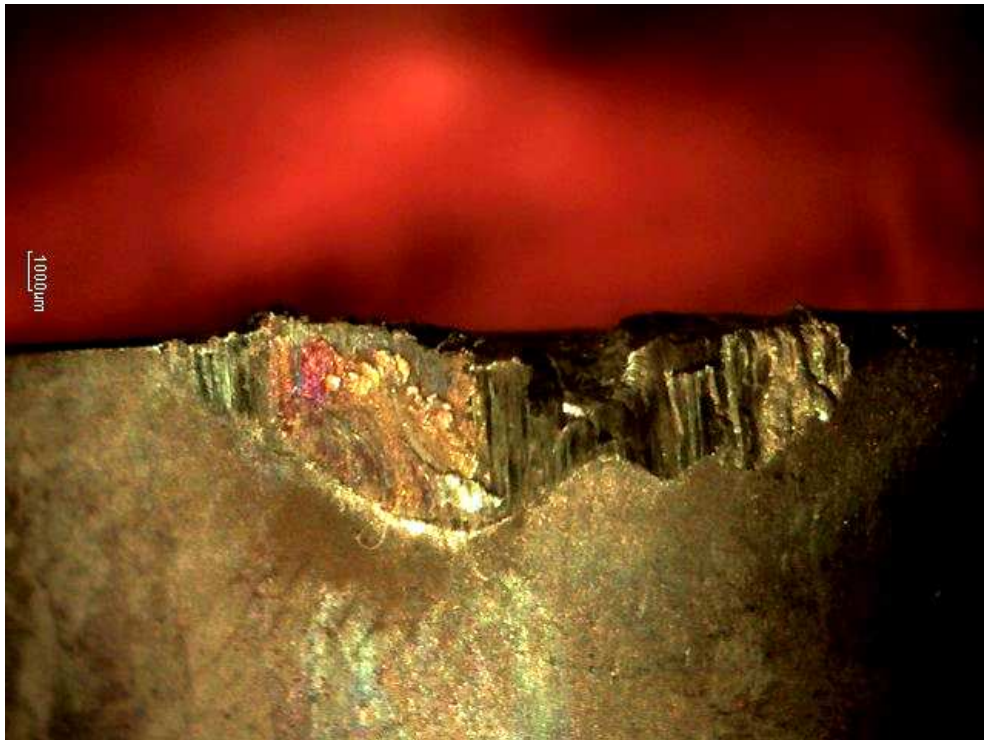


Figura 4. 2 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 2

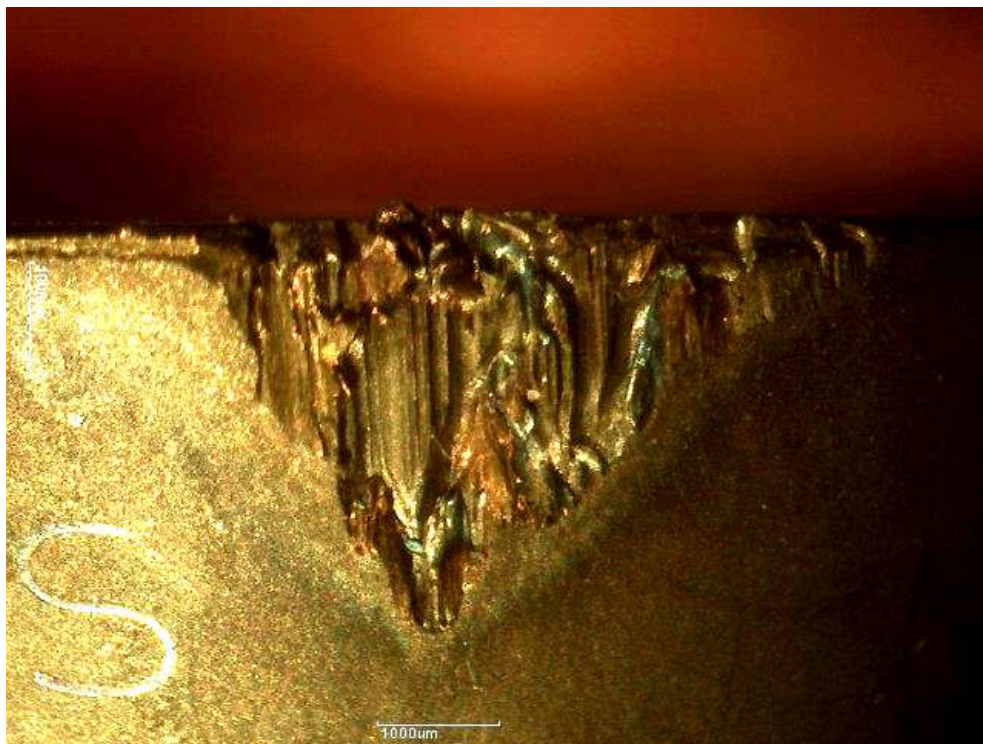


Figura 4. 3 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 3

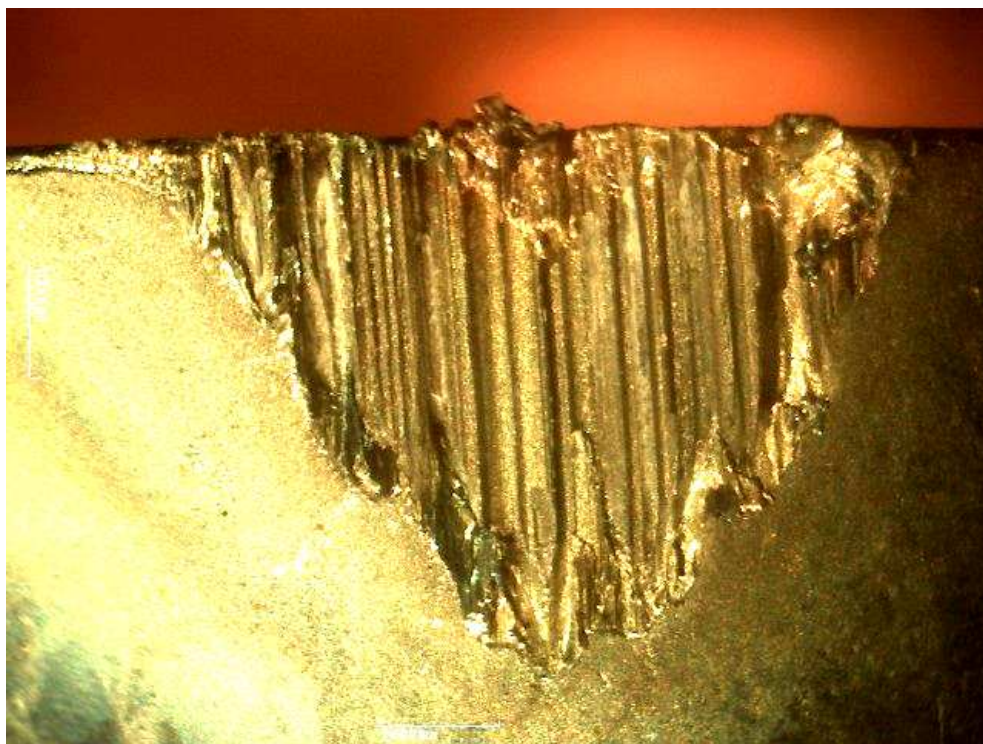


Figura 4. 4 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 4

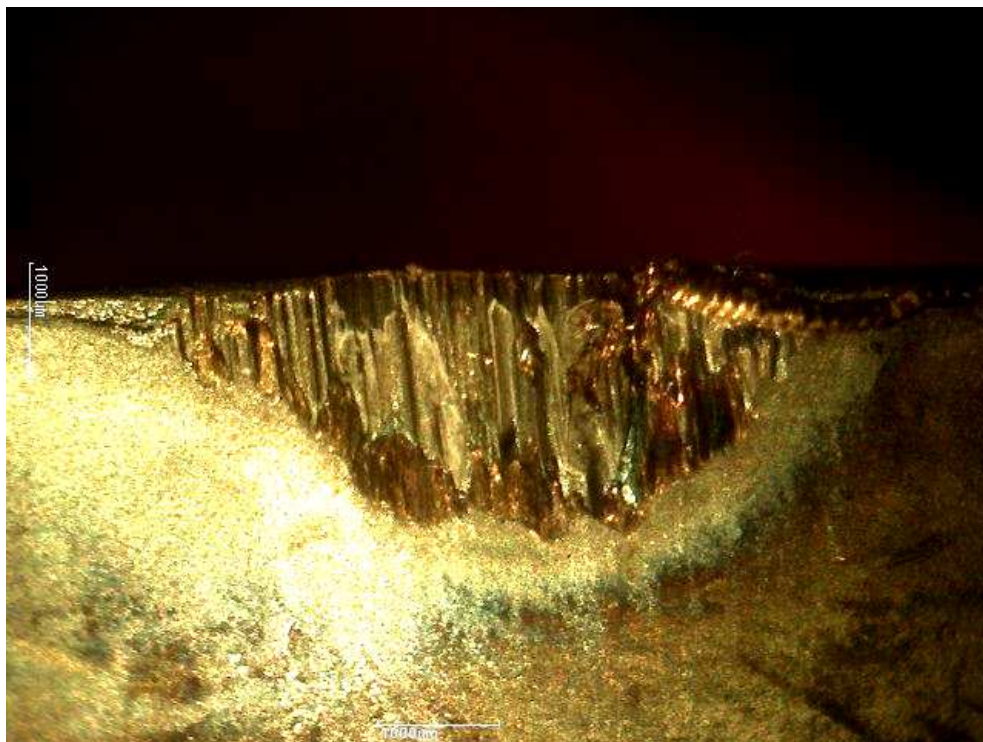


Figura 4. 5 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 5

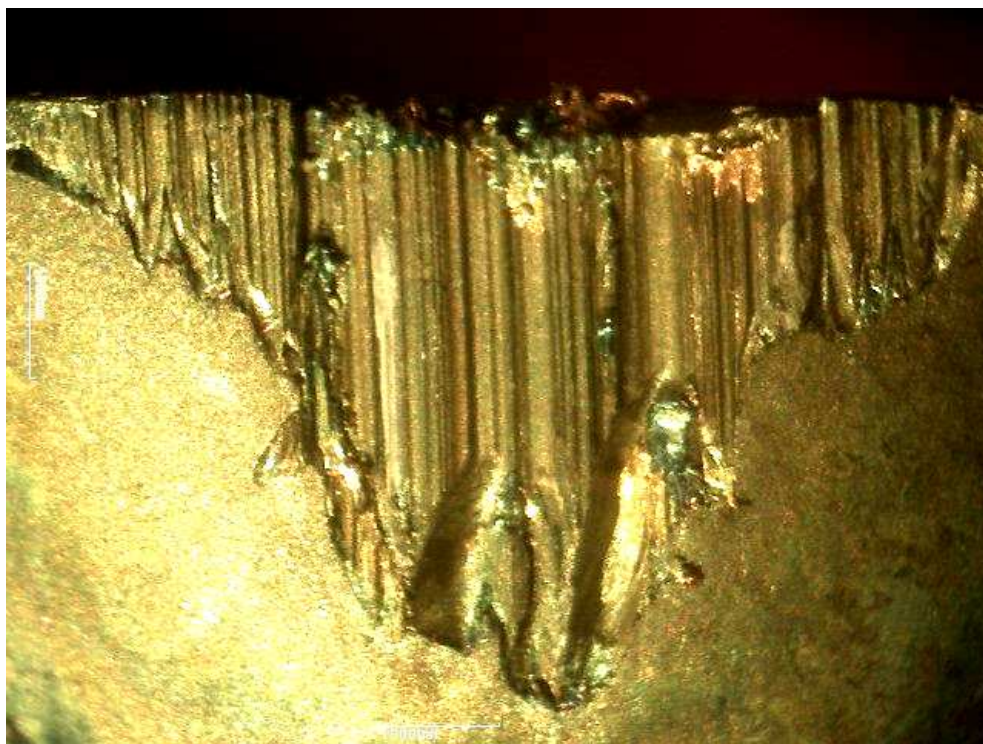


Figura 4. 6 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 6

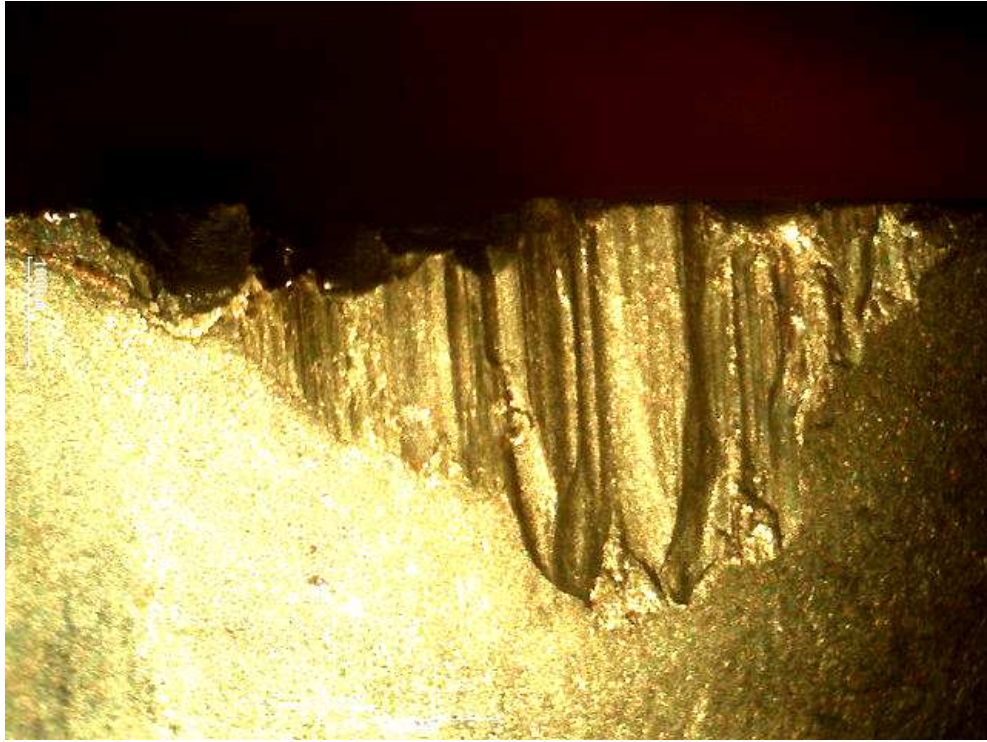


Figura 4. 7 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 7



Figura 4. 8 – Típico desgaste de flanco observado no ensaio 8

Os desgastes de flanco (V_{Bmax}) foram medidos com o auxílio de microscópio para todos os ensaios realizados e os resultados são apresentados na figura 4.9.

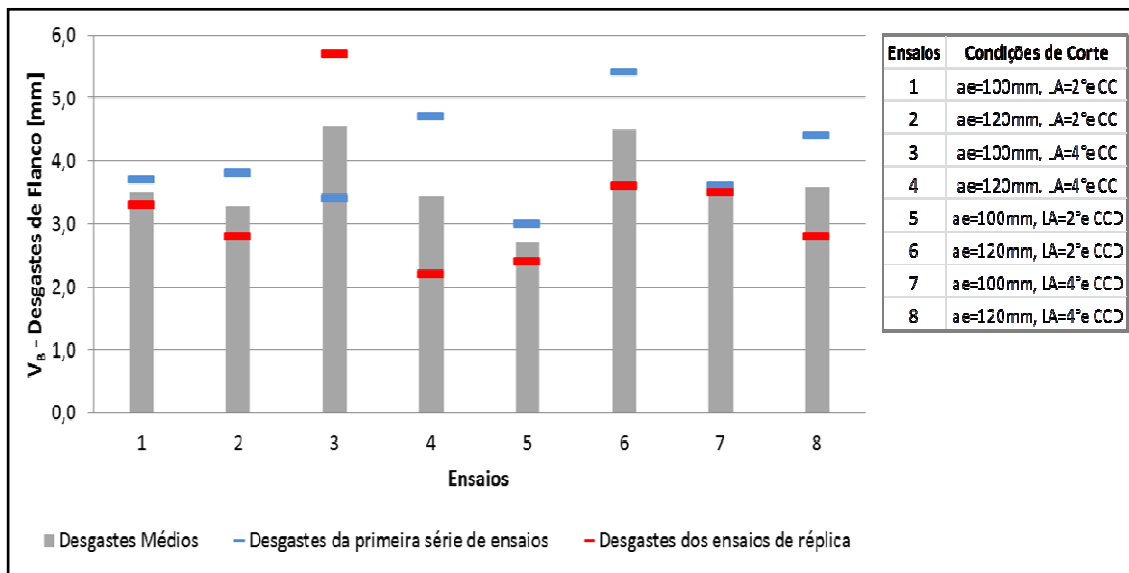


Figura 4. 9 – Desgastes dos inserts no fim da vida da ferramenta

Conforme os resultados apresentados na figura 4.9, os desgastes médios (V_B) variaram de 2.7 mm a 4.6 mm, nos momentos em que o operador estabeleceu o fim da vida da ferramenta. As linhas azuis apresentadas nas pontas das barras na figura 4.9 se referem aos desgastes medidos no fim da vida da ferramenta durante a primeira série dos ensaios, as linhas vermelhas apresentam os valores dos desgastes medidos no fim da vida da ferramenta nos ensaios de réplica e as barras de cor cinza representam os desgastes médios (V_B) para cada um dos ensaios. Devido ao alto nível dos desgastes não foi possível realizar análises adicionais no microscópio eletrônico para estabelecer os mecanismos de desgaste da ferramenta. Todavia, em todos os casos foi possível identificar o efeito de aderência do material da peça na aresta de corte. Porém, é importante ressaltar que em nenhuma oportunidade a ferramenta foi substituída com valor de desgaste muito baixo, que caracterizaria desperdício de ferramentas. Por outro lado, em nenhuma oportunidade os altos valores de desgaste levaram à quebra da ferramenta, o que significaria que o operador teria deixado o momento de troca da ferramenta ser ultrapassado.

Durante os ensaios também foi observado o consumo da potência e a coloração dos cavacos produzidos. A potência é indicada no painel de controle principal da mandriladora. Estes

parâmetros foram utilizados como dados suplementares para definição do fim de vida dos insertos. As curvas das potências consumidas para os oito ensaios realizados são apresentadas na figura 4.10.

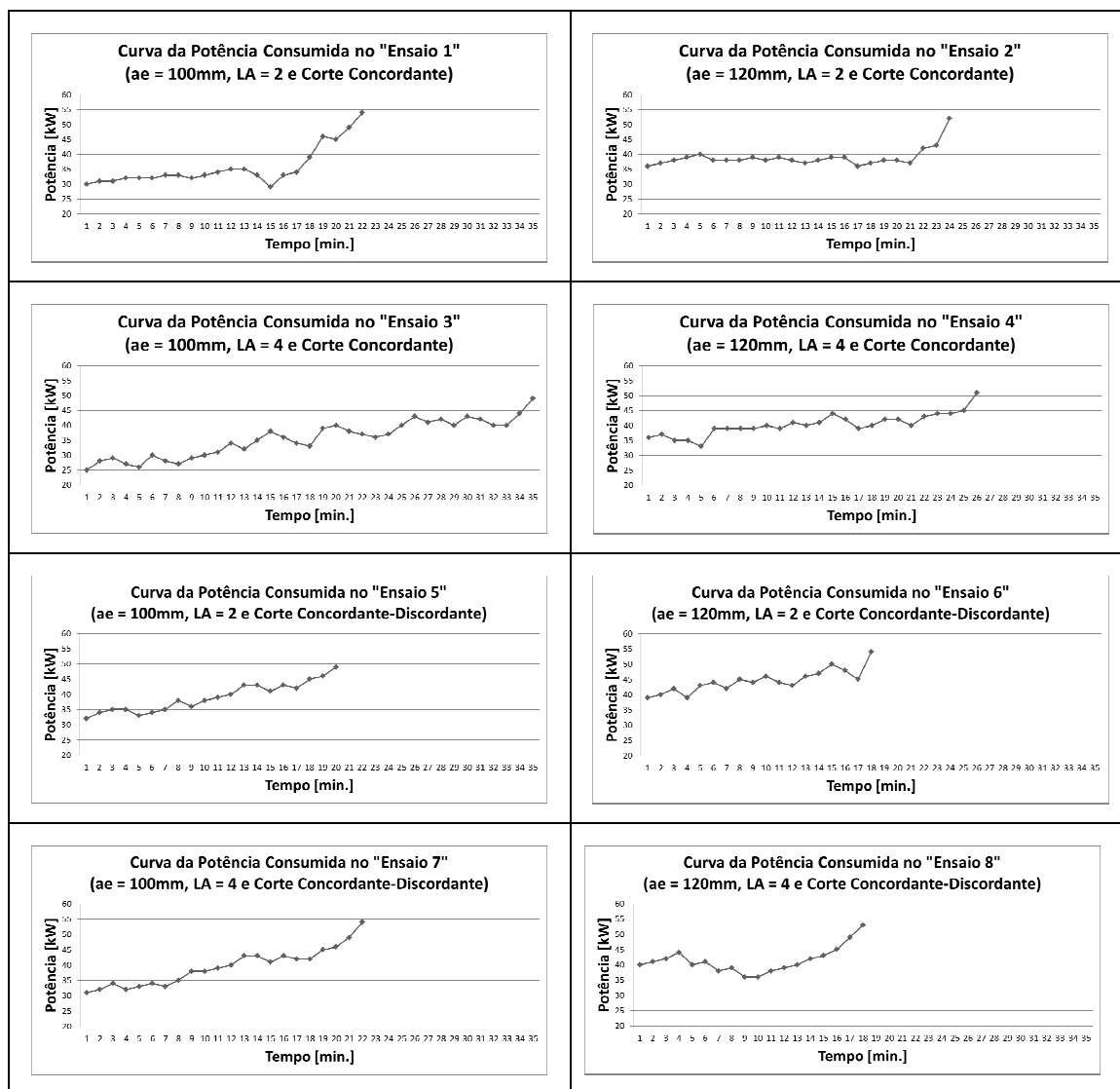


Figura 4. 10 – Curvas da potência consumida dos oito ensaios de réplica

Analisando as curvas de potência que foram geradas ao longo dos ensaios (figura 4.10), foi possível notar que a potência durante os primeiros minutos de usinagem esteve entre 25 e 32 kW, quando se utilizou $a_e = 100$ mm e entre 35 e 40 kW quando se utilizou $a_e = 120$ mm. À medida que o ensaio evoluía a mesma ia crescendo, mostrando que os desgastes nos insertos possuem influência direta na potência consumida. Medir os parâmetros elétricos do motor da máquina

significa medir os esforços de corte. Isto porque o motor da máquina, ao gerar a potência mecânica necessária para se executar a operação de usinagem, consome corrente elétrica em uma quantidade diretamente proporcional à potência e a força de corte gerada. A potência de corte é dada pela multiplicação da força de corte pela velocidade de corte (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013). Entretanto, a equação 2.3 nos mostra que nem toda potência elétrica gerada no processo é transformada em potência mecânica, já que parte dela se perde devido ao atrito e a inércia do sistema. De qualquer forma, este fato pode ser devidamente explicado, pois a força de corte é diretamente proporcional ao valor da seção nominal de corte e conseqüentemente gera uma variação durante o corte, fazendo com que a potência e a temperatura de corte, grandezas ligadas à força de corte, também variem. Em adicional, pode-se ver na figura 4.10 a relação entre a potência consumida e o fim de vida dos insertos, sendo possível afirmar que durante os últimos cinco minutos de fresamento de vida da ferramenta em cada um dos oito ensaios, ocorreu um aumento expressivo da potência consumida, variando de algo em torno de 40 kW, para mais de 50 kW, o que representa um aumento em torno de 25%. Este fato confirma que a potência consumida pode ser utilizada como parâmetro para definição de fim de vida dos insertos durante o processo de usinagem. Com isto, o operador pode usar a potência como parâmetro para auxiliar a decisão sobre o fim da vida da ferramenta. Quando esta ultrapassava os 50 kW, era hora do operador prestar mais atenção no medidor de potência, na coloração do cavaco e no ruído gerado pelo processo. Entende-se também, que com o aumento dos níveis de desgastes de flanco (V_B) nos insertos, ocorreu um aumento de atrito na zona de corte, o qual conseqüentemente gera um aumento da temperatura de corte, aumentando também a força de corte a qual, por fim, tem influência na potência consumida.

Outra característica observada foi a coloração da superfície dos cavacos. Neste tipo de fresamento de grande porte, esta propriedade é comumente muito bem observada pelos operadores das máquinas operatrizes, pois de uma forma prática e qualitativa a coloração dos cavacos também pode ser correlacionada com o mecanismo de desgaste que ocorre nos insertos. Durante os ensaios observou-se que no início da vida da ferramenta, os cavacos tinham uma coloração amarela clara, conforme apresentado na coluna “início de vida da ferramenta” da figura 4.11.

















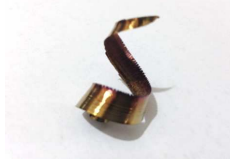







Ensaio	Início de vida da ferramenta	Meio da vida da ferramenta	Fim de vida da ferramenta
1			
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			

Figura 4. 11 – Condições dos cavacos durante o fresamento

De forma geral, para todos os ensaios, após aproximadamente dez minutos de usinagem, quando certo volume de material já havia sido removido, constatava-se que a coloração dos cavacos alterava-se consideravelmente em comparação com a condição inicial de corte. Neste momento, os cavacos apresentavam coloração mais alaranjada, ocasionada pelo aumento da temperatura de corte, gerada pelo aumento da abrasão relacionada à superfície de folga da ferramenta com a peça, devido ao desgaste de flanco. Em adicional, foi também possível notar, uma alteração na textura do cavaco. Vê-se que a superfície do mesmo apresentou maior aspereza, fato este que provavelmente foi gerado pelo aumento do atrito durante o escoamento do cavaco na superfície de saída do inserto com desgaste. Esta característica é apresentada na coluna “meio da vida da ferramenta” da figura 4.11.

No final da vida dos insertos (com tempos para fim de vida diferente entre os oito ensaios), constatava-se que a coloração dos cavacos havia se alterado novamente. Neste momento, o cavaco apresentava coloração azul escura, gerada pelo aumento do atrito, devido à maior abrasão relacionada ao desgaste do inserto e conseqüentemente, pelo aumento da temperatura de corte. A textura do cavaco também se alterava, ficando ainda mais áspera conforme mostrado na coluna “fim de vida da ferramenta” da figura 4.11.

Com o intuito de verificar que o aço inoxidável martensítico possui diferentes colorações em diferentes temperaturas e conseqüentemente correlacionar de maneira qualitativa as diferentes cores dos cavacos extraídos em diferentes momentos do processo de fresamento, foram realizadas novas pesquisas na busca de referências que pudessem fornecer embasamento teórico para esta correlação. A figura 4.12 apresenta colorações de referência para diferentes temperaturas do aço inoxidável martensítico.



Figura 4. 12 – Coloração x Temperaturas do aço inoxidável martensítico
(Associação Portuguesa de Bushcraft, 2002)

Observando as cores apresentadas na figura 4.12 é possível notar uma correlação com as cores dos cavacos apresentados na figura 4.11. Vê-se na figura 4.12 que a coloração amarela clara do cavaco no início da vida da ferramenta corresponde a uma temperatura da ordem de 220 °C, que a coloração alaranjada do cavaco obtido com ferramenta já em meio de vida corresponde a uma temperatura entre de 250 a 260 °C e que a coloração azul escura do cavaco obtido com ferramenta em fim de vida tem temperatura na casa dos 290 °C. Portanto, valores acentuados de desgaste da ferramenta (como visto, desgastes de flanco médio entre 2.7 mm e 4.6 mm) geraram um aumento em torno de 70 °C na temperatura do cavaco, o que faz com que sua cor varie de forma substancial. Assim, este procedimento de verificação da cor do cavaco como parâmetro para estabelecimento do fim da vida da ferramenta, não pode ser utilizado em operações de acabamento em que os valores de desgaste tolerados são bem menores e, conseqüentemente, a variação da temperatura e da cor do cavaco também são menores. Porém, em processos de desbaste como estudado neste trabalho, em que a ferramenta é bastante tenaz (ISO-M35) e, assim, pode-se permitir que ela alcance altos valores de desgaste de flanco sem rompimento da aresta, a análise da cor do cavaco é de grande valia para estabelecimento do fim da vida da

ferramenta. Logicamente, a análise da cor do cavaco para auxílio na definição do fim da vida da ferramenta somente é possível de ser feita em processos de usinagem que não utilizam fluido de corte, como foi o caso destes ensaios.

Considerando os resultados apresentados, o critério de fim de vida da ferramenta usado pelos operadores na produção é razoável, pois apesar dos valores elevados de desgastes de flanco (V_B) ao fim da vida, em nenhuma ocasião ensaiada houve a quebra da aresta (com certeza não houve substituição prematura das arestas). Como citado por Diniz et al. (2004), o monitoramento dos desgastes da ferramenta pode ser uma maneira eficiente de se determinar o momento de troca da ferramenta, e assim, reduzir custos de fabricação, pois esta ação reduz os desperdícios ocorridos com a troca prematura da ferramenta e com os tempos passivos decorrentes da troca da mesma. Ao mesmo tempo, o monitoramento feito pelo próprio operador através da observação da potência consumida e da cor do cavaco, além de garantir maior segurança ao processo evitando a quebra da ferramenta, pôde garantir neste processo a qualidade do produto gerado.

4.2 Análise da vida da ferramenta

A influência das condições testadas foi analisada em termos de vida da ferramenta em volume de cavaco removido [cm^3/vida]. Com o objetivo de assegurar que todos os ensaios possuísem condições equivalentes de corte, a dureza superficial de todas as pás fresadas foi verificada para identificação da dureza média de cada uma delas antes do início dos testes. A dureza superficial de cada pá foi controlada e um valor médio de 270HB foi encontrado, com uma variação de +/- 10HB em todos os ensaios realizados. É importante ressaltar que cada ensaio foi realizado duas vezes (oito ensaios na primeira série de testes e oito ensaios de réplica, totalizando um número de dezesseis ensaios) e os resultados apresentaram uma variação da vida da ferramenta (em volume de cavaco removido) menor que 20% entre uma condição de corte ensaiada e sua respectiva réplica. A tabela 4.1 apresenta um resumo sobre os resultados dos ensaios executados.

Tabela 4. 1 – Resumo sobre os resultados dos ensaios

Ensaio	ae [mm]	Lead Angle [°]	Estratégia de corte	ap [mm]	Vida em Volume de Cavaco Removido [cm ³]	VBmax [mm]
1	100	2	Concordante	4	17800	3,5
2	120	2	Concordante	4	18114	3,3
3	100	4	Concordante	4	17400	4,6
4	120	4	Concordante	4	15540	3,5
5	100	2	Concordante / Discordante	4	11950	2,7
6	120	2	Concordante / Discordante	4	10760	4,5
7	100	4	Concordante / Discordante	4	14235	3,6
8	120	4	Concordante / Discordante	4	11600	3,6

A figura 4.13 apresenta os resultados dos ensaios em termos de vida da ferramenta em volume de cavaco removido. As linhas azuis apresentadas nas pontas das barras da figura 4.13 se referem à vida da ferramenta durante a primeira série dos ensaios, as linhas vermelhas apresentam a vida da ferramenta nos ensaios de réplica e as barras de cor cinza representam os volumes médios para cada uma das condições ensaiadas.

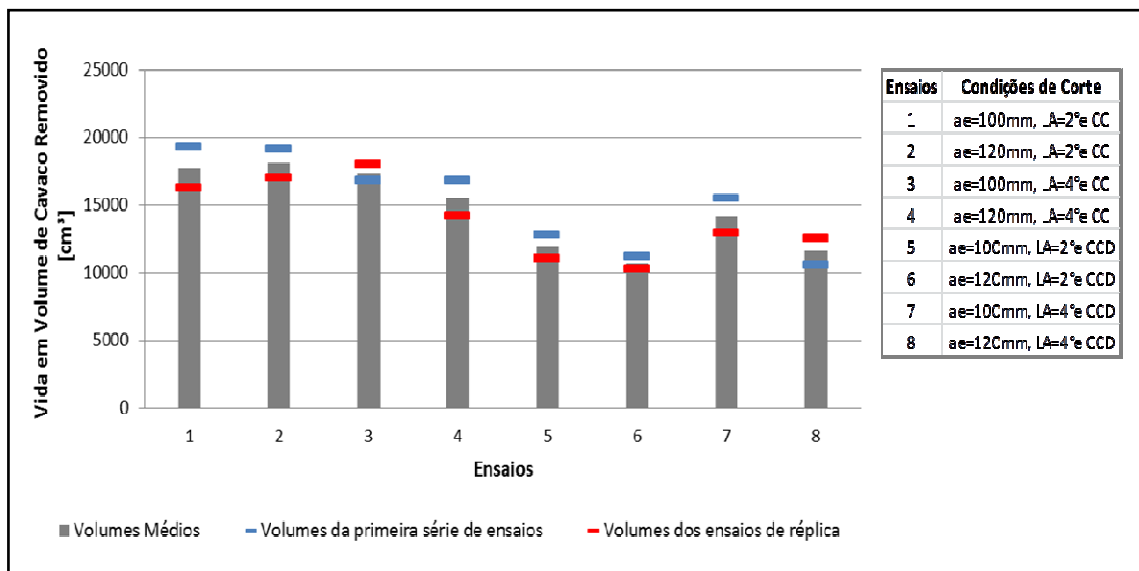


Figura 4. 13 – Vida em volume de cavaco removido

Analisando a tabela 4.1 e a figura 4.13, é possível identificar que os ensaios de 1 a 4 resultaram nos maiores volumes de cavaco removido para o fim de vida da ferramenta. Estes ensaios foram realizados utilizando-se corte concordante. No corte concordante, a espessura do

cavaco começa em um valor alto (ocorre choque da aresta com a peça na entrada da aresta no corte), cresce até que a linha que liga a aresta de corte ao centro da fresa fique paralela à direção de avanço e, a partir deste momento passa a decrescer, até que chegue a zero, na saída da aresta do corte em cada revolução. Além do choque na entrada, outra inconveniência deste tipo de corte é o fato da força de avanço ter o mesmo sentido do avanço da mesa da máquina, o que pode gerar vibração. Porém, como a máquina utilizada possui fuso de esferas recirculantes que faz com que não haja folga no fuso, esta vibração é evitada (Diniz et al., 2013). O corte discordante possui dois inconvenientes: O primeiro é o fato da espessura do cavaco na entrada da aresta no corte em cada volta ser zero, o que faz com que haja muito atrito, aumentando a tendência ao desgaste da ferramenta. O segundo é o fato da componente da força de usinagem na direção perpendicular ao avanço variar tanto em sentido quanto em módulo à medida que a aresta penetra na peça, o que gera vibração. Portanto, pode-se concluir que os inconvenientes do corte discordante foram preponderantes nestes ensaios, fazendo com que as vidas das ferramentas usadas nos ensaios com este tipo de corte fossem menores. Contribuiu para este resultado o fato do material da ferramenta ser bastante tenaz (metal duro da classe ISO-M35). Como o inconveniente do corte concordante é o choque da aresta contra a peça na entrada do inserto no corte em cada revolução, uma ferramenta mais tenaz protege a aresta contra o lascamento e quebra causado por estes choques. Por outro lado, como esta classe de inserto não é muito resistente ao desgaste, o dano causado pelo atrito da aresta contra a peça na entrada do inserto em cada revolução quando se usou o corte discordante foi incentivado. Também o fato da fresa possuir insertos redondos contribuiu para que os efeitos dos choques das arestas contra a peça no corte concordante fossem minimizados, já que a largura de corte (comprimento de contato da aresta com a peça) de uma aresta circular é maior que aquela que se tem quando se utiliza uma aresta reta (Diniz et al., 2013) e, com isto, tem-se um maior comprimento de aresta para resistir aos choques.

Outro ponto analisado foi a influência do “lead angle” na vida da ferramenta. Neste caso é importante ressaltar que as superfícies das pás Francis e Kaplan possuem regiões com forma geométrica côncava e outras regiões com forma geométrica convexa, fato este que têm forte influência na definição das estratégias de usinagem em cinco eixos e também na qualidade superficial das pás. As figuras 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17 apresentam tais condições.

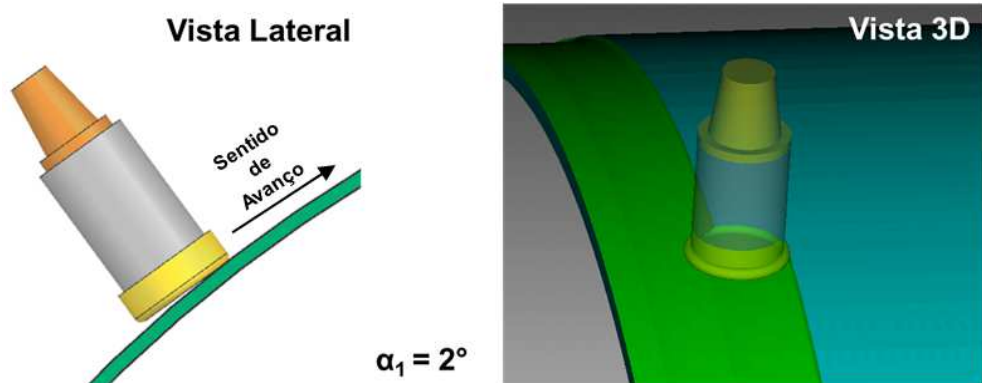


Figura 4. 14 – Contato entre ferramenta e superfície da pá
(Região convexa e $\alpha_1 = 2^\circ$ “lead angle”)

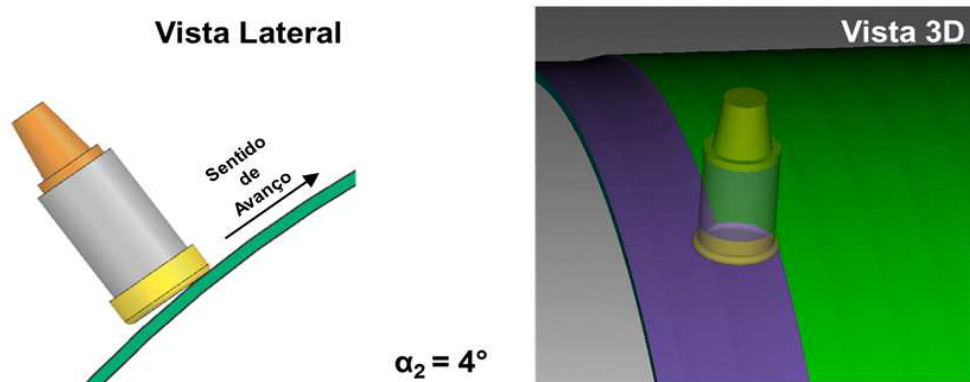


Figura 4. 15 – Contato entre ferramenta e superfície da pá
(Região convexa e $\alpha_2 = 4^\circ$ “lead angle”)

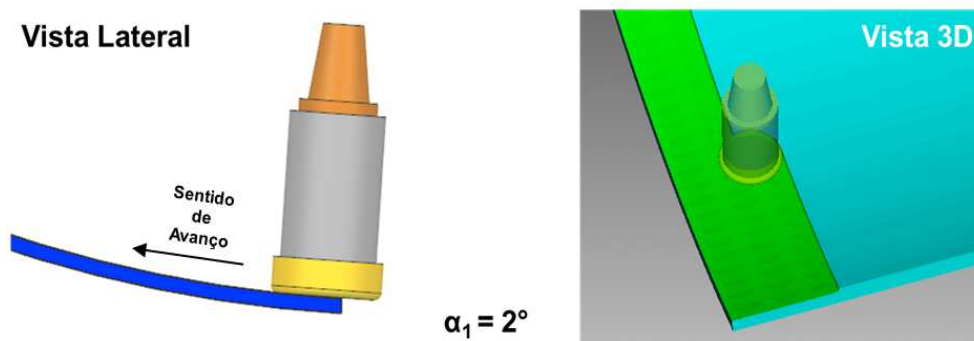


Figura 4. 16 – Contato entre ferramenta e superfície da pá
(Região côncava e $\alpha_1 = 2^\circ$ “lead angle”)

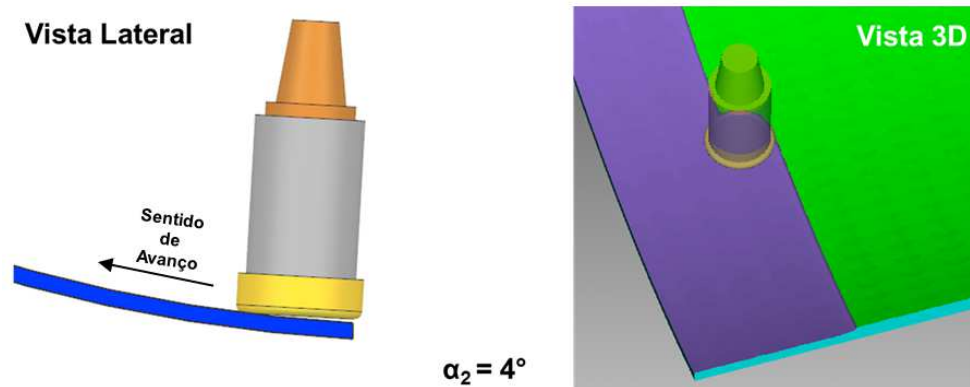


Figura 4. 17 – Contato entre ferramenta e superfície da pá
(Região côncava e $\alpha_2 = 4^\circ$ “lead angle”)

Com base nos resultados apresentados, foi possível notar que o “lead angle” não teve influência na vida da ferramenta. Este fato já era esperado, pois durante a preparação dos programas de usinagem dentro do ambiente de CAD-CAM, como já apresentado nas figuras 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17, observou-se que o efeito dos diferentes “lead angles” ($\alpha_1 = 2^\circ$ e $\alpha_2 = 4^\circ$), na área de contato entre a ferramenta e as superfícies das pás, foi mínimo, fato este que torna desprezível a influência do “lead angle” na vida da ferramenta.

Já a largura fresada “ a_e ” teve pequena influência na vida da ferramenta. Na maior parte das vezes, quando se passou de $a_e = 100$ mm para $a_e = 120$ mm, sem mudar nenhuma outra variável de entrada, a vida da ferramenta em volume removido caiu um pouco (compare os ensaios 3 com 4, 5 com 6 e 7 com 8). Isto era de se esperar, pois quando se aumenta a_e , o ângulo de contato fresa-peça aumenta e, com isso, a temperatura média da aresta de corte tende a crescer, incentivando seu desgaste. Porém, dentre as condições testadas, a única que tem influência no tempo de corte de uma peça é o a_e . Assim, com $a_e = 120$ mm, o tempo de corte de uma peça é 20% menor que com $a_e = 100$ mm. Pode-se ver na figura 4.13 que os ensaios 1, 2 e 3 apresentaram vidas de ferramentas muito similares e que foram maiores dentre todos os ensaios. Portanto, baseado nos resultados apresentados na figura 4.13, as condições utilizadas no “ensaio 2” são aquelas que devem ser obedecidas em uma empresa, pois a mesma esta entre aquelas que obtiveram o maior volume de cavaco removido por vida (maior número de peças produzidas por vida), com um tempo de produção menor, pois é a única condição que utilizou $a_e = 120$ mm, dentre as 3 que apresentaram a maior vida da ferramenta em termos de volume de cavaco

removido. Como já mencionado, os ensaios foram realizados com insertos de classe ISO-M35, com a finalidade de oferecer um compromisso entre a resistência ao desgaste e a tenacidade. Esta escolha mostrou-se acertada, pois durante os ensaios foi observado que o fim de vida dos insertos para os diferentes valores de a_e , “lead angle” e estratégia de corte não ocorreu por lascamento, mas sim, principalmente devido ao desgaste de flanco (V_B).

Com base nas considerações descritas até aqui, também é importante ressaltar que nos ensaios de número 1 a 4, como o corte ocorreu somente concordante, os reposicionamentos da ferramenta ocorreram sem a realização efetiva da remoção de material. Todavia, como a mandriladora portal possui um avanço rápido (G0) de 45.000 mm/min, o tempo perdido durante tais reposicionamentos foram desprezíveis.

Para avaliar detalhadamente a influência de cada uma das variáveis nos resultados alcançados em cada um dos ensaios na vida da ferramenta em volume de cavaco removido, um estudo estatístico do potencial de impacto de cada uma das respectivas variáveis foi realizado utilizando-se gráficos fatoriais, uma vez que, por meio deles, pode-se visualizar os efeitos das variáveis e das interações entre elas. A figura 4.18 apresenta estes resultados.

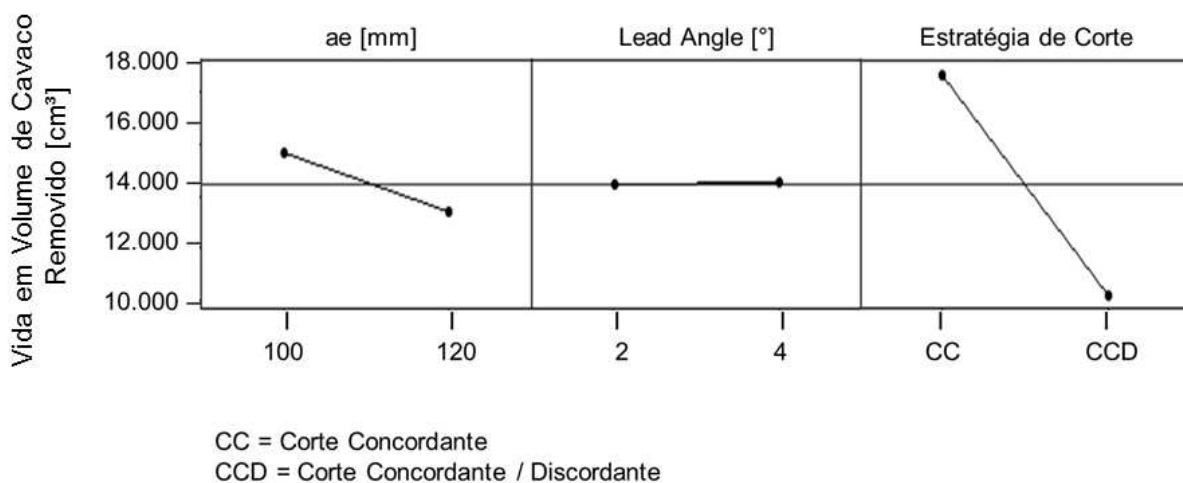


Figura 4. 18 – Análise do potencial de impacto das variáveis ensaiadas

A figura 4.18 foi gerada com o auxílio do programa de cálculo estatístico MINITAB, o qual possui funções dedicadas a este tipo de avaliação. É importante ressaltar que o conceito básico para interpretações do impacto de cada uma das variáveis se resume ao ângulo de inclinação da reta, ou seja, quanto maior o ângulo de inclinação da reta em relação ao eixo horizontal, maior é a influência da respectiva variável no processo em análise. Com base nestas considerações, é possível notar que as retas apresentadas na figura 4.18 possuem diferentes ângulos de inclinação entre elas. As retas geradas para as variáveis a_e e lead angle, possuem um ângulo de inclinação pequeno em relação ao eixo horizontal, o que significa que com base neste conceito estatístico de avaliação dos resultados, o a_e e lead angle possuem pequena influência na vida da ferramenta em volume de cavaco removido, como já descrito nos parágrafos anteriores. Para a variável “estratégia de corte”, é possível observar que a reta apresentada possui um grande ângulo de inclinação em relação ao eixo horizontal, o que significa que com base no conceito estatístico de avaliação dos resultados, esta variável possui uma alta influência na vida da ferramenta em volume de cavaco removido.

Para o completo entendimento sobre o impacto de cada uma das variáveis, como também, o processo de interação entre elas, foi realizada uma análise adicional e o resultado destas interações está sendo apresentado no Pareto (figura 4.19).

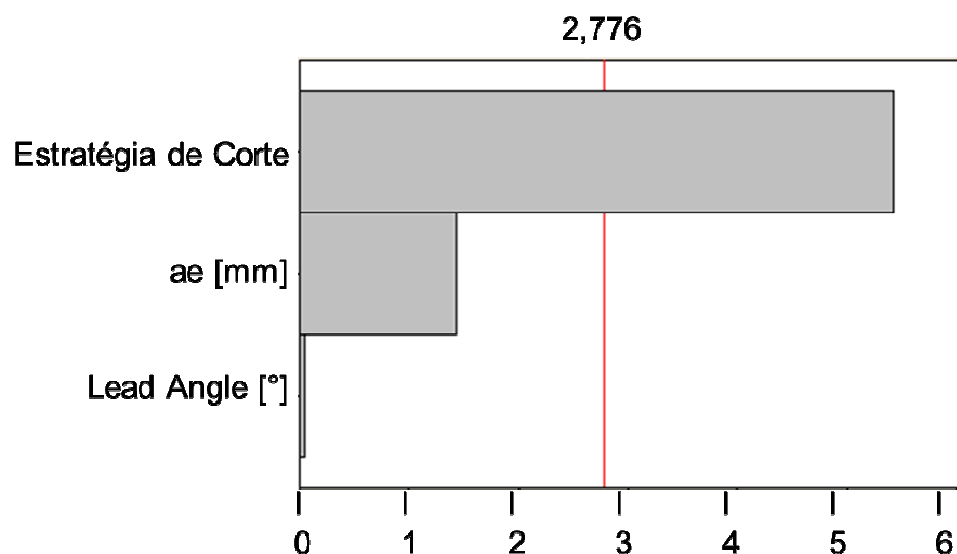


Figura 4. 19 – Análise do efeito das variáveis ensaiadas

A figura 4.19 também foi gerada com o auxílio do programa de cálculo estático MINITAB e mostra que apenas as variáveis (individuais ou com interações entre elas) que tenham a soma dos quadrados superior a 2,776, possuem com 95% de confiabilidade, influência na vida da ferramenta em volume de cavaco removido. Levando em conta todos estes aspectos, também é possível observar na figura 4.19, que do ponto de vista estatístico e com base nos resultados deste estudo, somente a variável “estratégia de corte”, possui influência na vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido.

5 Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

A análise dos resultados obtidos neste trabalho permite concluir que, nas condições estudadas:

- 1) A variável de entrada mais influente na vida da ferramenta dentre as testadas foi a estratégia de corte (concordante ou concordante / discordante);
- 2) A variável “lead angle” não possuiu influência significativa na vida da ferramenta;
- 3) As condições do ensaio 2 ($a_{e2} = 120$ mm, “lead angle” = 2° e corte concordante) são aquelas que devem ser utilizadas, porque levaram à longa vida da ferramenta com o menor tempo de corte por peça (maior produtividade);
- 4) Para os casos estudados, o desgaste de flanco (V_B) se concentra na periferia da aresta de corte e foi o causador do fim de vida da ferramenta;
- 5) A observação da potência consumida e coloração do cavaco realizada pelo operador, com o objetivo de determinar o momento de troca da ferramenta mostrou-se adequada para este tipo de fresamento em desbaste com ferramenta de metal duro da classe ISO-M35, já que em nenhuma oportunidade a ferramenta foi subutilizada (isto é, substituída precocemente) e também em nenhuma oportunidade houve quebra da aresta;
- 6) A potência consumida aumentou durante os últimos cinco minutos de fresamento para o fim de vida em cada ensaio, o que facilitou a utilização deste parâmetro como informação auxiliar para determinação do fim da vida da ferramenta;

- 7) De uma maneira qualitativa o fim de vida dos insertos também pode ser correlacionado com a coloração dos cavacos em diferentes momentos do processo de fresamento.

A partir dos estudos realizados neste trabalho e das conclusões obtidas, podem-se sugerir os seguintes temas para a realização de trabalhos futuros:

- 1) Ensaio com passo lateral $a_e = 110$ mm. Com base nos estudos apresentados é possível que o passo lateral com $a_e = 110$ mm ofereça uma melhor relação entre o fim de vida dos insertos em termos de volume de cavaco removido;
- 2) Definições de diferentes limites para aplicação de ferramentas com diferentes diâmetros no processo de fresamento de pá de turbinas hidráulicas em cinco eixos;
- 3) Estudo sobre novos dispositivos de fixação, com o objetivo de reduzir os níveis de vibração do sistema peça-máquina-ferramenta durante o processo de fresamento de pás de turbinas hidráulicas em cinco eixos;
- 4) Ensaio com outras classes de insertos (ISO M20, M25, M30 e M40);
- 5) Novos ensaios aplicando o conceito de remoção de alta performance, com pequenas profundidades de corte e altos avanços.

Referências bibliográficas

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metals Handbook, v.15 – 9ª edição, Ed. Metals Park, Ohio – USA, 1988.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. Standard specification for castings, iron-chromium, iron-chromium-nickel, corrosion resistant, for general application. ASTM A743 / 743M, 1990.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. TB-74: informação e documentação. São Paulo – Brasil, 2010.

ASSOCIAÇÃO PORTUGUESA DE BUSHCRAFT. Propriedades dos aços inoxidáveis, 2002.

BHADESHIA, H. K. D. H. e HONRY, R. Stainless Steel – Microstructure and Properties, 3ª ed.; p. 259-286, COMBE, 2006.

BHATIA, S.M., PANDEY, P.C. e SHAW, H.S. Thermal cracking of carbide tools during intermittent cutting, Wear 51, p. 201-211, 1978.

BHATTACHARYYA, S.K., MACHADO, A.R., EZUGWO E.O., e PASHBY, I.R. Usinagem de Aços com Fresas de Facear e Insetos de Carbetos, Máquinas e Metais, 94–103, 1991.

BOHEZ, E. L. J., SENADHERA, S. D. R., POLE, K., DUFLOU J.R., e TAR, T. A geometric modeling and five-axis machining algorithm for centrifugal impellers. Journal of Manufacturing System 1997; 16: 422–436, 1997.

BOUZAKIS, K. D., MICHAILEDIS, N., VIDAKIS, N., EFSTATHIOU, K., KOMBOGIANNIS e S., ERKENS, G. Interpretation of PVD Coated Wear Phenomena in turning, *Annals of the CIRP*, v. 49, p. 65-68, 2000.

CONSTANTINIDES, N. e BENNET, S. An investigation of methods for the online estimation of tool wear. *International Journal of Machine and Manufacture*, v. 27, p.225-237, 1987.

DE LACALLE, L. N. L., LAMIKIZ, A., MUÑOZA, J. J. e SANCHEZ, J. A. The CAM as the centre of gravity of the five-axis high speed milling of complex parts. *Journal of Production Research* 2005; 43: 1983-1999, 2005.

DINIZ, A. E. Notas de Aula da Disciplina “Processos de Usinagem”. Faculdade de Engenharia Mecânica – Unicamp, Campinas - Brasil, 2004.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C. e COPPINI N. L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 8ª ed., Artliber Editora, São Paulo – Brasil, 2013.

DINIZ, A. E. e COSTA, C. E. A Corrente elétrica do motor da máquina mostra o fim de vida da ferramenta. *Máquinas & Metais*, n.354, p.41-52, São Paulo – Brasil, 1995.

DINIZ, A. E. e CALDEIRANI, J. F. Influence of the Positions of Tool and Workpiece on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling process. *Wear* n. 232, p. 67-75, São Paulo – Brasil, 1999.

DINIZ, A. E., BRAGHINI, A. J. e TEIXEIRA, F. F. Tool Wear and Tool Life in End Milling of 15-5 PH Stainless Steel under different Cooling and Lubrication Conditions. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 43, p. 756-764, 2009.

ELBER, G. e COHEN E. A unified approach to verification in 5-axis freeform milling environments. *Siggraph – Computer Graphics*; 24 (4): 95-104, 1999.

ELBER, G. e FISH, R. Automatic tool path generation for manufacturing of models consisting of free form surfaces. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2000.

FERRARESI, D. Metal Cutting Brazilian. *Metal Society V.71* p. 55-63, São Paulo – Brasil, 1972.

FERRARESI, D. Usinagem dos metais: furação, alargamento, fresamento e processos não convencionais. ABM, São Paulo – Brasil, 1973.

FERRARESI, D. Fundamentos da Usinagem dos metais. Editora Edgar Blucher Ltda, São Paulo – Brasil, 1981.

GANI, E.A., LAUWER, B., KLEWAIS, P. e DETAND, J. An Investigation of the Surface Characteristics in 5-Axis Milling with Toroid Cutters. *Proc. Pacific Conference on Manufacturing*, pp. 53-60, 1994.

HYDRO ENERGY. Diagrama para seleção dos tipos de turbinas, 2010.

JESEN, C. G. e ANDERSON, D. C. Accurate Tool Placement and Orientation for Finish Surface Machining. *ASME Winter Annual Meeting*, p. 127-145, 1992.

KEGG, R. L. On-line machine and process diagnostics, *Annals of the CIRP*, v.32, p. 479-481, 1984.

LAUWERS, B., DEJONGHE P. e KRUTH, J. P. Optimal and collision free tool posture in five-axis machining through the tight integration of tool path generation and machine simulation. *Computer-Aided Design* 2003; 35: 421–432, 2003.

LAVERNHE, S., QUINSAT, Y., LARTIGUE, C. e MEYER, R. NC-simulation for the prediction of surface finish in 5-axis high-speed machining. *3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting*, p. 387–396, Dublin - Ireland, 2008.

LAVERNHE, S., TOURNIER, C. e LARTIGUE C. Optimization of 5-axis high-speed machining using a surface based approach. *Computer-Aided Design* 2008; 40: 1015–1023, 2008.

LEE, J. M., CHOI, D.K., KIM, J. e CHU, C.N. Real time tool breakage monitoring for NC milling process. *Annals of the CIRP*, v.44, p. 59-62, 1995.

MADHAVULU, G., SUNDAR, A. S. V. N. e BASHEER, A. Technology Development Laboratory, Corporate Research and Development Division. Bharat Heavy Electricals Limited, Vikas Nagar, Hyderabad – INDIA, 1999.

MIKROMAT. Características básicas da Mandriladora do tipo Portal, 2014.

PEKELHARING, A. J. The exit failure in interrupted cutting. *Annals of the CIRP* 27, p. 5–10, 1978.

PERSSON, U. e CHANDRASEKARN, H. Machinability of Martensitic Steels in milling and the role of hardness. 6th International Tooling Conference – Swedish Institute for Metals Research, Drottning Kristinasv, Stockholm – SWEDEN, 2006.

PXL. Manual para definição de Layouts básicos de turbinas, 2012.

QUINTELA, A. C. Hidráulica. Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 2007.

RENKER, H. Collision-Free Five-Axis Milling of Twisted Ruled Surfaces, *Annals of the CIRP* v. 42, p. 457-461, 1993.

SANBANDAN, K. e WANG, K. Five-Axis Swept Volumes for Graphic NC Simulation and Verification. *ASME the 15th Design Automation Conference, DE* v.19, p. 143-150, 1989.

SANDVIK COROMANT. Blade Machining Application Handbook, 2012.

SANDVIK. Modern Metal Cutting – Sandvik Coromant Technical, Editorial Department, Tofters Tryckeri, 10^a ed., Sweden, 1994.

SHAW, M. C. Metal Cutting Principles, USA, Claredon Press, Oxford, New York, 1984.

TRENT, E. e WRIGHT, P. Metal cutting. Butterworth / Heinemann – Oxford, 2000.

VILLARES METALS. Aços Inoxidáveis – Princípios básicos, 2012.

VOITH HYDRO. Classificação de turbinas de acordo com a direção do fluxo, 2013.

VOITH HYDRO. Manual de simulação CAD-CAM da estratégia zig-zag, 2014.

VOITH HYDRO. Technical Delivery Specification for ASTM A 743 Grade CA - 6NM, 2012.

WALTER. Manual técnico de aplicação para ferramentas rotativas, 2013.

WU, C. Y. Arbitrary surface flank milling of fan, compressor, and impeller blades. ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, p. 534–539, 1995.

ZHANG, D. DAI, S., HAN, Y. e CHEN, D. On-line monitoring of tool breakage using spindle current in milling. 1st Asian-Pacific and 2nd Japan-China International Conference Progress Of Cutting and Grinding, Shanghai, China, p. 270-276, 1994.