

JOSÉ CARLOS DE FARIA

**ESTUDO DA USINAGEM EM TORNEAMENTO DA
SUPERLIGA A BASE DE NÍQUEL NIMONIC 80A**

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia do Campus de Guaratinguetá,
Universidade Estadual Paulista, para a
obtenção do título de Mestre em
Engenharia Mecânica na área de
Materiais .

Orientador: Prof. Dr Marcos Valério Ribeiro

Guaratinguetá

2007

Faria, José Carlos de

Estudo da Usinagem em torneamento da Superliga a base de níquel
NIMONIC 80/ José Carlos de Faria – Guaratinguetá: [s.n.], 2007

Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual Paulista,
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2007

Orientador: Prof Dr Marcos Valério Ribeiro

DADOS CURRICULARES
JOSÉ CARLOS DE FARIA

NASCIMENTO 19.03.1939 – TAUBATÉ/SP

FILIAÇÃO Julião Pereira de Faria
Clara Gomes de Faria

1970/1974 Curso de Graduação
Curso de Graduação em Física no Departamento de Física,
Universidade de Taubaté

1975/1977 Curso de Graduação
Curso de Graduação em Engenharia Mecânica,
Universidade de Taubaté

2006/2007 Curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica,
Nível de mestrado na Faculdade de Engenharia do Campus de
Guaratinguetá, Unesp

O amor de Deus se manifesta por suas múltiplas intervenções na criação.

A minha sincera gratidão,

Aos meus pais Julião e Clara (*in memorian*)
e a cada um de meus filhos e suas famílias,
pelos seus exemplos de dignidade,
humildade e respeito ao próximo.

Às minhas companheiras Maria (*in memorian*) e Nelci ,
por acompanharem com amor e dedicação,
cada etapa da minha jornada profissional,
proporcionando um sentido mais
digno e feliz à minha vida.

“Para um grande sonho tornar-se verdadeiro, a primeira condição é ter uma grande capacidade de sonhar; a segunda é perseverança – a fé no sonho.

Hans Selye, M.D.

AGRADECIMENTOS

A **Deus** criador, construtor e mestre,
“do Senhor é a terra e tudo que ela contém e todos que nela habitam”.

Salmo 23,1; 103,24

Ao Professor Doutor Marcos Valério Ribeiro, orientador brilhante e incansável, que estimulou e acreditou em meu trabalho.

À Professora Doutora Ana Paula Rosifini Alves Claro, que tanto me incentivou e auxiliou durante o mestrado.

Ao MSc. Elias Alves da Cunha, pelo companheirismo e grande colaboração no uso dos laboratórios do campus da UNESP-Guaratinguetá

Á Villares Metals pelo fornecimento do material utilizado para os testes.

A Sandvik-Coromant, na pessoa do Sr. Aldeci dos Santos que intermediou o fornecimento das ferramentas utilizadas neste trabalho.

Á FAPESP e ao IFM2 (CNPq) pelo apoio financeiro á realização deste trabalho.

Aos engenheiros Bruno de Novaes Frighetto e Marcello Paiva Mariosti pela colaboração nos ensaios e nos laboratórios em análise do cavaco.

À todas as pessoas que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

FARIA, J.C. **Estudo da usinagem em torneamento da superliga à base de níquel NIMONIC 80A**. 2007. 88 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2007.

RESUMO

As ligas de níquel possuem uma composição química com elevado teor de elementos de liga, os quais são responsáveis por suas propriedades mecânicas e térmicas; porém, estas características dificultam demasiadamente sua usinagem, levando a ocorrência de alguns problemas durante o processo. O objetivo deste trabalho é o estudo da usinagem por torneamento cilíndrico externo da liga a base de níquel Nimonic 80A, visando a otimização da usinagem desta liga, buscando proporcionar aumentos reais de produtividade sem a necessidade de investimentos em novos meios de produção. Além disto, os resultados deste trabalho devem oferecer informações mais detalhadas a respeito do comportamento desta liga em relação a usinagem por torneamento. Os ensaios de usinagem foram realizados em um corpo de prova da liga, considerando os parâmetros de usinagem: velocidade de corte (75 e 90 m/min), profundidade de usinagem (0,8 e 1,6 mm) e avanços (0,12; 0,15 e 0,18 mm/v). Os ensaios foram realizados em um torno CNC e ferramentas com pastilha de metal duro. Após cada etapa do torneamento foram realizadas as medidas do comprimento de corte, do desgaste das ferramentas (através de uma lupa (8x)) e a rugosidade das peças (avaliada em cada fase do processo), com o auxílio de um rugosímetro portátil. Por meio de microscopia óptica, foi possível observar o desgaste das ferramentas de corte para cada condição avaliada. Microscopicamente, observou-se que, apesar da grande variação do comprimento de corte para os diversos testes, o mecanismo predominante de desgaste nas ferramentas foi sempre o mesmo (abrasão no flanco). Os valores de rugosidade, R_a e R_y , para as condições avaliadas foram sempre superiores aos valores teóricos. Após análise dos resultados, foi possível concluir que o melhor desempenho para esta faixa de trabalho testada foi obtido para $a_p=0,8\text{mm}$; $f=0,15\text{mm/volta}$ e $v_c=75\text{m/min}$, o que resultou em um maior comprimento de corte (1811 m).

Palavras-chave: usinagem, níquel, rugosidade, desgaste.

FARIA, J.C. **Study of machining by external cylindrical turning of the nickel base alloy NIMONIC 80A**. 2007. f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2007.

ABSTRACT

The nickel alloys have a chemical composition with high tenor of alloy elements which are responsible for your mechanical and thermal properties, however these characteristics hinder your too much machining, taking the occurrence of some problems during the process. The objective of this work is the study of the machining by external cylindrical turning of the nickel based alloy Nimonic 80A, seeking the machining optimization of this alloy looking for to provide real increases of productivity without the need of investments in new production means. Besides, the results of this work should offer more detailed information regarding the behavior of this alloy in relation to machining by turning. The machining experiences were accomplished in a specimen of the nickel alloy, considering the machining parameters: cutting speed (75 and 90 m/min), cutting depth (0,8 and 1,6 mm) and feed rate (0,12; 0,15 and 0,18 mm/v). The valuations were accomplished in a CNC lathe and tools with of hard metal inserts. After each stage of the turning the measures of the cutting length were accomplished, of the waste of the tools through a magnifying glass (8x) and the roughness of the specimen evaluated in each phase of the process, with the aid of a portable roughness meter. Through light optical microscopy it was possible to observe the wear of the cutting tools for each appraised condition. Aided by microscopy was observed that, in spite of the great variation of the cutting length for the several tests, the predominant mechanism of tool wear was always the same (abrasion in the flank). The roughness values, Ra and Ry, for the appraised conditions were always superiors to the theoretical values. After analysis of the results it was possible to end that, the best acting for this work strip tested it was obtained for $a_p=0,8\text{mm}$: $f=0,15\text{mm/rev}$ and $VC=75\text{m/min}$, what resulted in a larger cutting length (1811 m).

KEY-WORDS: machining, nickel, roughness, wear

LISTAS DE FIGURAS

Figura 2.1	Composição Química Nominal (% peso) e densidade – liga forjada a base de níquel. adaptado de (EZUGWU et al, 1999)	24
Figura 2.2	Variação do tempo de envelhecimento para várias temperaturas, adaptada de (SHUANGQUN et al, 2004)	26
Figura 2.3	Composição dos elementos de liga e o estado da estrutura determinam a usinabilidade de uma liga (WITTING, 2002).	28
Figura 2.4	Cargas geradas na aresta de corte: (a) usinagem de aço; (b) usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas (superligas) (adaptado de WITTING, 2002)	29
Figura 2.5	Distribuição da temperatura quando se usina titânio e aço (EZUGWU e WANG, 1997).	30
Figura 2.6	Comparação da superfície teórica com a superfície real obtida em operações de torneamento (CUNHA et al,2005).	34
Figura 2.7	Classificação dos erros superficiais (rugosidade superficial) (SENAI, 2002)	34
Figura 2.8	Conceitos de valor de <i>cut-off</i> e exclusão da ondulação (superficial nas operações de torneamento) (SENAI,2002)	35
Figura 2.9	Representação esquemática da formação do cavaco, adaptada de (BÄKER; RÖSLER e SIEMERS, 2001)	39
Figura 2.10	Desgaste de ferramenta (DINIZ, COPPINI, MARCONDES, 1999)	43
Figura 3.1	Composição química da liga à base de níquel utilizada no presente trabalho	46
Figura 3.2	Representação do corpo de prova para uso nas operações de torneamento	46
Figura 3.3	Representação do ensaio de torneamento cilíndrico externo (Cunha,2004)	47
Figura 3.4	Máquina ferramenta, torno CNC-MACH 9-CENTUR 30S - ROMI	48
Figura 3.5	Rugosímetro Mitutoyo SURFTEST-301	48
Figura 3.6	MICROSCÓPIO ÓPTICO, EPIPHOT 200, NIKKON	49

Figura 3.7	Perfil de rugosidade de uma peça torneada (DINIZ e NORITOMI, 1998).	51
Figura 4.1	Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_C), com $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm).	53
Figura 4.2	Aspecto das ferramentas com os desgastes de flanco, VB= 0,6 mm (máximo), com $v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm: (a) $f=0,15$ mm/volta e (b) $f=0,18$ mm/volta.	54
Figura 4.3	Histograma relacionando comprimento de corte com o avanço ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta.	55
Figura 4.4	Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_C), com $a_p=0,8$ e $1,6$ mm ($v_c=75$ m/min e $f=0,18$ mm/volta).	56
Figura 4.5	Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_C), com $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta ($v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm).	57
Figura 4.6	Aspecto das ferramentas com os desgastes de flanco, VB= 0,6 mm (máximo), com $v_c=90$ m/min e $a_p= 0,8$ mm: (a) $f=0,12$ mm/volta, (b) $f=0,15$ mm/volta e (c) $f=0,18$ mm/volta.	57
Figura 4.7	Histograma relacionando comprimento de corte com o avanço ($v_c=90$ m/min. e $a_p=0,8$ mm): $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta.	58
Figura 4.8	Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_C), com $a_p=0,8$ e $1,6$ mm ($v_c=90$ m/min e $f=0,18$ mm/volta).	59
Figura 4.9	Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_C), com $v_c=75$ e 90 m/min ($f=0,18$ mm/volta, $a_p=1,6$ mm).	60
Figura 4.10	Aspecto das ferramentas com os desgastes de flanco, VB= 0,8 mm, com $f=0,18$ mm/volta e $a_p=1,6$ mm: (a) $v_c=75$ m/min e (b) $v_c=90$ m/min.	61
Figura 4.11	Histograma relacionando comprimento de corte com a velocidade de corte ($a_p=1,6$ mm, $f=0,18$ mm/ volta): $v_c=75$ e 90 m/min.	62
Figura 4.12	Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando o avanço ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta.	63

Figura 4.13	Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando a profundidade de usinagem ($v_c=75$ m/min e $f=0,18$ mm/volta): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.	64
Figura 4.14	Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando o avanço ($v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta.	65
Figura 4.15	Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando a profundidade de usinagem ($v_c=90$ m/min e $f=0,18$ mm/volta): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.	66
Figura 4.16	Histograma relacionando volume de cavaco removido com o avanço ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta.	68
Figura 4.17	Histograma relacionando volume de cavaco removido com a profundidade de usinagem ($v_c=75$ m/min e $f=0,18$ mm): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.	68
Figura 4.18	Histograma relacionando volume de cavaco removido com o avanço ($v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta.	69
Figura 4.19	Histograma relacionando volume de cavaco removido com a profundidade de usinagem ($v_c=90$ m/min e $f=0,18$ mm): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.	70
Figura 4.20	Histograma relacionando volume de cavaco removido com a velocidade de corte ($a_p=0,8$ mm e $f=0,18$ mm): $v_c=75$ e 90 m/min.	71
Figura 4.21	Cavacos obtidos para a $v_c = 75$ m/min e $a_p = 0,8$ mm: (a) $f = 0,15$ mm/volta e (b) $f = 0,18$ mm/volta	72
Figura 4.22	Cavacos obtidos para a $v_c = 75$ m/min, $a_p = 1,6$ mm e $f = 0,18$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.	73
Figura 4.23	Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e $f = 0,12$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.	74
Figura 4.24	Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e $f = 0,15$ mm/volta.	75
Figura 4.25	Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e $f = 0,18$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.	75

Figura 4.26	Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 1,6$ mm e $f = 0,18$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.	76
Figura 4.27	Comparação entre a variação dos parâmetros de corte e a vida da ferramenta	77
Figura 4.28	Comparação entre a variação dos parâmetros de corte e o volume de cavaco removido	78
Figura 4.29	Histogramas relacionando todos os parâmetros de corte avaliados.	79
Figura 4.30	Histogramas relacionando os parâmetros de corte, forma de cavaco e rugosidade.	80
Figura 4.31	Representação da região de aplicação do quebra-cavaco utilizado (adaptado de Sandvik, 2002).	80

LISTAS DE TABELAS

Tabela 1	Valores teóricos de rugosidade empregados para análise	86
Tabela 2	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=75\text{m/min}$), avanço ($f=0,15\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)	86
Tabela 3	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=75\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)	87
Tabela 4	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=75\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=1,6\text{mm}$)	87
Tabela 5	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,12\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)	87
Tabela 6	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,15\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)	87
Tabela 7	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)	88
Tabela 8	Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=1,6\text{ mm}$)	88
Tabela 9	Valores experimentais de taxa de material removido e volume de cavaco removido em função da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem.	88

LISTA DE ABREVIACOES E SÍMBOLOS

(?)	Fase gama
Al	Alumínio
Al ₂ O ₃	xido de alumínio
a _p	Profundidade de usinagem (mm)
B	Boro
C	Carbono
CFC	Cúbica de Face Centrada
CNC	Controle Numérico Computadorizado
Co	Cobalto
Cr	Cromo
Cu	Cobre
<i>Cut-off</i>	Comprimento ou módulo de medida
f	Avanço (mm/volta)
Fe	Ferro
Lc	Comprimento de corte (m)
MC	Carbeto metálico
Mn	Manganês
Mo	Molibidnio
MQF	Mínima Quantidade de Fluido
Nb	Nbio
Ni	Níquel
°C	Grau centígrado
P	Fósforo
PVD	Deposio Física  Vapor
Q	Taxa de remoo de material (cm ³ /min)
Ra	Rugosidade média (µm)
Ry	Rugosidade máxima (µm)
Si	Silício
t _c	Tempo de usinagem (min)
Ti	Titânio
TiC	Carbeto de titânio

TIN	Nitreto de Titânio
VB	Desgaste de flanco (mm)
v_c	Velocidade de corte (m/min)
Vol.	Volume de cavaco (cm ³)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Objetivos do trabalho	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
2.1	Usinagem de ligas especiais	21
2.2	Desenvolvimentos e aplicações da liga à base de níquel	22
2.3	Usinagem de liga à base de níquel	26
2.4	Acabamento superficial	33
2.5	Formação de cavaco	37
2.6	Refrigeração/Lubrificação no corte do metal	39
2.7	Mecanismos causadores dos desgastes da ferramenta	41
3	MATERIAIS E MÉTODOS	46
3.1	Material	46
3.2	Corpos de prova	46
3.3	Ensaio de usinagem	47
3.4	Equipamentos adicionais	48
3.5	Metodologia aplicadas aos ensaios	49
3.5.1	Análise das superfícies usinadas	50
3.5.2	Análise dos desgastes das ferramentas	51
3.5.3	Fórmulas utilizadas	51
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	53
4.1	Análise do desgaste e vida da ferramenta	53
4.2	Análise da rugosidade	62
4.3	Análise da remoção de material	67
4.4	Análise dos cavacos formados	72
4.5	Considerações finais	77

5	CONCLUSÕES	81
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	82
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	83
	APÊNDICE - A	86

1. INTRODUÇÃO

O desenvolvimento dos materiais metálicos está intimamente associado aos avanços tecnológicos. A necessidade de materiais mais resistentes ao desgaste, mais tenazes, com maior resistência à corrosão e oxidação, tem sido o impulso para a pesquisa de muitos materiais, com essas características e propriedades. Originalmente, para esses tipos de aplicações, são utilizados os aços inoxidáveis e aços ligados, porém a exigência de temperaturas de operação cada vez maiores, maiores potências e motores mais eficientes, impulsionaram o desenvolvimento das ligas refratárias ou “superligas”.

As ligas à base de níquel têm um papel extremamente importante na indústria aeronáutica, automobilística, marinha, na produção de turbinas a gás e agora também em veículos espaciais, na engenharia de foguetes, aviões experimentais, reatores nucleares, plantas movidas a vapor, indústrias petroquímicas e muitas outras aplicações. Sua vasta utilização nestas áreas deve-se principalmente ao seu desempenho em altas temperaturas, que é dado por algumas de suas características intrínsecas, como: alta resistência mecânica em temperaturas elevadas, alta resistência a fluidez, alta resistência a fadiga e boa resistência a corrosão (EZUGWU et.al., 1999; SILVA et. al., 2001).

As ligas de níquel possuem uma composição química com elevado teor de elementos de liga os quais são responsáveis por suas propriedades mecânicas e térmicas, porém estas características dificultam demasiadamente sua usinagem, levando a ocorrência alguns problemas durante o processo (SILVA et. al., 2001).

O termo “superligas” descreve uma ampla variedade de ligas a base de níquel, cobalto e ferro, desenvolvidas especificamente para aplicações que exigem propriedades químicas e mecânicas excepcionais a elevadas temperaturas.

As ligas de níquel são endurecidas pela precipitação de $Ni_3(Al-Ti)$ fase (gama) e pela solução de elementos refratários na matriz, e a resistência mais alta à temperatura é obtida pelo aumento da fração de volume desta fase. Os materiais avançados incluem 55 % de fase (gama) para as ligas de metalurgia do pó e 70 % para as ligas de cristal único (SILVA et. al, 2001).

De acordo com Ezugwu, Bonney e Yamane (2003), as principais dificuldades encontradas na usinagem destas ligas, podem ser resumidas como:

- ? elevada resistência e dureza à quente, causando deformação na ferramenta durante a usinagem;
- ? a matriz austenítica da liga de níquel promove um rápido endurecimento, fator de maiores causas do desgaste severo da ferramenta, sofrida durante o processo;
- ? presença de carbeto duros e abrasivos na microestrutura destas ligas, levam a excessivos desgastes por abrasão, podendo levar a ferramenta à falha prematura;
- ? a baixa condutividade térmica destas ligas leva à concentração da temperatura de corte aproximadamente 1000 °C na ferramenta, causando elevados gradientes térmicos; e
- ? a soldabilidade do material da peça na aresta de corte da ferramenta, forma uma aresta postiça de corte, comprometendo a integridade superficial da peça, assim como a ferramenta de corte.

É importante salientar que a alteração na superfície, tal como a tensão residual, induzida durante a usinagem, pode resultar em distorções desfavoráveis à peça. Por essa razão, cuidados especiais devem ser tomados para assegurar a vida da ferramenta, a integridade superficial da peça usinada e o controle dos principais parâmetros de usinagem (SILVA et. al, 2001). Portanto, para se obter condições de usinagem satisfatórias, é necessário

que se tenha um bom conhecimento da microestrutura dos materiais envolvidos, dos efeitos sobre o comportamento das ferramentas de corte e sobre a eficiência dos processos de usinagem empregados (VIGNEAU, 1997).

1.1 - Objetivos do trabalho

Os principais objetivos do presente trabalho foram:

- ? estudo do comportamento em usinagem, especificamente o torneamento, da liga à base de níquel Nimonic 80A.
- ? estudo da relação entre rugosidade (R_a/R_y) e comprimento de corte (L_c), desgaste de flanco (VB) e comprimento de corte, assim como o volume de cavaco removido com relação aos parâmetros de corte;
- ? avaliação tanto do cavaco removido durante o processo de usinagem quanto do aspecto do desgaste das ferramentas.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Até recentemente, ligas resistentes a altas temperaturas significavam reduzidas taxas de remoção de cavacos e grande desgaste de ferramentas. A utilização de metais duros de granulações superfinais, de cerâmicas de corte avançadas e de modernos materiais de corte de nitreto de boro policristalino ainda é reticente, embora existam expectativas de ganhos na forma de redução significativa de tempos de usinagem e aumento da eficiência econômica (WITTING, 2002).

De acordo com Kitagawa et al. (1997), devido à dificuldade no corte das superligas a demanda por usinagem em velocidades mais elevadas está crescendo na ordem que se alcança alta produtividade e diminuição no custo de usinagem.

Indústrias que fabricam componentes de motores com ligas de níquel e também de aços inoxidáveis especiais (válvulas automotivas), ligas de titânio (turbinas aeronáuticas), caracterizam-se por apresentarem um custo elevado na fabricação das peças usinadas, principalmente em relação ao custo hora/máquina, por este motivo é interessante diminuir os tempos de usinagem das peças e aumentar o uso efetivo das ferramentas, pois o custo/hora nestas indústrias é mais elevado do que nas indústrias convencionais (LÓPEZ DE LACALLE et al. 1998).

As máquinas CNC (Comando Numérico Computadorizado) tiveram como objetivo inicial solucionar a usinagem de peças de grande complexidade, e posteriormente vieram auxiliar na redução de tempos improdutivos, ou seja, no posicionamento e retirada da ferramenta. Contudo, a utilização destas máquinas só se torna economicamente viável quando for garantido o emprego eficiente destas máquinas e ferramentas durante o processo de usinagem, ou seja, é necessário extrair das mesmas o máximo rendimento possível para garantir o retorno dos investimentos efetuados. A eficiência do processo de usinagem depende

da utilização de dados de corte otimizados, atualizados e adequados às condições reais de trabalho (RIBEIRO, 1999).

Pires e Diniz (1996) realizaram um trabalho em uma fábrica de usinagem média e pesada no qual verificaram, em um levantamento inicial, que cerca de 68 % das arestas de pastilhas de torneamento utilizadas eram trocadas antes (e às vezes bem antes) do momento adequado. Após treinamento e conscientização dos funcionários esta percentagem caiu 16,6%.

2.1 – Usinagem de Ligas Especiais

A indústria aeronáutica e aeroespacial diante das mudanças ocorridas nos últimos anos, no transporte aéreo e no desenvolvimento de novos produtos, exige disponibilidade de novos materiais com ampla quantidade de informações sobre eles, suficientes para seus processamentos (HEINZ et al. 2000).

A crescente importância dos metais não ferrosos nas indústrias, acelera a necessidade de um conhecimento mais profundo das particularidades de processo destes materiais. A introdução de componentes mais leves, com maior precisão e confiabilidade operacional, menores tamanhos de peças e baixo custo, tem sido um desafio à engenharia de fabricação (DI RAIMO e PORTO, 2001).

A usinagem no estado de fornecimento das ligas resistentes a altas temperaturas, torna-se vantajosa até próxima as dimensões finais da peça, para então ser tratada termicamente e finalmente usinada em acabamento. Essa operação em acabamento, permite a obtenção da superfície final desejada da peça, minimizando a preocupação quanto as distorções decorrentes do tratamento térmico. Onde for possível, usar geometrias de corte positivas para operações de semi-acabamento e acabamento, elas diminuem o encruamento da superfície, por remover cavacos da peça de maneira mais eficiente. Ângulos de saída mais positivos, também ajudam a minimizar o fenômeno da aresta postiça. Usar arredondamentos

pequenos e arestas agudas nas ferramentas de corte, promovem melhoria no acabamento superficial porém, deve se ter em mente que as arestas agudas são mais frágeis e susceptíveis a lascamentos. Portanto, recomenda-se normalmente o uso de arestas arredondadas para operação em desbaste, onde as exigências quanto a integridade da superfície são mínimas e arestas agudas em operação de acabamento, onde o compromisso com integridade da superfície é maior.

Ferramentas de corte com raios de ponta maiores, são vantajosas e devem ser usadas onde não existirem restrições geométricas por parte do perfil da peça a ser usinada. Esses raios tendem a aumentar o perímetro de contato da ferramenta de corte, distribuindo os esforços e prevenindo danos localizados.

Durante a usinagem é indispensável a estabilidade da ferramenta uma vez que, a rigidez previne vibrações, as quais danificam o acabamento superficial e causam a quebra da ferramenta. Preparações rígidas e estáveis possibilitam a manutenção de tolerâncias mais estreitas Cunha, E. A (2004).

Cuidados especiais devem ser tomados para evitar a flexão dos componentes, particularmente em peças delgadas. As avarias e desgastes estão diretamente associados às propriedades mecânicas e físicas do material a ser usinado. Como as características metalúrgicas das ligas resistentes a altas temperaturas são muito variadas, é muito comum encontrar diferentes mecanismos de desgaste.

2.2 - Desenvolvimento e aplicações da liga a base de níquel

Ligas a base de níquel constituem torno de 45 a 50 % do total do material usado na fabricação de um motor aeronáutico, devido sua excepcional resistência à fadiga e a oxidação, em alta temperatura, acima de (550 °C). As ligas a base de níquel são manufaturadas de

forjados (barras, chapas, grandes forjados) e fundidos. A quantidade de ligas a base de níquel forjado atualmente, foram desenvolvidas com 80 % de níquel e 20 % de cromo. Sua primeira aplicação, além das resistências elétricas, foi em paletas de turbinas, no início dos anos 40, por sua admirável resistência a oxidação e resistência mecânica. Essas características da liga a base de níquel, foram melhoradas consideravelmente, pela adição de uma pequena quantidade de titânio e alumínio em sua composição. A primeira liga a base de níquel nesta concepção foi a Nimonic 80, a qual foi posteriormente modificada para a Nimonic 80A. Mais tarde foi estabelecido que com a adição de 20 % de cobalto resultaria em uma liga, a Nimonic 90, a qual suporta em torno de 50 °C a mais em temperatura que a Nimonic 80A.

Com o crescimento das demandas solicitadas nos projetos de turbinas mais eficientes em altas temperaturas, foram aumentadas na composição da Nimonic 90, as quantidades de titânio e alumínio, e com o acréscimo do molibidênio, a liga foi conduzida para o desenvolvimento das Nimonic 105, 115 etc. Waspaloy e M-252 são duas importantes ligas a base de níquel forjadas, as quais foram desenvolvidas, respectivamente pela Pratt and Whitney e General Electric Company no fim dos anos 40 (EZUGWU; BONNEY; YAMANE, 2003).

Segundo Ezugwu et al. (1999), os elementos de liga e suas proporções percentuais e a microestrutura das ligas a base de níquel, são caracterizadas e reforçadas por alguns elementos que tendem a melhorar sua microestrutura ou fase. Na figura 2.1 pode-se observar as ligas a base de níquel empregadas com seus elementos de liga.

Liga	Ni	Cr	Co	Mo	W	Ta	Cb	Al	Ti	Fe	Mn	Si	C	B	Zr	outros	densidade (g.cm ⁻³)
Astroloy	55.1	15.0	17.0	5.25	—	—	—	4.0	3.5	—	—	—	0.06	0.030	—	—	—
D-979	45.0	15.0	—	4.0	4.0	—	—	1.0	3.0	27.0	—	—	0.05	0.010	—	—	—
Hastelloy alloy X	47.3	22.0	1.5	9.0	0.6	—	—	—	—	18.0	0.50	0.50	0.10	—	—	—	8.22
Inconel alloy 600	76.6	15.8	—	—	—	—	—	—	—	7.2	0.20	0.20	0.04	—	—	—	8.33
Inconel alloy 601	60.7	23.0	—	—	—	—	—	1.35	—	14.1	0.50	0.25	0.05	—	—	—	8.04
Inconel alloy 625	61.6	22.0	—	9.0	—	—	4.0	0.2	0.2	3.0	0.15	0.30	0.05	—	—	—	8.44
Inconel alloy 706	41.5	16.0	0.5	0.5	—	—	2.9	0.2	1.75	40.0	0.18	0.18	0.03	—	—	—	8.08
Inconel alloy 718	53.0	18.6	—	3.1	—	—	5.0	0.4	0.9	18.5	0.20	0.30	0.04	—	—	—	8.19
Inconel alloy X-750	73.0	15.0	—	—	—	—	0.9	0.8	2.5	6.8	0.70	0.30	0.04	—	—	—	8.30
IN-102	67.9	15.0	—	3.0	3.0	—	3.0	0.4	0.6	7.0	—	—	0.06	0.005	0.03	0.02 Mg	8.55
IN-587	47.2	28.5	20.0	—	—	—	0.7	1.2	2.3	—	—	—	0.05	0.003	0.05	—	8.08
IN-597	48.4	24.5	20.0	1.5	—	—	1.0	1.5	3.0	—	—	—	0.05	0.012	0.05	0.02 Mg	8.04
IN-853	74.6	20.0	—	—	—	—	—	1.5	2.5	—	—	—	0.05	0.007	0.07	1.3 Y ₂ O ₃	8.09
M-252	55.2	20.0	10.0	10.0	—	—	—	1.0	2.6	—	0.50	0.50	0.15	0.005	—	—	8.25
Nimonic alloy 75	78.8	20.0	—	—	—	—	—	—	0.4	—	0.10	0.70	0.01	—	—	—	8.37
Nimonic alloy 80A	74.7	19.5	1.1	—	—	—	—	1.3	2.5	—	0.10	0.70	0.06	—	—	—	8.22
Nimonic alloy 90	57.4	19.5	18.0	—	—	—	—	1.4	2.4	—	0.50	0.70	0.07	—	—	—	8.18
Nimonic alloy 105	53.5	14.5	20.0	5.0	—	—	—	1.2	4.5	—	0.50	0.70	0.20	—	—	—	7.99
Nimonic alloy 115	57.3	15.0	15.0	3.5	—	—	—	5.0	4.0	—	—	—	0.15	—	—	—	7.85
Nimonic alloy PE.11	39.0	18.0	1.0	5.25	—	—	—	0.85	2.35	33.5	—	—	0.05	—	—	—	8.02
Nimonic alloy PE.16	43.5	16.5	1.0	3.3	—	—	—	1.2	1.2	33.0	0.10	0.15	0.05	0.020	—	—	8.02
Nimonic alloy PK.33	55.9	18.5	14.0	7.0	—	—	—	2.0	2.0	0.25	0.10	0.15	0.05	0.030	—	—	8.21
Nimonic alloy 120	63.8	12.5	10.0	5.7	—	—	—	4.5	3.5	—	—	—	0.04	—	—	—	7.95
Nimonic alloy 942	49.5	12.5	1.0	6.0	—	—	—	0.6	3.9	27.5	—	—	0.03	—	—	—	8.12
Pyromet 860	43.0	12.6	4.0	6.0	—	—	—	1.25	3.0	30.0	0.05	0.05	0.05	0.010	—	—	8.23
RA-333	45.0	25.5	3.0	3.0	3.0	—	—	—	—	18.0	1.50	1.20	0.05	—	—	—	8.25
Rene' 41	55.3	19.0	11.0	10.0	—	—	—	1.5	3.1	—	—	—	0.09	0.005	—	—	8.25
Rene' 95	61.3	14.0	8.0	3.5	3.5	3.5	—	3.5	2.5	—	—	—	0.15	0.010	0.05	—	8.23
TD nickel	98.0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2.0 ThO ₂	8.90
TD nic	78.0	20.0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2.0 ThO ₂	8.41
Unimet 500	53.6	18.0	18.5	4.0	—	—	—	2.9	5.9	—	—	—	0.08	0.006	0.05	—	8.02
Unimet 520	56.9	19.0	12.0	6.0	1.0	—	—	2.0	3.0	—	—	—	0.05	0.005	—	—	8.22
Unimet 700	53.4	15.0	18.5	5.2	—	—	—	4.3	3.5	—	—	—	0.08	0.030	—	—	7.91
Unimet 710	54.9	18.0	15.0	3.0	1.5	—	—	2.5	5.0	—	—	—	0.07	0.020	—	—	8.08
Unitemp AF2-1DA	59.5	12.0	10.0	3.0	6.0	1.5	—	4.6	3.0	—	—	—	0.32	0.015	0.10	—	7.99
Waspaloy	58.3	19.5	13.5	4.3	—	—	—	1.3	3.0	—	—	—	0.08	0.006	0.06	—	8.19

Figura 2.1 - Composição Química Nominal (% peso) e densidade– liga forjada a base de níquel. adaptado de (EZUGWU et al, 1999).

As ligas a base de níquel possuem uma matriz constituída de uma fase austenítica, contínua, cúbica de face centrada (CFC) chamada de fase gama (γ), que usualmente contém um alto teor de elementos em solução como o cobalto, molibidênio e tungstênio. Alumínio e titânio são adicionados em iguais proporções para precipitar um elevado volume da fase primária (γ'), que invariavelmente precipitam-se coerentemente com a matriz austenítica. Carbono é adicionado a níveis de aproximadamente 0,5 a 2,0 %, para formar carbeto na forma primária “MC”. Durante o tratamento térmico e em serviço, este se decompõem, gerando carbeto como “ M_3C_6 ” e o “ M_6C ”, nos contornos de grão Ezugwu et al.,(1999).

As técnicas de tratamento térmico são utilizadas para a formação da fase primária (γ') nos contornos de grão, devendo a tensão de ruptura do material. As propriedades superiores apresentadas pelas superligas, foram estudadas por Shuangqun et al. (2004). Os autores demonstraram que, para diferentes temperaturas de envelhecimento, ocorrem alterações significativas da microdureza para as superligas. No entanto, para tempos de envelhecimentos diferentes (500 – 4000 h), para a mesma temperatura, esta alteração ocorre de maneira bem menos significativa, o que implica que as propriedades desta liga podem ser mantidas durante longos períodos de trabalho, como pode ser observado na Figura 2.2.

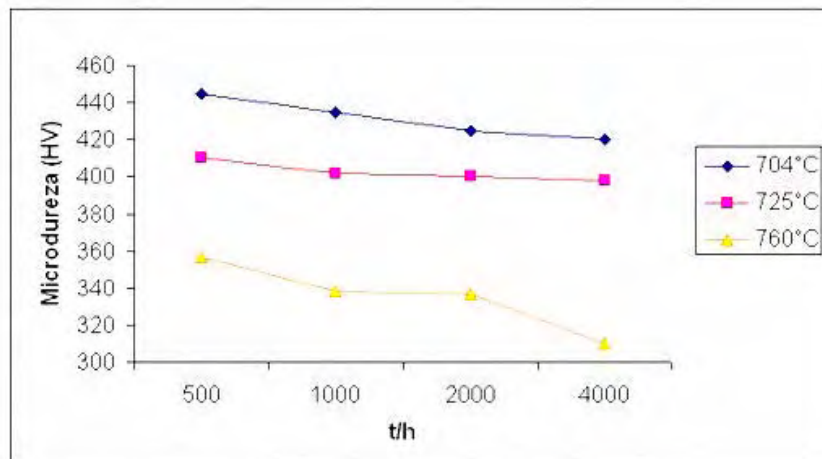


Figura 2.2- Variação do tempo de envelhecimento para várias temperaturas, adaptada de Shuangqun et al., (2004).

2.3 - Usinagem de ligas a base de níquel

Segundo Jeelani e Ramakrishnan (1985), na usinagem de metais o prejuízo produzido na região superficial é muito diferente para cada material. Esse prejuízo na região superficial consiste na deformação plástica, sendo resultado da interação entre a ponta da ferramenta e a superfície da peça. A região da ponta inclui a aresta de corte, o quebra cavaco e a superfície de folga da ferramenta.

As falhas nas peças usinadas ocorrem por fluência, fadiga e/ou por corrosão sob tensão. Tais falhas começam por pequenas trincas na superfície das peças e são propagadas para o centro ocorrendo quebra súbita. Estas falhas dependem da ferramenta usada e também da força da ferramenta na superfície e o tipo de corte ortogonal ou não, e a temperatura do cavaco. A superfície usinada do material contém tensões residuais, onde sua grandeza e natureza dependem dos parâmetros de corte adotados.

No torneamento, na zona de contato entre a ferramenta e a peça, criam-se elevadas pressões e temperaturas. Na usinagem de ligas resistentes a altas temperaturas, devido à sua reduzida condutibilidade térmica, a condução de calor para o cavaco ocorre em pequena escala (WITTING, 2002).

Dessa forma essas ligas só podem ser usinadas com velocidades reduzidas, sendo que sua usinagem é dificultada pelo encruamento e formação de aresta postiça de corte. Além disso, devem ser consideradas a elevada tenacidade do material e a formação desordenada de cavacos em forma de fita e espirais.

A usinabilidade pode ser definida como o grau de dificuldade de usinagem de um determinado material, segundo Weingaertner et al. (1994), a usinabilidade de metais é, normalmente, analisada com relação a quatro critérios: qualidade superficial, formação de cavacos, vida da ferramenta e forças de corte. Nesse aspecto, a usinabilidade exerce forte influência sobre a produtividade e o custo final de produção e serve como parâmetro para reforçar a necessidade da preocupação não só de materiais com propriedades mecânicas, físicas e químicas superiores, mas também com o comportamento destes materiais quando submetidos a algum tipo de processo de fabricação. A idéia é que eles sejam passíveis de sofrer operações de processamento pelas técnicas existentes, tanto do ponto de vista prático quanto econômico. Na figura 2.3 estão relacionadas as superligas de níquel em função da usinabilidade das mesmas (KUNS, 1982 apud WITTING, 2002).

Grupo	1	2	3	4	5
Usinabilidade %	Ligas de Ni-Cu do grupo principal	Ligas não temperáveis	Ligas temperáveis		Ligas fundidas de alta resistência ao calor
	Monel 400				
	Monel 401				
	Monel 404				
	Monel R405				
20		Hastelloy B			
18		Hastelloy X			
20		Inconel 600			
20		Inconel 601			
18		Nimonic80A			
14			Inconel 718		
14			Inconel X-750		
14			Waspalloy		
10				Nimonic 90	
10				Rene 41	
12				Udimet 500	
12				Udimet 700	
8					IN-100
10					Inconel 713C
					Nimocast 739

Figura 2.3 - Composição dos elementos de liga e o estado da estrutura determinam a usinabilidade de uma liga (WITTING, 2002).

A estrutura especial do material das superligas faz com que haja requisitos especiais em relação às ferramentas, demonstrados na figura 2.4. Na usinagem do aço, a aresta de corte

da ferramenta recebe uma carga menor. Os cavacos são arrancados da peça com raio relativamente grande e a direção da força principal atua em uma área de contato mais estável, ao contrário dos materiais resistentes a altas temperaturas, onde a ação da força faz com que o processo de deformação ocorra diretamente na aresta de corte, (WITTING, 2002).

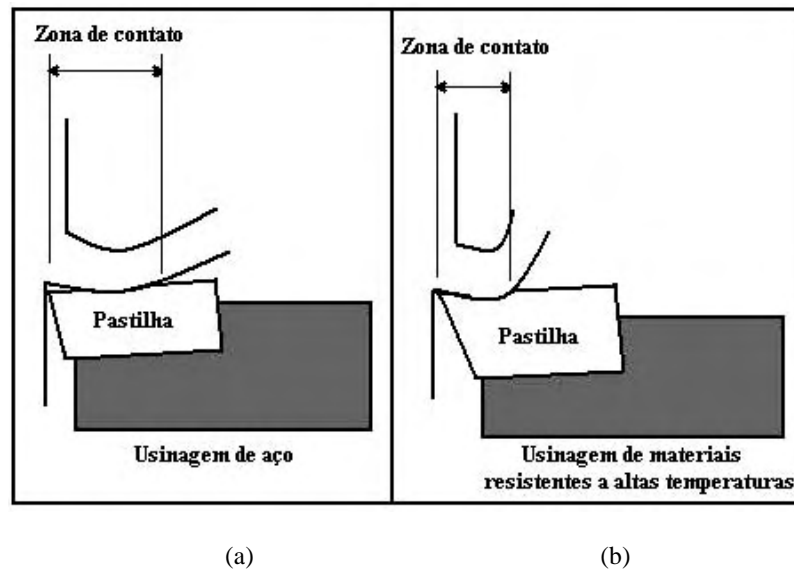


Figura 2.4 - Cargas geradas na aresta de corte: (a) usinagem de aço; (b) usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas (superligas), (adaptado de WITTING, 2002)

Um exemplo de usinagem de ligas resistentes a altas temperaturas foi demonstrado por Ezugwu e Wang (1997), onde, na usinagem da liga Ti-6Al-4V, cerca de 80% do calor gerado não pode ser removido com o fluxo do cavaco (figura 2.5), ficando este calor retido na ferramenta. Para efeito comparativo, cerca de 50% do calor gerado é absorvido na ferramenta com a usinagem do aço.

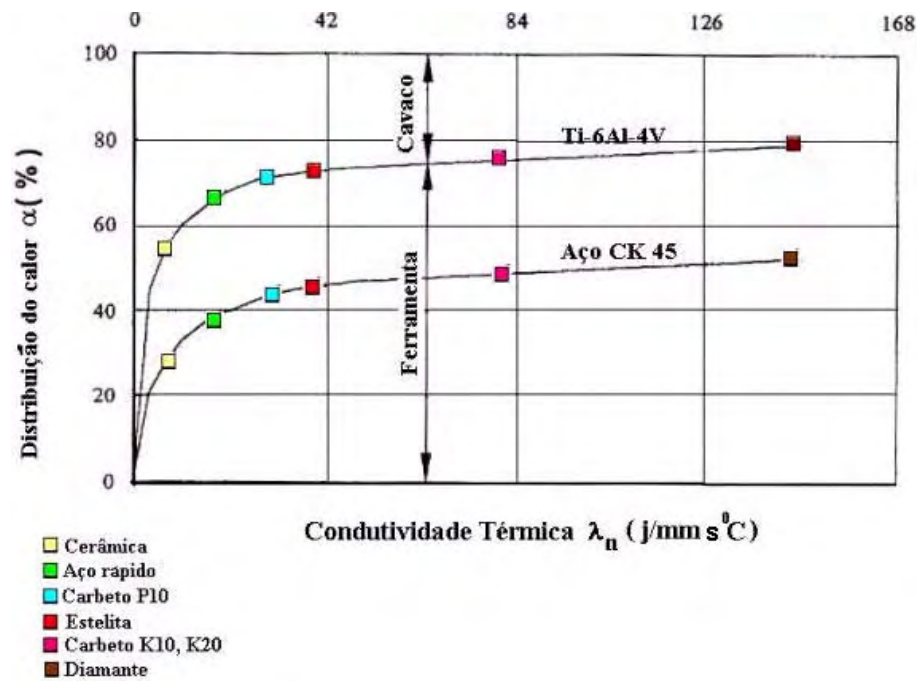


Figura 2.5 - Distribuição da temperatura quando se usina titânio e aço (EZUGWU e WANG, 1997).

Quase todos os processos de manufatura e alteração metalúrgica feitos para melhorar o desempenho e as propriedades em temperaturas elevadas, tornam mais difíceis a usinagem dessas ligas. Quando a resistência a altas temperaturas é aumentada, a liga se torna mais dura e refratária com relação à temperatura de corte. Como resultado, isto gera o aumento do esforço na aresta de corte, podendo causar quebras, lascamentos e deformações.

Materiais resistentes a altas temperaturas possuem menor condutividade térmica, apresentando maiores temperaturas durante a formação dos cavacos e concentração de calor na região de corte. O controle da formação do cavaco e sua quebra ficam mais difíceis (CHOUDHURY e BARADIE, 1998).

Os problemas se agravam quando essas ligas são tratadas termicamente para modificar suas propriedades de fundição ou solubilização. São formados carbeto abrasivos precipitados

ou mesmo outros tipos de partículas de segunda fase. No caso das ligas reforçadas por óxidos dispersos, partículas relativamente grandes e duras passam a fazer parte da estrutura da liga. Essas partículas causam rápido desgaste das arestas de corte da ferramenta, levando a um endurecimento superficial durante a usinagem. Com isto é formada uma faixa endurecida na linha da profundidade de corte, promovendo o desgaste de entalhe.

Segundo Witting (2002) a usinagem convencional das ligas resistentes a altas temperaturas é feita com ferramenta de metal duro, classe K, com tempos de vida útil das ferramentas relativamente pequenos, em virtude das sobrecargas térmicas e mecânicas elevadas. As velocidades de corte, dependendo do material da peça, ficam entre 30 a 60 m/min. No entanto, arestas de corte com cantos vivos possibilitam o cisalhamento fácil dos cavacos, reduzindo a tendência ao encruamento do material.

A ferramenta de corte com revestimento adequado, pode ter sua vida útil aumentada. O mercado dispõe de classes de metal duro com revestimento à base de óxido de alumínio (Al_2O_3), nitreto de titânio (TiN) e carbeto de titânio (TiC), além de revestimento de nitreto de alumínio-titânio (TiAlN). Comparando-se estes diferentes revestimentos com o metal duro, o Al_2O_3 é o mais resistente contra oxidação, porém sua dureza é reduzida. O TiC apresenta elevada dureza, a qual é reduzida em temperaturas elevadas.

A relação equilibrada entre dureza e a resistência ao desgaste por calor, torna o TiAlN o material mais indicado como revestimento, para usinagem de ligas à base de níquel. As ferramentas recobertas pelo processo de deposição física a vapor (Physical Vapor Deposition - PVD) apresentam arestas de corte com cantos vivos. Como nesse processo são empregadas baixas temperaturas, o substrato e a aresta de corte da ferramenta não são afetados (WITTING, 2002).

A microestrutura e as propriedades mecânicas de metais e ligas podem ser alteradas utilizando processos envolvendo deformação plástica, como recuperação, recristalização e crescimento de grão. Devido à heterogeneidade microestrutural comumente encontrada nos cavacos, a superposição desses fatos é esperada (BAYOUMI e XIE, 1995).

A resistência do material de uma peça aumenta quando este é deformado plasticamente. O crescimento da resistência depende da taxa de deformação e da capacidade de encruamento (KOPAC e BAHOR, 1999). Materiais com alta taxa de encruamento requerem muita energia para formação do cavaco (valor alto da pressão específica de corte baixa usinabilidade). Com isto, o corte acarretará um substancial aumento de dureza numa fina camada da superfície usinada, facilitando a formação de aresta postiça (DINIZ et al., 1999).

A baixa usinabilidade das ligas a base de níquel impõe uma extrema tensão térmica e mecânica a aresta de corte, levando à deformações plásticas e acelerado desgastes das ferramentas de corte. As falhas típicas observadas quando se usina estas ligas são: desgaste de flanco, desgaste de cratera, falha catastrófica, entre outras. As ferramentas usadas para usinagem destas ligas devem possuir adequada dureza a quente devido às altas temperaturas geradas a condições de alta velocidade de corte, (EZUGWU et al., 2003).

A formação de cavaco influencia diversos fatores ligados a usinagem, tais como: desgaste da ferramenta, esforços de corte, calor gerado durante a usinagem, penetração do fluido de corte, dentre outros. Dessa forma, estão envolvidos aspectos econômicos, qualidade da peça, segurança do operador, utilização correta da máquina-ferramenta, etc. (DINIZ, COPPINI e MARCONDES, 1999).

Além disso, a morfologia micro e macroestrutural final do cavaco podem revelar indícios das dificuldades encontradas no processo de corte. Para diferentes condições de usinagem, isto ocorre devido a influência que estas situações exercem no processo de formação normal de cavaco.

2.4 - Acabamento superficial

O acabamento superficial após a usinagem é influenciado pela geometria da ferramenta, geometria da peça, rigidez da máquina ferramenta, material da peça, material da ferramenta e condições de corte como o avanço (f), a profundidade de usinagem (a_p) e velocidade de corte (v_c).

A rugosidade da superfície final é considerada como a soma de dois efeitos independentes (Figura 2.6):

- ? A rugosidade da superfície teórica (padrão) que é o resultado da geometria da ferramenta e do avanço.
- ? A rugosidade da superfície real que é o resultado das irregularidades da operação de corte.

Quando se trata de definir a rugosidade, o fator a ser eliminado é a ondulação, pois a esta curva encontra-se superposta a rugosidade, o que pode levar a resultados enganosos ao pretender-se sua medição. A ondulação ou textura secundária pode ser considerada como um erro macrométrico, porém a tendência atual é avaliá-la com os mesmos meios com que avalia a rugosidade. A figura 2.7 representa o perfil efetivo de uma superfície com visualização de

sua rugosidade e ondulação, dando a idéia de erro de forma e salientando seus componentes. nas operações de torneamento– (SENAI 2002).

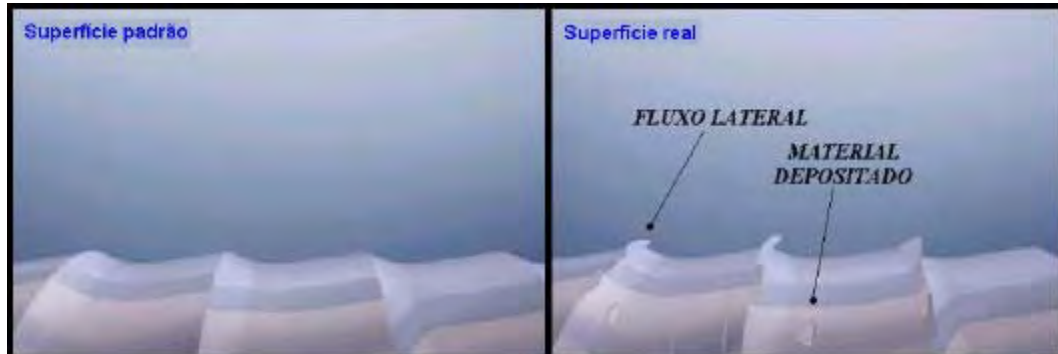


Figura 2.6 - Comparação da superfície teórica com a superfície real obtida em operações de torneamento (Cunha et al., 2005).

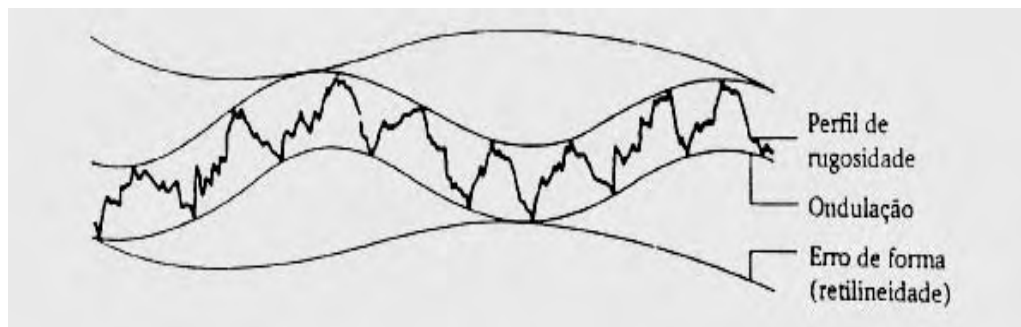


Figura 2.7 - Classificação dos erros superficiais - Rugosidade (Senai 2002)

Os resultados sofrem certas distorções pela utilização de filtros para excluir a ondulação quando se pretende definir a rugosidade. O comprimento de amostragem também

conhecido como comprimento de onda limite, *cut-off* ou módulo de medição, tem a finalidade de filtrar a ondulação.

Para ilustrar a idéia da exclusão da ondulação, considera-se uma curva de perfil efetivo composto (rugosidade sobreposta a ondulação), na qual é definido um valor *decut-off* (nome comumente utilizado nos rugosímetros eletrônicos), adequado ao comprimento ($le1$), um percurso de cinco vezes, curva A, (figura 2.8).

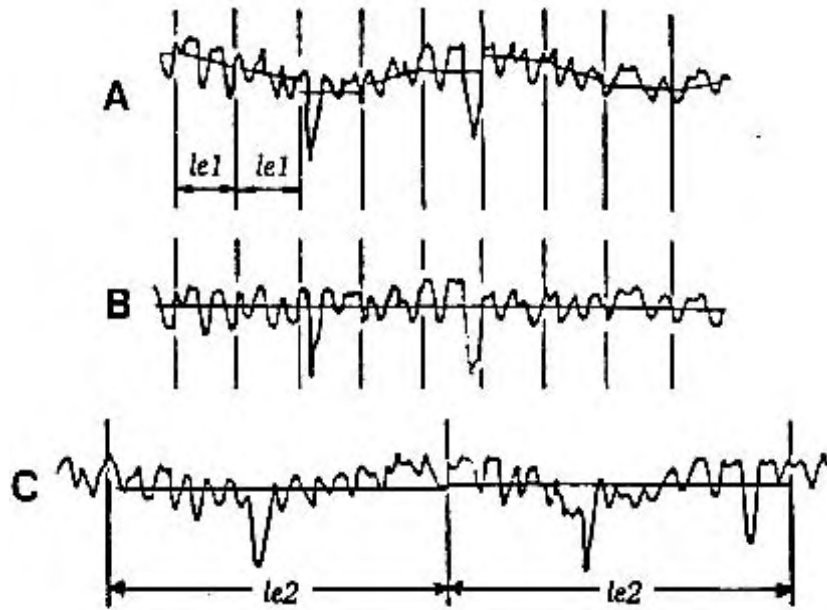


Figura 2.8 - Conceito de valor de cut-off e exclusão da ondulação Rugosidade Superficial nas Operações de Torneamento (SENAI 2002)

Para cada segmento ($le1$), traça uma linha média e verifica que os extremos destas linhas pode apresentar descontinuidades de um segmento para o outro, porém salinhar a linha média de cada segmento, formando uma só linha reta horizontal, e se obtém o perfil da rugosidade, conforme a curva B, onde a ondulação foi filtrada.

Se o valor de *cut-off* fosse maior que o necessário (λ_2) curva C, valores do perfil de ondulação que influenciariam os resultados da medição da rugosidade, seriam incluídos.

A rugosidade Ra é o parâmetro de medição mais utilizado na maioria dos processos de fabricação. Os riscos superficiais inerentes ao processo, não alteram substancialmente seu valor. Para o maior número das superfícies o valor da rugosidade neste parâmetro, está de acordo com a curva de Gauss, que caracteriza a distribuição de amplitude.

O valor de Ra, em um comprimento de amostragem, representa a média da rugosidade; porém, se um pico ou vale atípico aparecer na superfície, o valor da média não sofrerá grande alteração, ocultando tal defeito; mas se o equipamento de medição (rugosímetro) gerar simultaneamente os gráficos Ra e Ry, tal como o equipamento utilizado em nossos ensaios, o gráfico Ry fornecerá as informações complementares ao parâmetro Ra, Rugosidade superficial nas operações de torneamento (SENAI 2002).

König e Gerschwiler (1999) revelaram que o desgaste de entalhe na aresta de corte secundária conduz a um pobre acabamento superficial e na aresta principal resulta em formação de rebarbas na peça. Estes pesquisadores afirmam também que deformação plástica da microestrutura acontece na superfície da peça por causa da operação de usinagem, causando endurecimento e aumentando a dureza final da peça.

A extensão da deformação e o valor da dureza aumentam dependendo dos parâmetros de corte, geometria e desgaste da ferramenta. A deformação plástica da superfície pode estar associada à mudança na forma do grão. Deformação plástica é visível com microscópio óptico e geralmente estende-se acima de $20\mu\text{m}$ da superfície. Medida da microdureza mostra um significativo aumento da dureza na superfície causada pela deformação plástica.

2.5 - Formação de cavaco

A análise cuidadosa da face inferior do cavaco que esteve em contato com a ferramenta, mostra a transformação que o cavaco sofre devido à alta temperatura local.

A temperatura, influenciando no desgaste das ferramentas, limita a aplicação no processo de corte com parâmetros mais elevados, fixando, portanto, condições máximas de produtividade e duração das ferramentas.

Verificou-se, experimentalmente, que os trabalhos provenientes da deformação da raiz do cavaco durante a usinagem, do atrito entre o cavaco e a ferramenta, e do atrito entre a peça e a ferramenta, são transformados em calor. Desta maneira, a temperatura da ferramenta de corte se elevará de acordo com o calor específico e a condutibilidade dos corpos em contato, além das dimensões das secções onde o calor escoará.

Segundo Ferraresi (1977) a teoria da plasticidade não permite explicar, satisfatoriamente, os fenômenos observados. No processo de formação do cavaco, a velocidade de corte e as deformações que ocorrem são muito grandes quando comparadas com aquelas tratadas na teoria da plasticidade.

Em geral, a formação de cavaco, nas condições normais de usinagem com ferramentas de metal duro ou de aço rápido, se processa da seguinte forma (Figura 2.9), conforme (BÄKER; RÖSLERS e SIEMERS,. 2001).

- a) Durante a usinagem, devido à penetração da ferramenta na peça, uma pequena porção de material (ainda solidária à peça) é recalcada contra a superfície de saída da ferramenta.
- b) O material recalcado sofre uma deformação plástica, a qual aumenta progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes, de modo a se

iniciar um deslizamento (sem que haja com isso uma perda de coesão) entre a porção de material recalcado e a peça. Este deslizamento se realiza segundo os planos de cisalhamento dos cristais da porção de material recalcada. Durante a usinagem, estes planos instantâneos irão definir uma certa região entre a peça e o cavaco, dita região de cisalhamento.

- c) Continuando a penetração da ferramenta em relação à peça, haverá uma ruptura parcial ou completa na região de cisalhamento, dependendo naturalmente da ductilidade do material e das condições de usinagem. Para materiais altamente deformáveis, a ruptura se realiza somente nas imediações da aresta cortante da ferramenta, o cavaco originado é denominado cavaco contínuo. Para os materiais frágeis, se origina o cavaco de cisalhamento ou de ruptura.
- d) Prosseguindo, devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça, iniciase um escorregamento da porção de material deformada e cisalhada (cavaco) sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto isso, uma porção de material (imediatamente adjacente à porção anterior) esta se formando e cisalhando. Esta nova porção de material irá também escorregar sobre a superfície de saída da ferramenta, repetido novamente o fenômeno (Figura 2.9).

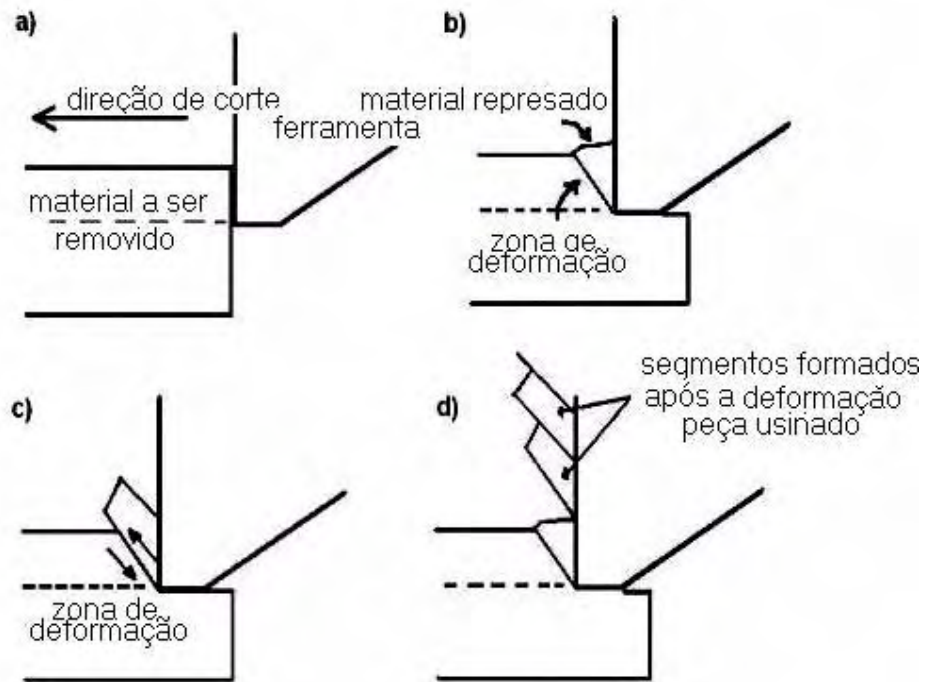


Figura 2.9 - Representação esquemática da formação do cavaco, adaptado de BÄKER; RÖSLER e SIEMERS, 2001)

2.6 - Refrigeração/lubrificação no corte do metal

De acordo com Ezugwu et al. (2003) as ligas a base de níquel apresentam uma usinabilidade ruim, devido as suas excelentes propriedades físicas a qual inclui baixa condutibilidade térmica e alta dureza a temperaturas elevadas. A baixa usinabilidade das ligas de níquel pressupõe uma extrema tensão térmica e mecânica à aresta de corte da ferramenta, levando as deformações plásticas e acelerados desgaste nas ferramentas.

As ferramentas de corte usadas para usinagem destas ligas devem possuir, portanto, adequada dureza a quente, devido às altas temperaturas geradas em condições de alta velocidade de corte. As falhas típicas observadas quando se usina estas ligas são: desgaste de

flanco, desgaste de cratera, falhas catastróficas, entre outras. Isto causa um grande número de paradas para troca de ferramenta e acerto da máquina, aumentando consideravelmente os chamados tempos improdutivos de operação.

Uma das maneiras de se minimizar os efeitos dos tempos improdutivos causados pelos desgastes das ferramentas, pode ser alcançada pela introdução, no processo, de sistemas de lubrificação e refrigeração eficientes. Porém, na última década as pesquisas tiveram como meta restringir ao máximo o uso de fluidos refrigerantes e/ou lubrificantes na produção metal mecânica. Os fatores importantes que justificam esse procedimento incluem os custos operacionais da produção, questões ecológicas, as exigências legais de conservação do meio ambiente e a preservação da saúde do ser humano (MACHADO e DINIZ, 2000).

De acordo com Silva et al, (2001), Mason, (2001) e Heisel et al. (1998), apesar das insistentes tentativas de eliminar completamente os fluidos de corte, em muitos casos a refrigeração ainda é essencial, para se obter vidas econômicas de ferramentas e as qualidades superficiais requeridas. Isto é particularmente válido quando há exigência de tolerâncias estreitas, e alta precisão dimensional e de forma ou quando se trata de usinagem de materiais críticos, de corte difícil, como por exemplo, no caso das superligas.

Segundo Novaski e Dörr, (1999), os gastos relacionados com a ferramenta representam apenas de 2 a 4% contra 17% em refrigeração. Adicionalmente, na usinagem com refrigeração ocorre a necessidade de se separar os cavacos, o que implica em aumento dos custos.

No princípio, os refrigerantes deveriam esfriar a peça, lubrificar o processo de corte e arrastar o cavaco gerado no corte do metal. Nos últimos anos, as operações de fresamento, torneamento, corte de engrenagens e furação, estão cada vez mais sendo realizadas sem refrigeração, tanto para minimizar o impacto ambiental, danos à saúde, quanto para redução dos custos (MASON, 2001).

Segundo Mason (2001) a idéia da usinagem quase a seco é borrifar uma quantidade mínima de refrigerante e/ou lubrificante sobre a aresta de corte. A técnica da usinagem com quantidades mínimas de fluido (MQF) reduz o atrito pela lubrificação no ponto de contato ferramenta/peça. A quantidade de lubrificante usada é tão pequena que não há problema de descarte do lubrificante. Mesmo assim, a peça e a ferramenta são suficientemente lubrificadas e refrigeradas para garantir bons resultados de corte. Frequentemente, uma mistura ar-óleo é bombeada através da ferramenta diretamente na zona de corte. As vantagens incluem baixo consumo de lubrificante, cavacos secos, nenhum descarte de refrigerante e ar mais limpo.

No trabalho com materiais de difícil usinagem, o efeito refrigerante dos fluidos de corte (responsáveis pela retirada de calor da região do corte), é bastante restrito devido a sua evaporação prematura ocasionado pelas altas temperaturas alcançadas nesta região. Esta evaporação não permite o acesso do fluido na interface cavaco ferramenta e/ou ferramenta peça. Devido a isto o efeito lubrificante se destaca pela formação de um filme de óleo que reduz significativamente o atrito reduzindo com isto, a geração de calor e conseqüentemente diminuindo a temperatura da região do corte. Segundo Ezugwu *et al.* (2003), os resultados para o sistema (MQF) são encorajadores, mas o mesmo alerta para a necessidade de mais pesquisas com o objetivo de se formar um amplo entendimento sobre o potencial desta nova tecnologia.

2.7 – Tipos de Mecanismos Causadores do Desgaste da Ferramenta

A análise dos mecanismos de desgaste da ferramenta de corte, requer medidas cuidadosas para assegurar a qualidade e um bom desempenho da operação de usinagem. Esses mecanismos de desgaste combinam-se para atacar a aresta de corte da ferramenta de várias

maneiras, dependendo do material da peça e parâmetros de usinagem (DINIZ, COPPINI e MARCONDES, 1999).

Na figura 2.10 observa-se que na superfície de saída da ferramenta, tem-se os desgastes; de cratera, onde se vê a sua profundidade (KT), largura (KB) e a distância do centro da cratera à aresta de corte (KM). Na superfície de folga mede-se a largura do desgaste de flanco (VB), mostrado na figura, o valor médio na superfície de folga e a largura máxima do desgaste de flanco (VB_{MAX}). Mede-se ainda o valor dos desgastes gerados na superfície de folga pelos entalhes (VB_N e VB_C).

Ainda segundo Diniz, Coppini e Marcondes (1999), são vários os fenômenos causadores do desgaste da ferramenta, sendo predominantes o desgaste de flanco, desgaste de cratera, aresta postiça de corte, bem como outros. Há diversos mecanismos de desgastes básicos na usinagem do metal dentre eles podem-se citar a abrasão, difusão, oxidação e adesão.

A abrasão mecânica é uma das principais causas de desgaste da ferramenta; tanto o desgaste de flanco como o de cratera, podem ser gerados pela abrasão, porém, ela se faz mais presente no desgaste frontal, onde a superfície de folga atrita com o elemento rígido, a peça, enquanto que a superfície de saída atrita com o elemento flexível que é o cavaco. O desgaste gerado pela abrasão é induzido pela presença de partículas duras no material da peça e pela temperatura de corte, que reduz a dureza da ferramenta.

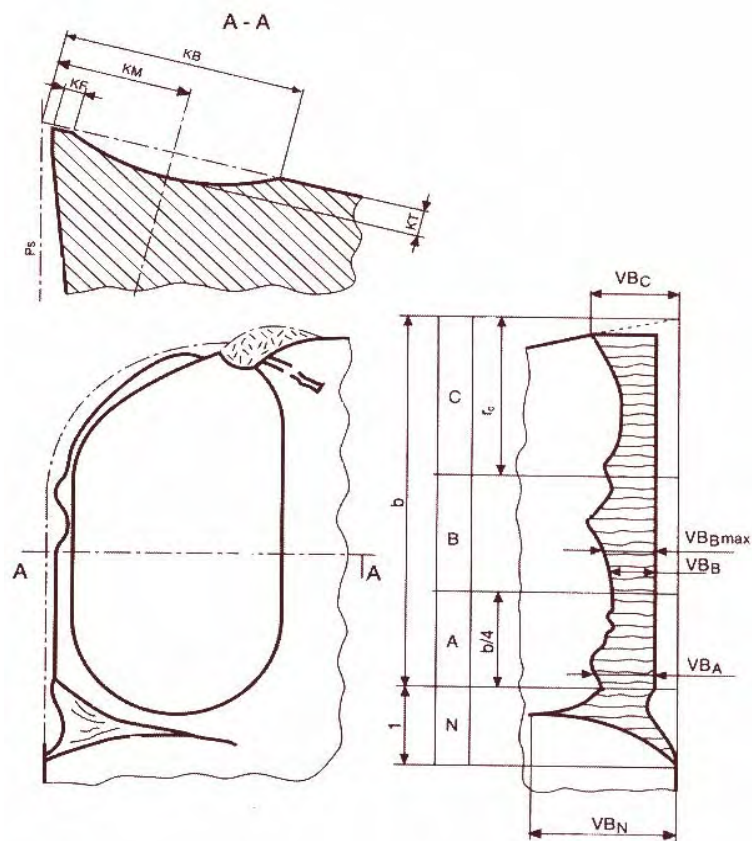


Figura 2.10 -Desgaste da Ferramenta (DINIZ, COPPINI e MARCONDES, 1999).

A difusão entre ferramenta e cavaco é um fenômeno microscópico ativado pela temperatura na região de corte. Em elevadas velocidades de corte, é responsável, principalmente, pelo desgaste de cratera; tendo-se em conta que é na superfície de saída da ferramenta que se tem as condições apropriadas, tais como: alta temperatura (causada pelas velocidades e zona de aderência) e tempo de contato cavaco-ferramenta na zona de aderência, onde a velocidade de saída do cavaco é zero, (Diniz, Coppini e Marcondes, 1999).

A elevação da temperatura ea presença de ar e água contidos nos fluidos de corte leva à oxidação na maioria dos metais. O tungstênio e o cobalto durante o corte formam filmes de

óxidos porosos sobre a ferramenta, que são facilmente levados embora pelo atrito, gerando desgaste. Alguns materiais de ferramenta, desgastam-se com facilidade devido à oxidação, por não conter óxidos com maior dureza e resistência. Esse mecanismo de desgaste ocorre especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido a sua exposição ao ar nessa região, permitindo assim uma possível explicação para o aparecimento do desgaste de entalhe.

Ainda segundo (Diniz, Coppini e Marcondes 1999), quando duas superfícies metálicas estão em contato, sob cargas moderadas, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte, pode ocorrer entre elas a formação de um extrato metálico provocando sua adesão. Assim partículas da superfície do metal migram para a outra superfície e, através desse fenômeno, origina-se a aresta postiça.

No entanto, mesmo sem a formação da aresta postiça, pode-se verificar a existência do desgaste de entalhe. A diminuição deste tipo de desgaste é influenciada pela utilização adequada do fluido de corte, como efeito lubrificante, e pelo recobrimento da ferramenta, com materiais de baixo coeficiente de atrito.

A separação quantitativa da contribuição de cada um destes fenômenos para a formação do desgaste, é praticamente impossível, mas em termos gerais é evidente a importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Assim sendo, em termos gerais, o desgaste de flanco é causado principalmente por abrasão, em altas velocidades pelo cisalhamento da aresta postiça de corte. O desgaste de cratera é devido à difusão e o desgaste de entalhe à aderência e a oxidação, (Diniz, Coppini, e Marcondes, 1999).

Com relação à superfície gerada após a usinagem de superligas, segundo Ezugwu *et al.* (1999), Vigneau (1997) e Ezugwu e Wang (1997), esta operação induz efeitos que afetam sua integridade, como: rugosidade superficial; modificações na dureza da camada superficial, devido ao endurecimento da peça; microtrincas ou macrotrincas particularmente em

retificação; deformações plásticas, transformações metalúrgicas atribuídas à alta temperatura; tensões residuais (tração e compressão) e alterações químicas devido à alta temperatura provocando oxidação e difusão entre a peça e o material da ferramenta. Esse aspecto é crítico quando se trata de superligas à base de níquel, uma vez que suas aplicações são feitas em situações de grande exigência técnica, no qual a camada superficial do componente pode afetar as propriedades de fadiga, fratura/trinca por tensão de corrosão e fluência, tendo um grande impacto na sua vida em serviço, (Ezugwu *et al.*, 1999; Ezugwu e Wang, 1996). Portanto para se assegurar à vida da ferramenta e a integridade da superfície é necessário o controle dos principais parâmetros da usinagem, como escolha correta da ferramenta de corte (incluindo material e geometria), processo de usinagem, velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, etc.

As superligas à base de níquel têm alta compatibilidade química com muitos materiais de ferramenta e, como tal, freqüentemente formam uma camada de aderência conduzindo aos mecanismos de difusão e arrastamento drástico (*attrition*), segundo Choudhury e Baradie (1998). Geralmente, encontra-se o desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte como o responsável pela rejeição da ferramenta de corte a baixas velocidades de corte.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. Material

Para a realização dos ensaios, foi utilizada uma liga a base de níquel, o NIMONIC 80A laminado à quente (33-35HRc). Sua composição química está especificada na Figura 3.1.

Composição	Ni	Cr	Cu	Fe	Ti	Al	Co	Nb	Mn	Si	S	Mo	B	P	C
NIMONIC 80 A (VAT 80 A)*	Rem .**	20,0	0,05	0,75	2,35	1,25	1,0	-	0,35	0,35	0,007	-	-	-	0,06
* denominação comercial da Villares Metals.															
** Rem.: Remanescente.															

Figura 3.1 - Composição química da liga à base de níquel utilizada no presente trabalho.

3.2. Corpos de prova

Os ensaios de usinagem foram realizados em um corpo de prova da liga, com diâmetro ($D=52\text{mm}$) e comprimento ($L= 185\text{mm}$) de acordo como recebido. Para a fixação na placa de três castanhas no torno CNC, foi necessário, inicialmente, a usinagem de um rebaixo conforme pode ser observado na figura 3.2.



Figura 3.2 - Representação do corpo de prova para uso nas operações de torneamento.

3.3. Ensaios de usinagem

Os ensaios de torneamento cilíndrico externo foram realizados considerando os parâmetros de usinagem (desbaste). Inicialmente, esses parâmetros foram escolhidos de acordo com o fabricante da ferramenta de corte utilizada. Na figura 3.3, pode-se observar o esquema empregado.

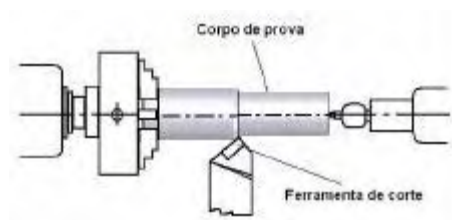


Figura 3.3 - Representação do ensaio de torneamento cilíndrico externo (Cunha,2004)

Os ensaios foram realizados em um torno CNGMACH 9-CENTUR 30S, 25 a 3500 rpm, com potência de 7,5 CV, marca ROMI (Figura 3.4), pertencente ao Departamento de Materiais e Tecnologia, Faculdade de Engenharia, Campus de Guaratinguetá, UNESP. Foi utilizada uma pastilha de metal duro sem revestimento TNMG 160408-23 Classe H10A (ISO S15) e um suporte, PTGNR 2020 K16 (Sandvik).

Após cada etapa do torneamento, para as medidas dos diâmetros dos corpos de prova foi utilizado um paquímetro Mitutoyo de 0 a 200 mm com sensibilidade de 0,05mm.

Nos ensaios foi utilizado um fluido de corte desenvolvido para atender às operações de usinagem para metais ferrosos e ligas de alumínio, o TAPMATIC – tipo ME-1. Este fluido consiste de uma microemulsão de concentração de 10% em água. Contém, em sua

composição uma mistura de óleos minerais, ésteres, amidas bóricas, tensoativos, biocidas e antiespumantes. O fluido foi aplicado de forma convencional (abundante).



Figura 3.4 - Máquina ferramenta, torno CNC Romi CENTUR 30S

3.4 Equipamentos Adicionais

A rugosidade da peça foi avaliada após cada etapa do processo empregando-se um rugosímetro Mitutoyo SURFTEST-301 (Figura 3.5).



Figura 3.5 - Rugosímetro Mitutoyo SURFTEST-301

Por meio de microscopia óptica (microscópio Epiphot 200, Nikon) foi possível observar os aspectos da ferramenta de corte para cada condição avaliada (Figura 3.6) Quanto as fotografias digitais dos cavacos, estas foram feitas por meio da câmera digital Sony Cyber-shot 5.1 MP, com lentes Carl Zeiss.



Figura 3.6 - Microscópio Óptico, Epiphot 200, Nikon

Todos os equipamentos adicionais empregados pertencem ao Departamento de Materiais e Tecnologia, Faculdade de Engenharia da UNESP- Campus de Guaratinguetá.

3.5. Metodologia aplicada aos ensaios

O desempenho da ferramenta de corte foi considerado em termos de: γ , f , a_p e acabamento superficial. O critério escolhido de fim de vida da ferramenta, foi o desgaste de flanco (VB max.) igual a 0,6mm. Embora seja usual o valor de VB=3,5mm para fim de vida

da ferramenta em ensaios de usinagem, foi escolhido $VB=0,6\text{mm}$ para propiciar um comprimento de corte que possibilitasse o estudo da progressão do desgaste e do comportamento da rugosidade.

A metodologia utilizada nos ensaios possibilitou o estudo do comportamento das ferramentas com relação à progressão do desgaste (VB) em função do comprimento de corte (L_c). Com relação às variações das rugosidades média (R_a) e máxima (R_y); estas foram analisadas em função do comprimento de corte (L_c). A velocidade de corte (v) foi o principal parâmetro a ser variado, entretanto, para a ampliação das análises, o avanço (f) e a profundidade de usinagem (a_p), também foram variados, conforme Quadro 3.1.

Quadro 3.1 Valores dos parâmetros de usinagem utilizados nos ensaios.

vc (m/min)	a_p (mm)	f(mm/volta)
75	0,8	0,15 e 0,18
	1,6	0,18
90	0,8	0,12-0,15-0,18
	1,6	0,18

3.5.1 Análise da superfície usinada

O valor de *cut-off* depende da distância entre os sulcos deixados pelo avanço (f) da ferramenta no processo de usinagem. Para os avanços : $f=0,12$, $f=0,15$ e $f=0,18$ mm/volta aplicados nos ensaios de torneamento (perfil periódico), liga à base de níquel Nimonic 80 A, foi utilizado um *cut-off* de 0,8mm, distância entre sulcos de 0,1mm a 0,32mm, conforme NBR 6405/1988.

Segundo Diniz e Noritomi (1998) a rugosidade teórica máxima (R_T) do perfil é a distância u_T (Figura 3.7), que gerou a equação (3.1):

$$R_y \approx \frac{f^2}{8.r} \text{ (}\mu\text{m)} \quad (3.1)$$

onde R_y é a rugosidade máxima, f o avanço e r o raio de ponta da ferramenta.

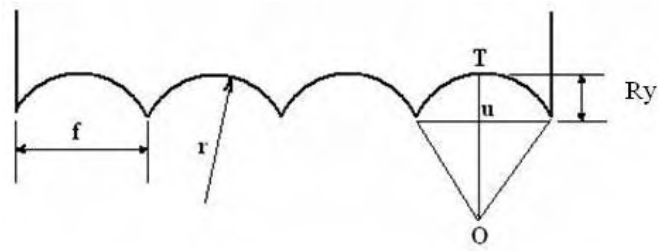


Figura 3.7 - Perfil de rugosidade de uma peça torneada (DINIZ e NORITOMI, 1998).

A rugosidade teórica R_a , também pode ser calculada utilizando-se a analogia, onde teremos um valor aproximado para a mesma de: $\frac{R_y}{R_a} \approx 4$

$$R_a \approx \frac{f^2}{32 \cdot r} \text{ (}\mu\text{m)} \quad (3.2)$$

onde R_a é a rugosidade média, f o avanço e r o raio de ponta da ferramenta.

A cada passe realizado sobre o corpo de prova, mediuse a rugosidade da superfície para o comprimento de corte alcançado no passe. Foram feitas três medidas em torno do corpo de prova, dispostas a um ângulo de 120°.

3.5.2. Análise do desgaste da ferramenta

Para este trabalho, à princípio, o desgaste da ferramenta foi medido com o auxílio de uma lupa (ampliação 8x), obtendo-se assim a indicação da sua progressão em relação ao comprimento de corte.

3.5.3. Fórmulas utilizadas

Para o cálculo do comprimento de corte foi utilizada a equação 3.3

$$L_c = \frac{L_f \cdot D}{f \cdot 1000} \text{ (m)} \quad (3.3)$$

onde L_f corresponde ao comprimento de avanço da operação, igual a 185 mm D é o diâmetro obtido no passe em questão (em mm) e f o avanço utilizado (mm/volta).

Para a taxa de remoção de material foi utilizada a equação 3.4, de acordo com a Sandvik (2002).

$$Q = v_c \cdot a_p \cdot f \text{ (cm}^3\text{/min)} \quad (3.4)$$

O volume total removido de material será então: pela equação 3.5

$$\text{Vol.} = Q \cdot t_c \text{ (cm}^3\text{)}, \quad (3.5),$$

onde t_c é tempo de corte (min), calculado pela equação 3.6.

$$t_c = \frac{L_c \cdot D}{f \cdot v_c} \text{ (min)} \quad (3.6)$$

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Análise do Desgaste e Vida da Ferramenta

A partir dos valores obtidos foi possível representar os resultados obtidos nos testes na forma de gráficos utilizando os dados das tabelas apresentadas no Apêndice A.

No gráfico da figura 4.1, mantendo-se a velocidade de corte em 75 m/min, segundo recomendação do fabricante de ferramenta (SANDVIK 2002) e a profundidade de usinagem (0,8 mm) constantes, é possível visualizar a progressão do desgaste VB para dois avanços diferentes (0,15 e 0,18 mm/volta), nota-se que o menor avanço propiciou praticamente o dobro de vida em termos de comprimento de corte, em relação ao outro avanço para o mesmo valor de VB (0,6 mm).

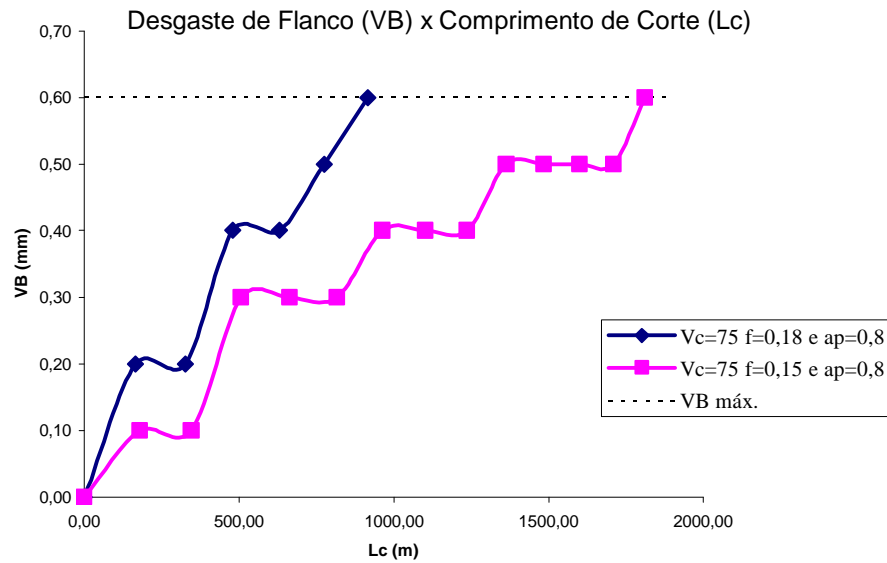


Figura 4.1 - Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_c), com $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm).

Na figura 4.2 são apresentadas as fotografias das ferramentas testadas para os avanços avaliados (0,15 e 0,18 mm/volta). Através das imagens observase que apesar do comprimento de corte ser o dobro para $f=0,15$ mm/volta, o aspecto do desgaste e o mecanismo causador do desgaste das ferramentas foi o mesmo (abrasão), notase também uma grande craterização na superfície de saída da ferramenta.

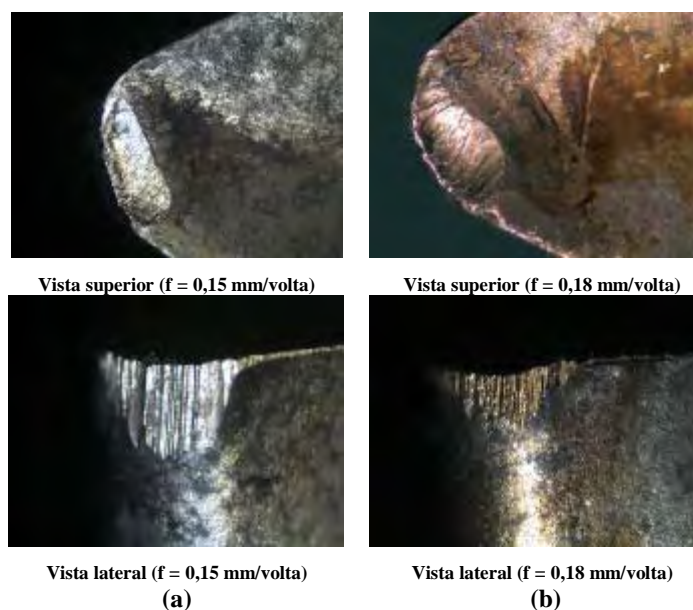


Figura 4.2 - Aspecto das ferramentas com os desgastes de flanco, $VB= 0,6$ mm (máximo), com $v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm: (a) $f=0,15$ mm/voltae (b) $f=0,18$ mm/volta.

Em relação à variação do comprimento de corte para o critério de fim de vida estabelecido ($VB=0,6$ mm), nota-se que contrariamente ao comportamento da maioria das ligas em usinagem, quando se aumentou o valor do avanço para a mesmavelocidade de corte (75 m/min) houve uma diminuição na vida da ferramenta, como pode ser observado pela Figura 4.3.

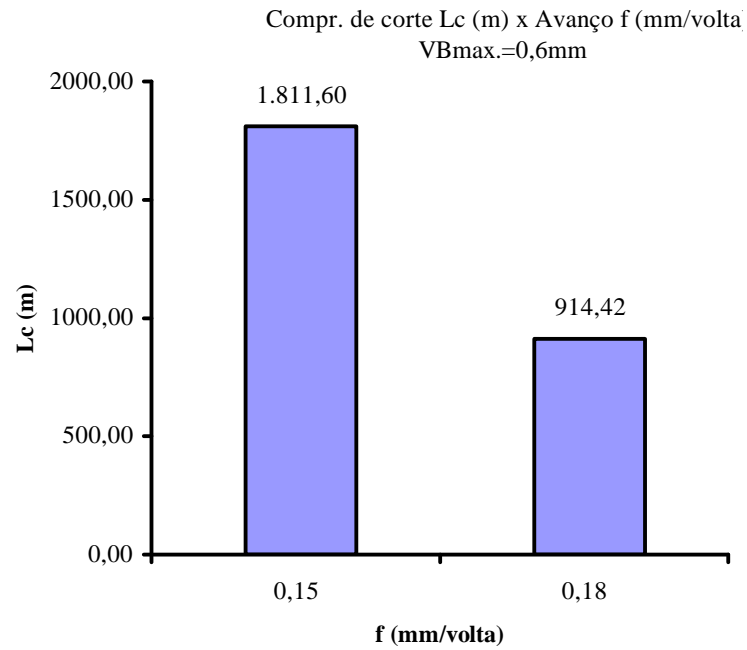


Figura 4.3 – Histograma relacionando comprimento de corte como avanço ($v_c=75\text{m/min}$ e $a_p=0,8\text{mm}$): $f=0,15$ e $0,18\text{mm/volta}$.

Quando foi mantida a velocidade de corte e o avanço constantes (75 m/min e $0,18\text{ mm/volta}$, respectivamente) e se permitiu a variação da profundidade de usinagem, notase pela figura 4.4, a nítida influência negativa para a vida da ferramenta em função do aumento na severidade da operação, passando de um $L_c=914,42\text{m}$ ($a_p=0,8\text{ mm}$) para um $L_c=220\text{ m}$ ($a_p=1,6\text{ mm}$).

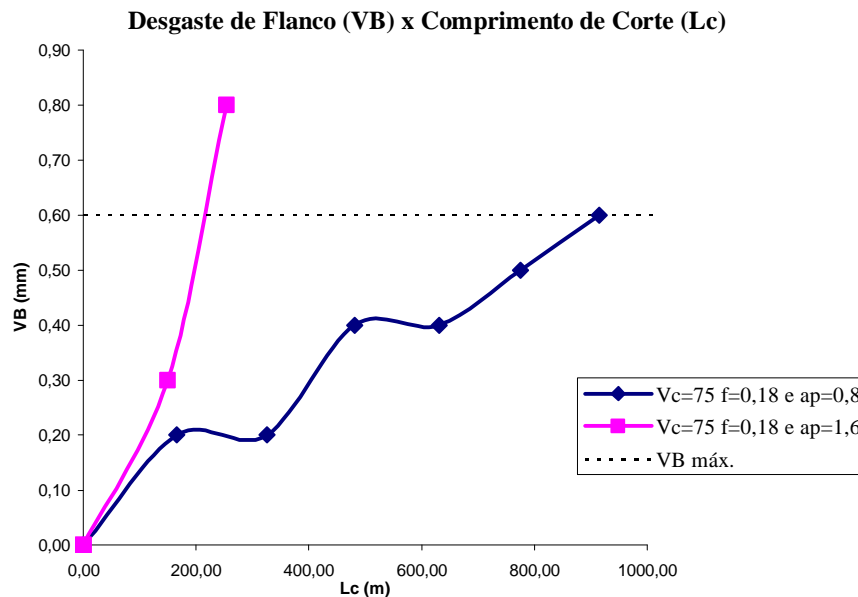


Figura 4.4 - Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_c), com $a_p=0,8$ e $1,6$ mm ($v_c=75$ m/min e $f=0,18$ mm/volta).

Na figura 4.5, para velocidade de corte (90 m/min) e profundidade de usinagem (0,8 mm) constantes, variando-se o avanço (0,12 a 0,18 mm/volta), pode-se observar que a ferramenta com avanço $f=0,12$ mm/volta, obteve uma maior vida, com relação a um $VB=0,6$ mm em termos de comprimento de corte, do que as ferramentas com avanços $f=0,15$ mm/volta e $f=0,18$ mm/volta. Dessa forma, para um avanço de 0,12 mm/volta o comprimento de corte foi equivalente a 390 m, superior aos avanços $f=0,15$ mm/volta e $f=0,18$ mm/volta, com $L_c=220$ m e $L_c=135$ m, respectivamente.

O aspecto do desgaste de flanco (VB) das ferramentas após torneamento para os avanços avaliados pode ser observado na figura 4.6. Através das imagens observase que, apesar do comprimento de corte ser maior para $f=0,12$ mm/volta, o mecanismo de desgaste das ferramentas foi o mesmo para todos os avanços (abrasão), além da presença constante da craterização na superfície de saída das ferramentas.

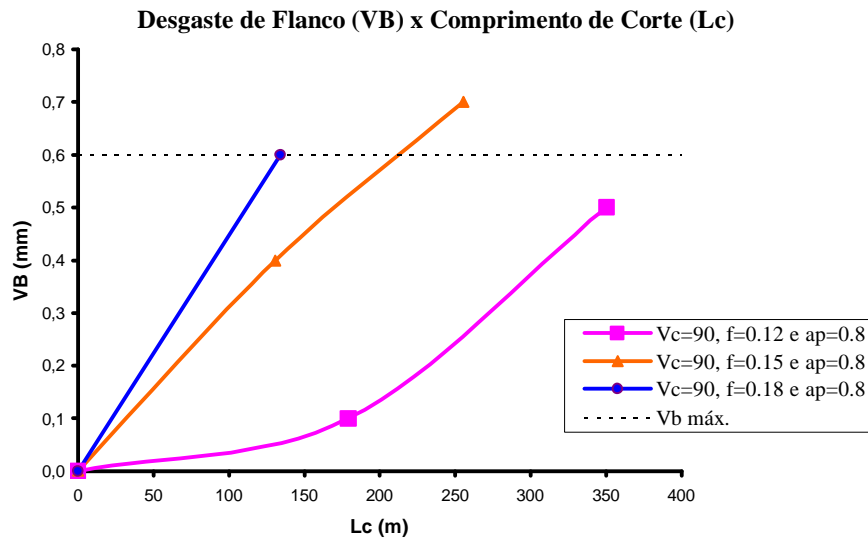


Figura 4.5 - Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_c), com $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta ($v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm).

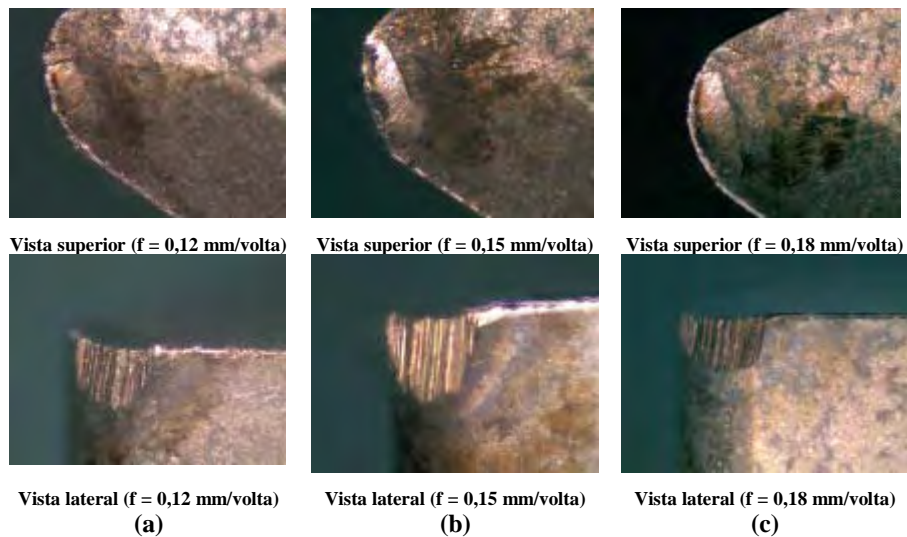


Figura 4.6 - Aspecto das ferramentas com os desgastes de flanco, $VB=0,6$ mm (máximo), com $v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm: (a) $f=0,12$ mm/volta, (b) $f=0,15$ mm/volta e (c) $f=0,18$ mm/volta.

Para os ensaios utilizando a $v_c=90$ m/min, mais uma vez a tendência anterior foi observada, ou seja, quanto mais se aumenta o avanço no teste, menores são os valores para a vida da ferramenta em termos do comprimento de corte, conforme poder ser observado na Figura 4.7.

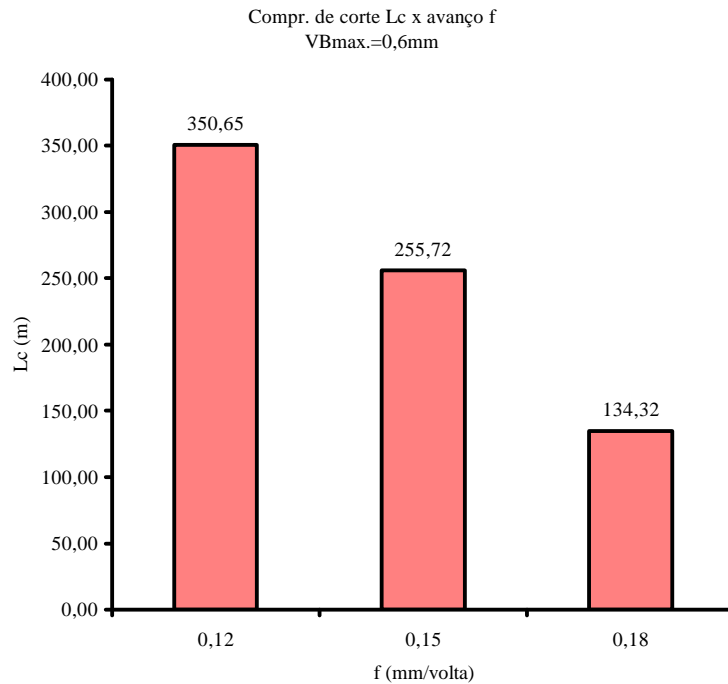


Figura 4.7 – Histograma relacionando comprimento de corte como avanço ($v_c=90\text{m/min.}$ e $a_p=0,8\text{mm}$): $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta

Para a velocidade de corte (90 m/min) e avanço ($0,18$ mm/volta) constantes, variando-se a profundidade de usinagem ($0,8$ e $1,6$ mm), pode-se observar na figura 4.8, que a ferramenta com profundidade de usinagem $a_p=0,8$ mm, obteve maior vida, com relação a comprimento de corte (L_c), do que a ferramenta com profundidade de usinagem $a_p=1,6$ mm. Apesar do valor da profundidade de usinagem ser duas vezes superior, a diferença entre os

comprimentos de corte, não seguiu essa proporção, obtendose valores de L_c de 134 m e 94m, para $a_p=0,8\text{mm}$ e $0,16\text{mm}$, respectivamente.

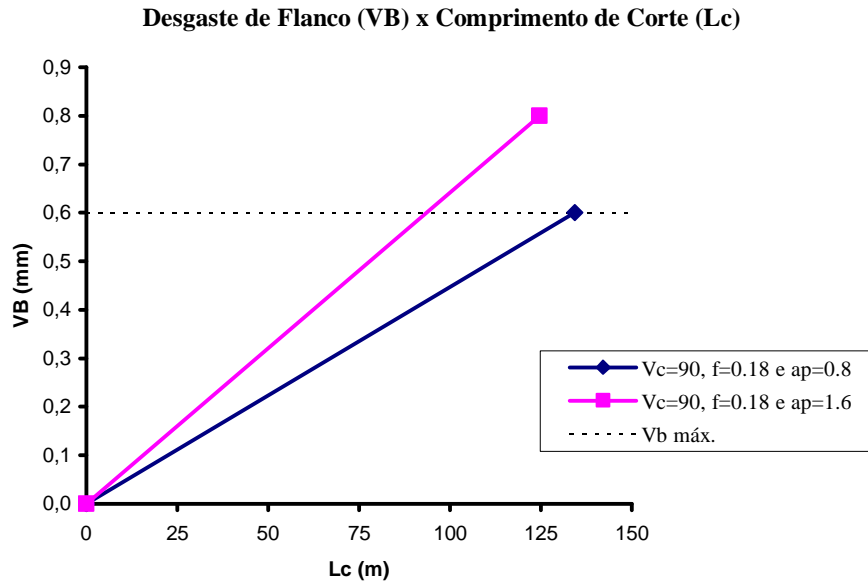


Figura 4.8 - Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_c), com $a_p=0,8$ e $1,6$ mm ($v_c=90\text{m/min}$ e $f=0,18\text{mm/volta}$).

No caso dos ensaios com a mesma profundidade de usinagem ($1,6$ mm) e mesmo avanço ($0,18$ mm/volta), porém com velocidades de corte diferentes (75 e 90 m/min) os resultados, quanto à progressão do desgaste para as duas situações, podem ser conferidos na figura 4.9. Pode-se observar também, que a ferramenta com $v=75\text{m/min}$, obteve maior vida, com relação a comprimento de corte, do que a ferramenta com $v=90$ m/min. Desta forma para uma velocidade de corte de 75 m/min obteve-se um comprimento de corte de 914 m, superior portanto, ao obtido para uma velocidade de corte de 90m/min equivalente a 134 m.

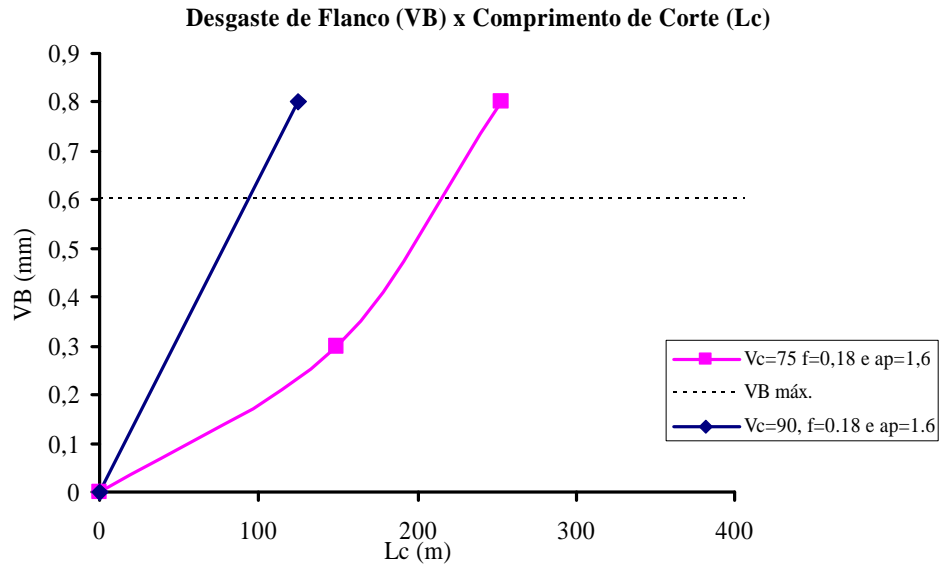


Figura 4.9 - Desgaste de flanco (VB) em função do comprimento de corte (L_c), com $v_c=75$ e 90 m/min ($f=0,18$ mm/volta, $a_p=1,6$ mm).

Quanto ao aspecto do desgaste de flanco (VB) das ferramentas ensaiadas para a mesma profundidade de usinagem (1,6 mm) e mesmo avanço (0,18 mm/volta), porém com velocidades de corte diferentes (75 e 90 m/min) observase na figura 4.10, que novamente, apesar do comprimento de corte ser maior para $v_c=75$ m/min (253 m) quando comparado com o obtido para $v_c=90$ m/min (125 m), o aspecto do desgaste das ferramentas foi o mesmo. Isto ressalta qual o tipo de mecanismo de desgaste foi predominante, em função da agressividade com que a peça interage com a ferramenta. É digno de nota, a marcante craterização da superfície de saída para as duas ferramentas, resultado do contato cavaco/ferramenta. Para ambas as ferramentas o VB medido foi de 0,8 mm.

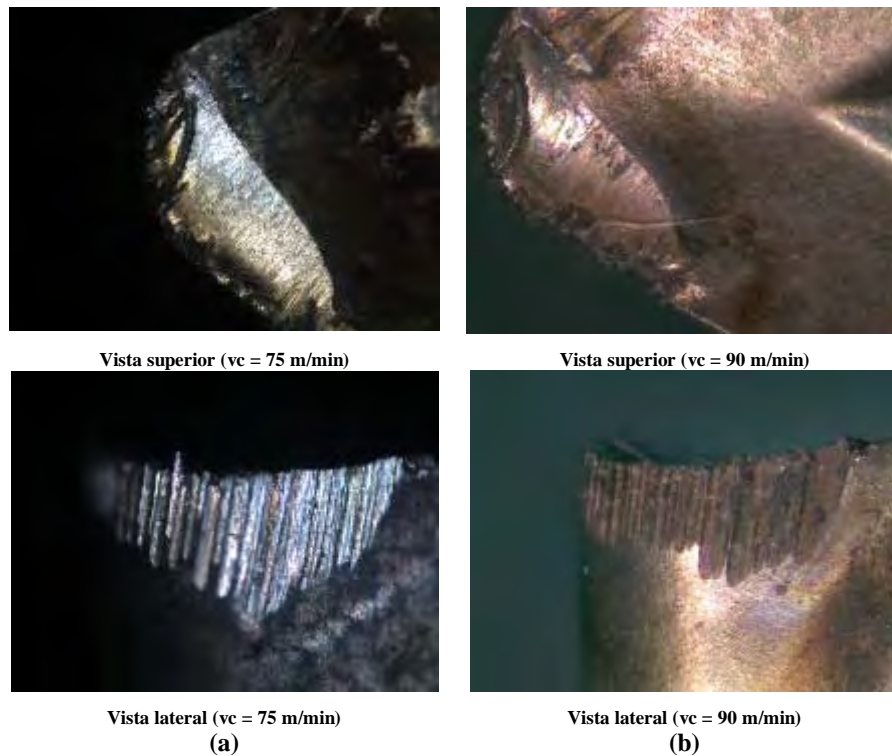


Figura 4.10 - Aspecto das ferramentas com os desgastes de flanco, $VB = 0,8$ mm, com $f = 0,18$ mm/volta e $a_p = 1,6$ mm: (a) $v_c = 75$ m/min e (b) $v_c = 90$ m/min.

Quanto à influência da velocidade de corte na vida da ferramenta, o comportamento observado foi similar ao de outras ligas, assim sendo, de acordo com a Figura 4.11, com o aumento da velocidade ocorre uma diminuição no comprimento de corte para o mesmo valor de desgaste, neste caso $VB = 0,8$ mm.

Quanto ao comportamento não convencional da vida da ferramenta em relação ao avanço, possivelmente a alta abrasividade do Nimonic 80A suplantou até mesmo uma suposta diminuição da pressão específica de corte, que possibilitaria uma maior facilidade em se usinar com maiores avanços, acarretando assim em uma melhoria nos valores de comprimento de corte obtidos.

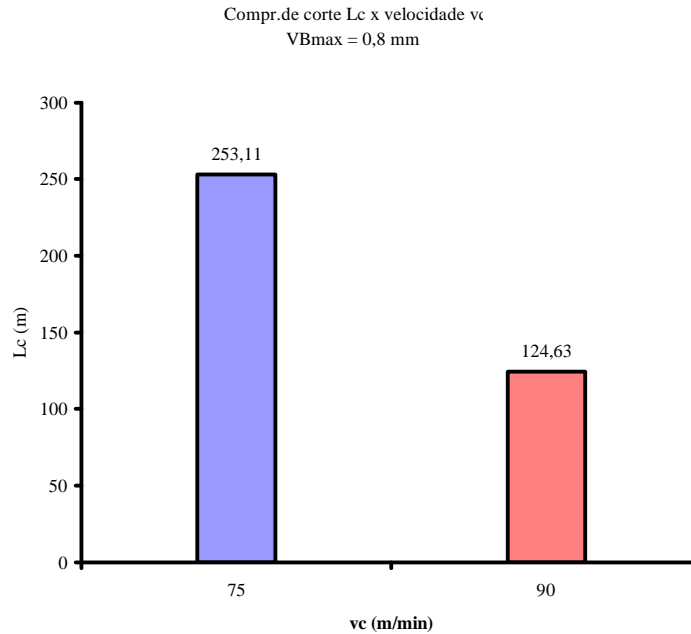


Figura 4.11 – Histograma relacionando comprimento de corte com a velocidade de corte ($a_p=1,6\text{mm}$, $f=0,18 \text{ mm/ volta}$): $v_c=75$ e 90m/min .

4.2 – Análise da Rugosidade

A partir dos valores de rugosidade obtidos nos ensaios (ApêndiceA), foram montados gráficos nos quais se pode observar a progressão da rugosidade durante os ensaios, além do seu comportamento em relação aos parâmetros de corte.

Quando se compara os valores obtidos para $v_c=75 \text{ m/min}$ e $a_p=0,8 \text{ mm}$, variando o avanço (figura 4.12), observa-se que convencionalmente os valores para $f=0,15 \text{ mm/volta}$ foram sempre menores que para o outro avanço testado ($0,18 \text{ mm/volta}$).

Embora os valores tenham sido sempre menores para $f=0,15 \text{ mm/volta}$, a variação destes valores se mostrou muito maior em relação à outra condição ($f=0,18 \text{ mm/volta}$), assim sendo, se observa para a primeira condição uma variação de 90 % quanto aos valores de R_a , já para a segunda condição a mesma variação foi de 12 %. Em relação à variação dos valores

obtidos para R_y , foi observada que a mesma se colocou em 184 % para $f=0,15$ mm/volta, já para $f=0,18$ mm/volta a variação foi de 75 %.

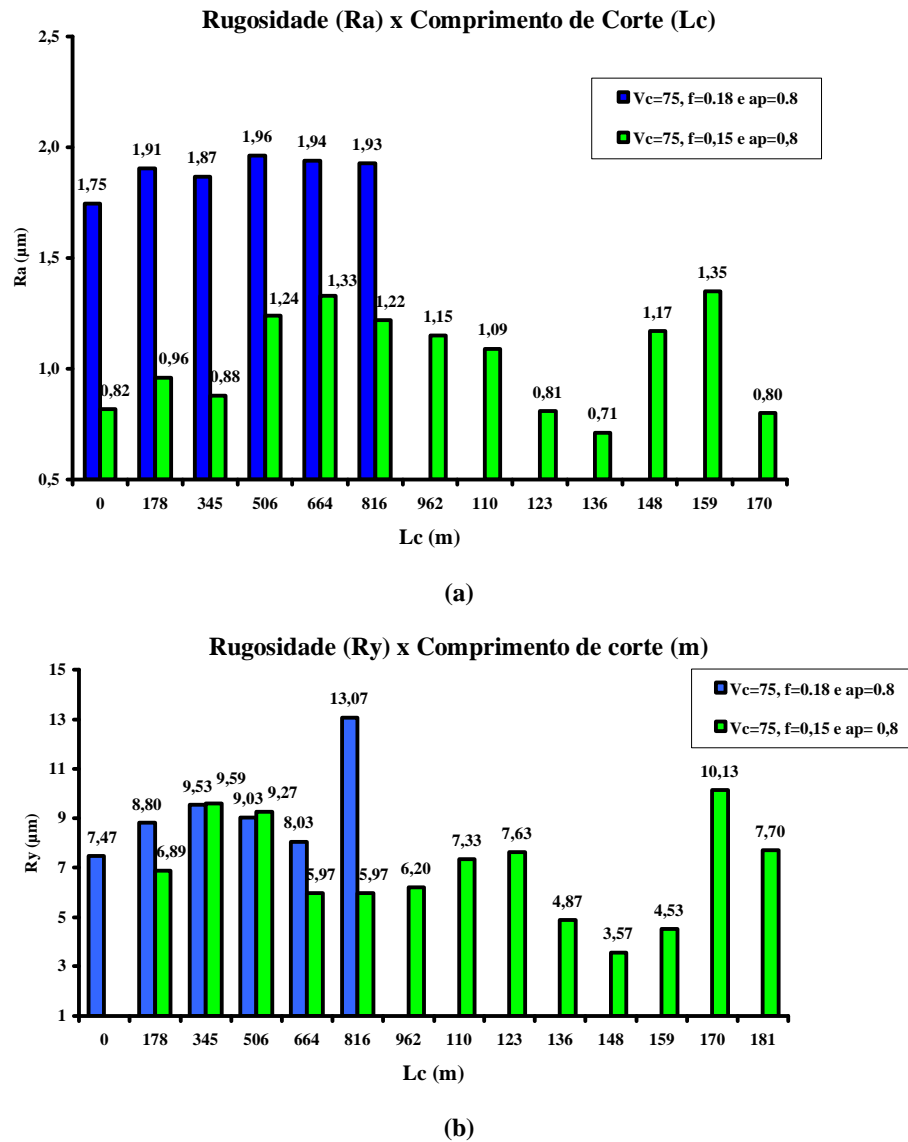
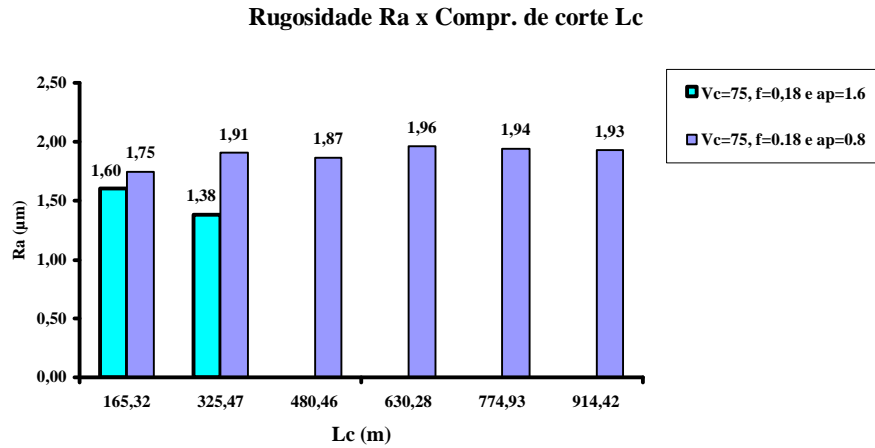
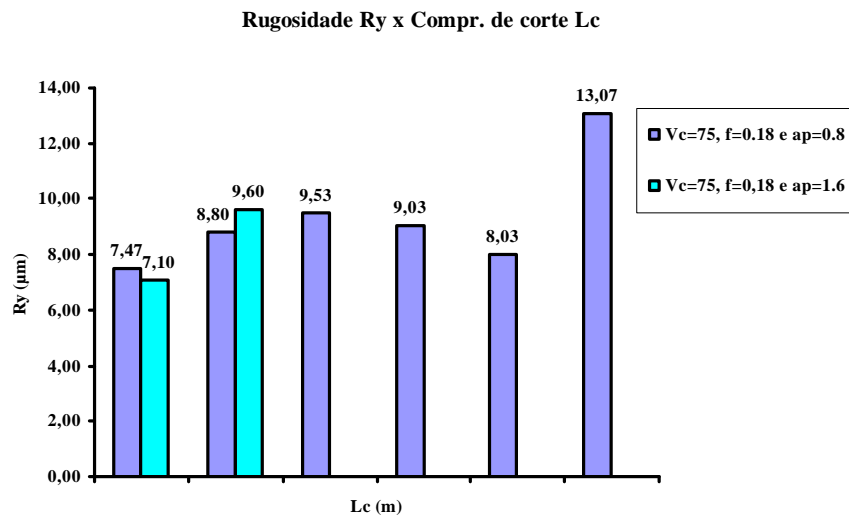


Figura 4.12 – Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando o avanço ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta.

Quando se varia a profundidade de usinagem (figura 4.13), notase que para $a_p=1,6\text{mm}$ os valores de R_a e R_y tendem a ser menores do que para o $a_p=0,8\text{ mm}$, muito embora a vida para aquela condição seja muito menor. Observase também que para o R_a o valor máximo para o $a_p=0,8\text{ mm}$ é 42 % maior do que para o $a_p=1,6\text{ mm}$. O mesmo vale para o R_y , ou seja, o valor máximo para o $a_p=0,8\text{ mm}$ é 36 % maior do que para o $a_p=1,6\text{ mm}$.



(a)



(b)

Figura 4.13 – Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando a profundidade de usinagem ($v_c=75\text{ m/min}$ e $f=0,18\text{ mm/volta}$): $a_p=0,8$ e $1,6\text{ mm}$.

Para os ensaios com $v_c=90$ m/min, $a_p=0,8$ mm e com variação do avanço (figura 4.14), é possível notar novamente o compromisso da rugosidade com o valor do avanço, ou seja, quanto maior o valor do avanço, maiores os valores de rugosidade R_a e R_y obtidos.

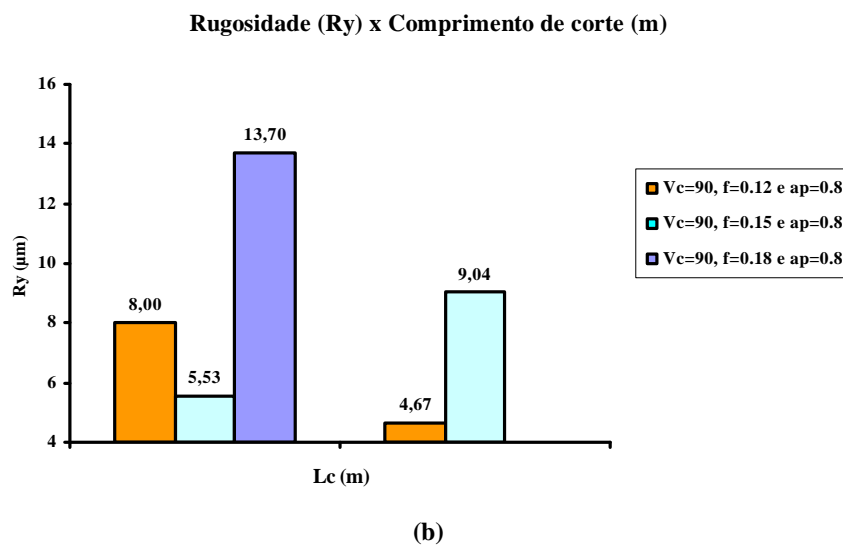
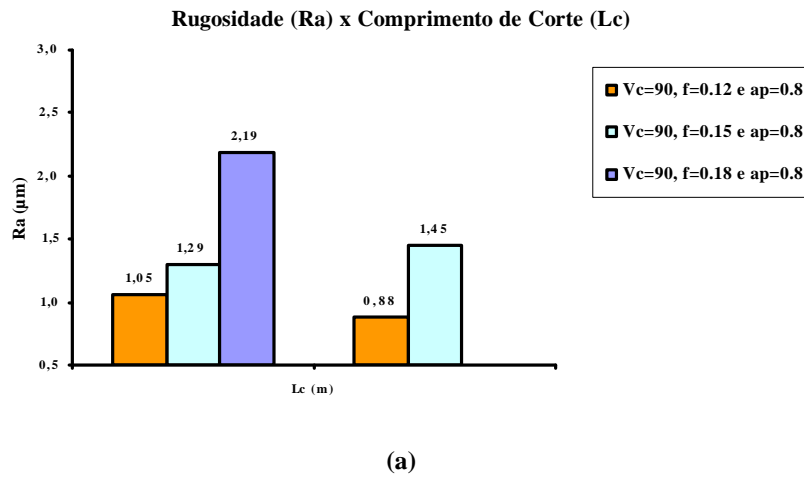


Figura 4.14 – Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando o avanço ($v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,12$; $0,15$ e $0,18$ mm/volta.

Quando da variação da profundidade de usinagem ($v_c=90$ m/min e $f=0,18$ mm/volta), a exemplo do que ocorreu para a $v_c=75$ m/min, neste caso também o aumento no valor do parâmetro (a_p) promoveu uma diminuição nos valores das rugosidades (R_a e R_y) obtidas, cujos valores podem ser observados na figura 4.15. A variação observada foi em torno de 34% para o R_a e 80 % para o R_y .

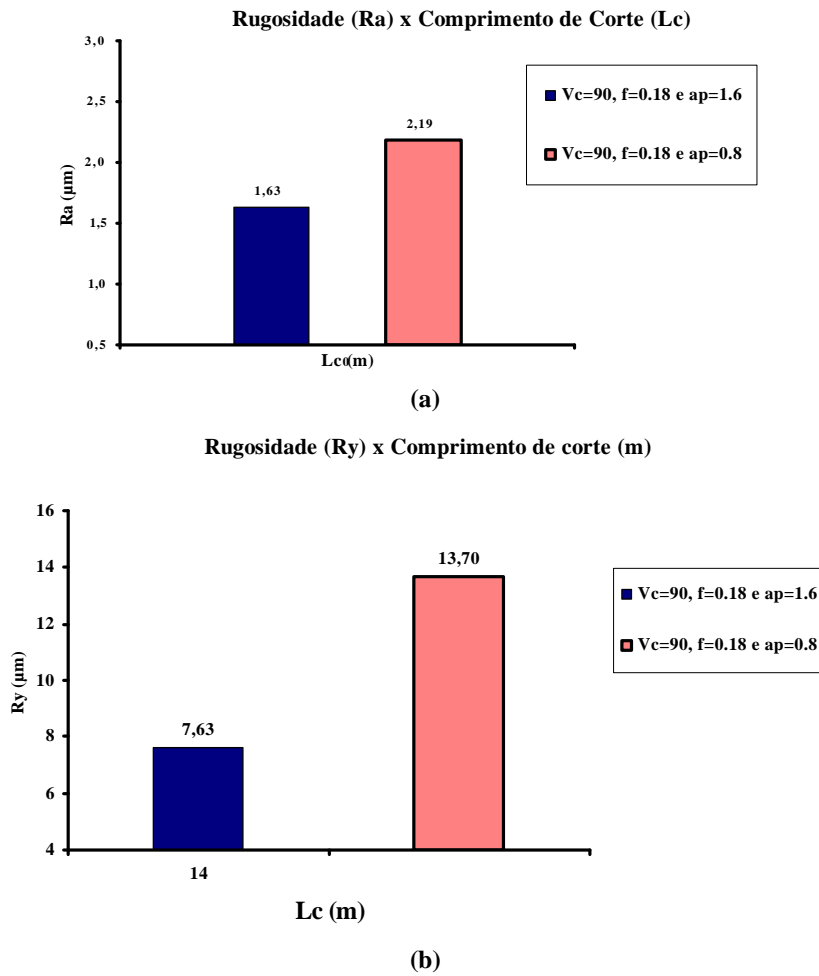


Figura 4.15 – Valores de rugosidade R_a (a) e R_y (b) em função do comprimento de corte (L_c) variando a profundidade de usinagem ($v_c=90$ m/min e $f=0,18$ mm/volta): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.

O valor menor da rugosidade para as maiores profundidades de corte pode ser função de se estar utilizando uma porção de aresta de corte, que não corresponde somente ao raio de ponta e sim um comprimento além deste. Isso pode ser também reflexo de uma maior craterização apresentada pela ferramenta (figura 4.10) que possibilitaria um aumento no ângulo de saída da ferramenta, favorecendo a cunha cortante da mesma, tanto que pode-se notar uma leve melhora no Ra do início para o final do ensaio nesta condição quando dos testes para $v_c=75\text{m/min}$ ($a_p=1,6\text{ mm}$), conforme a figura 4.13.

4.4 – Análise da Remoção de Material

Através dos dados da Tabela 9, do Apêndice A, na qual constam os valores da taxa de remoção de material e volume removido para os ensaios realizados, os gráficos a seguir foram montados e analisados.

Na Figura 4.16 pode-se observar que, com a velocidade de corte de 75 m/min e a profundidade de usinagem de $0,8\text{ mm}$ um maior volume de cavaco removido foi obtido quando se utilizou o avanço de $0,15\text{ mm/volta}$. Quando se aumentou o avanço de $0,15$ para $0,18\text{ mm/volta}$ a taxa de remoção aumentou em 20% , porém o volume efetivamente removido diminuiu 24% em relação a situação anterior.

Quando se varia a profundidade de usinagem de $0,8$ para $1,6\text{ mm}$, com a $v=75\text{ m/min}$ e avanço de $0,18\text{ mm/volta}$, a taxa de remoção sofre um acréscimo de 100% , mas o volume removido efetivamente diminui 52% (figura 4.17). Neste caso, é necessário levar em conta o valor corrigido do volume de cavaco para o $a_p=1,6$, pois o VB final foi de $0,8\text{ mm}$ assim sendo, pelo gráfico da figura 4.9 o valor do volume removido correspondente foi estimado em $63,27\text{ cm}^3$.

Volume de cavaco removidos $v_c=75$ (m/min), $a_p=0,8$ (mm)

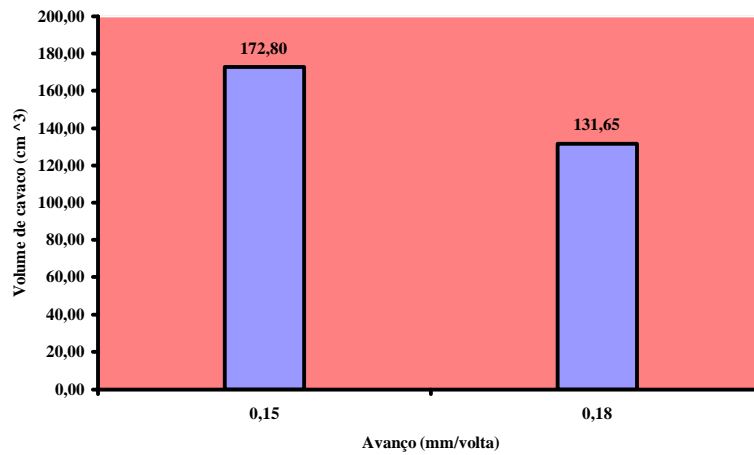


Figura 4.16 – Histograma relacionando volume de cavaco removido com o avanço ($v_c=75$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,15$ e $0,18$ mm/volta.

Volume de cavacos removidos $v_c=75$ (m/min) $f=0,18$ (mm/volta)

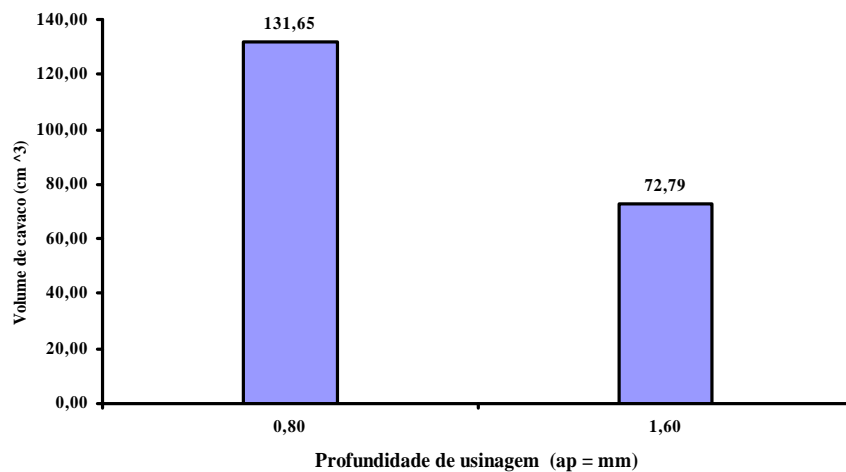


Figura 4.17 – Histograma relacionando volume de cavaco removido com a profundidade de usinagem ($v_c=75$ m/min e $f=0,18$ mm): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.

Na situação de variação de avanço para a $v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm (Figura 4.18), quando se variou o avanço de 0,12 para 0,15 mm/volta, a taxa de remoção aumentou 25 %, porém o volume efetivo de remoção de cavaco diminuiu 31 %. Quando o avanço passou de 0,15 para 0,18 mm/volta a taxa de remoção aumentou 20 %, já o volume removido diminuiu 23 %.

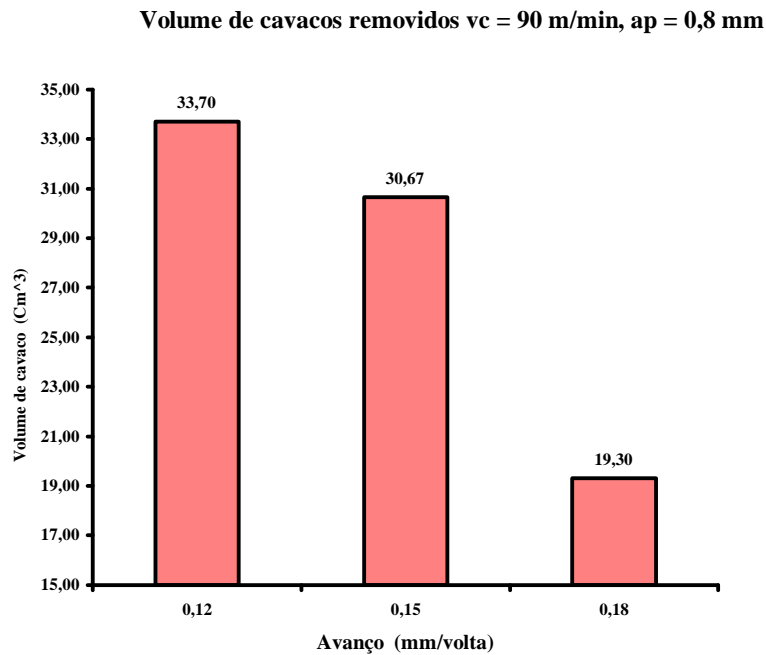


Figura 4.18 – Histograma relacionando volume de cavaco removido com o avanço ($v_c=90$ m/min e $a_p=0,8$ mm): $f=0,12$; 0,15 e 0,18 mm/volta.

De acordo com a Figura 4.19, no caso do aumento da profundidade de usinagem (0,8 para 1,6 mm) para o mesmo avanço e mesma velocidade de corte (0,18 mm/volta e 75 m/min, respectivamente), o valor da taxa de remoção dobrou e o volume de cavaco removido obtido foi somente 38 % maior para um valor de VB calculado em função de um valor estimado para o comprimento de corte correspondente para o valor de $VB=0,6$ mm, através do gráfico da

Figura 4.9, obtendo-se assim para a condição de $a_p=1,6$ mm, um volume de cavaco removido de $26,7 \text{ cm}^3$.

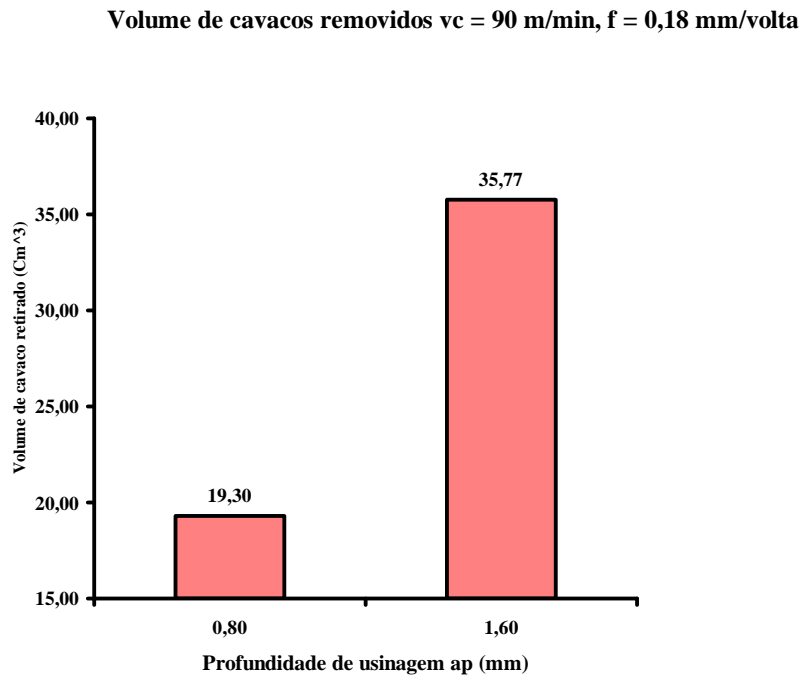


Figura 4.19 – Histograma relacionando volume de cavaco removido com a profundidade de usinagem ($v_c=90 \text{ m/min}$ e $f=0,18\text{mm}$): $a_p=0,8$ e $1,6$ mm.

Quando se compara para a mesma profundidade de usinagem ($1,6 \text{ mm}$) e avanço ($0,18 \text{ mm/volta}$), porém variando a velocidade de corte de 75 para 90 m/min a taxa de remoção de material aumenta em 20% , no entanto o volume efetivo de cavaco removido diminui 85% em função da vida da ferramenta ter sido muito menor para a maior velocidade, conforme a Figura 4.20.

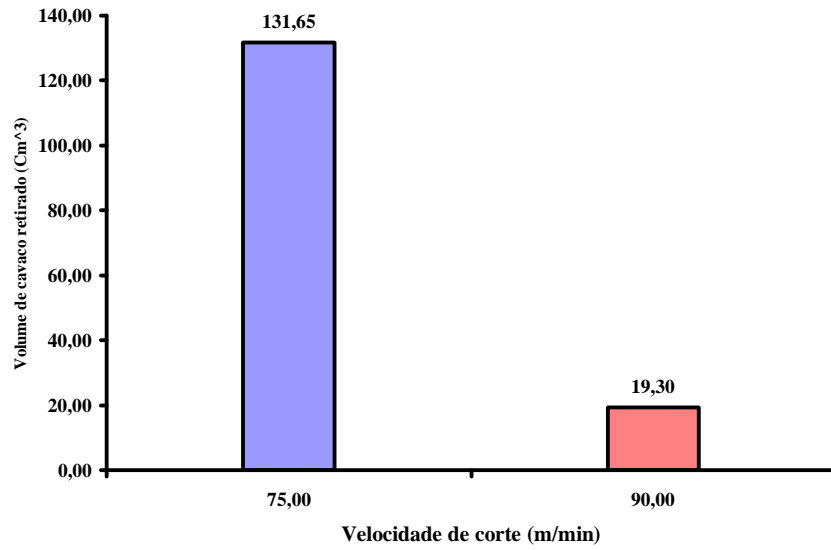
Volume de cavacos removidos $f = 0,18$ mm/volta, $a_p = 0,8$ mm

Figura 4.20 – Histograma relacionando volume de cavaco removido com a velocidade de corte ($a_p=0,8$ mm e $f=0,18$ mm): $v_c=75$ e 90 m/min.

Finalizando é possível observar que, com a velocidade de corte de 75 m/min, avanço de $0,15$ mm/volta e profundidade de usinagem de $0,8$ mm, um maior volume de cavaco foi obtido, em relação aos demais conjuntos de parâmetros de usinagem utilizados. Dessa forma, observa-se que uma maior retirada de cavaco ocorreu para a situação na qual o maior comprimento de corte foi obtido, a despeito de existirem taxas de remoção muito maiores, porém a utilização destes parâmetros de usinagem não propiciou que se alcançasse um desempenho superior ao conjunto citado.

4.4 – Análise dos Cavacos Formados

A seguir serão apresentadas as fotografias digitais dos cavacos obtidos durante os testes para os conjuntos de parâmetros utilizados.

Pode ser observado pelas fotografias dos cavacos (Figura 4.21), que para o avanço de 0,15 e 0,18 mm/min a forma do cavaco se manteve na forma de lascas, aumentando somente a espessura dos mesmos para o maior avanço.



(a)



(b)

Figura 4.21 – Cavacos obtidos para a $v_c = 75$ m/min e $a_p = 0,8$ mm: (a) $f = 0,15$ mm/volta e (b) $f = 0,18$ mm/volta

Quando se compara os cavacos formados para o mesmo avanço, porém variando a profundidade de usinagem de 0,8 para 1,6 mm (Figura 4.22), observase a passagem da forma do cavaco de lascas para helicoidal (longo).



(a)



(b)

Figura 4.22 – Cavacos obtidos para a $v_c = 75$ m/min, $a_p = 1,6$ mm e $f = 0,18$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.

Para os três avanços testados na $v_c=90$ m/min (0,12; 0,15 e 0,18 mm/volta) observe-se nos cavacos obtidos, uma transição da forma de fita para a helicoidal (Figuras 4.23, 4.24 e 4.25).



(a)



(b)

Figura 4.23 – Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e $f = 0,12$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.



Figura 4.24 – Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e $f = 0,15$ mm/volta.



(a)



(b)

Figura 4.25 – Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ mm e $f = 0,18$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.

Porém quando da variação da profundidade de usinagem de 0,8 para 1,6 mm e (figura 4.26) a forma do cavaco foi alterada passando a ser nitidamente helicoidal (longo), como ocorreu para a velocidade de 75 m/min.



(a)



(b)

Figura 4.26 – Cavacos obtidos para a $v_c = 90$ m/min, $a_p = 1,6$ mm e $f = 0,18$ mm/volta: (a) cavaco por inteiro e (b) detalhe do cavaco.

Em relação aos cavacos obtidos, no tocante a sua forma, fica nítida a conclusão de que a velocidade ideal para um melhor controle da forma do cavaco seria a de 75 m/min, já em relação à profundidade de usinagem mais adequada, a de 0,8 mm foi a que apresentou o melhor controle da forma do cavaco. Quanto à escolha do avanço, em termos do cavaco não houve diferença, assim sendo, outros fatores deveriam ser levados em conta neste caso.

4.5 - Considerações Finais

Através do gráfico da Figura 4.27, é possível observar um resumo sobre o comportamento da usinagem do Nimonic 80A, quanto à influência dos parâmetros de corte na vida da ferramenta. Assim sendo, aumentando a velocidade de corte a vida diminui drasticamente, aumentando o avanço a queda na vida também ocorre, porém numa taxa menor, por fim, aumentando a profundidade de usinagem, a vida da ferramenta apresenta uma leve diminuição.

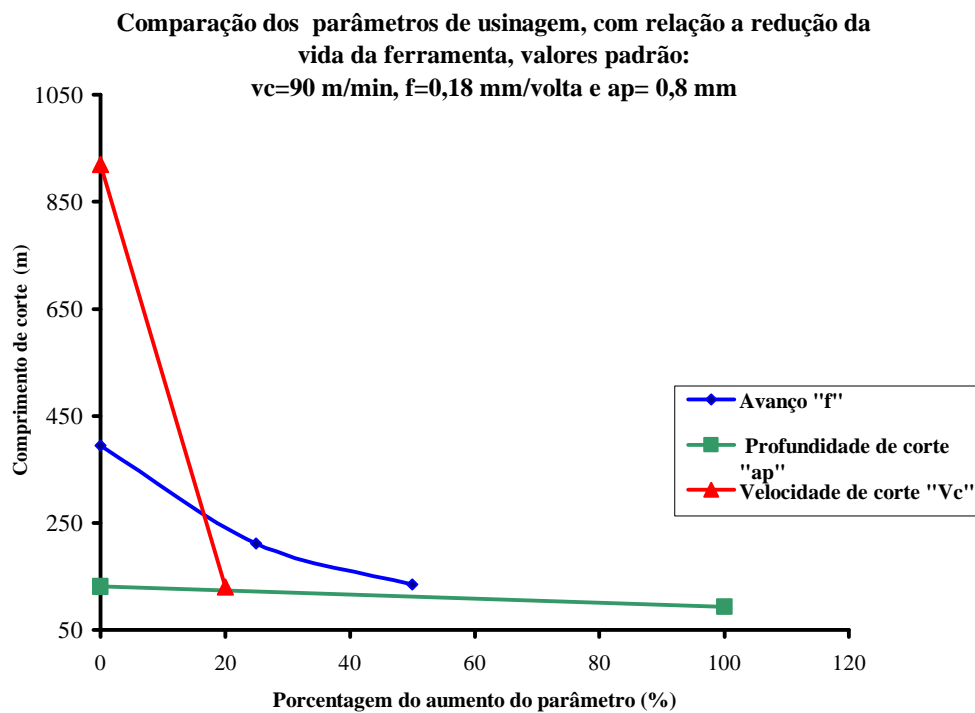


Figura 4.27 – Comparação entre a variação dos parâmetros de corte e a vida da ferramenta

Em relação à variação do volume de cavaco a partir da mudança nos parâmetros de corte, o mesmo pode ser apresentado por meio do gráfico da Figura 4.28, o qual serve de

resumo. Assim, dos parâmetros o único que possibilitou um aumento na taxa de remoção acompanhado de um aumento no volume efetivamente removido foi a profundidade de corte, para a $v_c=90$ m/min, porém a redução mais drástica no volume se deu justamente quando da variação da velocidade de corte. O incremento no avanço também contribuiu para a queda no volume de cavaco, mas de forma mais branda.

Comparação dos principais parâmetros de usinagem em função do de cavaco removido, valores padrão: $v_c=90$ m/min, $f=0,18$ mm/volta e $a_p=0,8$ mm

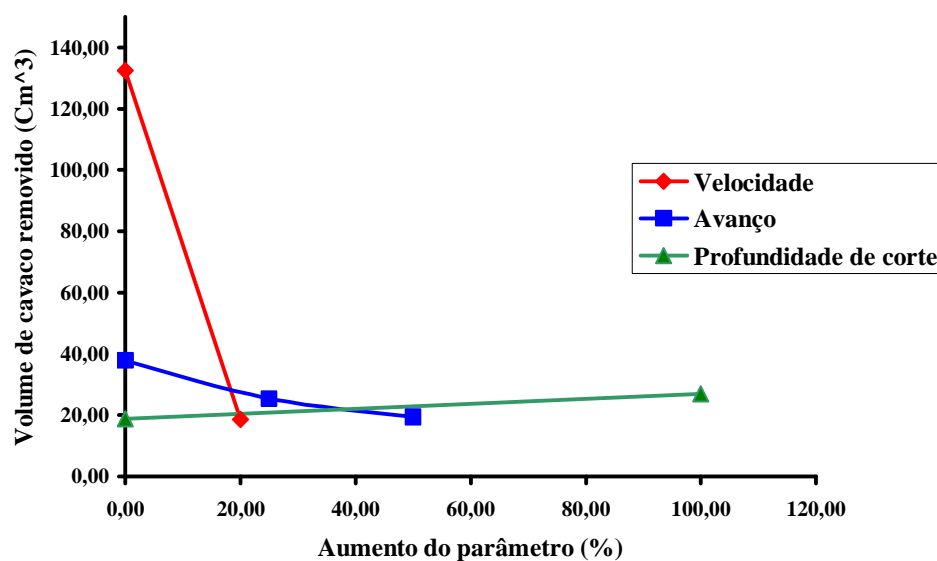


Figura 4.28 – Comparação entre a variação dos parâmetros de corte e o volume de cavaco removido

Relacionando-se os resultados obtidos em termos de vida da ferramenta para todos os testes envolvendo a variação dos parâmetros de usinagem, foi possível obter o gráfico da Figura da 4.29, no qual se evidencia que os melhores índices para o torneamento do Inconel 80A com ferramenta de metal duro sem cobertura na presença de fluido de corte, foram

alcançados para o conjunto: velocidade de corte de 75m/min, avanço de 0,15mm/volta e profundidade de usinagem de 0,8mm.

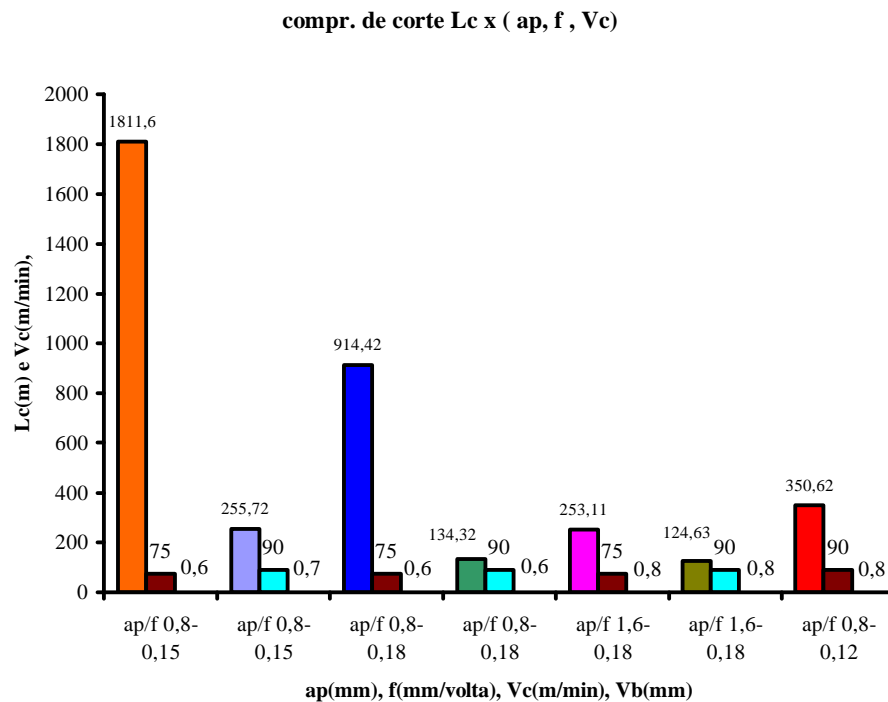


Figura 4.29 – Histogramas relacionando todos os parâmetros de corte avaliados.

Relacionando agora, os resultados obtidos de todos os testes envolvendo a variação dos parâmetros de usinagem com a rugosidade obtida e a forma dos cavacos produzidos, foi possível obter o gráfico da Figura da 4.30, no qual se evidencia que os melhores índices foram alcançados para o conjunto: velocidade de corte de 75m/min, avanço de 0,15mm/volta e profundidade de usinagem de 0,8mm. Embora, o menor valor de rugosidade obtido tenha sido para a $v_c = 90$ m/min, $f = 0,12$ mm/min e $a_p = 0,8$ mm, este conjunto não apresentou uma forma de cavaco adequada, além de proporcionar uma vida da ferramenta muito pequena quando comparada aos valores apresentados com $v = 75$ m/min, $f = 0,15$ mm/min e $a_p = 0,8$

mm (Figura 4.29). Este conjunto apresentou além de uma forma de cavaco mais adequada o maior valor de vida para todos os conjuntos.

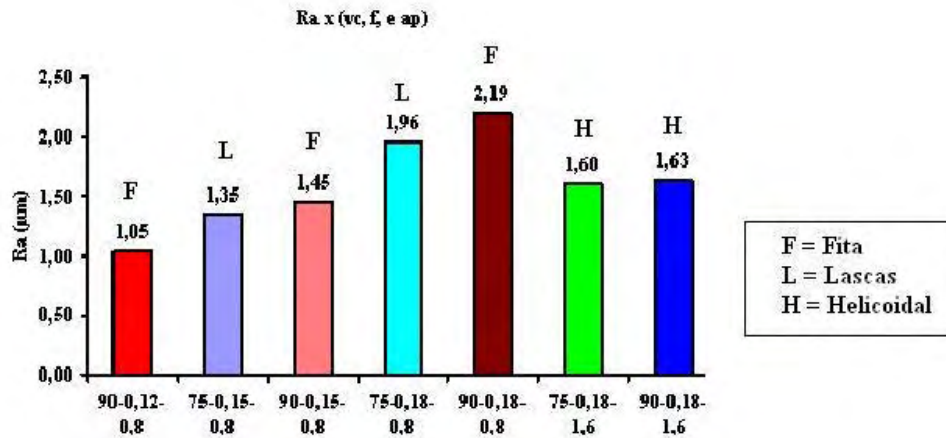


Figura 4.30 – Histogramas relacionando os parâmetros de corte, forma de cavaco e rugosidade.

Embora pela representação da área de aplicação do quebra-cavaco utilizado nos testes (Figura 4.31), pareça ser o ponto *a* o ideal para a utilização da ferramenta, na prática não se mostrou o mais adequado, pois ele representa o conjunto $f=0,18$ mm/volta e $a_p=1,6$ mm. O qual não teve o melhor desempenho, principalmente quando associado à $v_c=75$ m/min, que foi a de melhor desempenho com o conjunto indicado pela letra *c*. Já para a velocidade de 90 m/min o melhor conjunto foi o indicado pela letra *b*.

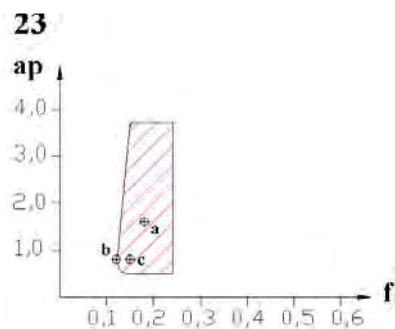


Figura 4.31 – Representação da região de aplicação do quebra-cavaco utilizado (adaptado de Sandvik, 2002).

5. CONCLUSÕES

Em função dos ensaios realizados com o Nimonic 80A em torneamento com ferramentas de metal duro sem cobertura algumas conclusões podem ser feitas:

- ? A correlação entre a vida da ferramenta e o avanço se diferenciou do convencional, ou seja, aumentando o avanço ocorre uma diminuição na vida da ferramenta, possivelmente em função da alta abrasividade da liga.
- ? Sobre os desgastes observados, cabe mencionar que em todos os casos houve craterização acentuada da superfície de saída das ferramentas, assim como marcas típicas de desgaste abrasivo na superfície de folga das mesmas.
- ? Quanto aos cavacos formados, para o conjunto de parâmetros utilizados, houve uma predominância de cavacos em fita ou helicoidal para $v_c=90$ m/min, e lascas e helicoidal para a $v_c=75$ m/min.
- ? Em relação à remoção de cavacos, embora houvessem taxas de remoção muito maiores, porém a utilização destes parâmetros de usinagem não propiciou que se alcançasse um desempenho superior ao conjunto que já havia apresentado o melhor comprimento de corte.
- ? Em suma, para a faixa de parâmetros testados e para o quebracavaco utilizado a melhor opção para a operação seria a de 75 m/min, avanço de 0,15 mm/volta e profundidade de usinagem 0,8 mm, pois apresentou os melhores cavacos formados, a menor rugosidade e o maior volume removido de material e conseqüentemente a maior vida da ferramenta.

6. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

É evidente que este trabalho não encerra o tema, por isso a seguir são apresentadas algumas sugestões para novas pesquisas:

- a) Estudar a forma do perfil da rugosidade gerada na superfície das peças;
- b) Estudar a variação da deformação nos cavacos gerados para as diferentes condições de corte;
- c) Estudar o efeito de outras estratégias de aplicação de fluido de corte, MQF e sem fluido, por exemplo;
- d) Estudar as possíveis variações micro-estruturais na superfície das peças em função da aplicação de fluido de corte de forma abundante, MQF ou ausência de fluido.
- e) Estudar a utilização de outras classes de ferramentas para o mesmo conjunto de parâmetros de corte

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6405: Rugosidade das Superfícies. Rio de Janeiro: ABNT, 5p, 1988.
- BÄKER, M.; RÖSLER, J.; SIEMERS, C. Deformation and microstructure of titanium chip and workpiece. *Zeitschrift für Metallkunde*, v. 92 (2), p. 853 - 859, 2001.
- BAYOUMI, A. E., XIE, J. Q., Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy. *Materials Science & Engineering*, A190, p. 173-180, 1995.
- CHOUDHURY, I. A.; BARADIE, M. A. Machinability of Nickel-base Super Alloys: A General Review. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 77, p. 278-287, 1998.
- CUNHA, E. A. **Estudo da usinagem por torneamento da liga ASTM AA-7050 T7451**. 2004, 84f. Dissertação (Mestrado em Ciência dos Materiais) - Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Lorena.
- CUNHA, E. A. et al. Influência do avanço na variação da rugosidade do alumínio **Máquinas e Metais**, v. 41 (474), p. 40 -52, 2005.
- DI RAIMO, E.; PORTO, A. J. V. Rugosidade e Espalhamento Luminoso em Superfícies de Alumínio Torneadas com Ferramenta de Diamante Monocristalino. In: Anais do XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM, p.23-26, Uberlândia: 2001.
- DINIZ, A. E., COPPINI, N. L. E MARCONDES, F. C. Tecnologia da usinagem dos materiais. Editora M.M, São Paulo, 242f, 1999.
- DINIZ, A. E.; NORITOMI, P. Y. Influência dos parâmetros de corte na rugosidade. **Máquinas e Metais**. São Paulo, v. 35 (391), p. 92- 101, 1998.
- EZUGWO, E. O, WANG, Z. M., Titanium alloys and their machinability, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 68, p.262 - 274, 1997.
- EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, v.134,(2), p. 233-253, 2003.
- EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M.; MACHADO A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 86, p. 1 - 16, 1999.
- HEINZ, A. et al. Recent development in aluminum alloys for aerospace applications. *Materials Science & Engineering A*, v. 280, (1), p. 102- 107, 2000.
- HEISEL, U.; LUTZ, D.; WASSMER, R.; WALTER, U. A técnica da quantidade mínima de fluidos e suas aplicações nos processos de corte. **Máquinas e Metais**, v 34 (386), p. 22-38, 1998.

- JEELANI, S., RAMAKRISHNAN, K. Surface damage in machining titanium 6Al-2Sn-4Zr-2Mo alloy. **Journal of Materials Science**, v. 20, p. 3245 - 3252, 1985.
- KITAGAWA, T., KUBO, A., MAEKAWA, K. Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, v. 202, p. 142 - 148. 1997.
- KONIG, W.; GERSCHWILER, K. Machining nickel-based superalloys. **Manufacturing Engineering**, v. (3), p. 102– 108, 1999.
- KOPAC, J; BAHOR, M., Interaction of the technological history of a workpiece material and the machining parameters on the desired quality of the surface roughness of a product. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 92-93, p. 381 - 387, 1999.
- LÓPEZ DE LACALLE, L.N., LLORENTE, J.I., SÁNCHEZ, J.A. Improving the cutting Parameters the machining of Nickel and Titanium alloys, in *Annals of the CIRP*, v. 47, 1998.
- MACHADO, A. R.; DINIZ, A. E. Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte. **Máquinas e Metais**. v. 37 (419), p. 134– 151, 2000.
- MASON, F. Usinando a seco, ou quase a seco. **Máquinas e Metais**. v.37 (424), p 160-173, 2001.
- MOREIRA, M. R. V. **Estudo da usinagem da liga Ti-6Al-4V**. 2002, 123f. Dissertação (Mestrado em Ciência dos Materiais) - Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Lorena.
- MOREIRA, M. R. V.; CUNHA, E. A. E RIBEIRO, M. V. Finish machining of titanium alloy (6-4). In: *Anais do XVII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM*, CD-ROM, São Paulo,SP,2003.
- NOVASKI, O. DÖRR, J. Usinagem sem refrigeração. **Máquinas e Metais**, v. 35 (398), p 18-27, 1999.
- PIRES, J. R. E DINIZ, A. E. Evitando o desperdício de ferramentas de torner: uma aplicação em chão de fábrica. **Máquinas e Metais**, v. 32 (370), p. 73-75, 1996.
- REIS, M. A. E SILVA M. B. Análise das superfícies usinadas em presença de aresta postiça de corte. In: *I Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF*, CD-ROM, Curitiba, 2001.
- RIBEIRO, M. V.; MOREIRA, M. R. V.; FERREIRA, J. R. Optimization of titanium alloy (6Al-4V) machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v 143/144C, p. 453-458, 2003.
- RIBEIRO, M. V. **Otimização das Condições de Corte Assistida por Computador Durante o Desenvolvimento do Processo**, 1999. 138f., Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica)- Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP, Campinas.
- SANDVIK - Coromant. Ferramentas para torneamento Catálogo G1000:8, 2002.

SENAI/SP Rugosidade Superficial nas Operações de Torneamento- Santa Bárbara do Oeste-Fundação Romi Formação de Formadores,2002.

SHUANGQUN, Z.; XIE, X.; SMITH, G. D.; PATEL, S. J. Gamma prime coarsening and age hardening behaviors in a new nickel base alloys. **Materials Letters**. p. 1784 - 1787, 2004.

SILVA, L. R. et al. Estudo da geometria de corte para torneamento de Inconel **Máquinas e Metais**, v. 37 (427), p. 32– 55, 2001.

VIGNEAU, J. Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e superligas. **Máquinas e Metais**, v. 32 (380), p. 16– 32, 1997.

WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R. B.; BARBA JUNIOR, D. J.; KISH, M. Qualidade superficial e formação de cavacos na usinagem de Al e Cu. **Máquinas e Metais**, p.82-89, Maio 1994.

WATANABE, C. T. **Estudo da otimização do torneamento em ambiente de manufatura celular**. 2003. 82f, Dissertação (Mestrado em Engenharia dos Materiais) - Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Lorena.

WITTING, H. Torneamento de superligas. **Máquinas e metais**, v. 38 (440), p 156– 165, 2002.

APÊNDICE - A

Na Tabela 1 pode-se observar os valores teóricos de rugosidade empregados para análise tomando-se como base, desgaste de flanco $VB= 0,6\text{mm}$ máx (vida da ferramenta). Nas tabelas 2 a 8 estão contidos os valores obtidos após a realização dos ensaios de usinagem.

Tabela 1 – Valores teóricos de rugosidade empregados para análise

avanço	R_a (? m)	R_v (? m)
	Teórico	Teórico Experimental
0,18	1,27	5,06
0,15	0,88	3,52
0,12	0,56	2,25

Tabela 2 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=75\text{m/min}$), avanço ($f=0,15\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)

Lc (m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
178,11	0,10	2,22	0,82	6,89
345,02	0,10	4,22	0,96	9,59
505,74	0,30	6,08	0,88	9,27
664,13	0,30	7,89	1,24	5,97
816,33	0,30	9,52	1,33	5,97
962,33	0,40	11,04	1,22	6,20
1102,13	0,40	12,45	1,15	7,33
1235,74	0,40	13,74	1,09	7,63
1363,15	0,50	14,95	0,81	4,87
1484,36	0,50	16,01	0,71	3,57
1599,38	0,50	16,43	1,17	4,53
1708,2	0,50	17,74	1,35	10,13
1811,60	0,60	19,20	0,80	7,70

Tabela 3 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=75\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)

Lc (m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
165,32	0,20	2,20	1,75	7,47
325,47	0,20	4,34	1,91	8,80
480,46	0,40	6,41	1,87	9,53
630,28	0,40	8,40	1,96	9,03
774,93	0,50	10,33	1,94	8,03
914,42	0,60	12,19	1,93	13,07

Tabela 4 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=75\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=1,6\text{mm}$)

Lc(m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
149,20	0,30	1,99	1,6	7,10
253,11	0,80	3,37	1,38	9,60

Tabela 5 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,12\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)

Lc (m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
179,20	0,10	1,99	1,05	8,00
350,65	0,50	3,90	0,88	4,67

Tabela 6 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,15\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)

Lc(m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
130,96	0,40	1,46	1,29	5,53
255,72	0,70	2,84	1,45	9,04

Tabela 7 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=0,8\text{mm}$)

Lc (m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
134,32	0,60	1,49	2,19	13,70

Tabela 8 – Valores experimentais dos ensaios em função da velocidade de corte ($v_c=90\text{m/min}$), avanço ($f=0,18\text{mm/volta}$) e profundidade de usinagem ($a_p=1,6\text{mm}$)

Lc (m)	VB (mm)	t_c (min)	Ra (? m)	Ry (? m)
124,63	0,80	1,38	1,63	7,63

Já na tabela 9 constam os valores de taxa de remoção de material e volume removido de cavaco nos ensaios.

Tabela 9 – Valores experimentais de taxa de material removido e volume de cavaco removido em função da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem.

v_c (m/min)	f (mm/volta)	a_p (mm)	Q (cm³/min)	Vol. (cm³)
75	0,15	0,8	9	172,8
75	0,18	0,8	10,8	131,65
75	0,18	1,6	21,6	72,79
90	0,12	0,8	8,64	33,70
90	0,15	0,8	10,80	30,67
90	0,18	0,8	12,96	19,30
90	0,18	1,6	25,92	35,77