unesp UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

RENANN PEREIRA GAMA

ESTUDO DA FORMAÇÃO DO CAVACO NO TORNEAMENTO DE SUPERLIGAS DE NÍQUEL

Guaratinguetá

2014

RENANN PEREIRA GAMA

ESTUDO DA FORMAÇÃO DO CAVACO NO TORNEAMENTO DE SUPERLIGAS DE NÍQUEL

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

2014

G184e

Gama, Renann Pereira

Estudo da formação do cavaco no torneamento de superligas de níquel / Renann Pereira Gama – Guaratinguetá : [s.n], 2014.

128 f : il.

Bibliografia: f. 120

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2014.

Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

1. Usinagem 2. Ligas de níquel I. Título

CDU 621.9 (043)

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

RENANN PEREIRA GAMA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
"MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho
Coordenador

B A N C A E X A M I N A D O R A:

Prof. Dr. MARCOS VALÉRIO RIBEIRO
Orientador / UNESP - FEG

Prof. Dr. MANOEL CLEBER DE SAMPAIO ALVES
UNESP - FEG

Prof. Dr. AMAURI HASSUI
UNICAMP

Fevereiro de 2014

DADOS CURRICULARES

RENANN PEREIRA GAMA

NASCIMENTO	16.12.1986 – GUARATINGUETÁ / SP
FILIAÇÃO	João Batista Gama
	Rosimeire Pereira da Silva
2007/2011	Curso de Graduação
	Engenharia de Materiais - Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" *campus* de Guaratinguetá.
2012/2014	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado - Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" *campus* de Guaratinguetá.

Dedico este trabalho à minha esposa Camila, pelo apoio incondicional, e de modo especial, ao meu filho Miguel, que com seus poucos anos de vida, foi o grande motivador para a conclusão deste Mestrado.

Dedico ainda aos meus Pais, João e Rosimeire, pelo incansável incentivo à educação de seus filhos.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus, fonte de vida e graça. Agradeço pela minha vida, minha família e meus amigos, e a oportunidade recebida para o prosseguimento em meus estudos;

ao meu orientador, *Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro* pela orientação, dedicação e auxílio na condução dos trabalhos;

à minha esposa Camila e meu filho Miguel que, apesar das dificuldades enfrentadas, sempre foram motivo de incentivo ao prosseguimento de meus estudos;

aos funcionários e técnicos da FEG pelo apoio nas atividades de usinagem realizadas no laboratório de usinagem do Campus de Guaratinguetá;

à UNESP – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá por me acolher e dispor de toda sua infraestrutura;

à Villares Metals pelo fornecimento da matéria-prima utilizada na realização dos ensaios;

à Capes pelo apoio financeiro.

“Só sabemos com exatidão quando sabemos pouco; à medida que vamos adquirindo conhecimento, instala-se a dúvida.”

Goethe

GAMA, R.P. **Estudo da formação do cavaco no torneamento de superligas de níquel.** 2014. 128f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2014.

RESUMO

O aumento das exigências mundiais por melhores produtos e a crescente competição entre empresas no mercado globalizado aumenta a busca por processos que garantam menores custos aliados a grande produtividade e produto de alta qualidade. Assim o grande desenvolvimento industrial e tecnológico tem aumentado a pesquisa em processos de usinagem que promovam, por exemplo, alto desempenho no que diz respeito à remoção de material, menor avaria e desgaste da ferramenta e menores impactos ao meio ambiente. Em relação às superligas a base de níquel, as mesmas têm um papel extremamente importante nas indústrias aeronáutica, automobilística, petróleo e gás dentre outras. As superligas a base de níquel estudadas foram a Nimonic 80A, o Inconel 718 e a Pyromet A31, materiais de difícil usinagem que possuem alta resistência mecânica e à corrosão em temperaturas elevadas. O objetivo deste trabalho é o estudo da formação do cavaco em relação aos diversos parâmetros de usinagem, a fim de alcançar alto desempenho e melhorias no torneamento cilíndrico externo destas ligas. As ligas foram torneadas utilizando-se diversos parâmetros de usinagem: velocidades de corte (75 e 90 m/min), avanço (0,15 e 0,18 mm/rot), profundidade (0,8 mm), Mínima Quantidade de Fluido (MQF), Fluido abundante e ferramenta de metal duro com recobrimento (TiAlN). Analisou-se a formação de cavacos, a rugosidade do material, o volume de material removido, o comprimento usinado. Foram realizadas ainda análises macroestruturais e de tempo de vida das ferramentas utilizadas a fim de se detectar possíveis desgastes, bem como análises microestruturais dos cavacos através da microscopia óptica e das ferramentas por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e espectroscopia de energia dispersiva (EDS). Assim foi possível notar que há mais de um tipo de desgaste associado ao torneamento das ligas de níquel, bem como a velocidade de corte de 75 m/min foi a melhor em termos gerais para utilização de fluido abundante. A respeito da aplicação de MQF o mesmo só apresentou resultados satisfatórios para a liga Inconel 718.

PALAVRAS-CHAVE: Usinagem. Superligas de níquel. Lubrificação. Desgaste de flanco. Caracterização de cavacos. Torneamento.

GAMA, R.P. **Study of chip formation in the turning of nickel based superalloys.** 2014. 128f. Dissertation (Master's degree in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2014.

ABSTRACT

The increase of world requirements per better products and the growing competition between companies in the global market makes them seek processes that ensure lower costs allied to high productivity and high quality product. Thus the great industrial and technological development has increased the search for machining processes that promote, for example, high performance as regards the chip removal, less tool wear and failure and reduced impact on the environment. Regarding superalloys based on nickel, they have an extremely important role in the aeronautical and automotive industries among others. The nickel-based superalloy studied are the Nimonic 80A, Inconel 718, Pyromet A31 difficult to machine materials that has high mechanical strength and corrosion resistance at higher temperatures. The objective of this work is to study the influence of the application of cutting fluids in turning and the machining parameters in order to achieve high performance and optimization of machining this alloys. The alloys were machined using various machining parameters: cutting speed (75 and 90 m/min), feed rate (0,15 and 0,18 mm/rot), cutting depth (0,8 mm), Minimum Quantity fluid (MQF), Fluid abundant and coated tools. After turning chip samples were obtained, was measured the surface roughness, chip volume removed, cutting length and macrostructural analyzes were performed and of lifetime of the tools used in order to detect possible wear, as well as, microstructural analyzes of the chips by optical microscopy and tools by scanning electron microscopy (SEM) and energy dispersive spectroscopy (EDS). Thus it was possible to note that there is more than one type of wear associated the turning of nickel alloys, as well as the cutting speed of 75 m/min was the best in general terms for use of abundant fluid. Regarding the application of MQF obtained satisfactory results in order to justify its application for Inconel 718.

KEYWORDS: Machining. Nickel superalloys. Lubrication. Flank wear. Chip characterization. Turning.

SUMÁRIO

1.INTRODUÇÃO.....12
2.OBJETIVOS.....14
3.REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....15
3.1COMPOSIÇÃO DAS SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL.....15
3.2ELEMENTOS DE LIGA E MICROESTRUTURA DAS SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL.....17
3.3CLASSIFICAÇÃO DAS LIGAS À BASE DE NÍQUEL.....19
3.4LIGAS DE NÍQUEL RESISTENTES A ALTAS TEMPERATURAS.....22
3.5USINAGEM DE SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL.....23
3.6USINABILIDADE DE LIGAS À BASE DE NÍQUEL.....26
3.7DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÕES DE LIGAS A BASE DE NÍQUEL..... 30
3.8ASPECTOS TRIBOLÓGICOS DA USINAGEM.....33
3.8.1Mecanismo de formação do cavaco.....33
3.8.2Interface cavaco-ferramenta.....35
3.8.3Classificação dos cavacos.....37
3.8.3.1Tipos de Cavaco.....37
3.8.3.2Formas de Cavaco.....39
3.8.4Temperatura de usinagem.....40
3.8.5Avarias e desgaste da ferramenta.....41
3.9FERRAMENTAS DE CORTE.....50
3.9.1Seleção da ferramenta.....51
3.9.2Tipos de revestimentos.....52
3.9.2.1Revestimentos para PVD.....57
3.9.2.2Materiais de ferramentas para usinagem de superligas à base de níquel.....59
3.9.2.3Usinabilidade das ligas à base de níquel com ferramentas de metal duro.....62
3.9.2.4Uso da lubrificação para melhoria da usinabilidade.....65
3.9.2.5Integridade superficial na usinagem de superligas à base de níquel.....68
3.9.2.6Vida da ferramenta.....70
4.MATERIAIS E MÉTODOS.....73
4.1MATERIAL UTILIZADO.....73
4.2EQUIPAMENTOS E ENSAIOS DE USINAGEM.....74

4.3METODOLOGIA....83
4.3.1Análise da superfície usinada....85
4.3.2Análise do desgaste da ferramenta....85
4.3.3Análise dos cavacos da matéria-prima....86
4.3.4Análise do volume de material removido e tipos de cavacos gerados....86
5.RESULTADOS E DISCUSSÃO....88
5.1LUBRIFICAÇÃO ABUNDANTE....88
5.1.1Formação dos cavacos....88
5.1.2Vida da ferramenta....92
5.1.3Volume de material removido....97
5.1.4Rugosidade....99
5.2LUBRIFICAÇÃO MQF....106
5.2.1Formação dos cavacos....106
5.2.2Vida da ferramenta....109
5.2.3Volume de material removido....110
5.2.4Rugosidade....111
6.CONCLUSÃO....118
REFERÊNCIAS....120

1. INTRODUÇÃO

A crescente competição entre empresas no mercado mundial faz com que as mesmas busquem processos que lhes garantam menores custos aliados a maiores produtividades e produtos de alta qualidade. Além da busca por melhores processos as empresas devem avaliar os materiais de que são feitos os seus produtos a fim de determinar suas propriedades e características.

Assim o grande desenvolvimento industrial e tecnológico tem aumentado a busca por processos de usinagem que promovam, por exemplo, menor desgaste da ferramenta, grande capacidade de remoção de cavaco, menor avaria da ferramenta e materiais que possuam maior resistência ao desgaste e à oxidação e corrosão.

O desenvolvimento de 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. Originalmente, para estes 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".

Em relação às ligas a base de níquel, as mesmas têm um papel extremamente importante na indústria aeronáutica, automobilística, naval, 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. O grande emprego destas ligas nas indústrias mencionadas se dá principalmente devido ao seu excelente desempenho em temperaturas elevadas mantendo propriedades como alta resistência mecânica, à fadiga, à fluidez e boa resistência à corrosão.

Dentre os materiais que atendem ao requisito resistência mecânica e à corrosão em temperaturas elevadas estão as superligas à base de níquel *Pyromet A31, Nimonic 80A e a Inconel 718*. As superligas de níquel possuem uma grande quantidade de elementos de liga que proporcionam ao material propriedades bastante elevadas. Porém algumas das propriedades que são elevadas acabam dificultando a usinagem e acarretando em diversos problemas.

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

As ligas de níquel podem ser endurecidas, por exemplo pela precipitação de $Ni_3(Al-Ti)$ chamada de fase (gama) no sistema Ni-Al-Ti 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.

As ferramentas usadas para usinagem destas ligas devem possuir, portanto, adequada dureza a quente devido às altas temperaturas geradas em condições de altas velocidades de corte. As falhas típicas observadas quando se usina estas ligas são: desgaste de flanco, desgaste de cratera, falha catastrófica, entre outras, o que causa um grande número de paradas para a troca da ferramenta e acerto da máquina, aumentando consideravelmente os chamados tempos improdutivos de operação. Desta forma, para se garantir as melhores condições de usinagem, se faz extremamente necessário o entendimento da microestrutura dos materiais envolvidos, do comportamento das ferramentas de corte e da eficiência dos processos de usinagem empregados.

2. OBJETIVOS

A presente dissertação visa levantar dados a respeito da influência dos parâmetros de corte e do modo de aplicação do fluido lubri-refrigerante no processo de torneamento de ligas de níquel.

A seguir são descritos os principais objetivos desta dissertação:

- Estudar a formação dos cavacos quando da usinagem por torneamento das superligas à base de níquel (Pyromet A31, Nimonic 80A e Inconel 718), com enfoque na caracterização dos cavacos obtidos na usinagem por torneamento sob diversas condições de corte.
- Buscar uma relação entre as deformações dos cavacos e a rugosidade apresentada pela superfície da peça.
- Estudar a influência da técnica de utilização de mínimas quantidades de fluido (MQF), para a melhoria no desempenho no processo de torneamento das superligas à base de níquel (Pyromet A31, Nimonic 80A e Inconel 718), fazendo uma comparação com a utilização de fluido abundante;
- Estudar a influência de ferramentas de corte com recobrimento no processo de usinagem das superligas à base de níquel (Pyromet A31, Nimonic 80A e Inconel 718), relacionado às diferentes velocidades de corte e avanços.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir serão apresentadas informações sobre composição das ligas de níquel, efeito dos elementos de liga nas propriedades das mesmas e conceitos de usinagem, bem como diversos assuntos de grande importância no que diz respeito à usinagem destas ligas.

3.1. COMPOSIÇÃO DAS SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL

As superligas à base de níquel compreendem uma ampla faixa de composições químicas e isso é devido a algumas de suas propriedades como a resistência mecânica e a fluência em um amplo intervalo de temperaturas.

Segundo Kalpakjan (1991), geralmente as composições químicas nominais das ligas à base de níquel ficam na faixa de 38 a 76% em peso de Níquel, até 27% em peso de cromo (Cr) e 20% em peso de cobalto (Co). Nestas ligas também encontra-se elementos como o Tungstênio (W), Tântalo (Ta) e Molibdênio (Mo) em menores proporções que melhoram a resistência mecânica e a oxidação da liga.

Como nas superligas à base de níquel existe uma adição de diversos elementos de liga em proporções elevadas, existem algumas propriedades importantes para a usinagem que são prejudicadas como por exemplo a condutividade térmica.

Para o níquel puro a condutividade térmica é da ordem de 90,7 W/m.K, superior a vários elementos como por exemplo o ferro que é da ordem de 80,3 W/m.K. Já no caso das superligas à base de níquel a condutividade térmica passa a ser da ordem de 10% a do níquel puro (Cartech, 2013).

Para usinagem o melhor seria obter superligas à base de níquel com condutividade térmica maiores a fim de diminuir os gradientes de temperatura, havendo portanto uma melhor dissipação do calor durante o processo e assim reduzir o risco de falhas no processo devido fadiga térmica e desgaste das ferramentas o que acarretaria em diversos problemas.

Nos Quadros 3.1 e 3.2 são apresentados respectivamente os efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas, a condutividade térmica e a expansão térmica de algumas superligas à base de níquel.

Quadro 3.1 - Efeito da temperatura nas propriedades mecânicas de algumas superligas de níquel

Liga	Forma	Tensão de Ruptura			Tensão de Escoamento			Alongamento %		
		21 ºC	540 ºC	760 ºC	21 ºC	540 ºC	760 ºC	21 ºC	540 ºC	760 ºC
		MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa			
Inconel 718	Barra	435	1275	950	1185	1065	740	21	18	25
Inconel X-750	Barra	1200	1050	...	815	725	...	27	26	...
Nimonic 80A	Barra	1000	875	600	620	530	505	39	37	17
Nimonic 90	Barra	1235	1075	655	810	725	540	33	28	12
Nimonic 105	Barra	1180	1130	930	830	775	740	16	22	25
Nimonic 115	Barra	1240	1090	1085	865	795	800	27	18	24
Nimonic 263	Chapa	970	800	650	580	485	460	39	42	21
Nimonic 942	Barra	1405	1300	900	1060	970	860	37	26	42
Pyromet 860	Barra	1295	1255	910	835	840	835	22	15	18
René 41	Barra	1420	1400	1105	1060	1020	940	14	14	11
Udimet	Barra	1310	1185	...	930	830	...	30	26	...
Pyromet A31[(a)]	Barra	1200	1083	804	760	655	692	30	...	...

(a) Valores retirados da Norma para a liga solubilizada e envelhecida

Fonte: Adaptado de (METALS HANDBOOK, 1998) e (a) (SAE J775, 2004)

Quadro 3.2 - Condutividade térmica e expansão térmica de algumas superligas à base níquel

Liga	Forma	Condutividade Térmica			Coeficiente médio de expansão térmica 10^{-6}/K		Resistividade Elétrica nΩ.m
		21 ºC	538 ºC	871 ºC	538 ºC	871 ºC	
		W/m.K	W/m.K	W/m.K			
Inconel 718	Barra	11,4	19,6	24,9	14,4	...	1250
Inconel X-750	Barra	12,0	18,9	23,6	14,6	16,8	1220
Nimonic 80A	Barra	8,7	15,9	22,5	13,9	15,5	1240
Nimonic 81	Barra	10,8	19,2	25,1	14,2	17,5	1270
Nimonic 90	Barra	9,8	17,0	...	13,9	16,2	1180
Nimonic 105	Barra	10,8	18,6	24,0	13,9	16,0	1310
Nimonic 115	Barra	10,7	17,6	22,6	13,3	16,4	1390
Nimonic 263	Chapa	11,7	20,4	26,2	13,7	16,2	1150
Nimonic 942	Barra	...	...	...	14,7	16,5	...
Pyromet 860	Barra	...	...	...	15,4	16,4	...
René 41	Barra	9,0	18,0	23,1	13,5	15,6	1308
Pyromet A31[(a)]	Barra	13	19,8	23,2	14,0	14,8	1220

Fonte: Adaptado de (ASM HANDBOOK, 2005), (a) (Norma SAE J775 2004) e (Cartech 2013).

3.2. ELEMENTOS DE LIGA E MICROESTRUTURA DAS SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL

A matriz austenítica das superligas à base de níquel possuem estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC) que faz este tipo de liga apresentar excelentes propriedades como resistência a tração e a fluência em temperaturas elevadas, pode-se citar também a alta taxa de difusividade e o excelente módulo de elasticidade que este tipo de matriz (CFC) proporciona.

Os diversos elementos adicionados nas superligas a base de níquel agem de forma a melhorar as suas propriedades e/ou características. O cromo presente na liga reage com o meio ambiente formando óxido de cromo (Cr_2O_3), esta reação gera uma camada protetora que impede a difusão de outros elementos como oxigênio, enxofre e nitrogênio para dentro da matriz austenítica de níquel. Alguns autores dizem que em torno de 15 a 30% em peso de

cromo é adicionado na matriz de modo a assegurar o mecanismo de proteção das ligas à base de níquel (Simms e Hagel, 1972 ; Ezugwu et. al., 2003).

O molibdênio adicionado age para formar uma solução sólida que reforça a liga em temperaturas elevadas, já o cobalto garante a redução de carbetos uma vez que a solubilidade do carbono no cobalto é boa.

A adição de nióbio (Nb) na liga reduz a sensibilidade à quebra, mas pode causar a segregação de células, consequentemente, ele é adicionado em quantidades de modo a prevenir este efeito indesejável (Zitnansky, 1998).

O alumínio é adicionado para que haja um endurecimento da liga por precipitação através da formação de um composto metálico (Ni_3Al), também conhecido como fase gama linha (γ') sendo que, o titânio pode substituir o alumínio.

As superligas à base de níquel como dito anteriormente 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, molibdênio 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 % em peso, para formar carbetos na forma primária "MC". Durante o tratamento térmico e em serviço, estes se decompõem, gerando carbetos como "$M_{23}C_6$" e o "M_6C", nos contornos de grão (Ezugwu et al., 1999).

Altas proporções de titânio produzem uma fase metaestável de γ' que poderá se transformar em uma fase hexagonal compacta à temperatura de 900 ºC e precipitados de Ni_3Ti (η) nos contornos de grãos como nas células "não-ligadas". Isso reduz a resistência à ruptura nos entalhes das ligas e cuidados são tomados deste modo a prevenir a ocorrência deste processo de transformação. O Ni_3Al possui uma boa resistência ao calor e à fluência que pode ser elevada substancialmente pela adição de tântalo (Ta). A fase γ' é dúctil e previne o desenvolvimento de fases quebradiças na liga devido à presença de carbetos.

O boro é adicionado em pequenas proporções (50-500 ppm) para reagir como os elementos da matriz e formar boretos. Os boretos formados se localizam nos contos de grão e estes possuem uma morfologia em blocos duros e refratários. A medida que a superliga à base de níquel é submetida a esforços de ruptura são os boretos que retardam a nucleação dos grãos e minimizam o cisalhamento dos seus contornos.

3.3. CLASSIFICAÇÃO DAS LIGAS À BASE DE NÍQUEL

As ligas à base de níquel são divididas em cinco grupos de A até E, sendo que o grupo D fica subdividido em D-1 e D-2 (ASM HANDBOOK, 1990).

- GRUPO A: Consiste de ligas que contém 95% ou mais de níquel. Essas ligas têm moderada resistência mecânica e alta tenacidade. Elas são endurecidas somente através de trabalho a frio devido ao encruamento. Essas ligas são praticamente pastosas nas condições recozidas e trabalhadas a quente, e a forma trefilada é preferível para melhor usinabilidade e acabamento superficial.

- GRUPO B: Consiste da maioria das ligas de níquel-cobre. As ligas deste grupo têm elevada resistência e tenacidade ligeiramente reduzida se comparada ao grupo A. Elas são endurecidas somente através de trabalho a frio. Materiais trefilados ou trefilados seguidos de alívio de tensões fornecem melhores condições de usinabilidade e de acabamento polido se comparados aos solubilizados.

- GRUPO C: É composto em sua grande parte por ligas à base de níquel-cromo e ferro-níquel-cromo, que são similares aos aços inoxidáveis austeníticos. Eles também somente são endurecidos através de trabalho a frio e são trabalhados mais facilmente quando trefilados ou na condição trefilada com alívio de tensões.

- GRUPO D: Consiste principalmente das ligas envelhecidas, é subdividido em dois subgrupos:
  - Ligas não envelhecidas
  - As ligas do grupo D-1 na condição envelhecida, além de outras tanto nas condições envelhecidas quanto não envelhecidas.

As ligas no grupo D têm alta resistência e dureza, particularmente quando envelhecidas. Os materiais que se encontram nas condições recozida e temperada ou rapidamente resfriada ao ar estão na condição macia, e consegue-se trabalhá-los mais facilmente. Por causa desta comparativa maciez, a condição não envelhecida é necessária para uma melhor operação de furação e rosqueamento.

A usinagem pesada das ligas envelhecidas pode ser melhorada quando as mesmas estiverem na condição recozida ou trabalhada a quente e temperada. A melhor forma para se trabalhar as ligas deste grupo é através da usinagem até próximo à dimensão final, na condição não envelhecida, em seguida o material é envelhecido e então usinado até as dimensões finais.

Devido ao tratamento de envelhecimento as tensões serão aliviadas, evitando-se a possibilidade de empenamento do material. Uma contração em torno de 0,07% é normal em tratamento de envelhecimento. Os materiais envelhecidos possuem boa estabilidade dimensional.

- GRUPO E: É composto apenas pelo Monel R-405, sendo esta liga projetada para altas taxas de produção.

No Quadro 3.3 é apresentada a composição química das ligas à base de níquel do Grupo D-2, grupo este em que se encontram os materiais de estudo nesta dissertação.

Quadro 3.3 - Composição química das ligas à base de níquel do Grupo D-2

Liga	Composição Nominal (%)														
	Ni	C	Mn	Fe	Al	Cr	Mo	Ti	Si	Nb	Cu	Co	Y_2O_3	W	S
Duraníquel 301 (envelhecido)	94				4,4			0,6							
Monel K-500 (envelhecido)	65,5			1	2,7			0,6			29,5				
Inconel 617	52			1,5	1,2	22	9					12,5			
Inconel 625	61			2,5		21,5	9			3,6					
Inconel 706	42			36,5		16		1,8		3,1					
Inconel 718 (a)	54	0,04		18,5		18	3			5,1					
Inconel X-750	73			7	0,7	15,5		2,5		1					
Inconel 751	73			7	1,1	15,5		2,5		1					
Inconel MA 754	77,5			1	0,3	20		0,5					0,6		
Nimonic 80A (a)	76	0,06			1,4	19,5		2,4							
Nimonic 81	67				0,9	30		1,8							
Nimonic 90	60				1,5	19		2,5				16,5			
Nimonic 105	54				4,7	15	5	1,3				20			
Pyromet A31 (a)	57	0,04	0,2	Rem.	1,3	22,7	2	2,3	0,2	0,85					0,02
Nimonic 115	60				4,9	14,2	3,2	3,8				13,2			
Nimonic 263	51				0,5	20	5,8	2,2				20			
Nimonic 901	42,5			36		12,5	5,8	2,9							
Nimonic PE11	39			34	0,8	18	5,2	2,3							
Nimonic PE16	43,5			34	1,2	16,5	3,3	1,2							
Nimonic PK50	58				1,4	19,5	4,25	3				13,5			
Incoloy 903	38			41,5	0,9			1,4		3		15			
Incoloy 907	38,4			42	0,03			1,5	0,15	4,7		13			
Incoloy 909	38,4			42	0,03			1,5	0,4	4,7		13			
Ni-span-c 902 (envelhecido)	42,5			49	0,5	5,3		2,4							
Inco G-3	44			19,5		22	7				2	2,5			
Inco C-276	57			5,5		15,5	16					1,2		3,8	
Inco HX	47,5			18,5		21,8	9					1,5			

(a) Composição química nominal da liga fornecida pela Villares Metals.

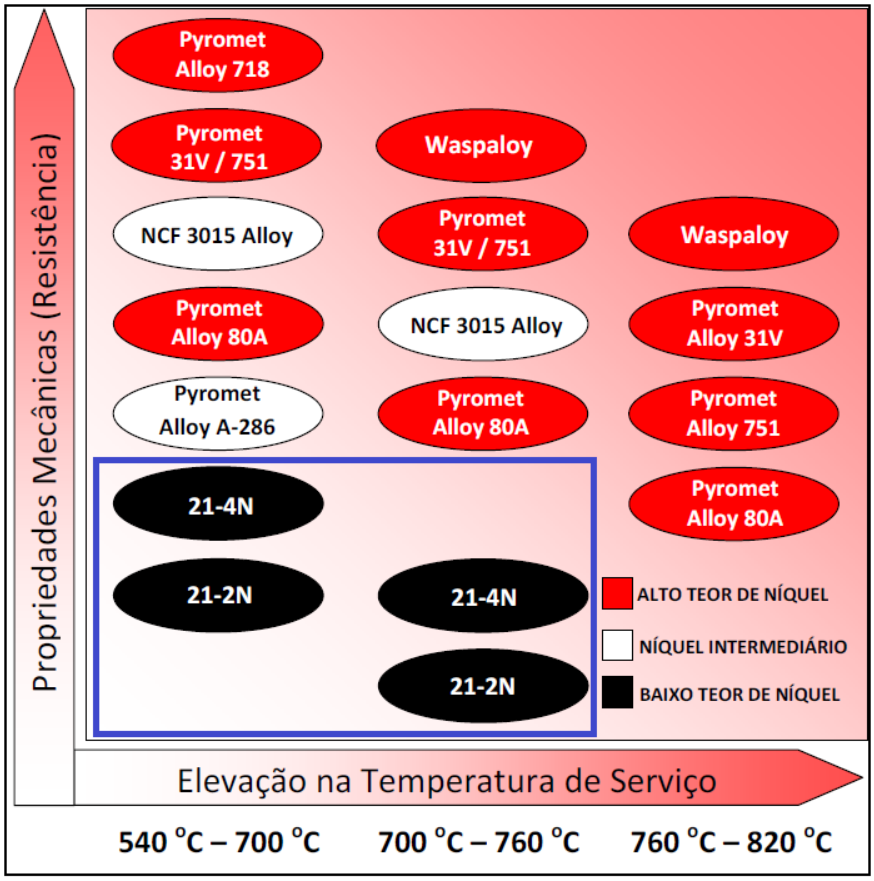
Fonte: Adaptado de (ASM HANDBOOK, 1990).

3.4. LIGAS DE NÍQUEL RESISTENTES A ALTAS TEMPERATURAS

Devido às elevadas temperaturas de trabalho encontradas nos sistemas de exaustão dos motores de alto desempenho tem sido necessário o uso de ligas especialmente produzidas para esta finalidade, incluindo ainda o uso em aplicações aeroespaciais. Estas ligas podem manter a alta resistência mecânica e à corrosão em temperaturas acima de 540 ºC (Deantonio, 2004).

Algumas ligas resistentes a altas estão apresentadas na Figura 3.1 abaixo:

Figura 3.1 - Diagrama para seleção de ligas de níquel com base na sua resistência relativa e resistência à alta temperatura



Fonte: Adaptada de (Deantonio, 2004)

A Figura 3.1 funciona como um guia para a seleção de um determinado tipo de liga em função das suas propriedades mecânicas e resistência à temperatura. As posições relativas destas ligas são apresentadas em três faixas de temperatura. As ligas são posicionadas ao longo do eixo vertical de acordo com a resistência mecânica sendo que muitas ligas são apresentadas mais de uma vez por serem úteis em várias faixas de temperaturas.

No gráfico não é apresentado apenas uma regra geral de como a resistência de uma liga diminui com o aumento da temperatura, mas também é mostrado como a resistência de uma liga em uma faixa de temperatura se compara com outra liga em temperatura diferente. Se for tomada, por exemplo, a liga 21-2N (UNS K63017) em uma faixa de temperatura inferior tem aproximadamente a mesma resistência da liga 21-4N (UNS K63017) em uma temperatura mediana. As duas ligas apresentadas no exemplo anterior, também utilizadas na confecção de válvulas, são ligas de baixo teor de níquel e possuem boa resistência mecânica até temperaturas na faixa de 760 ºC. Entretanto, quando maiores resistências mecânicas e a altas temperaturas são necessárias, as ligas de alto teor de níquel são mais indicadas. Com mais de 70% de níquel em sua composição o Nimonic 80A (UNS N07080) e a liga de níquel 751 tem sido utilizadas na confecção de válvulas de exaustão e outros componentes que necessitam de um longo tempo de operação em serviço em temperaturas de até 820 ºC. As duas ligas fornecem uma boa resistência a elevadas temperaturas, a oxidação e fadiga. O Pyromet A31 (UNS N07032) que oferece comparável resistência mecânica e à corrosão em temperaturas de até 820 ºC, também resiste a ambientes com grande concentração de enxofre, comumente liberado através de combustíveis de motores diesel e motores utilizados nos países subdesenvolvidos.

3.5. USINAGEM DE SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL

Durante o processamento mecânico de materiais metálicos, tão importantes quanto às propriedades de resistência mecânica e resistência à corrosão, são as propriedades da fabricação, como a soldabilidade e a usinabilidade. Produtos planos, por exemplo, frequentemente, passam por operações de soldagem ou estampagem na fabricação do produto final. Nesse caso, as propriedades de soldabilidade e estampabilidade são essenciais. Produtos não planos como barras, por outro lado, frequentemente, passam por operações de usinagem. De acordo com a escolha certa do material a ser usinado, assim como as ferramentas, fluidos de corte, equipamentos e condições de usinagem, é possível a obtenção de vantagens econômicas consideráveis; além disso, podem ser obtidos grandes aumentos de produtividade (Baker, 1981; Chandrasekaran, 1994; Ezugwu, 1990). Então os custos e o tempo de produção podem ser significativamente reduzidos através da escolha certa dos parâmetros durante o processo.

Assim como os aços inoxidáveis austeníticos as superligas à base de níquel quando sofrem deformação encruam rapidamente. Durante a usinagem ocorre elevadas pressões na

peça que esta sendo trabalhada, produzindo um efeito de endurecimento que age de forma a dificultar a usinagem, podendo causar distorções em componentes delgados.

Indústrias que fabricam componentes de motores com superligas à base 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. at., 1998).

As superligas à base de níquel podem ser trabalhadas através das mesmas técnicas utilizadas nas ligas à base de ferro. Porém, certos requisitos são impostos devido à alta resistência destas ligas, sua tendência ao endurecimento quando trabalhada e à perda de corte da ferramenta em algumas condições (ASM handbook, 1990).

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 destes equipamentos e ferramentas durante o processo de usinagem, ou seja, é necessário extrair dos mesmos 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, 2003).

A usinabilidade pode ser definida como o grau de dificuldade de usinagem de um determinado material. A usinabilidade de metais é, normalmente, analisada com relação a quatro critérios: qualidade superficial, formação de cavacos, vida da ferramenta e forças de corte (Weingaertner, 1994). 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 ideia é que eles sejam passíveis de sofrer operações de processamento pelas técnicas existentes. Tanto do ponto de vista prático quanto econômico.

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 (Jeelani e Ramakrishnan, 1985).

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).

A baixa usinabilidade das superligas à base de níquel impõe uma extrema tensão térmica e mecânica à aresta de corte, levando a deformações plásticas e acelerados 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 a usinagem destas ligas devem possuir adequada dureza a quente devido às altas temperaturas geradas a condições de alta velocidade de corte (Ezugwu, 2003).

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, da força da ferramenta na superfície, do tipo de corte (ortogonal ou plano) e da 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 condutividade 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 disto, devem ser consideradas a elevada tenacidade do material e a formação desordenada de cavacos em forma de fita e espiral.

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 torna-se 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.

A usinagem convencional das ligas resistentes a altas temperaturas é feita com ferramenta de metal duro, classe S, com tempos de vida útil relativamente pequenos, em virtude das sobrecargas térmica e mecânica. Arestas de corte com cantos vivos possibilitam o

cisalhamento fácil dos cavacos, reduzindo a tendência ao encruamento do material (Witting, 2002).

A ferramenta de corte com revestimento adequado pode ter sua vida útil aumentada. O mercado dispõe de classes de metal duro com revestimentos à base de óxido de alumínio (Al_2O_3), nitreto de titânio (TiN), carbeto de titânio (TiC), além de revestimento de nitreto de alumínio-titânio $(TiAlN)$. Comparando-se diferentes revestimentos com o metal duro, o óxido de alumínio é o mais resistente contra a oxidação, porém sua dureza é reduzida. O carbeto de titânio apresenta elevada dureza, a qual é reduzida em elevadas temperaturas. A relação equilibrada entre dureza e resistência ao desgaste por calor torna o nitreto de alumínio-titânio o material mais indicado como revestimento, para usinagem de superligas à base de níquel.

Tanto as ferramentas de metal duro recobertas através de deposição física de vapor (PVD) quanto por deposição química de vapor (CVD) são utilizadas na usinagem de superligas à base de níquel. Ferramentas de metal duro com multicamadas trabalham melhor, em termos de vida da ferramenta, do que aquelas com uma simples camada (Ezugwu, 2000; Jawaid, 1999).

A formação de cavaco influência diversos fatores ligados à 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, et.al. 2010). Além disto, a morfologia micro e macroestrutural final do cavaco podem revelar indícios das dificuldades encontradas no processo de corte.

3.6. USINABILIDADE DE LIGAS À BASE DE NÍQUEL

Durante os processos de usinagem das ligas de níquel ocorrem altas tensões nas interfaces peça-ferramenta e ferramenta-cavaco que geram um efeito de encruamento no material que dificulta a usinagem e pode causar distorções em componentes de menor espessura. Para se obter um melhor resultado quanto à estabilidade dimensional da peça o melhor processo seria desbastar o material até próximo a sua dimensão final e depois proceder com um alívio de tensões e com a operação de acabamento até a dimensão final da peça. O processo de alívio de tensões não gera grandes efeitos no material quando se diz respeito as suas dimensões, porém quando se trata das suas propriedades mecânicas tal processo pode

afetá-las significativamente, por exemplo, eliminando tensões de tração na superfície da peça que, além de poderem causar distorções ainda são responsáveis pela redução do limite de fadiga do material.

O tamanho do grão tem pequeno efeito direto na usinagem das ligas à base de níquel. Em geral, a microestrutura afeta a usinagem de duas maneiras (ASM HANDBOOK, 1990):

- A presença de grafita ou fases de sulfetos favorece consideravelmente a usinagem;
- Fases duras, como carbetos, nitretos, carbonitretos, óxidos, silicatos e a possibilidade de se encontrar fase gama linha (γ') de $Ni_3(Al, Ti)$, são abrasivos e causam rápido desgaste da ferramenta.

Como apresentado por alguns autores as principais dificuldades encontradas na usinagem de superligas podem ser resumidamente destacadas como (Ezugwu et al. (2003), Li et al. (2002) e Dudzinski et al. (2004)):

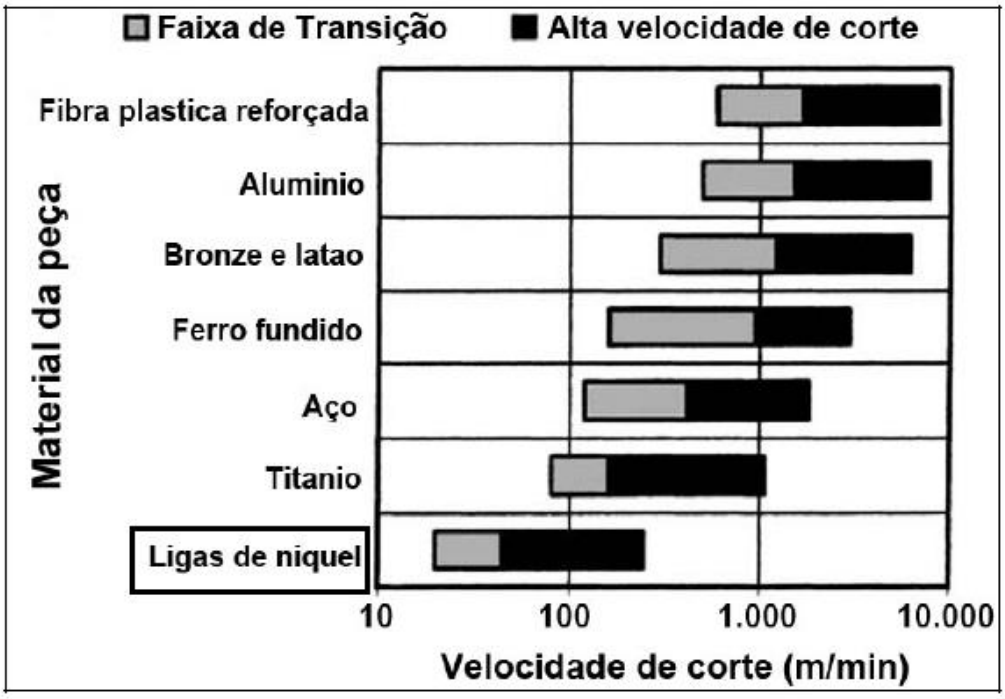
- Alta resistência e dureza a quente, causando deformação da ferramenta de corte durante a usinagem;
- A matriz austenítica das ligas de níquel ocasiona um rápido endurecimento durante a usinagem, sendo considerada uma das maiores causas de desgaste severo sofrido pelas ferramentas no processo;
- A baixa condutividade térmica destas ligas leva à concentração de temperaturas de corte superiores a 1000 ºC na ferramenta, gerando altos gradientes térmicos;
- Esses materiais têm a tendência de reagirem com as ferramentas, em determinadas condições atmosféricas, conduzindo a altas taxas de desgaste por difusão;
- A soldabilidade do material da peça na aresta de corte da ferramenta, formando uma aresta postiça de corte (APC) que deteriora as superfícies usinadas comprometendo a integridade superficial da peça, bem como da ferramenta de corte.

Todos estes fatores operando juntos ou em combinação causam altas temperaturas de corte, podendo alcançar 1000 ºC, além de altas tensões de compressão na superfície de saída (aproximadamente 3450 MPa) o que leva ao desenvolvimento rápido do desgaste de flanco, cratera ou desgaste de entalhe, dependendo do material da ferramenta e das condições de corte (Ezugwu et al., 1990; Gatto; Iuliano, 1994; Choudhury; Baradie, 1998).

Devido a estas condições desfavoráveis, as velocidades convencionais de corte, com ferramentas de metal duro, são bem inferiores que as de aços comuns. No geral, as taxas de remoção de material são baixas, independente do processo de corte (Vigneau, 1997).

Portanto, para se obter as melhores condições de usinagem, é fundamental que se tenha um bom conhecimento da microestrutura, das propriedades dos materiais envolvidos, dos efeitos sobre o comportamento das ferramentas de corte e sobre a eficiência dos processos de usinagem empregados (Vigneau, 1997).

Figura 3.2 - Faixa para altas velocidades de corte para alguns materiais



Fonte: Adaptada de (Schulz; Moriwaki, 1992).

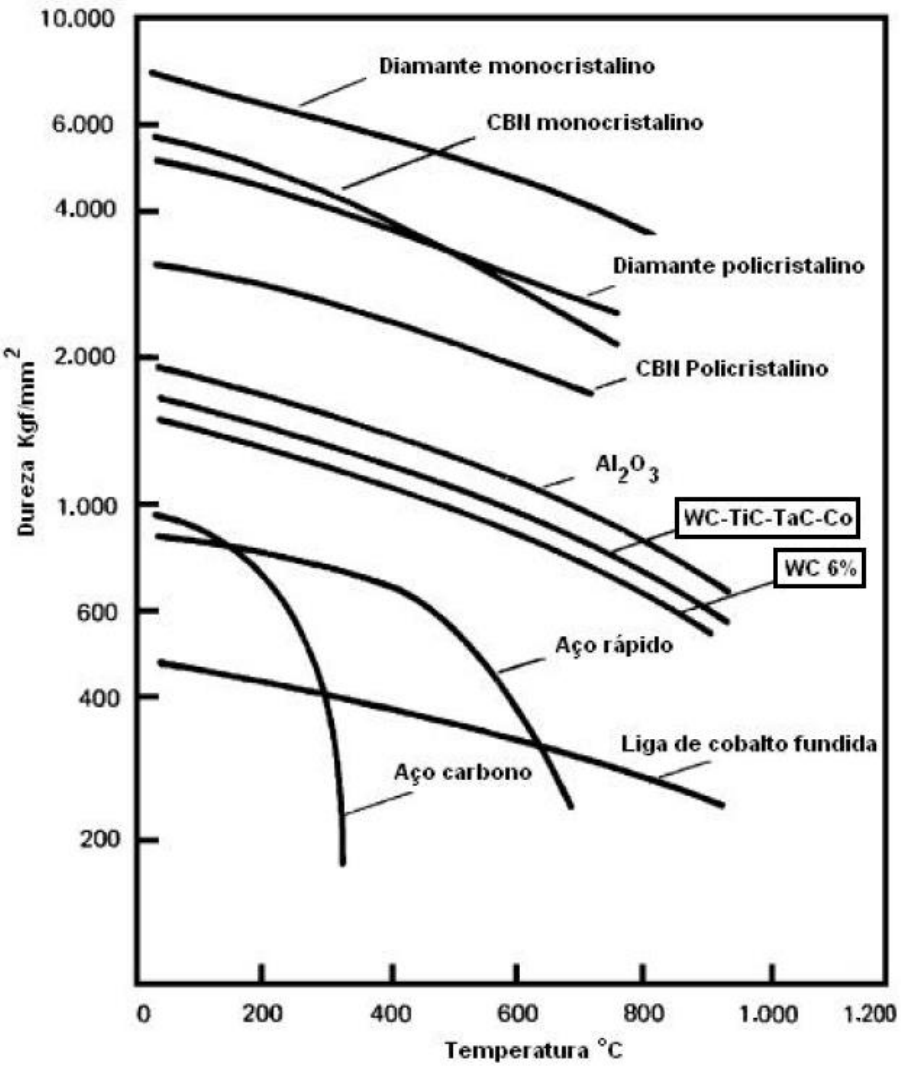
Os modos de falha normalmente observados na usinagem por torneamento das ligas à base de níquel são o aparecimento de entalhes na ponta da ferramenta e/ou na profundidade de corte, desgaste de cratera, lascamento e falha catastrófica da ferramenta.

Sob estas condições a maioria dos materiais das ferramentas perdem sua dureza resultando na diminuição da resistência nas junções inter-partículas e consequente aceleração do desgaste da ferramenta. Na Figura 3.3 são apresentadas as temperaturas nas quais ocorre redução na dureza dos materiais das ferramentas comercialmente utilizadas (Kramer, 1987).

Para usinagem a altas velocidades das ligas de níquel utilizam-se geralmente ferramentas de metal duro revestido, cerâmicas e CBN/PCBN, e normalmente não são

utilizadas ferramentas de metal duro sem revestimento para esta situação (Kramer, 1987; Klocke, 1996).

Figura 3.3 - Variação da dureza de algumas ferramentas a altas temperaturas.



Fonte: Adaptada de (Almond, 1981).

Assim a eficiência do processo de usinagem dependerá da escolha correta dos parâmetros de corte utilizados, da ferramenta e da flexibilidade do equipamento de modo que se tenha uma produção economicamente viável.

Em sua maioria as falhas catastróficas das ferramentas, quando da usinagem de superligas, são devido à formação de entalhe na profundidade de corte da ferramenta, sendo considerado o modo de falha mais comumente encontrado. Este modo de falha ocorre devido a ações mecânicas e químicas entre a ferramenta de corte e o material trabalhado durante a usinagem.

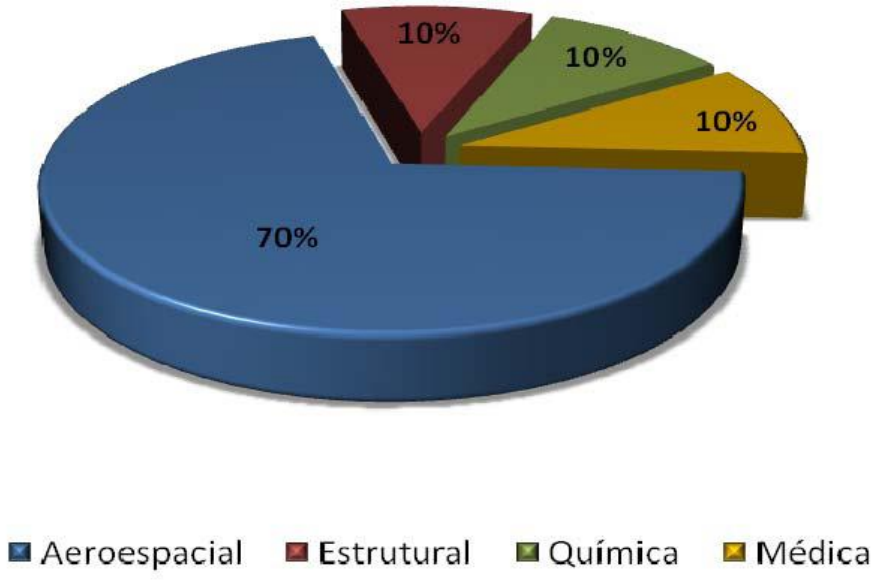
O desgaste por entalhe cresce de forma aleatória e imprevisível, portanto todos os esforços são realizados para prevenir seu aparecimento. Os entalhes podem aumentar a concentração de tensão na aresta de corte, prejudicar a qualidade da superfície gerada e ainda enfraquecer a aresta, tornando-a propensa a uma falha catastrófica durante a usinagem.

3.7. DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÕES DE LIGAS A BASE DE NÍQUEL

Em torno de 50% das ligas utilizadas na indústria aeronáutica são à base de níquel. Elas apresentam maior resistência em relação ao seu peso, comparativamente ao aço. Ligas a base de níquel são ainda utilizadas para outras aplicações como na indústria naval, reatores nucleares, plantas petroquímicas, equipamentos para processamento de alimentos e dispositivos para controle de poluentes (Ezugwu, 2003).

Ligas resistentes ao calor com alto ponto de fusão constituem a maioria dos materiais utilizados na fabricação de componentes de turbinas aeronáuticas. Estas ligas exóticas podem ser agrupadas em quatro grandes categorias: ligas a base de níquel; ligas a base de cobalto; ligas a base de ferro (por exemplo, ligas de alto teor de cromo); e ligas de titânio. É mostrado na Figura 3.4 que 2/3 da produção de superligas é consumida pela indústria aeroespacial para a fabricação de turbinas e componentes associados, principalmente nos terminais das turbinas onde se encontram as mais altas temperaturas.

Figura 3.4 – Consumo de superligas



Fonte: Adaptado de (Seco Technical Guide, 1996).

As ligas a base de níquel são trabalhadas a partir de forjados (barras, chapas) e fundidos. Ligas a base de níquel forjado atualmente são 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 à 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 suportaria em torno de 50 ºC a mais em temperatura que a Nimonic 80A. Waspaloy e M-252 são duas importantes ligas a base de níquel forjada, as quais foram desenvolvidas, respectivamente pela Pratt and Whitney e General Eletric Company no fim dos anos 40 (Ezugwu, 2003).

A escolha do material adequado para cada aplicação é crucial para o desempenho e confiabilidade de um componente de motor. A mudança extrema de temperatura que ocorrem em determinados componentes como nas válvulas da câmara de combustão e na área coletora pode provocar fadiga térmica. A capacidade do material de resistir a estas drásticas variações térmicas é crucial para a vida da válvula. Dentre os materiais que atendem ao requisito resistência mecânica e à corrosão em temperaturas de aproximadamente 815ºC está a liga a base níquel *Pyromet A31*. No Quadro 3.4 é apresentada uma lista crescente de materiais que estão sendo utilizados na produção destas válvulas (Valves Tech, 2009).

Os elementos de liga, 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.

Quadro 3.4 - Materiais utilizados na confecção de válvulas

X3	Liga de aço (Cromo/ Silício)	Válvulas de admissão
Y6	Liga de aço (Cromo/Silício)	Válvulas de admissão
EV8	Aço Inoxidável (Cromo/Níckel)	Ingestão em corridas & válvula de exaustão
EV8-Z18	Aço inoxidável (Cromo/Níckel) Tungstênio	Ingestão em corridas & válvula de exaustão
EV4-N12	Aço inoxidável de alta temperatura	Ingestão turbo & válvula de exaustão
VV54/EV16	Aço inoxidável de alta temperatura	Válvula de exaustão de corrida
VV54/Nb/W	(Base de Níquel + Nióbio + Tungstênio)	Válvula de exaustão de corrida
VV50	Aço inoxidável de alta temperatura	Válvula de exaustão de corrida
IN-751	Liga Inconel 1800 °C	Ingestão turbo & válvula de exaustão
NICKELVAC N80A	Superliga (Base de Níquel) 1850 °C	Válvula de exaustão de corrida
NIMONIC 90	Superliga (Base de Níquel) 2000 °C	Válvula de exaustão turbo
NICKEL VAC 600	Superliga (Níquel/Cromo) 2200 °C	Válvula de exaustão de corrida
NICKEL VAC 800	Superliga (Níquel/Cromo) 2400 °C	Válvula de exaustão de corrida
NIMONIC 263	Superliga (Base de Níquel) 2600 °C	Válvula de exaustão turbo & nitro
WASPALLOY	Superliga (Base de Níquel) 2700 °C	Válvula de exaustão turbo & nitro
ASTELLOY 75	Superliga (Base de Níquel)	Válvula de exaustão turbo
PYROMET	Superliga (Base de Níquel)	Válvula de exaustão turbo
PYROMET A31	Superliga (Base de Níquel)	Válvula de exaustão turbo & nitro
PYROMET CTX-909	Superliga (Alto Níquel / Baixa Expansão)	Válvulas de admissão
PYROMET A286	Superliga (Alto Níquel)	Aplicação turbo - compacto esporte
NCF 3015	Superliga (Níquel + Cromo + Titânio)	Válvula de exaustão de corrida turbo
STELLITE	(Cromo/Tungstênio)	Dicas de aplicação

Fonte: Adaptado da (Valves Tech, 2009).

O Inconel 718 é a superliga a base de níquel, que representa quase a metade do total de superligas utilizadas atualmente, sendo aplicada em uma grande variedade de componentes.

Quando comparada com outras ligas a base de níquel, a superliga Inconel 718 se caracteriza pelo seu alto teor de nióbio, responsável pela formação de uma fase fortemente endurecedora no sistema Ni-Nb chamada de fase γ" (Ni_3Nb).

A invenção da Inconel 718, no fim da década de 50, foi um marco na história das superligas. Isso porque o alto teor de nióbio presente nesta liga permitiu a criação de uma nova fase fortemente endurecedora, a γ" (Ni_3Nb), em complemento a fase γ' ($Ni_3(Al, Ti)$), principal fase endurecedora até então das ligas de níquel.

3.8. ASPECTOS TRIBOLÓGICOS DA USINAGEM

De acordo com Diniz et al. (2010), diversos fatores do processo de usinagem, tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte dentre outros são influenciados pela formação do cavaco.

No processo de usinagem o movimento relativo entre a peça e a ferramenta e os fenômenos que ocorrem na região de corte dependem de vários fatores, tais como, parâmetros de corte, material que está sendo usinado, temperatura de corte, material e geometria da ferramenta e presença ou não de fluidos de corte.

3.8.1. Mecanismo de formação do cavaco

O processo de formação do cavaco pode ser dividido esquematicamente em quatros partes:

- Deformação elástica (recalque);
- Deformação plástica;
- Ruptura (parcial ou completa) e
- Escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

A formação do cavaco em condições normais de trabalho com ferramentas de metal duro ou aço rápido é um fenômeno periódico mesmo quando da formação do cavaco contínuo. Com o auxílio da Figura 3.8 pode-se entender melhor o formação do cavaco e cada uma de suas quatro etapas.

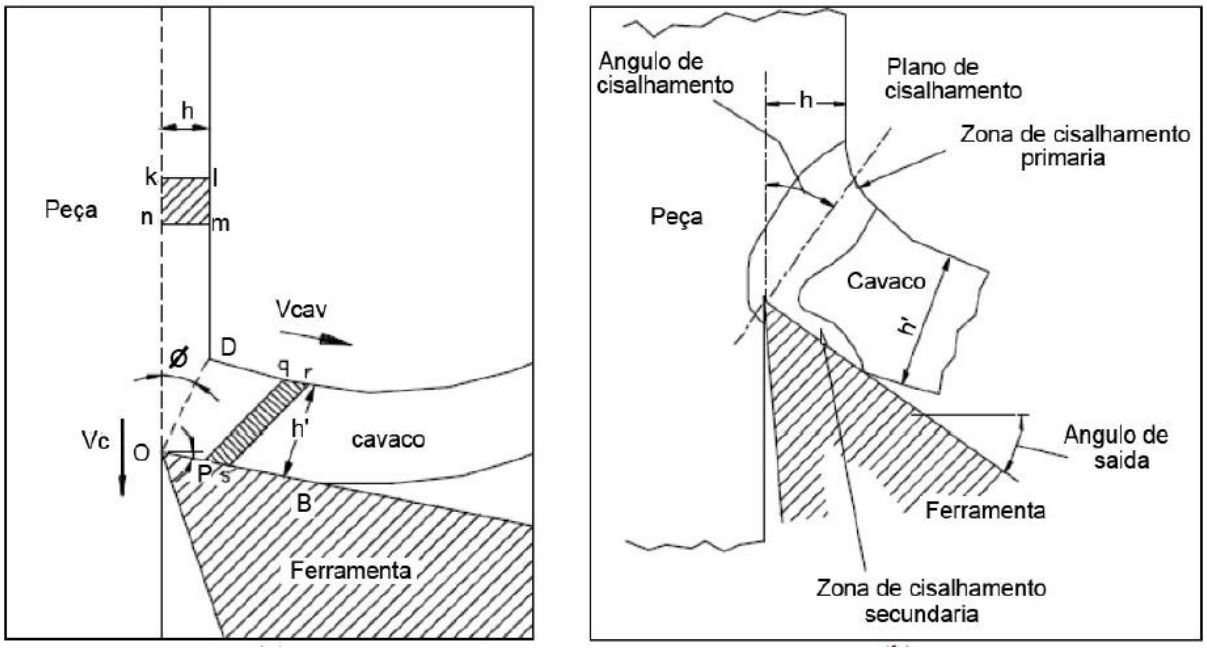
1ª etapa: A ação da ferramenta recalca o volume klmn e o metal começa a sofrer deformações elásticas, ver Figura 3.8 (a).

2ª etapa: Prosseguindo, o material da peça atinge o limite de escoamento e se deforma plasticamente. As deformações plásticas prosseguem e as tensões se elevam e ultrapassam o limite de resistência do material, promovendo a sua ruptura.

3ª etapa: A ruptura se inicia com a trinca no ponto O podendo prosseguir até o ponto D. A região destes campos de tensões e deformações plásticas, chamada de zona de cisalhamento primária, é simplificada e representada na Figura por um plano definido pela linha OD. A extensão da trinca iniciada no ponto O é que vai determinar a classe do cavaco.

4ª etapa: Após o volume klmn passar pela zona de cisalhamento primária, já deformado plasticamente, passa-se para um novo formato pqrs, e se movimenta sobre a superfície de saída da ferramenta, definindo-se a região da zona de cisalhamento secundária, representada na Figura 3.8 (a) pelo plano OB mostrado. Na Figura 3.8 (b) são apresentadas as zonas de cisalhamento primário e secundário.

Figura 3.8 - Diagramas esquemáticos da cunha de corte



(a) (b)

h – espessura calculada do cavaco

h' – espessura do cavaco

klmn – volume de material livre de deformação primário

pqrs – volume de material deformado

vc – velocidade de corte

vcav – velocidade do cavaco

OD – plano de cisalhamento

Ø – ângulo de cisalhamento do plano primário

Fonte: Adaptado de (Trent, 1991).

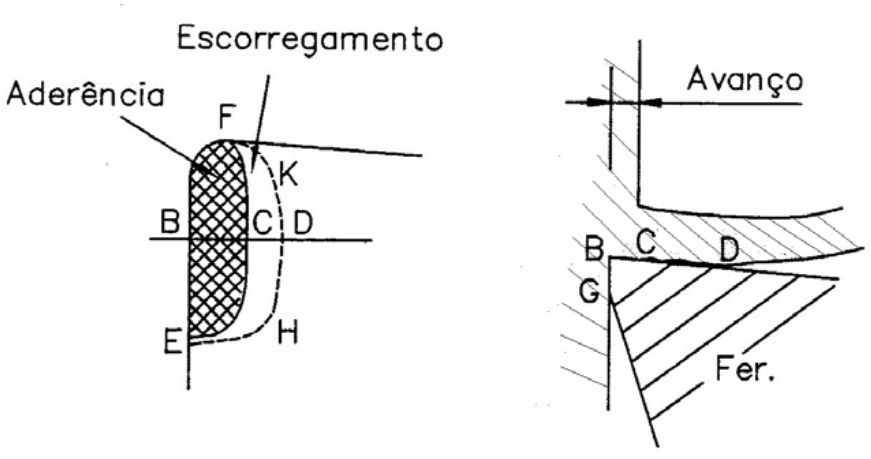
3.8.2. Interface cavaco-ferramenta

Dentre vários problemas que podem ser encontrados na usinagem um dos principais é saber quais fenômenos efetivamente ocorrem na região da interface cavaco-ferramenta, uma vez que sua visualização não é possível devido à presença do material removido durante o processo de usinagem.

De acordo com Trent (1991), as condições em que o escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída acontece influenciam fortemente todo o processo, particularmente, no mecanismo de formação do cavaco, força de usinagem, calor gerado durante o corte, e consequentemente na temperatura de corte, mecanismos e taxa de desgaste das ferramentas de corte. Assim sendo é de extrema importância entender como o trabalho se processa, ou seja, conhecer como ocorre o movimento do cavaco ao longo da superfície de saída da ferramenta.

Atualmente uma das teorias mais aceitas nos meios científicos é a da existência de uma região delimitada entre o cavaco e a ferramenta denominada zona de aderência. Nas proximidades da zona de aderência existe uma região chamada zona de escorregamento, ambas as zonas são indicadas na Figura 3.9 sendo que a linha BC representa a zona de aderência e a linha CD representa a zona de escorregamento (Trent, 1991).

Figura 3.9 - Zonas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta



Fonte: Adaptado de (Trent, 1991).

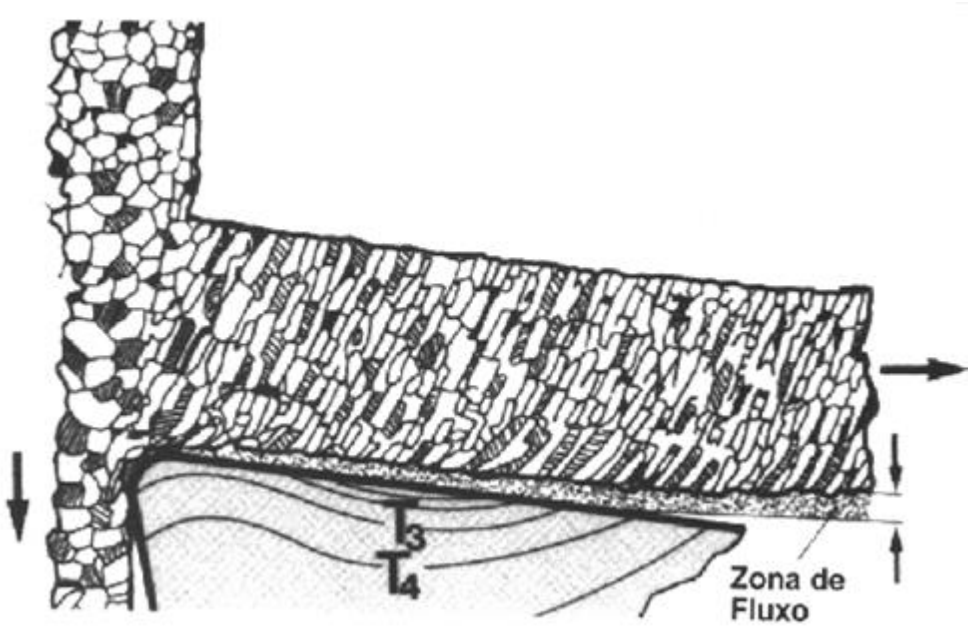
Em algumas situações especiais pode-se suprimir a zona de aderência, prevalecendo apenas as condições de escorregamento.

Diferentemente pode ocorrer a situação da existência da aresta postiça de corte (APC), sendo este um fenômeno que pode ocorrer a baixas velocidades de corte.

A presença da APC vai alterar completamente a geometria da cunha cortante, com efeitos em todo o processo de usinagem, como na força e temperatura de corte, desgaste das ferramentas e acabamento superficial (Machado; Silva, 1999).

O movimento do cavaco na zona de aderência ocorre por cisalhamento do material. Bem próximo à interface é formada uma zona de cisalhamento intenso que é chamada zona de fluxo, mostrada na Figura 3.10. Considera-se que exista uma camada estacionária de material na interface cavaco-ferramenta e a velocidade do cavaco aumenta à medida que se percorre sua espessura, até que se chegue ao fim da zona de fluxo, onde termina o cisalhamento e o fluxo do cavaco se torna constante. Esta zona de fluxo possui de 0,01 a 0,08 mm, assim, depois dessa espessura a velocidade de saída do cavaco se estabiliza.

Figura 3.10 - Zona de fluxo dentro do cavaco.



Fonte: (apud Bahia, A. L. H. 2010)

Segundo Wright et al. (1979) apud Lanna (2004), as condições na interface de escorregamento ou aderência dependem do par ferramenta-peça, do tempo de usinagem e da velocidade de corte. As condições de aderência são favorecidas por altas velocidades de corte, longos tempos de usinagem e pequenas diferenças entre o material da peça e da ferramenta. Quanto menor o ângulo de saída da ferramenta, maior o comprimento de contato entre o

cavaco e a superfície de saída da ferramenta, com isso maior será a zona de aderência e quanto maior a zona de aderência, maiores serão as temperaturas e as forças de usinagem.

3.8.3. Classificação dos cavacos

Os cavacos podem implicar em diversos problemas práticos no dia a dia do processo de usinagem como, por exemplo: segurança do operador, possibilidade de dano à ferramenta ou a peça, dificuldade no manuseio e armazenagem do cavaco, forças de corte, temperatura e vida da ferramenta.

Apesar de ser um subproduto da usinagem, o cavaco gerado pode evidenciar a causa de problemas na usinagem como mencionado anteriormente e ser ao mesmo tempo um indicativo de problemas, relativos tanto a qualidade do material usinado quanto às condições da ferramenta de corte utilizada.

Diversos pesquisadores propuseram suas classificações, porém uma das mais utilizadas e de maior facilidade do ponto de vista didático é a que subdivide os cavacos em três tipos: cavaco contínuo, de cisalhamento e de ruptura (Ferraresi, 1977).

3.8.3.1. Tipos de Cavaco

a) Cavaco contínuo: é caracterizado por seu grande comprimento, independente da forma. Ocorre normalmente na usinagem de metais dúcteis, sob pequenos e médios avanços, com altas velocidades de corte (geralmente acima de 60 m/min) e grandes ângulos de saída da ferramenta. É formado quando o material é recalcado ao chegar à aresta de corte, sem que ocorra o rompimento deste, deslizando, assim, pela superfície de saída da ferramenta, ou seja, formando lamelas justapostas numa disposição contínua sendo que a distinção das lamelas não é nítida.

b) Cavaco de cisalhamento: ocorre principalmente quando a trinca, ao propagar-se pelo plano de cisalhamento, provoca a ruptura total do cavaco, que, em seguida, é soldado devido à pressão e temperatura. O resultado final é um cavaco que se apresenta constituído de lamelas justapostas bem distintas. Este cavaco se forma quando há uma diminuição da resistência do material no plano de cisalhamento.

c) Cavaco de ruptura: este tipo de cavaco é muito comum na usinagem de metais frágeis, como o ferro fundido cinzento. Este cavaco ocorre também na usinagem de alguns metais menos frágeis a baixas velocidades de corte, grandes avanços e com ângulo de saída baixo, nulo ou negativo. O cavaco apresenta-se constituído de fragmentos que são arrancados da peça usinada, ou seja, há uma ruptura completa do material em grupos lamelares (na região de cisalhamento) que permanecem separados.

O cavaco contínuo (a), além de oferecer risco ao operador, pode emaranhar-se ao redor da peça ou ferramenta, dificultando a operação e a lubri-refrigeração tornando a superfície usinada menos atrativa. Além disso, há o alto coeficiente volumétrico do cavaco contínuo em relação aos outros tipos.

O cavaco parcialmente contínuo (b), também pode apresentar problemas, como a geração de vibrações, que podem acarretar danos como ondulações na superfície usinada, desgaste excessivo da ferramenta, e até mesmo efeitos nocivos como desbalanceamento rotativo nos principais mancais do torno.

A ocorrência do cavaco contínuo pode ser evitada, ou ao menos minimizada adotando-se alterações nos parâmetros de corte, dentre as quais:

- Diminuição do ângulo de saída e de inclinação da ferramenta utilizando quase sempre valores negativos;
- Maximizar o avanço e a profundidade de corte;
- Diminuição da velocidade de corte;
- Uso de quebra cavaco.

A partir das opções acima, a mais comumente adotada em processos cujos parâmetros de corte propiciem a formação do cavaco contínuo, é o uso de quebra-cavacos na superfície de saída da ferramenta, pois, além de proporcionar uma solução simples e rápida para o problema, o uso de quebra-cavaco dispensa a necessidade de alterações nos parâmetros de usinagem.

3.8.3.2. Formas de Cavaco

Além da classificação quanto ao tipo de cavaco, pode-se classificar os cavacos contínuo e de cisalhamento quanto a sua forma, não sendo possível apenas a classificação do cavaco de ruptura quanto a sua forma. Assim tem-se quatro formas de cavacos:

- cavaco em fita;
- cavaco helicoidal;
- cavaco espiral;
- cavaco em lascas ou pedaços.

O cavaco em fita normalmente é evitado por apresentar diversos riscos à segurança do operador, ocupar muito espaço, dificultar a lubri-refrigeração, poder causar danos à superfície da peça e a ferramenta. Normalmente é preferida a forma helicoidal devido à conveniência desta forma de cavaco se soltar para fora do sistema peça-ferramenta evitando assim danos maiores. O cavaco em lascas normalmente é preferido quando há pouco espaço disponível, ou quando o cavaco deve ser removido devido à ação do fluido lubri-refrigerante.

Quando durante a usinagem ocorrer uma forma de cavaco prejudicial ao processo pode-se conseguir uma mudança em seu formato sob diferentes maneiras, como por exemplo:

- alterando as condições de usinagem;
- dando uma forma particular à superfície de saída da ferramenta;
- colocando elementos adicionais na superfície de saída.

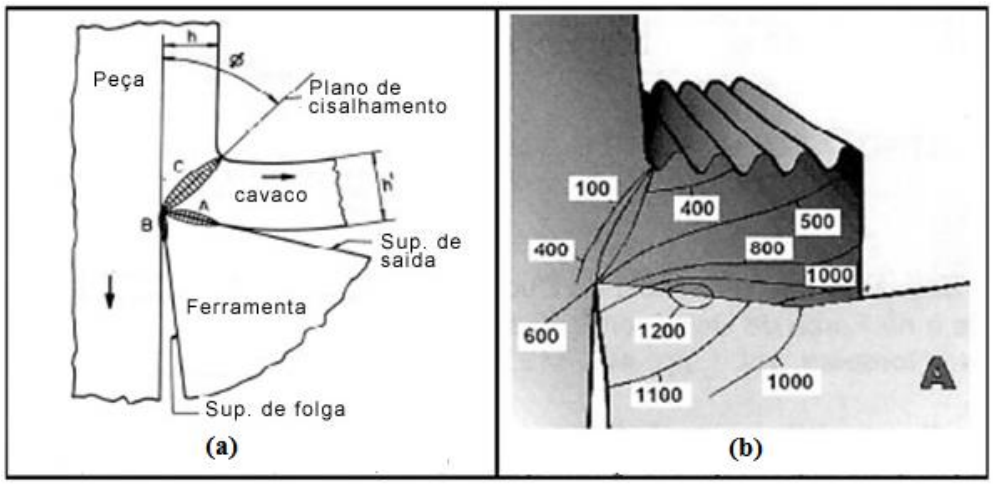
Toda via o processo de modificações nas condições de usinagem com o intuito de se obter uma forma adequada de cavaco devem ser evitadas tanto quanto possível, uma vez que a velocidade de corte e o avanço devem ser determinados de acordo com as condições econômicas de usinagem.

3.8.4. Temperatura de usinagem

Durante a usinagem ocorre uma grande geração de calor que pode provocar diversas dificuldades no processo colocando em risco o operador, a geometria e a dimensão da peça, as propriedades do material que está sendo usinado e também problemas de ordem econômica.

Praticamente toda a energia mecânica associada à formação do cavaco se transforma em energia térmica. As fontes geradoras de calor no processo de usinagem, mostradas na Figura 3.11, são a deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento primário (região C), o atrito do cavaco com a ferramenta (região A) e o atrito da ferramenta com a peça (região B), de acordo com Diniz et al. (2010).

Figura 3.11 – (a) Fontes de geração de calor na formação do cavaco e (b) distribuição de temperatura em uma ferramenta de metal duro.



Fonte: (apud Bahia, 2010)

O calor é dissipado através do cavaco, da peça, da ferramenta e do fluido de corte. O percentual do calor gerado que é dissipado por cada um dos meios citados varia com os diversos parâmetros de usinagem e materiais envolvidos.

As altas temperaturas na superfície de saída facilitam a ativação dos mecanismos de desgaste da ferramenta como difusão e abrasão. A temperatura na superfície de folga causa mudanças na microestrutura, tensões residuais e nas propriedades do material da peça, afetando também o desgaste de flanco e falha da ferramenta mesmo que prematuramente (Ackroyd et al., 2001).

O calor que vai para a peça pode resultar em dilatação térmica da mesma, acarretando dificuldades na obtenção de tolerâncias apertadas, além de se correr o risco de danificação da estrutura superficial do material. A porcentagem do calor total que é dissipado pelo cavaco aumenta com o aumento da velocidade de corte. Em velocidades de corte muito altas, a maior parte do calor é carregada pelo cavaco, uma pequena quantia pela peça e uma quantidade menor ainda pela ferramenta (Diniz et al., 2010).

3.8.5. Avarias e desgaste da ferramenta

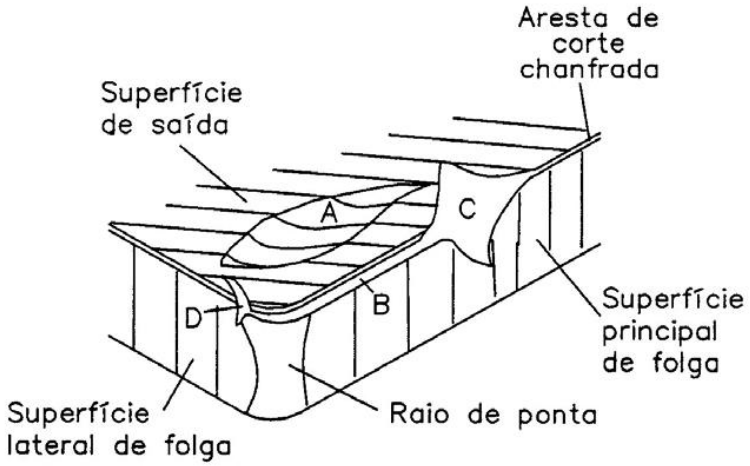
Na usinagem podem acontecer diversos tipos de desgastes e avarias nas ferramentas e muitas das vezes ocorrem mais de um único tipo. Assim torna-se importante distinguir desgaste de avaria:

1) Desgaste: é definido como sendo a perda progressiva e ininterrupta de partículas da ferramenta devido à ação do corte durante a usinagem.

2) Avaria: são as demais ocorrências quando não enquadradas na definição de desgaste.

Ferraresi (1977) define avaria como sendo as quebras, trincas, sulcos distribuídos em forma de pente e as deformações plásticas que ocorrem no gume cortante durante a usinagem. Na Figura 3.12 estão apresentadas as principais áreas onde ocorre o desgaste.

Figura 3.12 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.

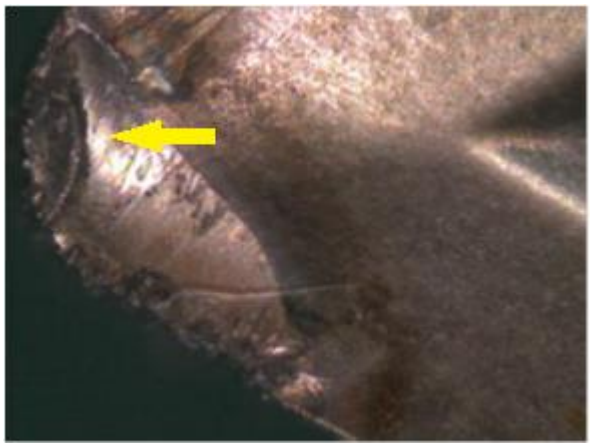


Fonte: Adaptado de (Dearnley; Trent, 1982).

Na Figura 3.12 pode-se diferenciar ao menos três tipos ou formas de desgaste na ferramenta:

- **Desgaste de cratera (K_T):** localizado na área A da Figura 3.12, ocorre na superfície de saída da ferramenta, devido ao atrito entre o cavaco e a ferramenta. Este desgaste é menos comum em alguns processos de usinagem, principalmente quando se utilizam ferramentas de metal duro com cobertura, ferramentas cerâmicas e quando o material a ser usinado é frágil. O crescimento do desgaste de cratera resulta na quebra da ferramenta, quando tal desgaste se encontra com o desgaste frontal. De acordo com Miranda (1997), diversos pesquisadores afirmam ser o mecanismo de difusão o principal causador do desgaste de cratera. Na Figura 3.13 é apresentada a caraterização da superfície de saída da ferramenta de metal duro H10A, resultado do contato cavaco/ferramenta na usinagem do Nimonic 80A.

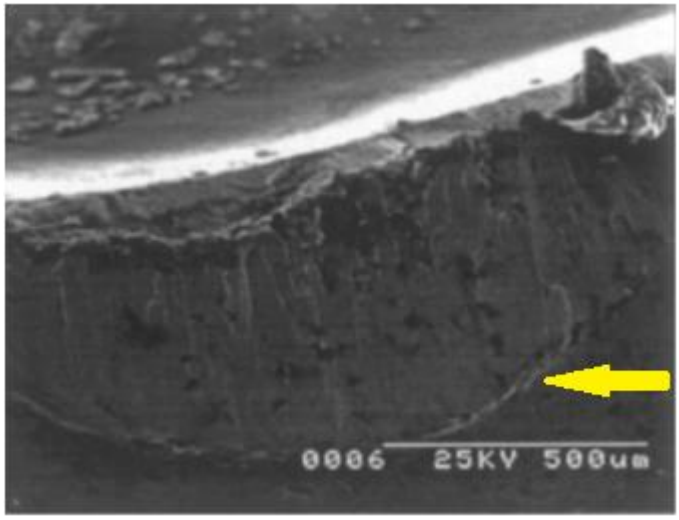
Figura 3.13 - Desgaste de cratera em uma ferramenta de metal duro sem recobrimento na usinagem do Nimonic 80A – vc = 90 m/min., f = 0,18 mm/rot. e ap = 1,6 mm.



Fonte: (Faria, 2007).

- **Desgaste de flanco (V_B):** localizado na área B da Figura 3.12, ocorre na superfície de folga da ferramenta, causado pelo contato entre a peça e a ferramenta. É o tipo de desgaste mais comum no processo de usinagem, sendo capaz de alterar as dimensões da peça e comprometer o seu acabamento superficial uma vez que a geometria da aresta de corte é modificada. Este desgaste está fortemente relacionado com o aumento da velocidade de corte. Na Figura 3.14 pode ser visto o desgaste de flanco gerado durante a usinagem da liga de níquel C-263 com ferramenta de metal duro recoberta SNMG 120412.

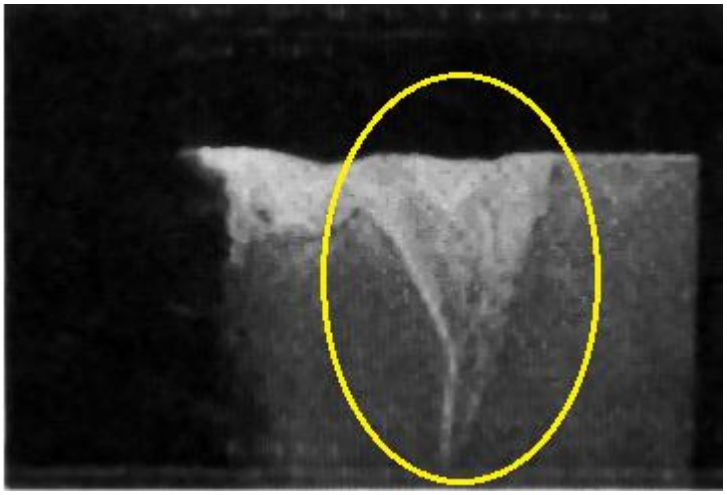
Figura 3.14 - Desgaste de flanco na ferramenta de metal duro SNMG 120412 na usinagem da liga de níquel C-263 - Vc = 68 m/min., f = 0,127 mm/rot. e ap = 1,27mm.



Fonte: (Ezugwu et al., 2004).

- **Desgaste de entalhe:** localizado nas áreas C e D da Figura 3.12, não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste localizado. Porém, ainda não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Ele ocorre, principalmente, na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas e com alto grau de encruamento, tais como ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável, devido à abrasão, difusão e "attrition", influenciada pelas interações com a atmosfera (oxidação). Este tipo de desgaste muda a geometria da ponta da ferramenta e desta forma influencia no acabamento superficial da peça usinada. Este desgaste fica ainda mais incentivado com o aumento da velocidade de corte e temperatura. Na Figura 3.15 pode-se ver um severo desgaste de entalhe, na superfície de folga, na região próxima à profundidade de corte de uma ferramenta cerâmica utilizada na usinagem do Inconel 901.

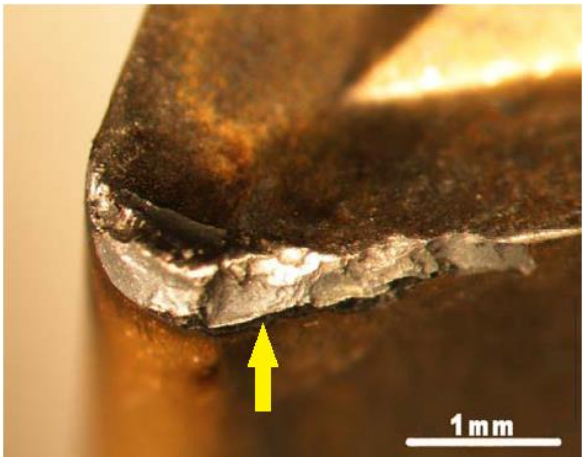
Figura 3.15 - Desgaste de entalhe em uma ferramenta cerâmica na usinagem do Inconel 901



Fonte: (Ezugwu, 2004)

- **Lascamento** (*chipping*): esta avaria da ferramenta ao contrário dos desgastes frontal e de cratera, que retiram continuamente partículas muito pequenas da ferramenta, no lascamento partículas maiores são retiradas de uma só vez, podendo levar até a quebra da ferramenta. Ocorrem principalmente em ferramentas com material frágil e/ou quando a aresta de corte é pouco reforçada. Pode ser observado na Figura 3.16 o lascamento na aresta de corte da ferramenta de metal duro recoberta, resultante da usinagem da liga de *Pyromet® 31V* em torneamento.

Figura 3.16 - Lascamento de uma ferramenta de metal duro TNMG 160408-23 na usinagem da liga de *Pyromet® 31V* - vc = 90 m/min., f = 0,18 mm/rot. e ap = 0,8 mm.



Fonte: (Ribeiro e Bahia, 2010).

Conhecidos os desgastes mencionados anteriormente, degastes estes que normalmente ocorrem quando da usinagem de ligas de níquel cabe lembrar que as propriedades do material de corte são de fundamental importância no que diz respeito à vida e ao desgaste da ferramenta assim como os parâmetros adotados para o processo de usinagem. Existem vários mecanismos de desgaste, resultados de processos físicos e químicos durante a operação de usinagem.

Além dos desgastes, podem ocorrer avarias em uma ferramenta de usinagem devido a: deformação plástica da aresta de corte, martelamento dos cavacos, lascamento, trincas e quebra. A deformação plástica da aresta de corte é causada pela elevada pressão aplicada à ponta da ferramenta, aliada à alta temperatura, causando a deformação da aresta. O martelamento ocorre quando a parte da aresta de corte que não está em uso é danificada pelo martelamento de cavacos, a provável causa é o desvio dos cavacos contra a aresta de corte. O lascamento consiste na retirada, durante o processo de corte, de pequenas partículas da ferramenta. A evolução do desgaste pode levar à quebra da ferramenta, embora ela também possa acontecer devido a outros fatores como: ferramenta muito dura, carga excessiva sobre a ferramenta, corte interrompido, etc. (Diniz et al., 2010). As trincas são causadas pela variação da temperatura e/ou pela variação dos esforços mecânicos, como acontece no corte interrompido.

Os desgastes das ferramentas podem ser causados por vários fenômenos. Os principais mecanismos causadores do desgaste da ferramenta são: aresta postiça de corte, difusão, aderência, abrasão mecânica e oxidação (Diniz et al., 2010).

- **Aresta Postiça de Corte (APC):** É uma camada de cavaco que permanece aderida à aresta de corte, na superfície de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, ou seja, a APC é constituída de partículas do material que está sendo usinado e que se acumulam na superfície de saída da ferramenta. A APC altera as relações geométricas da ferramenta e consequentemente a formação do cavaco, fazendo o papel da aresta de corte, e esse efeito é possível devido ao forte encruamento das partículas aderidas do material que formam a APC.

Segundo Diniz et al. (2010), em baixas velocidades de corte, a parte inferior do cavaco em contato com a ferramenta, sob a pressão de corte na zona de aderência, mantém esse contato sem movimento relativo por um espaço de tempo suficiente para se soldar à ferramenta, separando-se de outras porções de cavaco e permanecendo presa à superfície de saída. Com o posterior fluxo de mais cavaco sobre essa camada já presa à ferramenta, ela se

deforma e encrua, aumentando sua resistência mecânica e funcionando como aresta de corte. A aresta postiça de corte tende a crescer gradualmente, até que em um determinado momento rompe-se bruscamente, causando uma perturbação dinâmica. O rompimento da aresta postiça de corte causa um desgaste de flanco muito grande e prejudica sensivelmente o acabamento da peça.

- **Difusão:** Este mecanismo é um fenômeno microscópico ativado pela temperatura na região de corte, ou seja, envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo. A área desgastada, quando observada no microscópio, é lisa.

Em usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta e peça ou entre cavaco e ferramenta são altas e o tempo de contato entre estes materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível, se não fosse a existência de uma zona de aderência na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1991).

A saturação desta zona não é estável e se renova periodicamente, garantindo o fluxo difusivo. Este mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com o aumento da velocidade de corte e do avanço (Diniz et al., 2008).

A difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte, pois é na superfície de saída da ferramenta que se tem às condições necessárias para a difusão, isto é, alta temperatura (devido às altas velocidades e à zona de aderência) e o tempo de contato cavaco-ferramenta devido à zona de aderência, onde a velocidade de saída do cavaco é zero (Diniz et al., 1999).

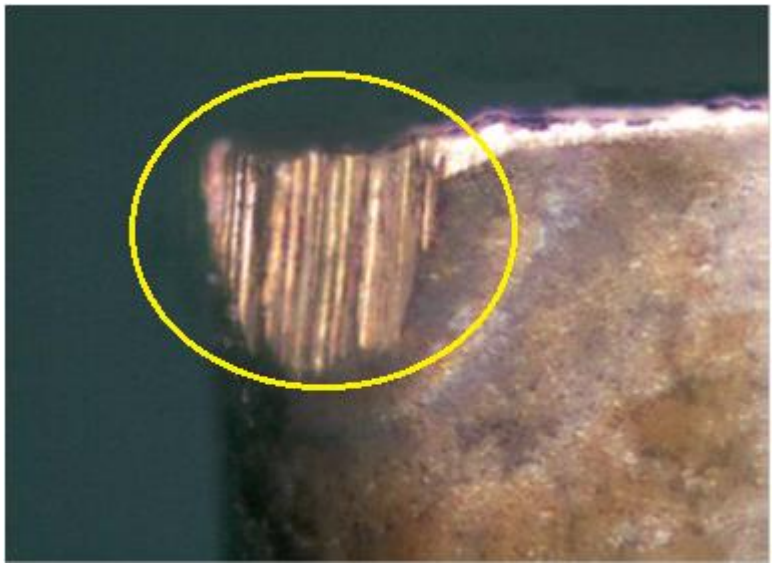
- **Aderência:** Este mecanismo ocorre geralmente em baixas velocidades de corte em que o fluxo de material sobre a superfície de saída torna-se irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer e o contato com a ferramenta torna-se menos contínuo. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto com o fluxo de material.

Este tipo de desgaste pode ser diminuído com a utilização de fluido de corte (lubrificante) adequado e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito. Este fenômeno é responsável tanto pelo desgaste de cratera, quanto pelo desgaste de flanco. Microscopicamente as áreas que sofreram o desgaste por aderência apresentam um aspecto áspero.

- **Abrasão:** O desgaste abrasivo envolve a perda de material por micro-sulcamento, micro-corte ou micro-lascamento causado por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça na forma de óxidos, carbonetos e carbonitretos ou podem principalmente ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por attrition, por exemplo. Na Figura 3.17 é apresentado um desgaste por abrasão observado por Faria (2007) na usinagem da liga de níquel Nimonic 80A com lubrificação abundante, utilizando ferramenta de metal duro sem recobrimento H10A. Este tipo de desgaste é relativamente comum principalmente em ferramentas sem recobrimento, devido às altas temperaturas alcançadas e a ação abrasiva da matriz austenítica e dos carbetos presentes na liga de níquel.

A região desgastada é caracterizada pela presença de inúmeros sulcos abrasivos paralelos à direção de fluxo do material.

Figura 3.17 - Desgaste por abrasão na ferramenta de metal duro H10A Vc = 90 m/min, ap = 0,8 mm e f = 0,15 mm/rot.



Fonte: (Faria, 2007)

- **Oxidação:** Mesmo que o processo de usinagem ocorra em condições normais de corte, o aquecimento da ferramenta será uma realidade. Assim, as altas temperaturas do processo e a presença de ar e água contida nos fluidos de corte facilitam a oxidação para a maioria dos metais. Na prática, hoje grande parte dos fluidos de corte contém elementos que impedem a

oxidação tanto da ferramenta quando da peça usinada e, portanto desvia o olhar dos fluidos como a causa da oxidação. Toda via caso não se tome os devidos cuidados na armazenagem dos fluidos os mesmos podem se tornar ácidos e provocar oxidação/corrosão na ferramenta.

König e Schemmel (1975), apud Sales (1999), classificam o desgaste por oxidação como um mecanismo de desgaste. Segundo eles, a formação de óxidos é dependente da liga do material da ferramenta e da temperatura de aquecimento. Para materiais de aço ferramenta e de aço rápido, a oxidação praticamente não tem importância, já que a sua resistência a quente é ultrapassada antes que a superfície apresente uma oxidação mais acentuada. Para as ferramentas de metal duro, compostas a base de carbetos de tungstênio e de cobalto, a oxidação inicia-se na faixa de temperatura entre 700 e 800 ºC. A adição de óxido de titânio e outros carbonetos dificultam a oxidação.

A região de oxidação normalmente se processa na zona de escorregamento da superfície de saída da ferramenta e na parte inferior da superfície de folga, nos limites do desgaste de flanco. São formados óxidos complexos de tungstênio, cobalto e ferro, que em decorrência da sua expansão volumétrica em relação ao carbeto de tungstênio, formam elevações na superfície da ferramenta, facilitando o lascamento e a quebra da aresta de corte.

No desgaste por oxidação, detritos podem ser removidos da camada de óxido formada. A oxidação que ocorre sob condições de contato em escorregamento é muito mais rápida do que em condições estáticas e o óxido formado pode crescer no tempo de minutos durante o desgaste por escorregamento. Evidências experimentais sugerem que sob certas condições uma apreciável quantidade de óxido destaca-se como partículas resultando na ocorrência de um desgaste abrasivo posterior.

Todos os mecanismos ou processos de desgaste mencionados podem ser observados na prática. Mas, certamente, um prevalecerá sobre os demais, dependendo principalmente do material da peça, da ferramenta, da operação de usinagem, das condições de corte, da geometria da ferramenta de corte e do emprego de fluido de corte.

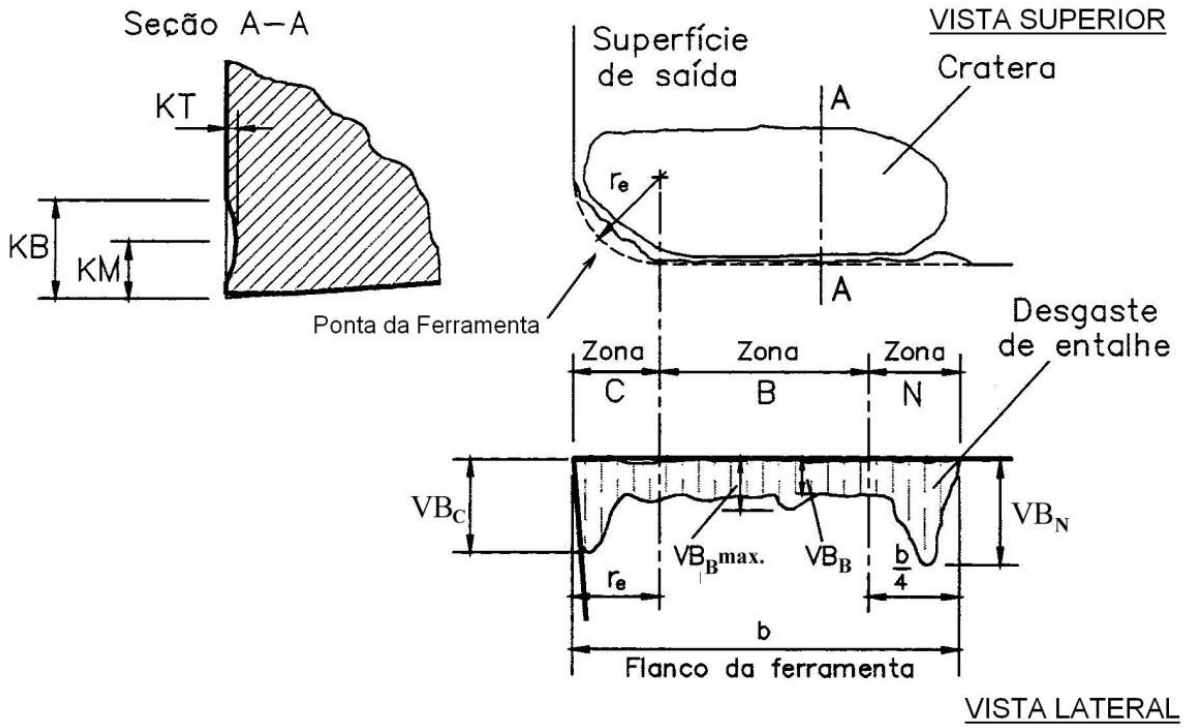
Segundo Diniz et al. (2010) a separação quantitativa da contribuição de cada um desses fenômenos para a formação do desgaste é praticamente impossível, mas pode-se visualizar um quadro qualitativo da importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Em velocidades de corte baixas, o desgaste é relativamente elevado por causa do cisalhamento da aresta postiça de corte e da aderência. Em velocidades de corte maiores, o desgaste é causado principalmente pelos fatores cuja intensidade depende da temperatura de corte, como a abrasão, a difusão e a oxidação.

Em resumo o degaste de flanco é causado principalmente por abrasão (em altas velocidades de corte), por aderência e pelo cisalhamento da APC. O desgaste de cratera ocorre principalmente por difusão, mas também por aderência e o desgaste de entalhe por oxidação (Diniz et al. 2010).

Na Figura 3.18 pode-se observar os parâmetros utilizados pela ISO 3685 (1993) para quantificar esses desgastes. Os principais desgastes são:

- Profundidade de cratera (KT);
- Desgaste de flanco médio (VB_B);
- Desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax});
- Desgaste de entalhe (VB_N).

Figura 3.18 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte



Fonte: (ISO 3685, 1993).

O critério de fim de vida recomendado pela ISO 3685 (1993) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmicas é:

- Desgaste de flanco médio, VB_B = 0,3 mm (desgaste regular);
- Desgaste de flanco máximo, VB_{Bmax}. = 0,6 mm;
- Profundidade da cratera, KT = 0,06 + 0,3f onde f é avanço em mm/rot.;
- Falha catastrófica.

A norma ainda recomenda que quando o desgaste de entalhe predomine como no caso da usinagem de ligas de Ni com metal duro ou cerâmicas, deve-se adotar um valor de VB_N = 1,0 mm como critério de fim de vida. Desta forma, quando qualquer um dos limites de desgaste for ultrapassado, recomenda-se a afiação ou substituição da ferramenta de corte.

3.9. FERRAMENTAS DE CORTE

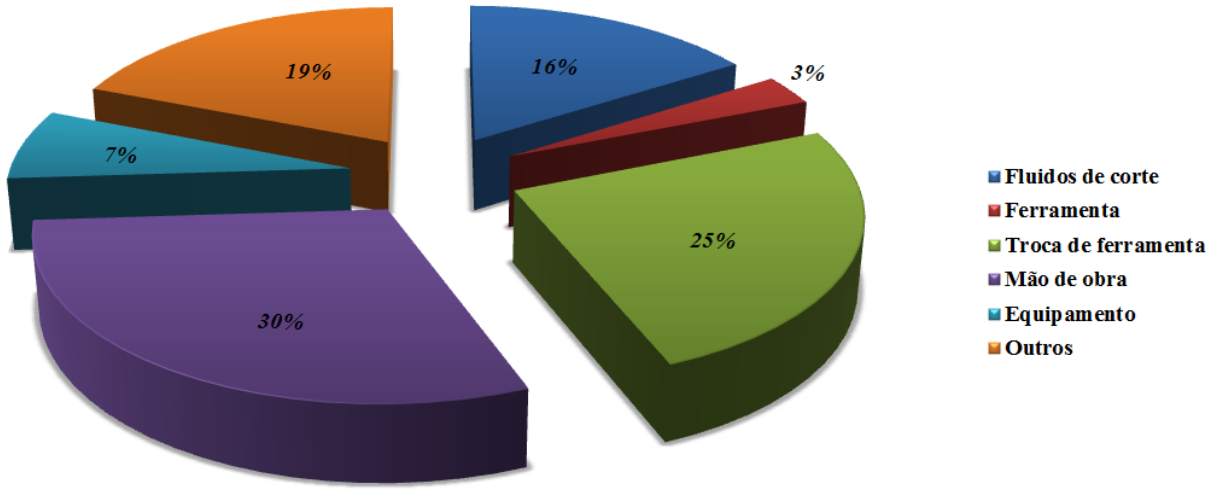
A necessidade do uso de ferramentas pelo homem é visto desde a pré-história fossem elas feitas de madeira ou pedra e futuramente por metais e cerâmicas. O fato é que o uso das ferramentas vem para facilitar o trabalho do homem, aumentando sua capacidade de realizar determinados trabalhos que suas mãos não fariam com facilidade ou simplesmente não seriam capazes de realizar. De um modo geral as ferramentas tem um papel extremamente importante na evolução humana, pois auxiliaram o homem a se adaptar as adversidades do meio ambiente.

Devido à rápida evolução dos materiais aplicados nos maquinários modernos tem-se exigido muitos dos processos de fabricação em especial o de usinagem. Desta forma pesquisadores e empresas fabricantes de ferramentas tem desenvolvido novos materiais e coberturas para ferramentas. Os fabricantes de máquinas por sua vez acompanham essa evolução com máquinas cada vez mais rápidas e eficientes, bem como a disponibilidade de programas CAD/CAM. Materiais para ferramentas de corte, como o diamante sintético policristalino (PCD), nitreto cúbico de boro (CBN), metal duro e as ferramentas cerâmicas abriram novas possibilidades de usinagem.

Diversos são os custos envolvidos no processo de usinagem e podem ser divididos entre as ferramentas, equipamento, fluidos de corte (quando utilizado) entre outros. A parcela do custo de usinagem que cabe a cada parte é apresentado na Figura 3.19.

Mesmo o custo com ferramentas representando neste caso apenas 3% do total do custo da produção cabe lembrar que as ferramentas influenciam indiretamente outros custos como, por exemplo, retrabalho caso a peça apresente rugosidade fora da especificação.

Figura 3.19 - Divisão dos custos de produção



Fonte: Adaptada de (Kopac, 1998).

3.9.1. Seleção da ferramenta

Para a correta seleção da ferramenta a ser utilizada no processo de usinagem deve-se considerar os critérios citados a seguir:

- material a ser usinado;
- geometria da peça;
- processo de usinagem;
- condição da máquina-ferramenta;
- forma e dimensões da ferramenta;
- custo do material da ferramenta;
- condições de usinagem;

- condições de operação.

Qualquer que seja o material da ferramenta é necessário que o mesmo apresente quatro características principais:

- dureza a quente: dependendo do tipo de operação, a temperatura da ferramenta não poderá exceder 1000 ºC;
- resistência ao desgaste: principalmente no que se refere ao desgaste por abrasão, isto é, resistência ao atrito. Diretamente relacionada à dureza a quente do material;
- tenacidade – que representa a quantidade de energia necessária para romper o material (maior resistência aos choques);
- estabilidade química: para evitar o desgaste por difusão (Diniz, et. al. 2010).

3.9.2. Tipos de revestimentos

Com o intuito de aumentar a vida da ferramenta e alcançar maiores taxas de remoção de cavaco alguns revestimentos são depositados no substrato como, por exemplo, o nitreto de titânio (TiN), carbeto de titânio (TiC), carbonitreto de titânio (TiCN) e óxido de alumínio (Al_2O_3). Desta forma altas velocidades de usinagem são possíveis com a aplicação do revestimento que é frequentemente utilizado nas ferramentas de metal duro e que também pode ser aplicado nos cermets e nas cerâmicas. Velocidades de aproximadamente 275 m/min. são possíveis com a utilização de recobrimento na usinagem de ferro fundido, aço e aço inoxidável.

Quando ferro fundido cinzento é usinado com cerâmicas recobertas a velocidade de usinagem pode alcançar 550 m/min., conseguindo-se ainda dobrar ou triplicar a vida da ferramenta (Lanna, 2004).

a) Substrato

Independente do processo de recobrimento a ser utilizado (CVD ou PVD) deverá ser tomado os devidos cuidados quanto à preparação do substrato que irá receber a cobertura. A peça a ser recoberta deverá estar completamente acabada, retificada e polida, pois devido à pequena espessura da camada dura, elas tenderão a seguir as características do acabamento superficial da peça. Por isso, quanto mais fino for o acabamento superficial, melhores serão os

coeficientes de atrito da peça recoberta. A limpeza da peça também é muito importante, pois a presença de impurezas, corrosão ou oxidação não permitirão a perfeita aderência do recobrimento ao substrato. Basicamente, antes de a peça ser recoberta ela deverá passar pelos seguintes tratamentos: desengraxe limpeza ultrassônica, rinsagem, enxágue e secagem com ar quente.

O material do substrato deve seguir dois critérios básicos para que possa ser aplicado no processo. O primeiro critério é que o substrato deve possuir ponto de fusão (na pressão do processo) acima da temperatura necessária para a deposição do revestimento. O segundo critério é que o material do substrato possua um coeficiente de expansão térmica comparável ao do revestimento. Com o resfriamento, o substrato contrai-se até que atinja as dimensões da temperatura ambiente e, caso o revestimento possua baixo coeficiente de dilatação térmica, o mesmo pode ser afetado. Podem ser geradas tensões compressivas no substrato, causando empenamento da amostra, trincas ou delaminação (May, 1995).

b) Processo CVD

O processo CVD (Deposição Química de Vapor) consiste no aquecimento da ferramenta em um reator selado com gás hidrogênio a pressão atmosférica ou a baixas pressões; compostos voláteis são adicionados ao hidrogênio para fornecer os constituintes metálicos ou não metálicos do recobrimento. Por exemplo, revestimentos de TiC são produzidos reagindo vapores de tetracloreto de titânio ($TiCl_4$) com metano (CH_4) e hidrogênio (H_2) à temperatura entre 900 e 1100 ºC (Schimtlmeister, 1976). A reação é conforme a equação 3.13 e 3.14:

$$TiCl_4(g) + CH_4(g) + H_2(g) \Leftrightarrow TiC(s) + 4HCl(g) + H_2(g) \qquad (3.13)$$

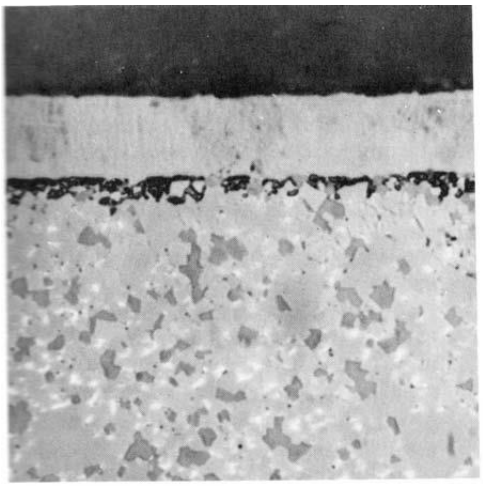
Durante o processo de deposição do TiC, uma reação secundária frequentemente ocorre na qual o carbono é retirado do substrato de carbeto:

$$TiCl_4(g) + C(s) + 2H_2(g) \Leftrightarrow TiC(s) + 4HCl(g) \qquad (3.14)$$

O resultado da descarbonetação da superfície leva a formação de uma fase eta (η) quebradiça e microporosidades associadas ao substrato e na interface revestimento/substrato, conforme mostrado na Figura 3.20. As primeiras ferramentas revestidas frequentemente apresentavam este problema, resultando em baixo desempenho, especialmente em operações

de corte interrompido (Bonetti, 1990). Atualmente este inconveniente tem sido largamente estudado e eliminado através de inúmeras inovações metalúrgicas que tem resultado em revestimentos com estruturas totalmente uniformes, mais aderentes, com morfologia mais consistente e com um mínimo de fases η na microestrutura, geradoras de microporosidades (Sarin, 1979) apud ASM HANDBOOK (1990).

Figura 3.20 - Descarbonetação de um revestimento de TiC (8μm) - 1500X



Fonte: (ASM HANDBOOK, 1990).

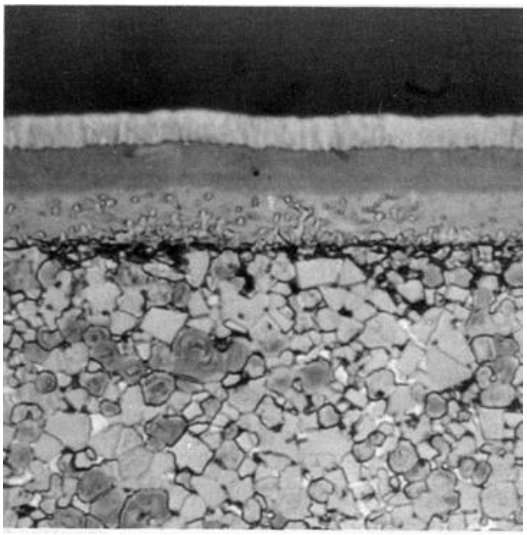
O processo de deposição de filmes por CVD é um processo a altas temperaturas usado inicialmente em substratos de metal duro e cerâmicas. Segundo Low e Li (1996) os parâmetros representativos do processo CVD convencional são: pressão, temperatura e os gases utilizados. O controle do processo é influenciado pelas variáveis do processo (pressão dos gases, temperatura de deposição, composição dos gases de entrada), características de transporte de massa (convecção térmica, difusão, mecanismo de convecção dos gases) e o sistema químico (composição do material formado, mecanismos de reação dos materiais, propriedades do material formado).

c) Processo CVD Multicamadas

Durante os anos 70 os revestimentos por CVD tiveram de evoluir de simples camadas TiC para multicamadas compreendendo varias combinações de TiC, TiCN, TiN e Al_2O_3, conforme Figura 3.21. Os revestimentos do tipo multicamadas, através de uma combinação de

propriedades, reduziram o desgaste por difusão e desgaste de flanco aumentado sua faixa de aplicação.

Figura 3.21 - Substrato de metal duro com multicamadas de TiC/TiCN/TiN (10μm) por CVD – 1500x



Fonte: (ASM handbook, 1990).

As altas temperaturas associadas ao processo de recobrimento por CVD asseguram boa aderência entre o substrato e o revestimento. Porém, a adesão do revestimento pode ser prejudicada pelas tensões causadas devido a diferença da expansão térmica entre o substrato e o revestimento. No Quadro 3.5 são apresentadas as propriedades térmicas de vários materiais utilizados em recobrimento bem como o substrato de WC-Co. A diferença entre os coeficientes de expansão térmica é menor para o TiC e maior para o TiN.

Quadro 3.5 - Propriedades térmicas de materiais para ferramentas

Material	Ponto de fusão (°C)	Coeficiente de expansão térmica (μm/m.K)	Condutividade térmica (W/m.K)		
			100 ºC	500 ºC	1000 ºC
WC-Co	...	5-6	38-80	...	...
Co	1492	12,3	70	...	...
WC	~2800	~5	120	...	...
TiC	3100	7,7	33	37	41
TiN	2950	9,4	21	23	26
Al_2O_3	2050	8,4	28	13	6

Fonte: Adaptado de (ASM handbook, 1990).

Por volta dos anos 80 um novo processo CVD para deposição de TiCN começou a ser comercializado. Utilizando uma mistura de $TiCl_4$, H_2, e um composto orgânico a base de C/N como a acetonitrila, possibilitou que o TiCN pudesse ser depositado à temperaturas moderadas (700 a 900 ºC) a uma taxa de deposição maior que no processo convencional de CVD. A redução na temperatura do processo e a rapidez na taxa de deposição minimizaram a fragilização da fase η na interface substrato revestimento, conforme apresentado anteriormente, e redução nas tensões térmicas indutoras de trincas, tão comum nos processos CVD onde se utiliza alta temperatura (Boneti, 1990).

d) Processo PVD

Por volta dos anos 80 o processo de PVD (Deposição física de vapor) se estabeleceu como um processo comercialmente viável para a aplicação de revestimentos de TiN em ferramentas com base de carbetos. O PVD corresponde a uma das tecnologias de produção de revestimentos caracterizada pela atomização ou vaporização de uma fonte sólida do material a ser depositado sobre o substrato via sputtering ou evaporação. A formação e o crescimento do revestimento são resultantes da condensação de átomos chamados adatoms na superfície. Os adatoms são átomos incidentes que transferem sua energia cinética à rede cristalina do substrato e/ou revestimento tornando-se ligados aos mesmos. De forma bem simplificada o processo de geração e crescimento de revestimentos compreende as seguintes etapas:

- Criação da fase vapor do material a ser depositado;
- Transporte do material da fonte de vapor até o substrato;
- Condensação e nucleação dos adatoms;
- Crescimento de núcleos;
- Formação da interface;
- Crescimento do filme pela reação e nucleação com o material previamente depositado;
- Modificações na estrutura durante a etapa de deposição: interface e filme.

A versatilidade ou flexibilidade do processo de deposição é determinada pelo grau de controle destas etapas.

A espessura dos revestimentos pode variar de poucos angstrons até dezenas de micrometros conforme aplicações específicas com limites máximos determinados pela microestrutura e valores de tensões residuais que podem comprometer o seu desempenho. Particularmente na deposição de revestimentos cerâmicos tais como o TiN, TiAlN e TiCN sobre ferramentas de corte foram constatados um aumento de tensões residuais pelo aumento da espessura dos mesmos em substratos de aço rápido e metal duro (Bennani; Takadoum, 1999).

Determinados fatores fazem o PVD atrativo para o uso com ferramentas com base de carbetos:

- baixas temperaturas de deposição (<500 ºC) prevenindo a formação e a propagação de trincas;
- os revestimentos são mais lisos e deste modo geram menor atrito durante a usinagem;
- dependendo da técnica de deposição, podem ser geradas tensões de compressão,
- aumentando a resistência à propagação de trincas no revestimento;
- revestimentos por PVD podem ser aplicados uniformemente sobre finas arestas de corte, resultando em menores forças de usinagem, menores temperaturas e acabamento superficial mais fino na peça usinada.

3.9.2.1. Revestimentos para PVD

A seleção de revestimentos para ferramentas de corte é considerada complexa, pois na prática, todos os mecanismos de desgaste detalhados anteriormente são observados, sendo que um destes certamente prevalecerá sobre os demais. Surge então a pergunta principal para

quem trabalha no desenvolvimento de revestimentos: qual revestimento para qual aplicação (Stappen et al., 1995).

Os critérios de seleção de um dado revestimento para determinada situação serão em função dos parâmetros do processo de deposição, propriedades estruturais e propriedades funcionais que são exibidas pelo revestimento. Desta forma, conhecer as principais características resultantes do processo de deposição de cada revestimento é de extrema importância:

- aspectos estruturais tanto em nível microestrutural quanto atômico (estruturas cristalinas);
- propriedades térmicas (condutividade térmica, coeficiente de dilatação);
- propriedades elásticas (módulo de Young);
- propriedades mecânicas (dureza, limite de escoamento e de resistência);
- ductilidade (capacidade de deformação plástica);
- propriedades de tenacidade;
- resistência à propagação de trincas;
- níveis de tensões residuais;
- rugosidade;
- adesão revestimento/substrato e porosidades.

a) Nitreto de Titânio (TiN)

O TiN foi a primeira camada disponível comercialmente, entretanto, a partir da década de 90, principalmente na Europa, outras camadas como TiCN e TiAlN começaram a ser utilizadas em escala industrial e em muitos casos vem substituindo o TiN.

O TiN tem um grande espectro de utilização devido ao fato de possuir um bom balanço entre propriedades como dureza, tenacidade, aderência (sobre o aço e o metal duro), estabilidade química e térmica, e reduzido coeficiente de atrito (reduzindo o desgaste adesivo).

b) Nitreto de Titânio Alumínio (TiAlN)

O TiAlN é uma evolução natural da camada dura mais utilizada até os dias de hoje, o TiN. Enquanto o TiN pode também ser obtido pelo processo CVD o TiAlN só é possível de se obter através do processo PVD.

A principal vantagem do TiAlN é a sua característica de formar um filme protetivo extremamente denso e com alta adesão de óxido Al_2O_3 em sua superfície quando aquecida, aumentando a resistência à difusão e oxidação do material do revestimento na ferramenta.

A oxidação do TiN se inicia a temperaturas de 550 ºC, que é considerada mais baixa que a temperatura de trabalho típica para ferramentas de corte em altas velocidades de corte, acima de 800 ºC estimada na interface ferramenta/cavaco (Hong; Chou, 1994). Filmes de TiAlN possuem maior estabilidade térmica que filmes de TiN (Knotek et al., 1993). Outra vantagem deste revestimento em usinagem é a sua baixa condutividade térmica. Assim, maior quantidade de calor é dissipado pelo cavaco, permitindo que se utilizem velocidades de corte mais altas, já que a carga térmica no substrato é menor.

c) Carbonitreto de Titânio (TiCN)

Enquanto o TiN se apresenta em apenas uma camada, o TiCN normalmente possui uma estrutura mais complexa, podendo apresentar superposições de camadas responsáveis por garantir boa aderência do revestimento ao substrato, proporcionando ainda elevados níveis de dureza superficial.

Desse modo, além de apresentar maior dureza em relação ao TiN, o TiCN tem baixíssimo coeficiente de atrito, proporcionando menores temperaturas na usinagem.

O TiCN demonstra certa superioridade na usinagem de aços de alta liga, se comparado ao TiN e TiAlN.

É importante ressaltar que valores de propriedades de filmes processados por PVD são muitos dependentes dos parâmetros de deposição.

3.9.2.2. Materiais de ferramentas para usinagem de superligas à base de níquel

Embora a aplicação de superligas e seu processamento tenham despertado atualmente um grande interesse por parte das indústrias, as informações disponíveis referentes à usinagem destas ligas tendem a direcionar a pesquisa de alguns artigos e autores consagrados na literatura, que se tornam leitura obrigatória para o desenvolvimento de qualquer pesquisa na área.

Dentre as diversas variáveis que afetam o bom desempenho das operações de usinagem, a ferramenta de corte, embora pequena e de relativo baixo custo, é a mais crítica. Gatto e Iuliano (1994) e Ezugwu et al. (1999) afirmam que a vida da ferramenta obtida na usinagem das superligas à base de níquel é severamente inadequada, tendo como consequência o

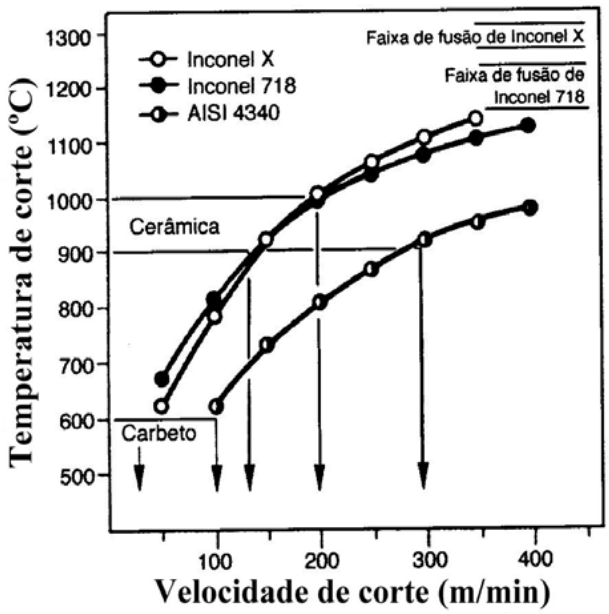
aumento do custo de produção. Na maior parte, os principais parâmetros que compreendem o processo e que mais prejudicam um melhor desempenho são: seleção do material da ferramenta, geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, e etc. Com esses parâmetros bem controlados, pode-se conseguir um tempo de vida adequado para as ferramentas durante a usinagem. Algumas ligas à base de níquel podem atingir valores de dureza na faixa de 22 a 45 HR_C (250 a 440 HV).

As exigências para as ferramentas empregadas na usinagem das superligas abrangem os seguintes aspectos (Addhoum; Broussaud, 1989; Thangaraj; Weinmann, 1992; Jun et al., 1997; Gatto; Iuliano, 1997 e Ezugwu et al., 1999):

- excelente resistência ao desgaste;
- alta resistência e tenacidade em alta temperatura;
- alta dureza a quente;
- resistência ao choque térmico;
- alta condutividade térmica;
- suficiente estabilidade química em altas temperaturas.

As superligas à base de níquel são normalmente usinadas com metal duro (WCCo) com velocidades de corte na faixa de 10-30 m/min. Porém, ferramentas de metal duro não podem ser utilizadas na usinagem com alta velocidade, porque elas não resistem às altas temperaturas e tensões na zona de corte. São apresentadas na Figura 3.22 as velocidades de corte de ferramentas de metal duro e de cerâmica de acordo com sua resistência à temperatura. Observa-se que a temperatura aumenta quando a velocidade de corte aumenta (Vigneau, 1997).

Figura 3.22 - Temperatura de Corte versus Velocidade de Corte



Fonte: (Vigneau, 1997).

Segundo Ezugwu et al. (1999), a utilização de ferramentas de metal duro revestidas com múltiplas camadas (TiN + TiCN + TiN) fabricadas pela técnica de deposição de vapor físico (PVD) têm também mostrado notável melhora na usinagem das superligas à base de níquel. Gatto e Iuliano (1997) tem a mesma opinião no que se refere ao revestimento com CrN e (Ti, Al)N em cerâmicas reforçadas com whiskers (Al_2O_3 + 20% SiCw) proporcionando maior vida e minimizando os efeitos de temperatura. Por outro lado, Choudhury e Baradie (1998) revelam que ferramentas sem cobertura têm melhor desempenho que as ferramentas com cobertura para usinagem do Inconel 718. Aparentemente, a camada não melhora o desempenho das ferramentas cobertas.

De acordo com Gatto e Iuliano (1994), para uma otimização dos parâmetros de usinagem e a construção de modelo de vida da ferramenta deve-se levar em consideração a análise de formação de cavaco e o mecanismo de desgaste. Uma análise macroscópica e microscópica criteriosa é necessária para destacar, na mudança dos parâmetros de corte, qual dos vários mecanismos de desgaste envolvidos é mais importante e quais as condições de vida da ferramenta.

Richards e Aspinwall (1989); König e Gerschwiler (1999) e Machado e Silva (1999) afirmam que algumas superligas à base de níquel podem ser usinadas eficazmente com o emprego de ferramenta de PCBN, principalmente no torneamento de acabamento, proporcionando um menor nível de desgaste, mas o alto custo destas ferramentas torna sua

aplicação economicamente inviável. Takatsu et. al. (1983) apud Ezugwu et al. (1999) afirmam que nos testes de torneamento do Inconel 718 utilizando ferramentas de PCBN com concentração de 30-95% PCBN, o desgaste de entalhe se reduz significativamente com o aumento da concentração de PCBN, enquanto que a média do desgaste de flanco apresentou pequena variação, obtendo o mínimo na concentração de 55% de PCBN. Por outro lado, Elbestawi et al. (1993) afirmam que ferramentas de PCBN são também suscetíveis às altas taxas de desgaste por difusão e subsequente perda de cristais. A essa consideração, acrescentam König e Gerschwiler (1999) revelando que a resultante das propriedades química, física e mecânica tem uma decisiva influência sobre o desgaste e o comportamento do desempenho de ferramentas de PCBN.

3.9.2.3. Usinabilidade das ligas à base de níquel com ferramentas de metal duro

Próximo ao final da década de 20, na Alemanha, o metal duro propiciou também um grande salto na área dos materiais para ferramentas de corte. Devido à sua elevada dureza e resistência ao desgaste, sendo então batizada de Widia (Wie Diamont, que em alemão quer dizer "como o diamante"), uma referência à semelhança entre as propriedades dos dois materiais, o que, até certo ponto, é exagero.

Composta basicamente de carbeto de tungstênio, cobalto e outros carbetos (de titânio e/ou tântalo, por exemplo), as ferramentas de metal duro são fabricadas pela metalurgia do pó, garantindo boa precisão dimensional das mesmas.

Durante a fabricação, os diversos tipos de pós são misturados, prensados e sinterizados formando um material de alta densidade, composto de partículas duras incrustadas no metal ligante. A sinterização é feita numa temperatura entre 1300 a 1700 ºC (sinterização por fase líquida), na qual o metal ligante (Co) está na fase líquida, agregando-se aos carbetos por difusão. Durante este processo a pastilha contrai-se 20% linearmente e 50% no volume, eliminando praticamente toda a porosidade do substrato e adquirindo uma densidade bem próxima da teórica.

As ferramentas de metal duro produzidas inicialmente, contendo apenas WC e Co, obtiveram resultados excelentes na usinagem, de ferro fundido cinzento e materiais não ferrosos. Porém, na usinagem de aços, esta ferramenta apresentou baixa resistência à formação de cratera, devido ao forte atrito observado na superfície de saída. Eram geradas altas temperaturas e ainda, devido à afinidade entre os materiais da ferramenta e peça, ocasionava a difusão de materiais do cavaco para a ferramenta e vice-versa. Foram então

adicionados novos elementos de liga às ferramentas de metal duro. Dessa maneira, os principais componentes usados em metal duro são:

- Cobalto (Co) – geralmente usado como aglomerante para as partículas de carbetos. Sua adição causa a queda da dureza a quente.
- Carbeto de tungstênio (WC) – é solúvel no cobalto, o que gera ligações internas de alta resistência. Possui grande resistência ao desgaste, mas sua utilização na usinagem de aço é limitada devido à tendência de difusão de carbono, e de dissolução no cobalto e no ferro.
- Carbeto de titânio (TiC) – aumenta a resistência à difusão dos metais duros. Em contrapartida, causa a queda da resistência das ligações internas, diminuindo a resistência da ferramenta fragilizando o material. Metais duros com altos teores de TiC são usados na usinagem de aços com altas velocidades de corte.
- Carbeto de tântalo (TaC) – em pequenas porcentagens, restringe o tamanho de grão, aumentando a tenacidade e a resistência do metal duro.
- Carbeto de nióbio (NbC) – possui efeito semelhante ao TaC. Ambos os carbetos ocorrem no metal duro como cristais mistos Ta – (Nb) – C.

Ferramentas de metal duro, sem recobrimento, possuem baixa estabilidade termoquímica e observa-se uma significativa difusão do material da ferramenta na interface cavaco-ferramenta causando desgaste da mesma quando são utilizadas velocidades de usinagem superiores a 30 m/min. As temperaturas geradas na interface peça-ferramenta quando utilizadas velocidades superiores a 30 m/min podem exceder 1100 °C promovendo, deste modo, falha no metal duro devido à deformação plástica na aresta de corte (Kramer, 1987). A difusão de partículas de metal duro dentro do material ligante de cobalto (Co), por meio de difusão entre os contornos de grãos, quando se usina a velocidades superiores a 35 m/min. tem sido reportada na literatura (Liao; Shiue, 1996).

Ferramentas de corte utilizadas na usinagem de ligas à base de níquel normalmente apresentam severos entalhes na profundidade da aresta de corte, devido à camada abrasiva de material endurecido, à medida que o material flui através da superfície de folga. Para as ferramentas sinterizadas de metal duro a velocidade máxima de corte é limitada pela rápida craterização e/ou deformação plástica da ferramenta uma vez que a resistência do metal duro decai repentinamente quando a temperatura da ferramenta excede 1100 °C.

Desgastes de flanco e na ponta da ferramenta são modos de falhas predominantes quando se usinam ligas à base de níquel utilizando-se ferramentas de metal duro recobertas. A erosão na camada de recobrimento, porém expõe o substrato do metal duro a extremas temperaturas na ponta da ferramenta. Esta combinação com a significante elevação nos componentes das forças gera um rápido desgaste de flanco e na ponta da ferramenta. A superioridade das ferramentas de metal duro recobertas sobre aquelas sem recobrimento pode ser atribuída às propriedades de lubrificação do revestimento, resultando em baixo coeficiente de atrito na interface peça-ferramenta durante a usinagem. Tanto as ferramentas de metal duro recobertas através de deposição física de vapor (PVD) quanto por deposição química de vapor (CVD) são utilizadas na usinagem de ligas à base de níquel. Ferramentas de metal duro com multicamadas trabalham melhor, em termos de vida da ferramenta, do que aquelas com uma simples camada (Ezugwu e Okeke, 2000; Jawaid et. al., 1999).

O desempenho de uma ferramenta de metal duro revestida é função de seu substrato, do revestimento, e de suas macro e micro geometrias. As diferenças de desempenho podem ser relacionadas às propriedades do revestimento do material e sua adesão ao substrato, tanto quanto da adesão entre as camadas (Jawaid et al., 1999). Deste modo, o melhor resultado obtido na usinagem da liga de Inconel 718 com ferramenta revestida por PVD (TiN/TiCN/TiN) é atribuída a sua elevada dureza, tenacidade, resistência à abrasão e fina camada de recobrimento (7 μm). Da mesma forma, Ezugwu et. al. (1999) obtiveram um bom desempenho em termos de reduzidas taxas de desgaste de flanco utilizando camadas múltiplas de revestimento por CVD com 9 μm de espessura ($TiN/Al_2O_3/TiN$).

Devido às elevadas temperaturas geradas na aresta de corte, prejudicando o desempenho do material da ferramenta na usinagem das ligas de níquel, as ferramentas comercialmente disponíveis somente podem ser utilizadas com moderadas condições de velocidade. Materiais mais nobres como CBN e PCBN são capazes de produzir componentes com alta qualidade a velocidades de corte superiores. Como todos os materiais para ferramenta sua vida é limitada pelas temperaturas extremas e/ou pressões geradas na interface de corte. Uma vez que todos os materiais para ferramenta perdem suas durezas em elevadas condições de usinagem há uma necessidade real de se desenvolver novas tecnologias que permitam minimizar a temperatura gerada nas interfaces ferramenta-peça e ferramenta-cavaco. Deste modo pesquisadores têm procurado caminhos alternativos e baratos para melhorar o desempenho das ferramentas de corte disponíveis através da introdução de novos materiais que possam resistir às severas temperaturas e tensões na aresta de corte durante a usinagem.

3.9.2.4. Uso da lubrificação para melhoria da usinabilidade

Visto que a temperatura representa um dos principais motivos de falha da ferramenta durante a usinagem, é sensato que a atenção seja focada no sentido de minimizar ou mesmo eliminar as altas temperaturas geradas nas interfaces ferramenta-peça e cavaco-ferramenta. Isso pode ser conseguido através do uso de fluido abundante, obtendo-se uma melhor usinabilidade a baixas velocidades, quando as temperaturas na zona de corte são relativamente menores. O refrigerante ainda age como lubrificante, deste modo minimizando o atrito e reduzindo o componente de forças e consequentemente a taxa de desgaste da ferramenta. Em altas velocidades de usinagem o refrigerante tem acesso insignificante na interface ferramenta-peça ou ferramenta-cavaco na qual estão sob condições de "aprisionamento". O refrigerante tende a se vaporizar devido às altas temperaturas geradas na aresta da ferramenta. A efetividade do refrigerante é restrita pela perda de suas propriedades refrigerantes na película que se encontra em ebulição. A temperatura desta película em um fluido convencional fica em torno de 350 °C (Paul; Chattopadhyay, 1995).

Segundo Ezugwu et. al. (2003), a aplicação de refrigeração convencional não é o caminho para a melhoria das condições de usinagem de superligas uma vez que o refrigerante é incapaz de alcançar a zona de corte devido à formação de uma manta de vapor impedindo a penetração de refrigerante na zona de alta temperatura. O fluxo de cavaco pode ainda impedir o acesso de refrigeração na zona de corte. A administração de refrigeração diretamente na zona de corte é necessária para assegurar uma eficiente e econômica usinagem das superligas. Altas pressões de refrigerante, refrigeração criogênica e Mínima Quantidade de Fluido - MQF são técnicas utilizadas para se atingir este objetivo. Embora sistemas a altas pressões sejam eficientes durantes a usinagem, problemas associados com o descarte de refrigerante e a névoa gerada, bem como a dificuldade de retenção do refrigerante pressurizado na máquina sem vazamentos devem ser considerados.

Refrigerantes a base de água são preferidos em torneamento a altas velocidades, fresamento e retificação por causa de seu grande poder de refrigeração. Eles podem ser óleos solúveis ou soluções químicas. Fluido de corte do tipo nevoa é adequado para as operações simples de torneamento de todas as ligas (ASM handbook, 1990).

O uso de MQF é uma tecnologia desenvolvida que consiste na administração de pequenas quantidades de lubrificante na interface cavaco-ferramenta durante a usinagem. Nesta técnica são utilizados cerca de 6 a 70 ml/h de refrigerante/lubrificante contra 300 a 4000 ml/min. utilizados em usinagem convencional com lubrificação abundante (Derflinger

et. al., 1999). A técnica de MQF envolve a aplicação de uma pequena quantidade de água e óleo solúvel, empregado através de ar comprimido que impulsiona a solução por meio de um jato pulverizado na aresta de corte da ferramenta. Esta técnica tem demonstrado sucesso em processos de retificação, fresamento e torneamento (Brinksmeier et. al., 1999).

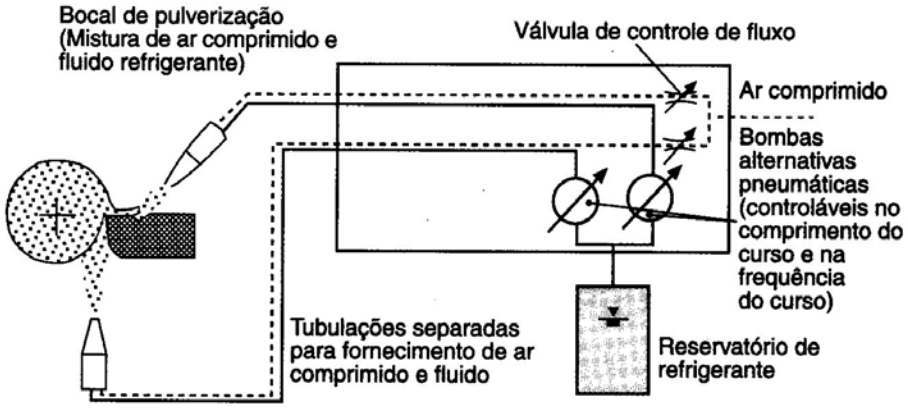
Esta melhoria na usinabilidade pode ser atribuída à capacidade do óleo lubrificante, em forma de vapor, ser capaz de penetrar na interface ferramenta-peça e, deste modo, reduzir o atrito e as componentes das forças geradas durante a usinagem. A redução da temperatura na zona de corte através do uso do MQF é obtida devido à evaporação contrariamente à condução, observada nas aplicações com fluido abundante ou a altas pressões. O fino spray de óleo durante o processo de lubrificação da zona de corte é ainda vaporizado pelas altas temperaturas geradas. Uma quantidade significante de calor é absorvida pelo efeito da evaporação do lubrificante, deste modo contribuindo para uma considerável redução da temperatura na zona de corte. Uma eficiente refrigeração poderá, deste modo, ser obtida se um lubrificante com elevada entalpia de evaporação for utilizado. Água é uma boa escolha, mas a desvantagem é que causa a oxidação do equipamento. A principal desvantagem do uso do MQF é a geração de névoa, que pode vir a causar riscos à saúde do operador. Estes riscos podem ser minimizados através de eficientes sistemas de exaustão. Os resultados que estão sendo obtidos com o MQF são animadores, mas necessitam de uma maior pesquisa capaz de explorar todo o potencial desta tecnologia. As investigações deverão incluir o efeito das taxas de mistura ar-óleo, pressões ideais para o refrigerante de modo a aumentar a vida da ferramenta e a integridade dos componentes produzidos com este sistema (Ezugwu et. al., 2003).

Como afirma Brockhoff e Walter (1998) e Heisel et al. (1998) existem principalmente três tipos diferentes de sistemas de mínima quantidade de fluido. De um lado estão os sistemas de pulverização de baixa pressão, onde o refrigerante é aspirado por uma corrente de ar e levado à superfície ativa com uma mistura. Esses sistemas se distinguem por um fluxo volumétrico de refrigerante de aproximadamente 0,5 a 10 l/h. Eles são usados principalmente para a refrigeração com emulsões, produzem uma otimização notável e somente podem ser dosados grosseiramente. O segundo tipo de sistema usa bombas dosadoras com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de lubrificante para a superfície ativa, sem ar. As taxas de fluxos são ajustáveis numa faixa entre 0,1 e 1,0 ml por ciclo, com até 260 ciclos por minuto. Estes sistemas são utilizados principalmente em processos intermitentes. O terceiro e mais usado tipo de sistema de refrigeração de quantidade mínima é o de pressão, em que o refrigerante é bombeado para o bocal através de uma tubulação de suprimento em separado.

No bocal ele é misturado com ar comprimido fornecido separadamente, de forma que as quantidades de ar e lubrificante podem ser ajustadas independentemente. Este tipo de sistema é uma alternativa particularmente interessante, porque combina a funcionalidade da refrigeração com um consumo extremamente baixo, na faixa 5 a 100 ml/h. Ao mesmo tempo, a mistura coaxial de refrigerante e ar no bocal previne enormemente a nebulosidade. Os ensaios realizados neste trabalho se referem ao emprego da técnica do sistema de refrigeração de quantidade mínima por pressão e fluido abundante.

Heisel et al. (1998) apresentam um diagrama esquemático de um sistema de refrigeração de quantidade mínima com o princípio de pressão descrito e os seus componentes ilustrados na Figura 3.23. O *know-how* desta tecnologia consiste na otimização do projeto do bocal.

Figura 3.23- Diagrama Esquemático de um Sistema de Lubrificação de Mínima Quantidade de Fluido.



Fonte: (Heisel et al., 1998).

A estabilidade do jato, que significa a convergência da mistura ar-fluido, é muito importante para a aplicação nas máquinas de produção, porque ela determina a distância até a superfície ativa e, portanto, o perigo de colisões entre os sistemas de refrigeração e ferramentas, máquinas ou peça. Segundo Heisel et al. (1998), a distância entre o bocal e a área de corte, ângulo de pulverização ou ajuste relativo à superfície de saída e flanco da ferramenta parecem ser parâmetros de menor importância. Isto torna mais fácil o uso da refrigeração de quantidade mínima nas máquinas de produção.

3.10.2.5. Integridade superficial na usinagem de superligas à base de níquel

A questão da qualidade de componentes usinados é hoje em dia fortemente discutida e cada vez mais se exige componentes mecânicos com alta eficiência, não só pelo aspecto funcional, mas também pelo lado da segurança. Quando se produz qualquer componente através de operações que envolvam o cisalhamento do material da peça, deve-se ter em mente que a sua superfície apresenta irregularidades resultantes da ação inerente ao processo de produção, além de fatores tais como: deflexão, vibração ou trepidação da máquina ou peça. O controle da rugosidade é necessário para dar a máxima condição satisfatória ao componente usinado, para que o mesmo tenha vida longa, resistência à fadiga, máxima eficiência e intercambiabilidade funcional. A textura superficial pode ter uma influência decisiva na aplicação e desempenho do componente usinado (Ezugwu; Tang, 1995).

Entre os fatores que afetam a integridade superficial da peça nas operações de usinagem, os mais críticos provavelmente referem-se ao desgaste da ferramenta, velocidade de corte, profundidade de corte e avanço. O desgaste da ferramenta aumenta o atrito entre a ferramenta e a superfície usinada, aumentando a temperatura que induz tensões normais e de cisalhamento, conduzindo à deformação superficial e subsuperficial que podem causar tensões residuais e as baixas velocidades podem resultar no desenvolvimento de danos causados pela presença de aresta postiça de corte. O efeito da velocidade de corte sobre a tensão residual induzida depende, em grande parte, das propriedades do material da peça e da ferramenta. O aumento da espessura do cavaco permite muito mais dissipação de calor através dos cavacos, o qual reduz a tensão de tração interna gerada na peça pela tensão térmica. A distribuição da tensão residual é afetada pela mudança da profundidade de corte. Assim, as fontes que ocasionam tensão residual na superfície usinada podem ser: transformação de fase, tensão térmica devido às irregularidades de aquecimento e resfriamento da camada superficial e deformação mecânica (Brinksmeier et al., 1982; Matsumoto et al., 1986; Abrão; Aspinwall, 1996; Capello et al., 1999 e Elwardany et al., 2000).

De acordo com Ezugwu e Wang (1996); Vigneau (1997) e Ezugwu et al. (1999), a usinagem de superligas induz efeitos na integridade da superfície, os quais incluem:

- Alta rugosidade;
- Modificações na dureza da camada superficial devido ao endurecimento da peça;
- Microtrincas ou macrotrincas particularmente em retificação;

- Deformação plástica;
- Transformações metalúrgicas atribuídas à alta temperatura;
- Tensões residuais (tração ou compressão);
- Alterações químicas incluindo alta temperatura de oxidação e difusão entre a peça e o material da ferramenta.

Por essa razão, devem-se tomar cuidados especiais para assegurar a vida da ferramenta e a integridade superficial adequada a componentes usinados por intermédio de controle dos principais parâmetros, incluindo escolha do material e geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, valores de avanço, profundidade de corte e etc. Uma atenção maior deve ser dada às superligas à base de níquel, uma vez que suas aplicações são mais extensas em aeronaves e usinas de energia nuclear, onde as sensíveis superfícies podem afetar as propriedades (fadiga, fratura/trinca por tensão de corrosão e fluência) tendo um grande impacto na vida em serviço dos componentes (Brinksmeier et al., 1982; Sadat, 1987; Ezugwu; Wang, 1996 e Ezugwu et al., 1999). De acordo com Capello et al. (1999), os fatores que mais afetam a tensão residual são principalmente influenciados pelo raio de ponta e pelo avanço, enquanto que velocidade de corte e ângulo de saída representam papel secundário no torneamento de diversos materiais, incluindo alguns aços.

Ezugwu et al. (1999) revelaram que o torneamento com ferramenta nova que possua aresta afiada e ângulo de saída positivo tende a minimizar o valor da tensão residual, da deformação plástica e do endurecimento da peça. A geometria da ferramenta de corte pode também afetar a superfície usinada. Usinagem prolongada tende a aumentar a dureza da camada da superfície e também deteriorar a superfície usinada. Isto pode ser atribuído ao desgaste de flanco severo, e consequentemente ao aumento das componentes de forças e da temperatura de corte devido ao aumento da área de contato relativo ao movimento entre o desgaste de flanco e a ponta da ferramenta. Condições de usinagem que introduzem altas tensões sobre a superfície usinada devem sempre ser evitadas e esforços devem ser feitos para assegurar a tensão de compressão sempre que possível. Efeitos desagradáveis na superfície usinada podem ser minimizados pelo uso de métodos e condições de usinagem apropriadas.

Liu e Barash (1976) apud Silva (2002), pesquisando o efeito do desgaste de flanco da ferramenta de usinagem sobre a integridade superficial de peças usinadas, constataram que o aumento do desgaste de flanco faz aumentar o atrito entre a ferramenta e a superfície usinada e, como consequência, um aumento na temperatura afeta a tensão residual.

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. Os 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 (encruamento). 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 microscópico óptico e geralmente estende-se acima de 20μm da superfície. Medida da microdureza mostra um significante aumento da dureza na superfície causada pela deformação plástica. Alterações induzidas na superfície pelo processo de fabricação podem afetar substancialmente as propriedades do componente, dentre elas, a rugosidade final nas peças usinadas.

A rugosidade média teórica Ra, também pode ser calculada utilizando-se a analogia, onde se tem um valor aproximado para a mesma de: Ry/Ra = 4.

$$Ra = \frac{f^2}{32r} x1000\ (\mu m) \tag{3.15}$$

Onde:

Ra = rugosidade média;

f = avanço;

r = raio de ponta da ferramenta.

O objetivo da medição de rugosidade foi avaliar o desempenho das ferramentas utilizadas nas diversas condições de corte quanto ao acabamento gerado, mais especificamente sobre o parâmetro Ra.

3.10.2.6. Vida da ferramenta

Segundo Diniz, et. al. (2010) a vida de uma ferramenta é o tempo em que a mesma trabalha efetivamente (deduzidos os tempos passivos), até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido. Atingido este tempo a ferramenta deve ser reafiada ou substituída. Os fatores que determinam a fixação de um determinado valor limite

de desgaste para o fim da vida da ferramenta são vários. A ferramenta deve ser retirada de uso quando:

- Os desgastes atingirem proporções tão elevadas que se receia a quebra da aresta de corte;
- Devido ao desgaste da superfície de folga da ferramenta não sendo mais possível a obtenção de tolerâncias apertadas e/ou bons acabamentos superficiais da peça, principalmente em operações de acabamento;
- Os desgastes acentuados, fazendo com que a temperatura da aresta cortante ultrapasse a temperatura na qual a ferramenta perde o fio de corte;
- O aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfere no funcionamento da máquina (Diniz, et al. 2010).

A vida de uma ferramenta é geralmente expressa em minutos, porém em certos casos prefere-se defini-la pelo percurso de corte ou percurso de avanço correspondente. A vida T, em minutos, é dada pela equação 3.17 a seguir:

$$T = \frac{Lc}{Vc}\ (min) \qquad (3.17\ )$$

Onde:

Lc = percurso de corte, em metros;

Vc = velocidade de corte, em m/min.

Nas ferramentas de metal duro o desgaste frontal é geralmente maior que o desgaste de cratera. Os desgastes aumentam progressivamente até a quebra da cunha cortante, que deve ser evitada devido às suas consequências danosas. Na utilização de ferramentas de metal duro com cobertura, o desgaste de flanco da ferramenta (nestas ferramentas o desgaste de cratera, em geral é muito pequeno ou inexistente) cresce lentamente, devido à alta resistência ao desgaste das camadas de cobertura da ferramenta, até atingir valores de VB da ordem de 0,3 a 0,4 mm (Diniz, et. al. 2010).

Neste momento, as camadas de cobertura já estão quase que totalmente consumidas pelo desgaste e, então, o corte passa a ser realizado pelo substrato da ferramenta, que é bem

menos resistente ao desgaste, o que faz com que o desgaste de flanco passe a crescer rapidamente, chegando a valores da ordem de 0,8 a 1,0 mm em um tempo muito curto.

A condição de usinagem é um dos principais fatores que influenciam no desgaste e vida da ferramenta. A progressão do desgaste é influenciada principalmente pela velocidade de corte, depois pelo avanço e por último pela profundidade de usinagem.

A velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia o desgaste, pois com o aumento da mesma aumenta a energia (calor) que é fornecida ao processo, sem um aumento da área da ferramenta que recebe este calor.

O aumento do avanço, por sua vez, também aumenta a quantidade de calor gerada pelo processo, porém também aumenta a área da ferramenta que recebe este calor.

A influência da profundidade de usinagem é menor, já que ao ser aumentada, a profundidade de usinagem não mexe com a energia destinada ao corte por unidade de área, nem com a velocidade de retirada do cavaco, mas somente faz com que um maior volume seja retirado através da utilização de uma maior porção da aresta de corte.

Outro fator de grande influência na vida da ferramenta está relacionado à sua geometria. Uma diminuição do ângulo de posição para um mesmo avanço e mesma profundidade de usinagem, acarreta uma diminuição da espessura de corte. Esta variação do ângulo de posição permite maior vida da ferramenta, pois resulta numa melhor distribuição da temperatura de corte num trecho maior da ferramenta.

O ângulo de ponta deve ser o maior possível para não enfraquecer a ponta da ferramenta. Em relação ao ângulo de saída da ferramenta, quanto maior o seu valor menor a deformação do cavaco e menor a temperatura, a pressão específica de corte e o desgaste da ferramenta. Porém, com o aumento do ângulo de saída diminui também a resistência da cunha da ferramenta.

O crescimento do ângulo de folga diminui o desgaste frontal, pois reduz a área de atrito entre a ferramenta e a peça, principalmente para valores pequenos de ângulo de folga (menores que 5º). Por outro lado, seu crescimento também enfraquece a cunha de corte. Deste modo, é recomendada a utilização dos menores valores possíveis, mas sempre em torno de 5º (Diniz, et.al. 2010).

4. MATERIAIS E MÉTODOS

A seguir serão apresentadas as características dos materiais utilizados nos ensaios, como por exemplo, composição química, dureza, dimensões do corpo de prova, etc., bem como os equipamentos e ferramentas utilizadas e a metodologia de trabalho adotada para coleta e análise dos dados.

4.1. MATERIAL UTILIZADO

Neste trabalho foram utilizadas três diferentes tipos de superliga de níquel, a Nimonic 80A, a Pyromet A31 e a Inconel 718 todas fabricadas e fornecidas pela empresa Villares Metals. Todos os três materiais fornecidos na condição laminado a quente com dureza conforme Tabela 4.1. No Quadro 4.1 é apresentada a composição nominal das superligas utilizadas.

Tabela 4.1 – Média das durezas dos materiais

Ligas	HV
Inconel 718	412,3
Nimonic 80A	520,4
Pyromet A31	531,2

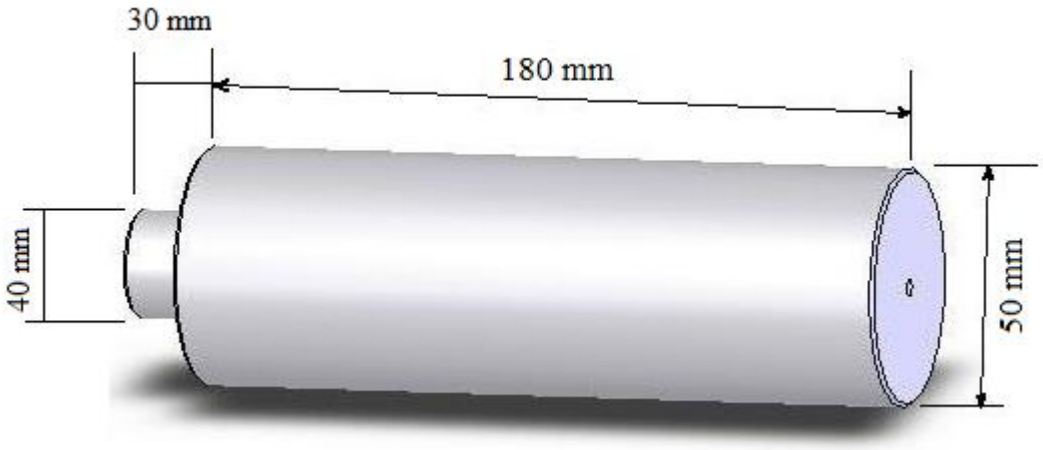
Quadro 4.1– Composição química nominal das superligas de níquel (Cartech, 2013).

Ligas	Ni	Cr	Co	Mo	S	Nb	Al	Ti	Fe	Mn	Si	C	B
Inconel 718	53	18,6	---	3,1	---	5	0,4	0,9	18,5	0,2	0,3	0,04	---
Nimonic 80A	74,7	19,5	1,1	---	---	---	1,3	2,5	---	0,1	0,7	0,06	---
Pyromet A31	57	22,7	---	2	0,02	0,85	1,3	2,3	Rem.*	0,2	0,2	0,04	0,005

Rem*.: Remanescente.

Os corpos de prova apresentavam as dimensões de acordo com a Figura 4.1. Para que a placa de três castanhas do torno usado pudesse prender adequadamente a peça, uma das extremidades foi usinada de modo a reduzir seu diâmetro, conforme apresentado na Figura 4.1.

Figura 4.1 - Representação esquemática do CDP



Devido à possibilidade de irregularidades nos corpos de prova todos foram pré-usinados assegurando uma superfície uniforme e homogênea, bem como, a centragem exata da barra em relação ao torno após a fixação da peça na placa e contra ponta, resultando em diâmetro e comprimento iniciais aproximados de 50 mm e 180 mm respectivamente.

4.2. EQUIPAMENTOS E ENSAIOS DE USINAGEM

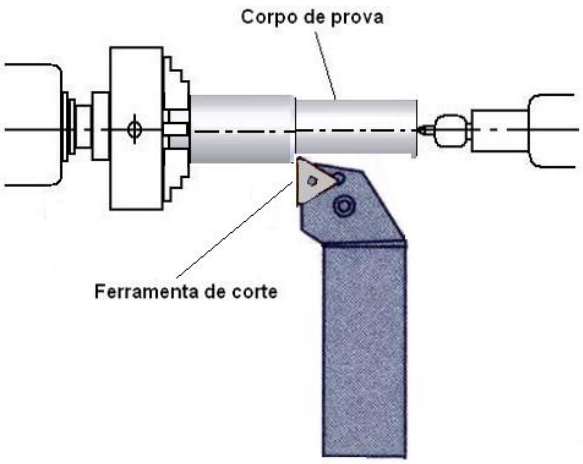
Devido à usinagem das superligas à base de níquel ser de difícil realização foi decidido que seria feita a usinagem em todo comprimento (L = 180 mm) da peça sendo cada passagem chamada de passe. Os ensaios ocorreram na forma de torneamento cilíndrico externo com utilização de contra ponta respeitando a relação comprimento/diâmetro conforme equação 4.1.

$$\frac{L}{D} \leq 1{,}5 \; fixação \; em \; balanço$$

$$\frac{L}{D} \geq 1{,}5 \; fixação \; com \; contra \; ponta \tag{4.1}$$

Desse modo, foram realizados passes na peça até o fim de vida da ferramenta ou até que fosse atingido o limite operacional do torno. Na Figura 4.2 tem-se uma representação do processo.

Figura 4.2 - Representação do ensaio de torneamento cilíndrico externo

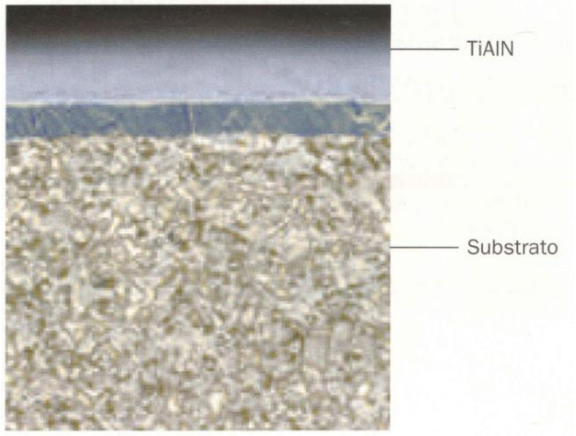


Os parâmetros de usinagem utilizados nos ensaios foram baseados nos melhores resultados encontrados por Bahia (2010), sendo que tais parâmetros foram obtidos através do catálogo do fabricante das ferramentas.

A ferramenta utilizada nos ensaios de usinagem das superligas foi a pastilha de metal duro recoberta TNMG 160408-23 classe S15 (GC1105). A geometria triangular foi escolhida em função de propiciar uma comparação com os resultados obtidos a partir de trabalhos anteriores (Faria, 2007 e Bahia, 2010) e por oferecer maior acessibilidade, exigir menos potência e apresentar menor nível de vibrações. Os mesmos motivos também levaram a escolha do quebra-cavaco 23, indicado para a usinagem de superligas tendo como vantagem uma geometria de corte leve, viva, gerando baixas forças de corte, com possibilidade de usinagem de hastes delgadas e peças com paredes finas (Sandvik, 2005).

As ferramentas recobertas (Sandvik GC 1105) apresentam um substrato duro de finos grãos com excelente dureza a quente e resistência boa e confiável contra deformação plástica. Estas ferramenta apresentam uma cobertura de TiAlN fina e exclusiva pelo processo PVD, com adesão excelente ao substrato mesmo com arestas vivas, seu desenvolvimento visa à garantia da tenacidade na linha da aresta, até mesmo contra o desgaste de flanco e a boa performance em superligas e aços inoxidáveis de alta liga (Sandvik, 2005).

Figura 4.3 - Micrografia revelando o substrato e a cobertura da ferramenta



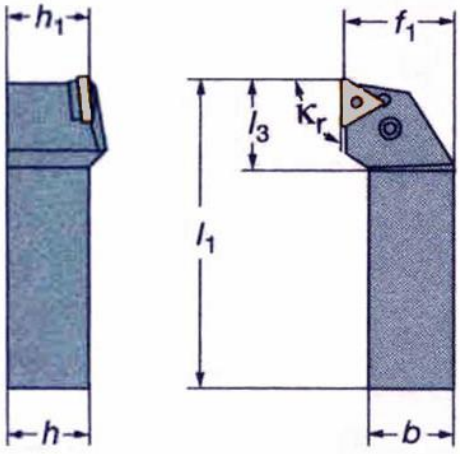
Fonte: (Sandvik, 2005).

Para os ensaios de usinagem foi utilizado o suporte Sandvik PTGNR 2020K 16, com os seguintes ângulos:

- ângulo de posição: Kr = 91º;
- ângulo de saída: γo = - 6º;
- ângulo de inclinação: λs = - 6º.

O suporte utilizado e suas dimensões estão apresentadas, respectivamente, na Figura 4.4 e Quadro 4.2.

Figura 4.4 - Suporte para ferramenta Sandvik PTGNR 2020K 16



Fonte: Adaptado de (Sandvik, 2005)

Quadro 4.2 - Dimensões do suporte

Dimensão	h	h1	b	l1	l3	f1
Valor (mm)	20	20	20	125	230,2	25

Fonte: (Sandvik, 2005)

Os ensaios foram realizados em um torno CNC-MACH 9-CENTUR 30S, 25 a 3500 rpm, com potência de 7,5 CV, marca ROMI, conforme Figura 4.5, pertencente ao Departamento de Materiais e Tecnologia da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, UNESP.

Figura 4.5 - Torno CNC Romi CENTUR 30S

O fluido de corte utilizado de forma abundante nos ensaios foi o Lubrax OP-38-EM na proporção de 10%, desenvolvido para atender às operações de usinagem para todos os tipos de metais, excetuando-se o magnésio. Este fluido de corte consiste em um óleo emulsionável de base naftênica para corte, usinagem e acabamento de metais. Este óleo é recomendado para diversas operações de usinagem de metais, como por exemplo:

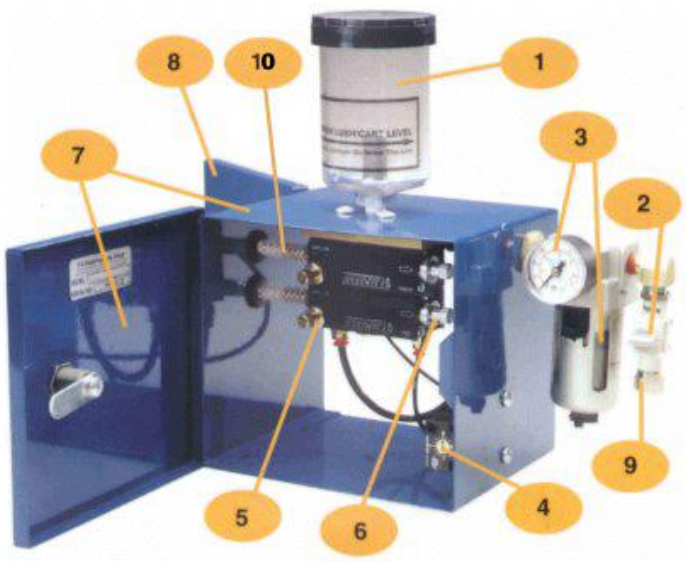
- Furação;
- Corte;
- Torneamento;

- Esmerilhamento;
- Retificação;
- Rosqueamento.

Esta recomendação ainda é válida mesmo nos casos que exigirem grande capacidade de refrigeração a alta velocidade de corte para a execução das operações. O óleo forma emulsões do tipo óleo em água, leitosas, homogêneas e estáveis em todas as concentrações indicadas para utilização. A vazão de fluido de corte durante a realização dos ensaios foi de aproximadamente 4,8 litros/minuto.

Para o desenvolvimento dos ensaios em que se aplicou a técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF) utilizou-se o equipamento *Accu-lube*, fabricado pela empresa *ITW Chemical Products Ltda*, o qual permite de maneira independente a regulagem da vazão de ar comprimido e lubrificante além de usar um sistema pulsante de fornecimento de óleo. Seguindo orientação do fabricante foi utilizado o lubrificante de base vegetal LB 1000 também da empresa ITW, o qual é indicado para usinagem média e pesada de materiais ferrosos. A vazão e pressão ajustadas para o teste foram de 5 ml/h e 5 bar, respectivamente. O equipamento que permite a utilização do MQF pode ser descrito como tendo basicamente: compressor, regulador de pressão, rotâmetro, dosador e bico aspersor. O equipamento de MQF permite uma fina regulagem do volume de lubrificante/ar separadamente, por meio de um registro tipo agulha, sem atomiza-lo em um fluxo de ar à pressão constante de 5,0 bar (kgf/cm^2), evitando vapores e dispersão de partículas no ar. É apresentada na Figura 4.6 a unidade de controle do equipamento de MQF, onde é feita a dosagem do lubrificante e a regulagem da vazão de ar comprimido. Cada parte que compõe o equipamento foi numerada para facilitar a descrição e função. O modelo permite um ajuste fino da velocidade do ar para a formação de névoa com diferentes valores de vazão. O bico aspersor foi colocado a cerca de 30 mm da ferramenta direcionado para a superfície de saída/interface.

Figura 4.6 - Esquema do Equipamento de Mínima Quantidade de Fluido - MQF



Fonte: (ITW).

1. Reservatório 300 ml
2. Registro de acionamento
3. Manômetro e filtro de ar
4. Gerador de frequência (sentido horário aumenta frequência)
5. Bomba pneumática de ajuste individual
6. Ajuste do fluxo de lubrificante
7. Caixa metálica
8. Furos de montagem ou bases magnéticas para fixação rápida
9. Entrada de ar
10. Saída para o bocal aplicador

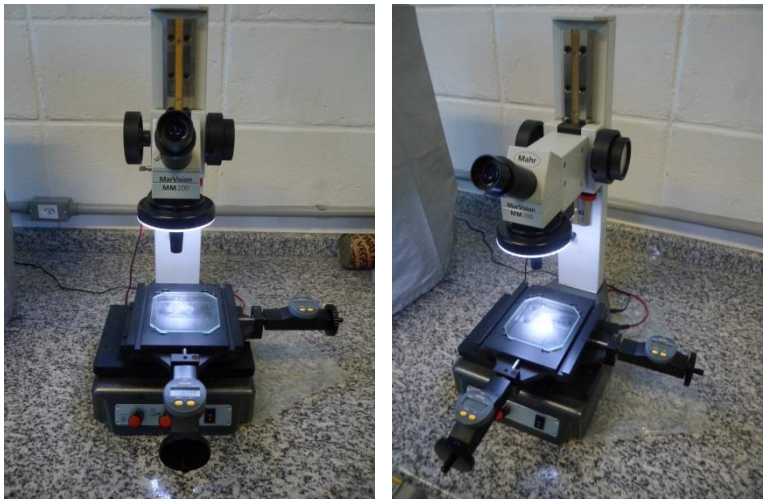
Após a realização de cada passe a peça era removida do torno e o diâmetro medido através de um paquímetro de 0 a 200 mm com sensibilidade de 0,05 mm.

A peça era então levada a um desempeno onde a rugosidade (Ra) era medida através do rugosímetro da marca Mahr modelo MarSurf M300 e MarSurf RD 18 (Figura 4.7), o qual era aferido e calibrado antes do início das medições – Figura 4.7. O parâmetro de cut-off foi ajustado para 0,8 mm em todas as medidas e em todos os passes.

Figura 4.7 - Rugosímetro Mahr modelo MarSurf M300 e MarSurf RD 18

A cada passe realizado o desgaste da ferramenta era acompanhado através da utilização de um microscópio da marca Mahr, modelo MarVision MM 200 (Figura 4.8) que possui micrometros digitais que por sua vez permitiu a medição dos desgastes.

Figura 4.8 - Microscópio Mahr, modelo MarVision MM 200



Os cavacos foram coletados sempre no primeiro e último passe da ferramenta para posterior análise.

Foi utilizado um microscópio da marca Zeiss, modelo Stemi 2000 (Figura 4.9), para a realização das imagens das ferramentas visando o estudo dos aspectos do desgaste para cada condição de corte utilizada.

Figura 4.9 - Microscópio Zeiss, modelo Stemi 2000

A dureza das peças foram medidas antes da usinagem.

Figura 4.10 – Microdurômetro Wilson® Instruments, modelo 401 MVD.

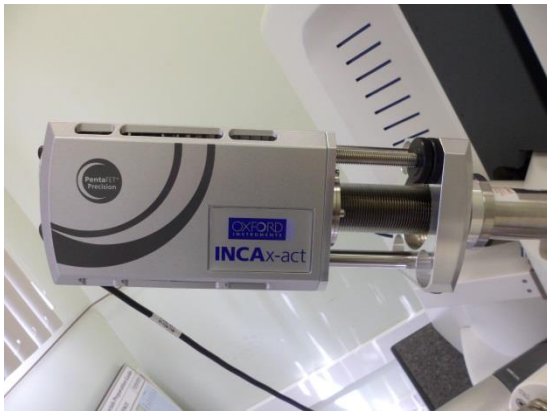
Foi utilizado um microscópio da marca NIKON, modelo EPIPHOT 200 (Figura 4.11), para a realização das imagens dos cavacos visando uma possível caracterização dos mesmos.

Figura 4.11 - Microscópio NIKON, modelo EPIPHOT 200

Nas ferramentas em que foi identificada a adesão de material da peça, podendo caracterizar a presença de aresta postiça de corte, as mesmas foram submetidas à análise por Microscopia Eletrônica de Varredura – MEV, sendo utilizado o equipamento da marca Zeiss, modelo EVO LS15 (Figura 4.12). Essa atividade foi realizada também para se obter maiores detalhes do mecanismo de desgaste da aresta da ferramenta de corte, além de se fazer microanálises semi-quantitativas de material em determinadas regiões da ferramenta, através de um sistema de micro análises EDS (Energy Dispersive Spectroscopy – Espectroscopia de Energia Dispersiva) da marca Oxford-Instruments, modelo INCA x-act (Figura 4.13). O equipamento de MEV foi utilizado ainda para análise da microestrutura das ligas visando identificar a presença de carbetos metálicos.

Figura 4.12 - Microscópio Eletrônico de Varredura Zeiss, modelo EVO LS15

Figura 4.13 – EDS Oxford-Instruments, modelo INCA x-act



A preparação das amostras para realização dos ensaios metalográficos, visando à análise da microestrutura dos cavacos da matéria-prima utilizada nos ensaios, seguiram a seguinte sequência de preparação: embutimento da amostra, lixamento, polimento e ataque químico.

4.3. METODOLOGIA

Os ensaios foram realizados de modo que para cada parâmetro o mesmo fosse repetido no mínimo três vezes afim de garantir os valores mais próximos do real, para que assim a cada conjunto de parâmetros fosse obtida a média dos três ensaios.

Para a medição da rugosidade a peça era levada até a bancada para medição e considerando-se a média de três medições realizadas em ângulos de aproximadamente 120 graus a rugosidade da peça era determinada.

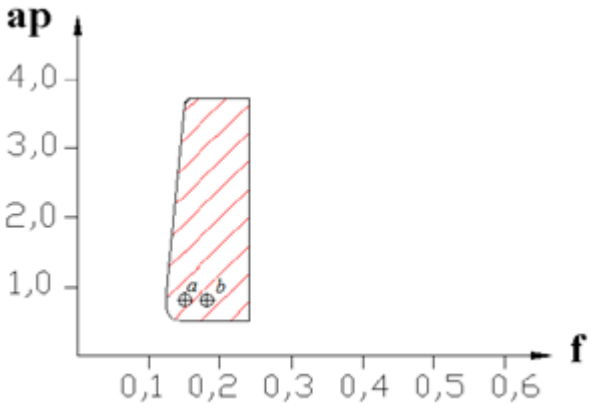
A cada passe da ferramenta a mesma era retirada do suporte para que fossem realizadas as medidas do desgaste.

O desempenho da ferramenta de corte foi considerado em termos dos seguintes parâmetros: Vc, f, ap e acabamento superficial. Foi admitido como critério de fim de vida da ferramenta o desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}) igual a 0,5 mm, embora seja recomendado pela Norma ISSO 3685:1993 o critério de VB_B igual a 0,3 mm (para desgaste regular) e VB_{Bmax} de 0,6 mm quando o desgaste for irregular. O valor de VB_{Bmax} igual a 0,5 mm foi adotado com o objetivo de propiciar um comprimento de corte que possibilitasse o estudo da progressão do desgaste em função da vida da ferramenta e do volume de cavaco removido, relacionando-o com a rugosidade. Além disso, este critério de fim de vida foi adotado visando evitar uma possível quebra da ferramenta caso fosse utilizado um valor de VB maior como critério de fim de vida.

Com o intuito de facilitar a informação dos dados referentes aos parâmetros de corte utilizados, os valores serão apresentados da seguinte forma, por exemplo: 75-15-8, que significa uma velocidade de corte de 75 m/min., um avanço de 0,15 mm/rot. e uma profundidade de corte de 0,8 mm. Não havendo qualquer informação quanto à unidade de cada parâmetro deverão ser consideradas as unidades de medida indicadas acima.

Na Figura 4.13 é apresentada a faixa de valores nos quais existe um efetivo funcionamento do quebra cavaco 23, segundo informações do fabricante da ferramenta. A orientação do fabricante sugere que a profundidade de corte seja pelo menos 2/3 do raio de ponta da ferramenta. Entretanto, conforme informado anteriormente, apesar do fabricante indicar que o quebra cavaco tem efetiva ação até uma profundidade de corte de aproximadamente 3,8 mm, os ensaios de Faria (2007) mostraram que na usinagem de níquel a uma profundidade de corte acima de 0,8 mm há um excessivo desgaste da aresta de corte. Assim, as marcações (“a” e “b”) na Figura 4.13 representam as condições de corte utilizadas nos ensaios.

Figura 4.13 - Representação da região de aplicação do quebra-cavaco da ferramenta utilizada



Fonte: Adaptado de (Sandvik, 2002).

Para a realização dos ensaios foi adotada a seguinte matriz de experimento que consta todos os parâmetros de corte utilizados e o tipo de refrigeração (abundante ou MQF).

Quadro 4.3: Matriz de experimento dos parâmetros de usinagem

Lubrificação	f (mm/rot)	Vc (m/min)	ap (mm)
Abundante	0,15	75	0,8
	0,18		
	0,15	90	
	0,18		
MQF	0,15	75	
	0,15	90	

4.3.1. Análise da superfície usinada

As medições de rugosidade foram realizadas após cada passe no comprimento total da peça (L = 180 mm), para todas as condições de usinagem. A peça era removida do torno e as medidas realizadas em três posições ao longo da circunferência do corpo de prova, dispostas em ângulos de aproximadamente 120º uma da outra e após foi feita a média aritmética das medições compondo assim o valor de rugosidade no centro da peça.

O valor do cut-off a ser utilizado na realização das medições depende da distância entre os sulcos deixados pelo avanço (f) da ferramenta. Deste modo, para os avanços utilizados nos ensaios de torneamento do o cut-off foi de 0,8 mm com n igual a 5, que é aplicado quando tem-se distâncias entre sulcos variando entre 0,1 e 0,32 mm para um perfil periódico.

4.3.2. Análise do desgaste da ferramenta

A cada passe finalizado a ferramenta de corte era retirada de seu suporte e levada ao microscópio para que fosse realizada uma medição do desgaste. Os valores medidos eram transcritos para a folha de coleta de dados observando sua evolução e o instante em que o desgaste alcançava o limite pré-determinado para o fim de vida da ferramenta (VB_{Bmax} = 0,5 mm). Depois de atingido o fim de vida das ferramentas, as mesmas eram identificadas e posteriormente encaminhadas ao estereoscópio Zeiss para aquisição das imagens dos desgastes medidos. As imagens obtidas eram usadas para buscar as evidências que pudessem identificar os diversos tipos de desgaste encontrados bem como os mecanismos atuantes.

Foram obtidas diversas imagens, sendo utilizadas no trabalho somente aquelas que permitissem uma melhor visualização da região e do tipo de desgaste.

Finalizada a etapa de microscopia ótica das ferramentas, aquelas em que as arestas de corte apontaram para a deposição de cavaco sobre a aresta ou a presença de APC, seguiram para análise no Microscópio Eletrônico de Varredura - MEV. Essa etapa foi realizada com a finalidade de identificar detalhadamente o mecanismo de desgaste da aresta da ferramenta de corte, além de se fazer micro análises semi-quantitativas dos elementos químicos depositados em determinadas regiões da ferramenta, através do EDS (Energy Dispersive Spectroscopy – Espectroscopia de Energia Dispersiva).

4.3.3. Análise dos cavacos da matéria-prima

Com o objetivo de avaliar a presença de precipitados, distribuído através da estrutura dos materiais, foram preparadas amostras de cavacos de cada uma das três ligas utilizadas neste estudo para que pudessem ser analisadas através de microscopia óptica

Devido à propriedade anticorrosiva do níquel, o ataque químico para análise microestrutural das superligas é uma tarefa complexa que exige vários testes preliminares antes do ataque ao espécime a ser analisado. Deste modo, durante a preparação das amostras para análise, uma série de variações no tempo do ataque químico foi experimentada visando identificar o tempo ideal para aplicação nas demais amostras. Assim os melhores resultados foram obtidos por volta de 30 segundos de ataque na temperatura aproximada de 26 °C, no entanto deve-se levar em conta o grau de deformação pela qual o espécime passou uma vez que quanto maior a deformação maior será a energia livre e, portanto mais rápido ocorrerá o ataque.

Os reativos utilizados no ataque são específicos para cada material e tipo de detalhe que se deseja observar. No caso para as superligas de níquel foi utilizada a proporção de reagente definida na Equação 4.2 segundo a norma ASTM E407:

$$HCl + HNO_3 + H_2SO_4 \text{ (proporção 90 ml: 3 ml: 5 ml respectivamente)} \quad (4.2)$$

4.3.4. Análise do volume de material removido e tipos de cavacos gerados

Com respeito ao cálculo do volume total de material removido alguns detalhes devem ser considerados:

Para o cálculo do comprimento de corte usinado foi utilizada a equação 4.3.

$$L_C = \frac{L_f . \pi . d}{1000 . f} \ (mm) \tag{4.3}$$

Onde:

L_f = comprimento de avanço da operação (mm);

d = diâmetro da peça usinada (mm);

f = avanço utilizado (mm/rot).

Já para a determinação da taxa de remoção de material foi utilizada a equação 4.4, de acordo com Sandvik (2002).

$$Q = V_c . a_p . f \quad (cm^3/\text{min}) \tag{4.4}$$

Onde:

Q = taxa de remoção de material (cm^3/min);

a_p = profundidade de corte (mm);

Vc = velocidade de corte (m/min).

Assim sendo o volume total de material removido será obtido através da equação 4.5.

$$Vol = Q . \sum t_c \ (cm^3) \tag{4.5}$$

Onde Σtc equivale à vida da ferramenta (T), calculado pela equação 3.17.

Logo, o volume total de material removido poderá ser dado pela substituição das equações 3.17 e 4.4 na equação 4.5:

$$Vol = L_C . a_P . f \ (cm^3) \tag{4.6}$$

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos separadamente os resultados obtidos para os três materiais de modo a facilitar o entendimento do comportamento do processo para cada uma das superligas. Assim sendo serão apresentados dados sobre a vida da ferramenta, o volume de cavaco removido, bem como os mecanismos de desgaste das ferramentas nas duas condições de lubrificação (abundante e MQF). Serão ainda apresentados os resultados obtidos sobre a rugosidade da peça além dos tipos de cavacos gerados durante o processo.

Os resultados serão apresentados primeiramente na condição de lubrificação abundante e posteriormente na condição da utilização de MQF.

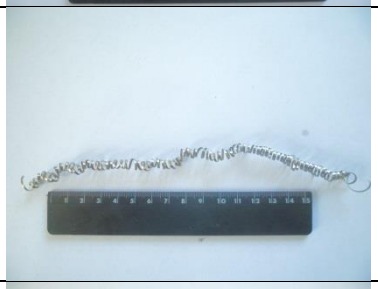
5.1. LUBRIFICAÇÃO ABUNDANTE

5.1.1. Formação dos cavacos

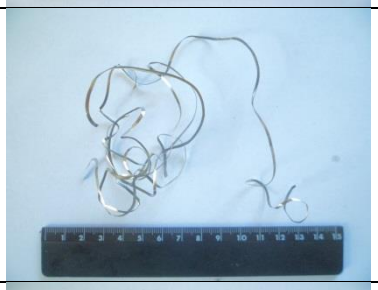
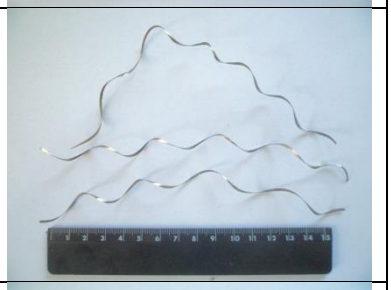
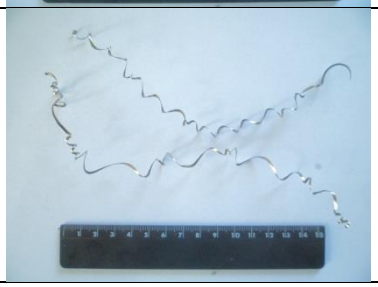
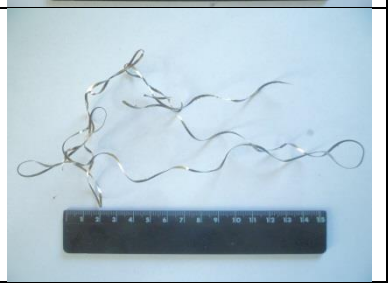
Durante a formação do cavaco vários fatores ligados à usinagem são influenciados, como por exemplo, desgaste da ferramenta, calor gerado no processo, esforços de corte, penetração do fluido, dentre outros. Deste modo existem diversos pontos que devem ser notados no processo de formação dos cavacos, pontos estes ligados a qualidade da peça, segurança, aspectos econômicos, etc.

Nos Quadros 5.1, 5.2 e 5.3 pode-se visualizar os cavacos gerados no processo de torneamento de cada liga em questão.

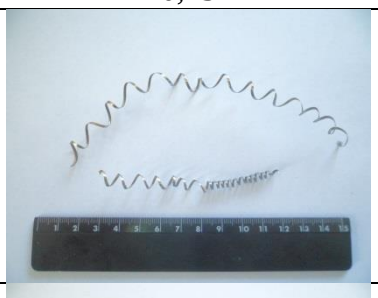
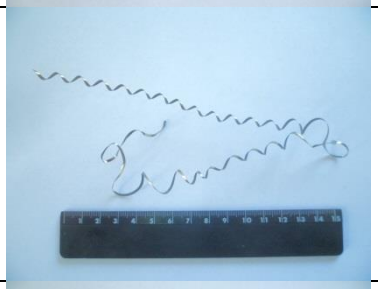
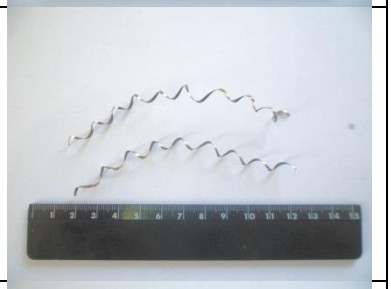
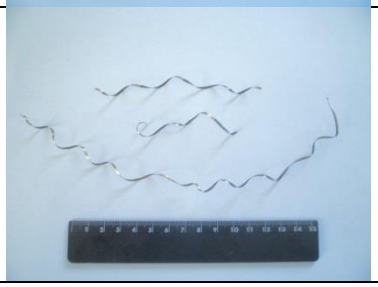
Quadro 5.1 – Cavacos gerados durante o torneamento (Nimonic 80A)

	Velocidade (m/min)	Avanço (mm/rot)	
		0,15	0,18
Primeiro Passe	75		
	90		
Último Passe	75		
	90		

Quadro 5.2 - Cavacos gerados durante o torneamento (Inconel 718)

	Velocidade (m/min)	Avanço (mm/rot)	
		0,15	0,18
Primeiro Passe	75		
	90		
Último Passe	75		
	90		

Quadro 5.3 - Cavacos gerados durante o torneamento (Pyromet A31)

	Velocidade (m/min)	Avanço (mm/rot)	
		0,15	0,18
Primeiro Passe	75		
	90		
Último Passe	75		
	90		

Os cavacos gerados de uma maneira geral apresentaram diversas formas durante todo o processo assim como pode ser visto nos quadros anteriores. Para a liga Nimonic 80A (Quadro 5.1) é possível notar três das quatro formas (fita, helicoidal, espiral e lascas) de cavacos já mencionados, deste modo tem-se preferencialmente a formação de cavacos helicoidais para esta liga, porém com casos não tão raros de cavacos na forma espiral e em lascas. Ainda na liga Nimonic 80A é possível perceber de uma maneira geral que com o aumento da velocidade e avanço aliado ao desgaste que a ferramenta apresentava no último passe houve a formação de cavacos em lascas o que normalmente é preferível no caso de torneamento de superligas. Este fenômeno pode ser devido ao maior encruamento do cavaco nestas condições

em que há um avanço maior e a ferramenta já não apresenta uma regularidade em sua superfície podendo causar uma deformação mais acentuada do cavaco e consequentemente a sua quebra, outro fator que pode ter influenciado na formação de cavacos em lascas é a temperatura que é gerada em velocidades mais elevadas, que associada à refrigeração causa um rápido resfriamento do cavaco fragilizando-o. Assim as três formas apresentadas nesta liga não geram inconvenientes mais sérios no processo de torneamento.

Já a liga Inconel 718 apresentou de maneira geral duas formas de cavaco helicoidal e em fita. Nos primeiros passes da ferramenta foram obtidos os cavacos preferencialmente na forma helicoidal, porém quando se aproximava o fim de vida da ferramenta eram gerados cavacos tanto na forma helicoidal quanto em fita, este principalmente na menor velocidade e avanço.

A liga Pyromet A31 em suma apresentou cavacos helicoidais com casos raros de cavacos em fita para os parâmetros 90-15-8 no início de cada passe da ferramenta que em seguida tomavam a forma helicoidal com o desenvolvimento do processo.

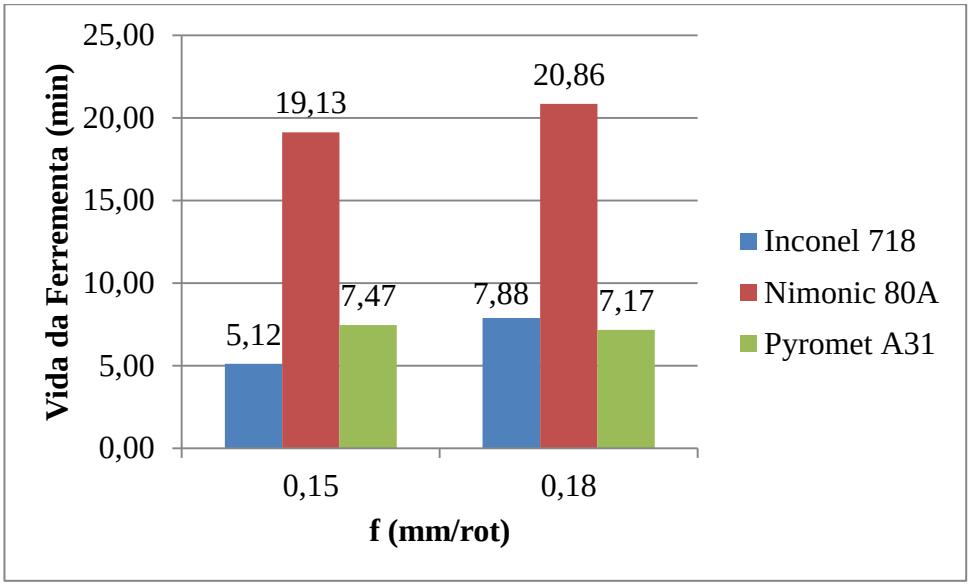
5.1.2. Vida da ferramenta

Nos gráficos a seguir são apresentadas as vidas das ferramentas em função dos parâmetros de usinagem utilizados. A vida da ferramenta é entendida como sendo o tempo em que ferramenta trabalha efetivamente subtraindo-se os tempos passivos, até que a mesma perca sua capacidade de corte de acordo com um critério adotado previamente. Quando o critério pré-estabelecido é atingido a ferramenta deve ser afiada ou substituída para que seja mantido o bom andamento do processo. Desta forma, assim como mencionado anteriormente, o critério adotado para fim de vida da ferramenta durante os ensaios foi o desgaste de flanco (VB_{Bmax}) igual a 0,5 mm, que foi definido com o objetivo de se obter um comprimento de corte que possibilitasse o estudo da progressão do desgaste e do comportamento da rugosidade para cada um dos parâmetros utilizados.

Na Figura 5.1 é apresentada a evolução da vida da ferramenta para os parâmetros 75-15-8 e 75-18-8 para cada material, pode-se notar que há um aumento na vida da ferramenta para avanços maiores para as ligas Inconel 718 e Nimonic 80A, porém o mesmo não ocorreu para a Pyromet A31 onde a vida foi ligeiramente menor para o avanço de 0,18 mm/rot do que para 0,15 mm/rot. Tal efeito nas ligas Inconel 718 e Nimonic 80A pode ser explicado devido a uma provável elevação da temperatura da peça que faz com que a mesma sofra uma diminuição de sua dureza facilitando então o seu corte.

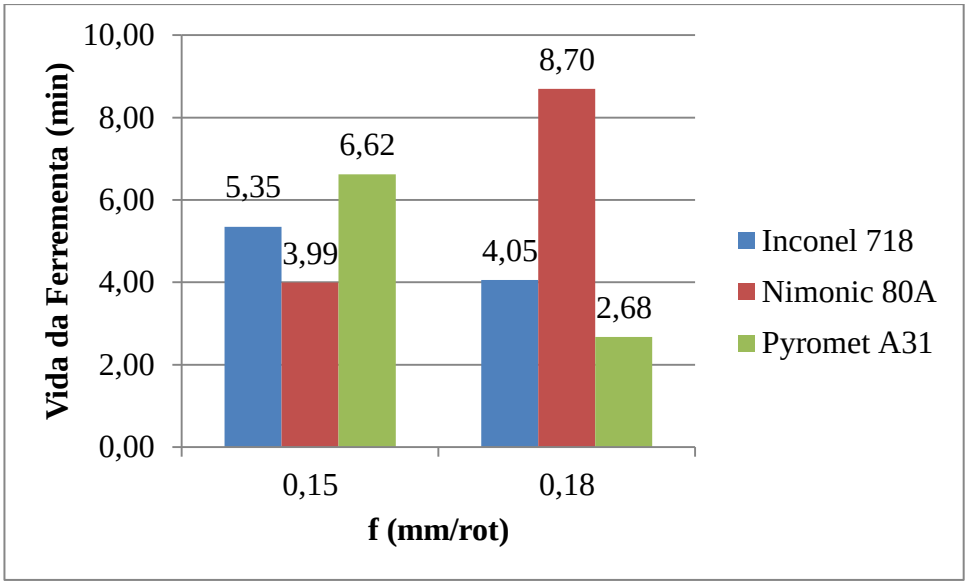
Segundo Bahia (2010), para avanços muito elevados o efeito de redução da dureza da peça é superado pelas altas temperaturas na aresta de corte que ocasiona uma perda de dureza da ferramenta devido à baixa condutividade térmica das superligas de níquel, acelerando a degradação do revestimento e o desgaste da ferramenta.

Figura 5.1 – Vida da ferramenta para os parâmetros 75-15-8 e 75-18-8



Na Figura 5.2 é apresentada a evolução da vida da ferramenta para os parâmetros 90-15-8 e 90-18-8, pode-se notar que assim como na Figura 5.1 ocorre o mesmo efeito de ganho de vida da ferramenta com o aumento do avanço para a liga Nimonic 80A. Já para as outras duas ligas o efeito foi de perda no tempo de vida, onde provavelmente o aumento da temperatura oriundo do aumento do avanço funcionou como gatilho para a precipitação de fases endurecedoras das ligas, que por sua vez aumentam a resistência do material e com isso danificam mais rapidamente a ferramenta resultando em tempos de usinagem menores.

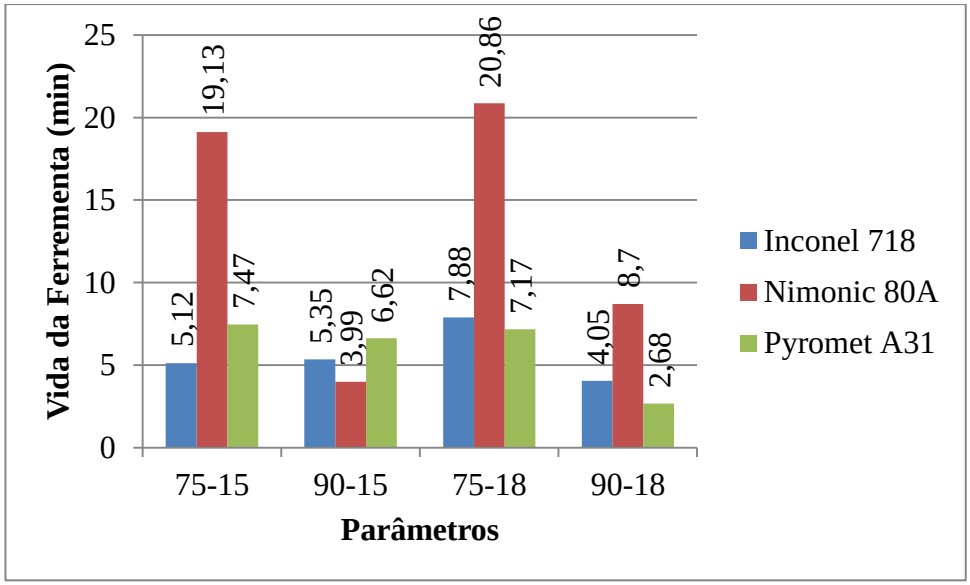
Figura 5.2 - Vida da ferramenta para os parâmetros 90-15-8 e 90-18-8



Através da Figura 5.3 é possível fazer uma comparação entre a vida da ferramenta para ambas as velocidades utilizadas 75 m/min e 90 m/min. Assim comparativamente é possível ver que para velocidades menores a ferramenta atingiu vida superior para a maioria dos materiais excetuando-se a liga Inconel 718 em foi utilizado o avanço de 0,15 mm/rot. Desta forma para a liga Nimonic 80A atingiu-se vidas de 19,13 e 20,86 min para velocidade de 75 m/min, contra 3,99 e 8,70 min para velocidade de 90 m/min. Para o caso da liga Pyromet A31 atingiu-se vidas de 7,47 e 7,17 min para a velocidade 75 m/min, contra 6,62 e 2,68 min para a velocidade de 90 m/min. A liga Inconel 718 atingiu vidas de 5,12 e 7,88 min para a velocidade de 75 m/min, contra 5,35 e 4,05 min para a velocidade de 90 m/min.

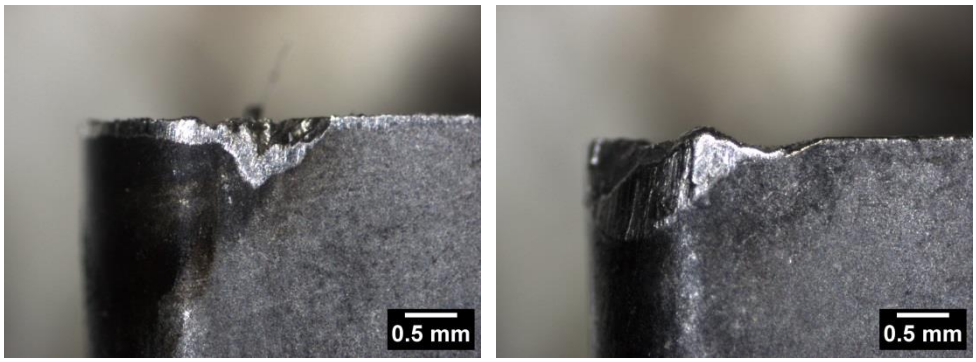
O resultado anômalo apresentado pela liga Inconel 718 no avanço de 0,15 mm/rot pode ser atribuído também a uma redução da dureza do material devido a um leve aumento da temperatura do material causado pelo aumento da velocidade que facilitou o corte sem que ativasse a precipitação de fases endurecedoras. Em linhas gerais as menores vidas das ferramentas para velocidades maiores pode ser associado a temperaturas mais elevadas na aresta de corte. Entretanto pode ser observado que houve um ganho percentual maior da vida da ferramenta na velocidade de 90 m/min com o aumento do avanço, ganho este de 118,04%, contra 9,04% para a velocidade de 75 m/min para a Nimonic 80A. Para a Pyromet A31 não houve ganho algum para ambas velocidades. Para a Inconel 718 houve um ganho de 35,02% para a velocidade de 75 m/min enquanto que para 90 m/min não foi constato ganho algum.

Figura 5.3 – Vida da ferramenta “comparativo entre as velocidades”



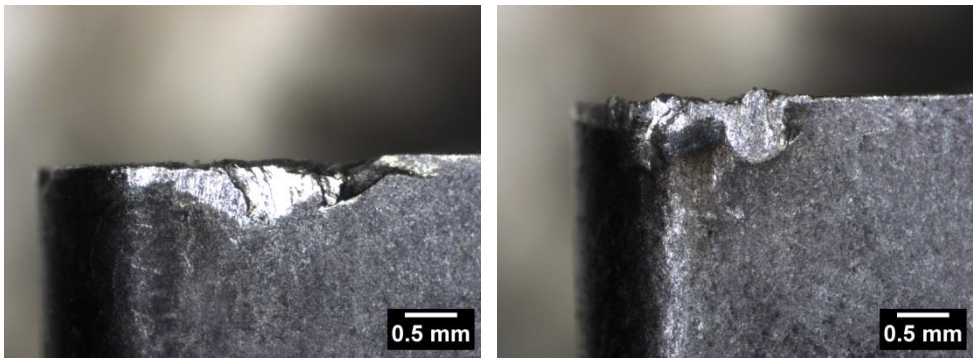
Nas ferramentas das Figuras 5.4, 5.5 e 5.6 pode-se notar que o desgaste de flanco foi maior na imagem (b) cujos parâmetros usados foram 90-15-8, também cabe salientar uma possível adesão de material que será discutida mais adiante, tais alterações na geometria da ferramenta podem reduzir sua capacidade de remoção de material e sua vida consideravelmente. Na imagem (a) cujos parâmetros utilizados foram 75-15-8 fica evidente a presença de entalhe na aresta da ferramenta e o desgaste flanco em menor intensidade que nos parâmetros anteriores. Assim tem-se para maiores velocidades desgaste de flanco mais acentuado com a presença de outros tipos de desgastes que ocorrem devido a maior energia de ativação gerada pelo processo, sem contar que invariavelmente existe mais de um tipo de desgaste associado ao processo.

Figura 5.4 – Desgaste das ferramentas usadas na usinagem da Nimonic 80A (a) parâmetros 75-15-8 e (b) parâmetros 90-15-8



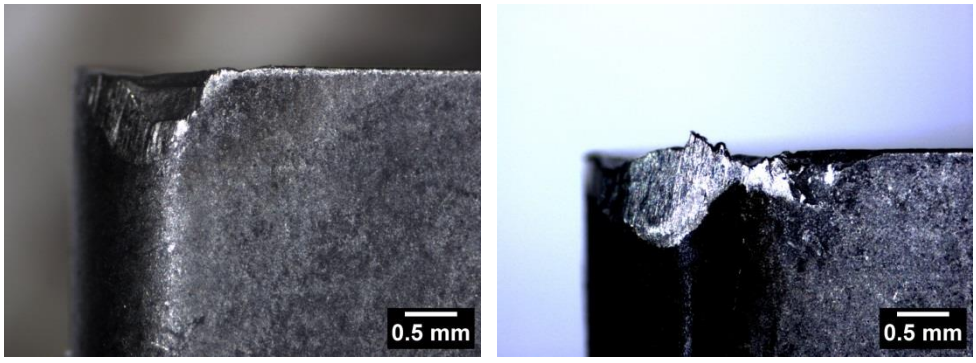
(a) (b)

Figura 5.5 – Desgaste das ferramentas usadas na usinagem da Inconel 718 (a) parâmetros 75-15-8 e (b) parâmetros 90-15-8



(a) (b)

Figura 5.6 – Desgaste das ferramentas usadas na usinagem da Pyromet A31 (a) parâmetros 75-15-8 e (b) parâmetros 90-15-8



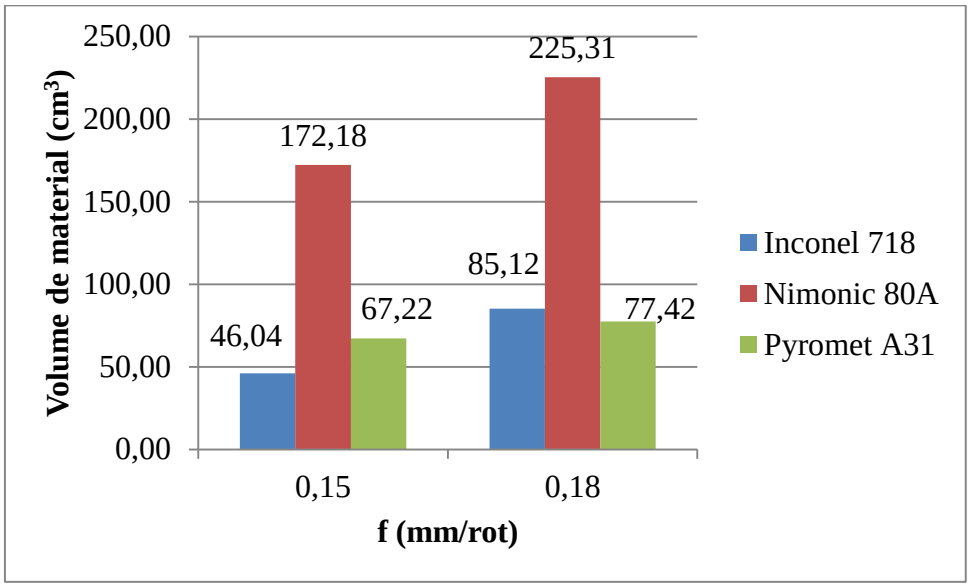
(a) (b)

5.1.3. Volume de material removido

Os resultados que serão apresentados são referentes ao volume de material removido. O calculo do volume de material removido foi realizado utilizando-se a Equação 4.6.

Na Figura 5.7 é apresentado o volume de cavaco removido para os parâmetros 75-15-8 e 75-18-8. Assim é possível notar que para o avanço de 0,18 mm/rot foi atingido um maior valor de volume de cavaco quando comparado ao avanço de 0,15 mm/rot, fato qual já era esperado uma vez que ao aumentar o avanço aumenta a porção de material que será retirado e que pode ser confirmado através da equação 4.6 onde o volume de material removido é, entre outros, diretamente proporcional ao avanço. Segundo trabalho anterior de Bahia (2010) há uma tendência no aumento do volume de cavaco removido com o aumento do avanço até o ápice com avanço de 0,18 mm/rot. Pode-se inferir que este aumento no volume de material removido devido ao aumento do avanço foi de 30,8% para a liga Nimonic 80A, de 45,9% para a liga Inconel 718 e de 13,2% para a liga Pyromet A31.

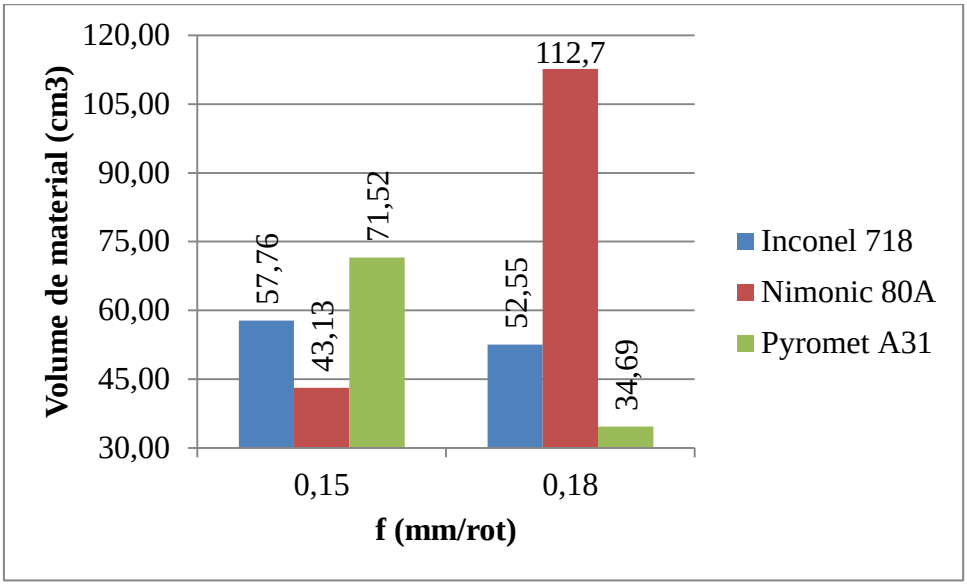
Figura 5.7 - Volume de material removido para os parâmetros 75-15-8 e 75-18-8.



Com respeito ao volume de material removido para a velocidade de 90 m/min pode-se notar na Figura 5.8 o mesmo efeito de aumento do volume de material com a elevação do avanço para a liga Nimonic 80A, tal aumento sendo de 161,3%, ou seja, houve um ganho em volume de cavaco removido de uma condição de avanço para outra. Entretanto para as demais ligas houve uma diminuição no volume de material removido. Este efeito pode ser explicado ao se analisar as Figura 5.2 e Figura 5.8 em conjunto. Logo nota-se que para os parâmetros

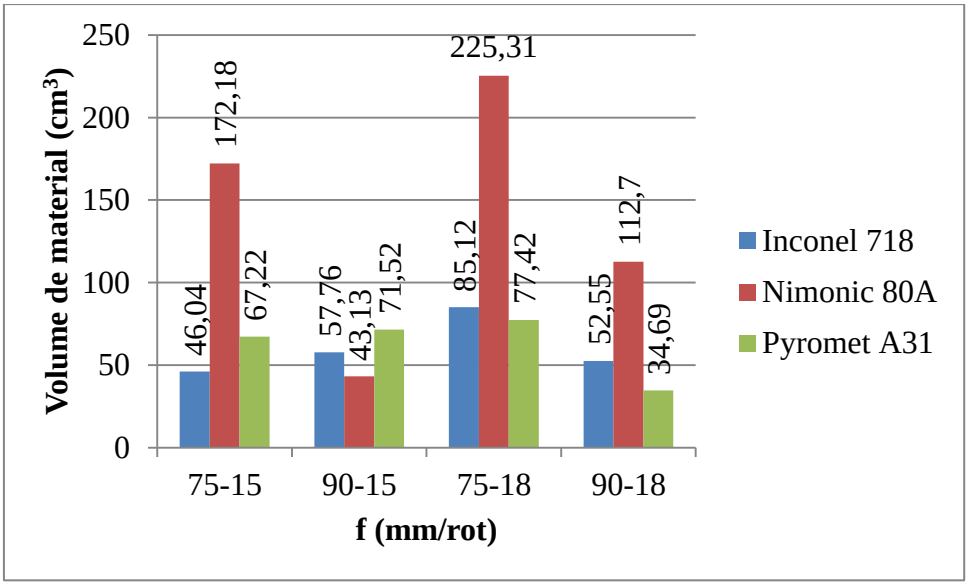
90-18 obteve-se menor vida da ferramenta em ambos os materiais quando comparado aos parâmetros 90-15, ou seja, o tempo de vida da ferramenta sendo reduzido razoavelmente levou a menores comprimentos usinados e consequentemente a valores de volume de material removido inferiores.

Figura 5.8 - Volume de material removido para os parâmetros 90-15-8 e 90-18-8.



Com auxílio da Figura 5.9 é possível realizar uma comparação entre as velocidades e os avanços utilizados. Assim com respeito ao avanço de 0,15 mm/rot nota-se que para todas as ligas quanto menor a velocidade maior é o volume de material removido, possivelmente devido à vida da ferramenta ser maior em velocidades menores. Percentualmente tem-se um aumento de 299,2% de volume de cavaco removido para a velocidade de 75 m/min comparando-se a velocidade de 90 m/min com o avanço de 0,15 mm/rot. Já para no caso do avanço de 0,18 mm/rot a diferença de volume de cavaco removido para as duas velocidades ficou em torno de 99,92% maior para a velocidade de 75 m/min.

Figura 5.9 – Volume de material removido “comparativo entre velocidades”

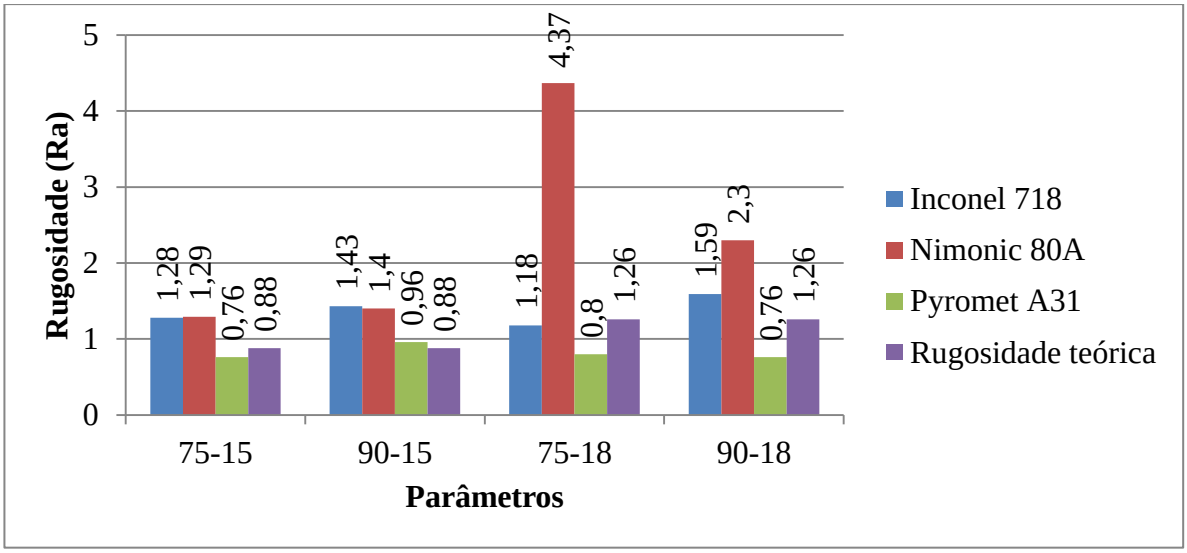


5.1.4. Rugosidade

A seguir serão apresentados os valores das rugosidades e sua respectiva análise com respeito ao fim de vida da ferramenta. Sabe-se que o acabamento superficial é de extrema importância em peças e componentes no que diz respeito a sua vida em fadiga. A rugosidade pode influenciar no limite de resistência a fadiga e assim comprometer a vida da peça ou componente. Deste modo se torna imprescindível a obtenção de rugosidades (Ra) o mais baixo possível de modo a garantir a confiabilidade das peças e componentes produzidos com as superligas de níquel.

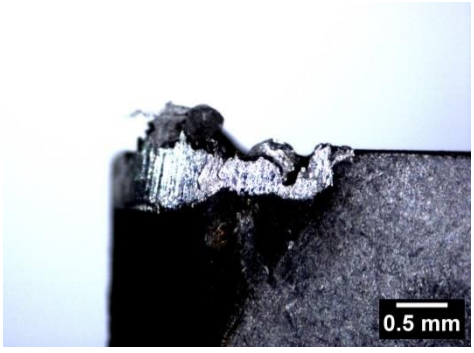
Na Figura 5.10 pode-se notar que na grande maioria dos casos para o avanço de 0,15 mm/rot obteve-se o melhor acabamento pra ambas as velocidades, o que já era de se esperar. Mantendo-se as velocidades e aumentando os avanços têm-se maiores valores de rugosidade. Ainda pode ser visto que as ligas Inconel 718 e Nimonic 80A geraram valores de rugosidade acima do valor teórico onde tal fato pode estar relacionado às formas de cavacos gerados para estes dois materiais. Esta relação rugosidade-forma do cavaco fica mais facilmente entendida quando se analisa os valores de rugosidade para os parâmetros 90-15 e 90-18 na Figura 5.10, assim logo nota-se que houve uma rugosidade menor quando usado o maior avanço, onde este resultado não condiz com a teoria. Porém como mencionado anteriormente houve para os parâmetros 90-15 na liga Pyromet A31 a formação de cavacos em fita que entravam em contato com a superfície do material prejudicando seu acabamento superficial.

Figura 5.10 – Rugosidade média (Ra)



O elevado valor de rugosidade para os parâmetros 75-18-8 para a liga Nimonic 80A pode ser explicado devido ao alto grau de deterioração da aresta de corte e a existência de material aderido na ferramenta modificando assim sua geometria e influenciando no raio de ponta da mesma conforme pode ser visto na Figura 5.11.

Figura 5.11 – Ferramenta utilizada com os parâmetros 75-18-8 na liga Nimonic 80A



Através da Figura 5.12 fica ainda mais evidente a presença de material da peça usinada na ferramenta, inclusive a presença de cavaco aderido. Analisando mais afundo a superfície desgastada por meio da Figura 5.13 é possível através do EDS e da técnica de mapeamento em cores identificar os elementos constituintes na aresta da ferramenta em cores diferentes.

Figura 5.12 – MEV da ferramenta utilizada com os parâmetros 75-18-8 na liga Nimonic 80A

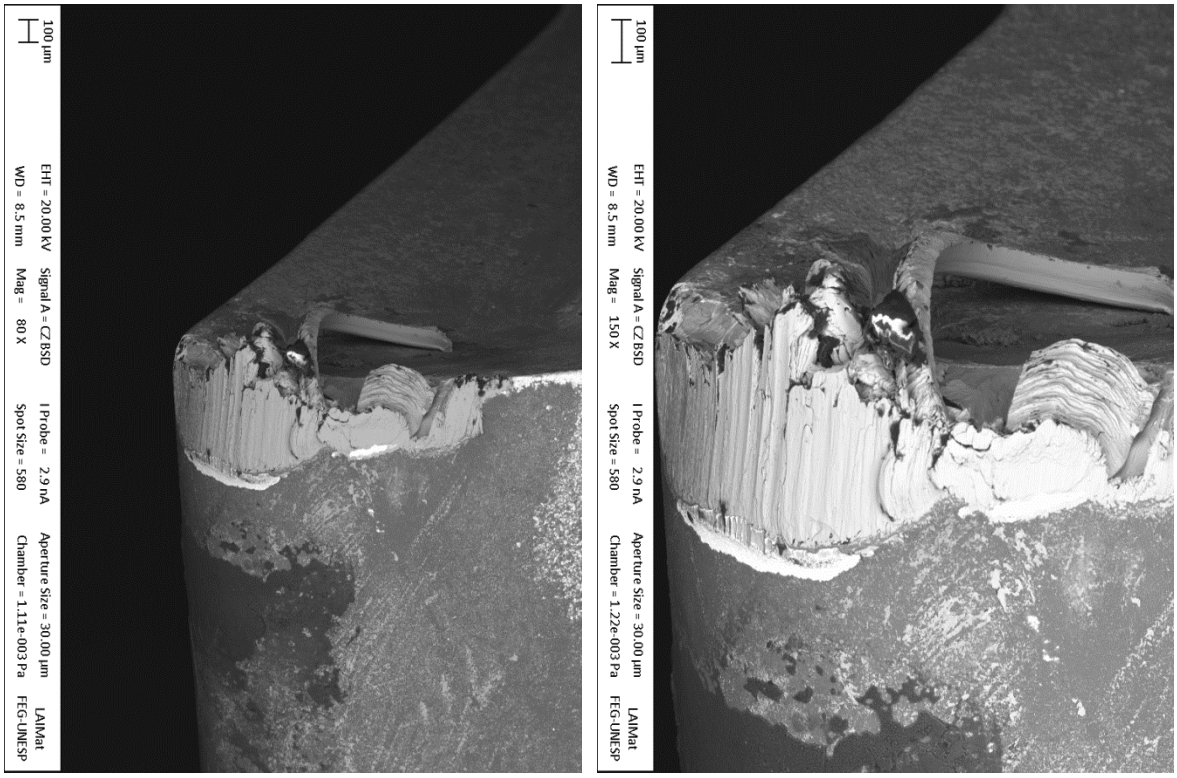
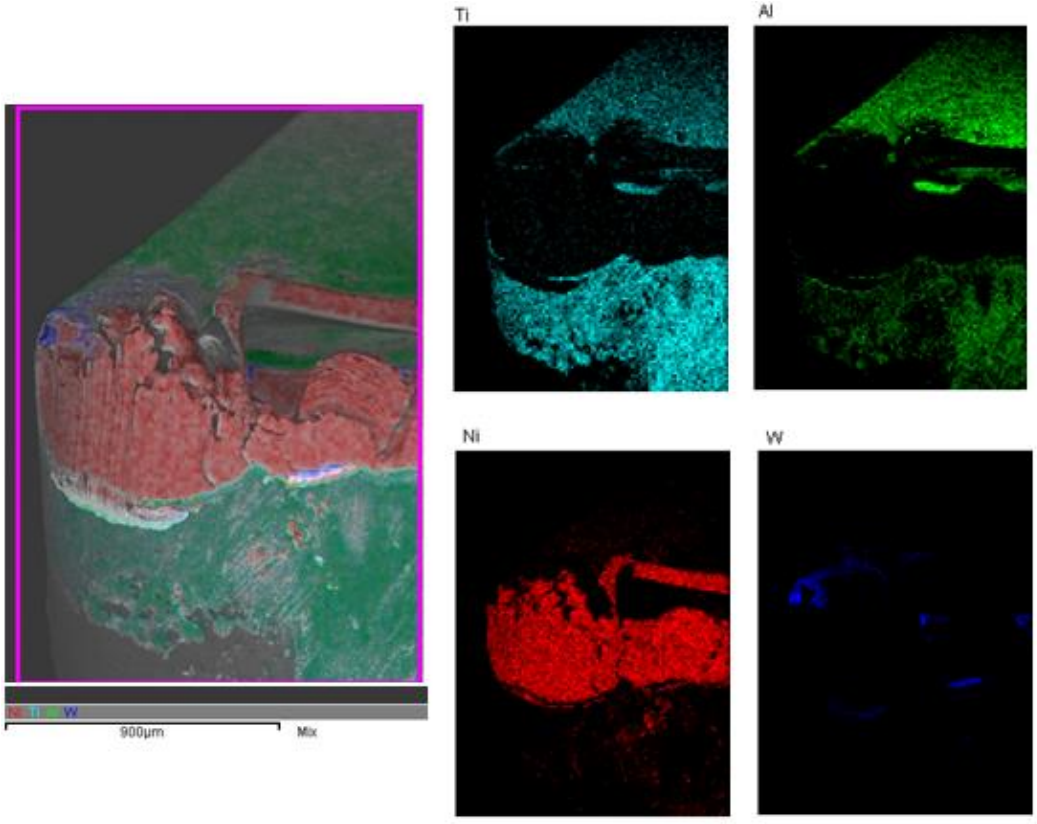


Figura 5.13 - MEV da ferramenta utilizada com os parâmetros 75-18-8 na liga Nimonic 80A utilizando EDS e mapeamento em cores



Logo pela Figura 5.13 vê-se claramente a presença do níquel em vermelho sendo este elemento o principal constituinte da liga, de modo que fica evidente que todo níquel encontrado é material aderido à ferramenta uma vez que não existe a presença de níquel na composição da mesma evitando qualquer erro de interpretação. Ainda de fácil identificação nota-se em verde a presença de grande parte da cobertura da ferramenta (TiAlN) evidenciada pela presença de alumínio e titânio. E por fim é de fácil visualização um pequeno campo mais pronunciado a esquerda da imagem em azul evidenciando o tungstênio elemento qual faz parte do substrato da ferramenta.

Por meio das Figuras 5.14, 5.15 e 5.16 pode-se relacionar a rugosidade com o comprimento usinado e os parâmetros utilizados, logo é visível que em termos de acabamento superficial e eficiência de comprimento usinado o melhor seria optar pelos parâmetros 75-15-8 para as ligas Nimonic 80A e Pyromet A31, já para a liga Inconel 718 o melhor seriam os parâmetros 75-18-8 que obteveram os melhores resultados em termos de rugosidade e comprimento usinado.

Figura 5.14 – Rugosidade x Comprimento usinado para liga Nimonic 80A

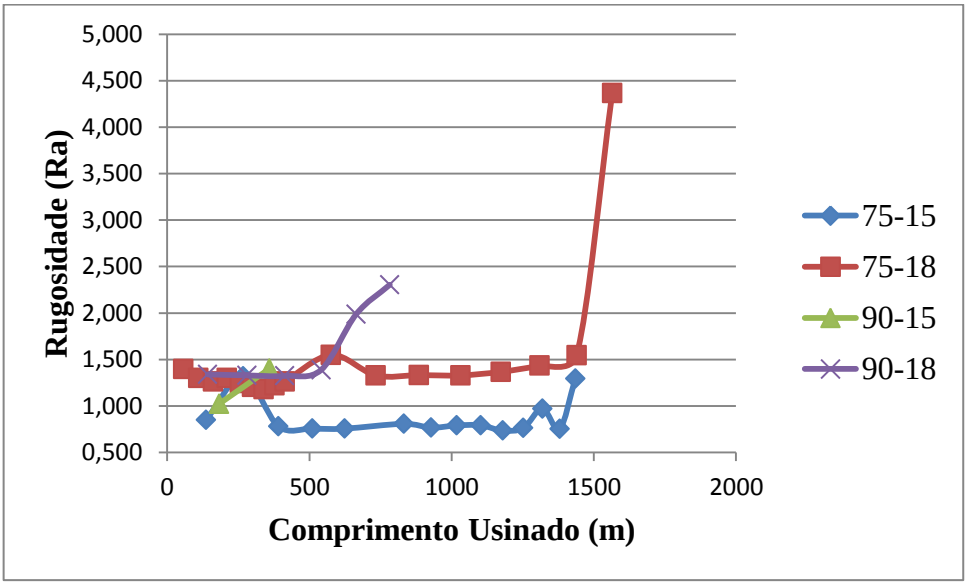


Figura 5.15 – Rugosidade x Comprimento usinado para liga Inconel 718

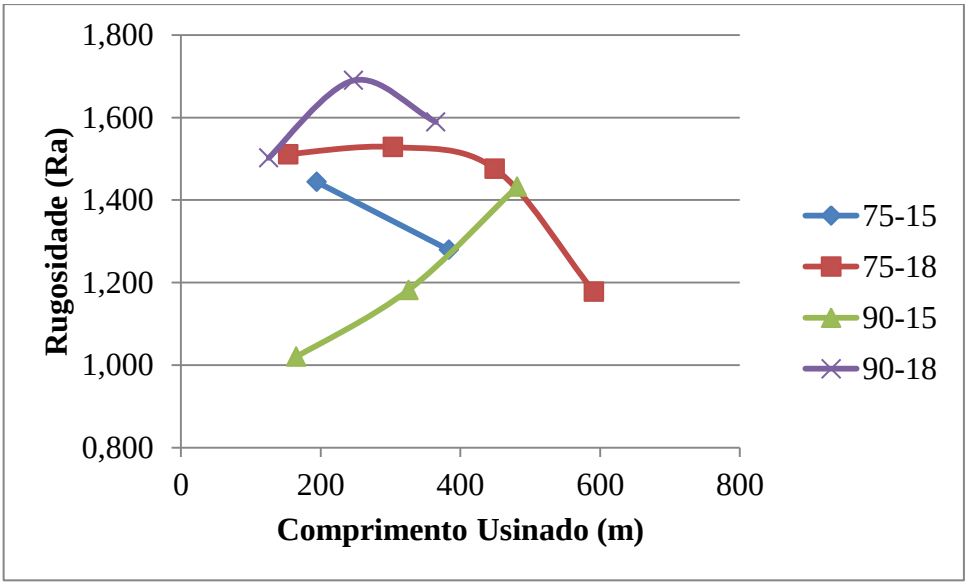
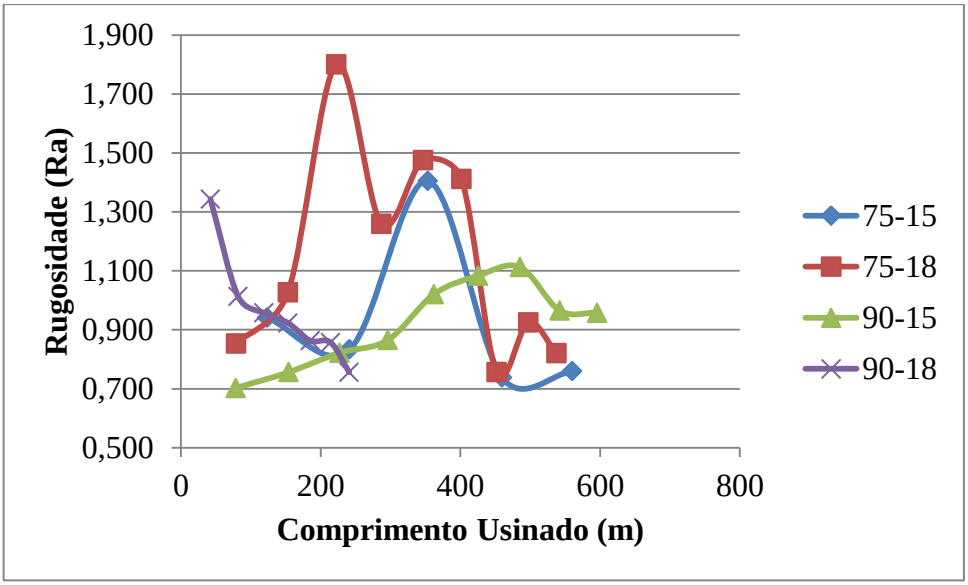


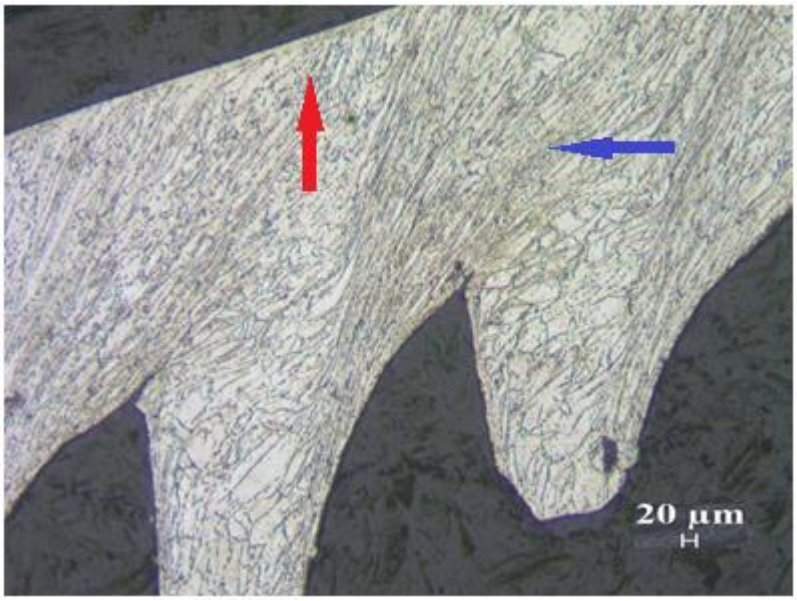
Figura 5.15 – Rugosidade x Comprimento usinado para liga Pyromet A31



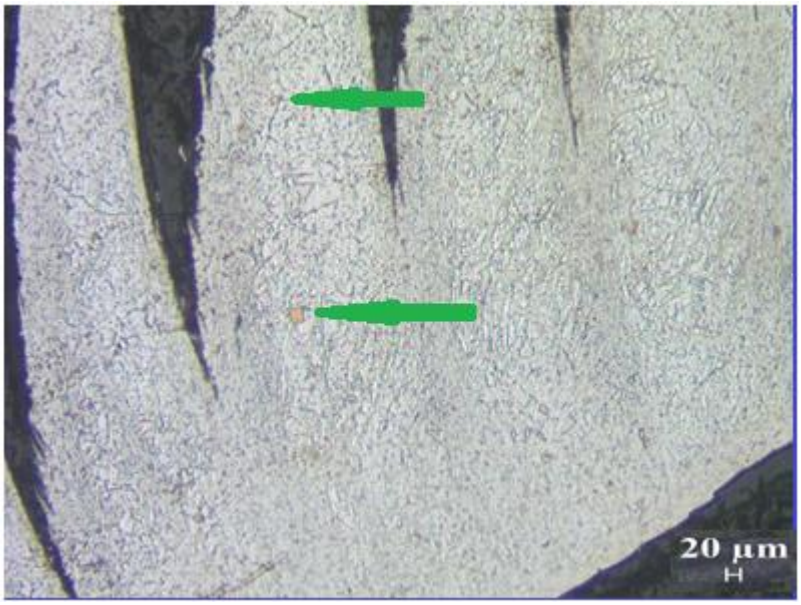
Na análise das microestruturas dos cavacos nota-se a presença de precipitados apenas na velocidade de 90 m/min para os dois avanços utilizados na liga Inconel 718 (Figura 5.16) possivelmente devido a maior geração de calor. Logo mantendo os avanços da Figura 5.10 nota-se que para maior velocidade tem-se um valor de rugosidade superior para 90 m/min do que para 75 m/min onde não houve a constatação de precipitados (setas verde) nos cavacos em ambos os avanços (0,15 e 0,18 mm/rot). O corte dos metais envolve o cisalhamento concentrado ao longo de um plano chamado de plano de cisalhamento (zona primária de cisalhamento). Ainda na Figura 5.16 pode ser visto as zonas de deformação primária (seta

azul) e secundária (seta vermelha) nos cavacos, sendo que as mesmas estão mais evidentes na imagem (a) que sofreu maior deformação.

Figura 5.16 – Cavacos gerados no processo da liga Inconel 718 (a) 75-18 e (b) 90-18



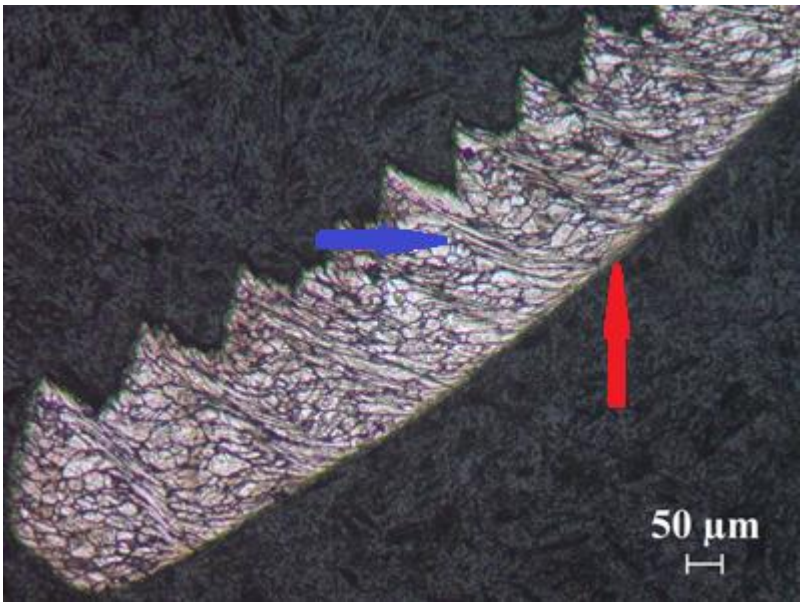
(a)



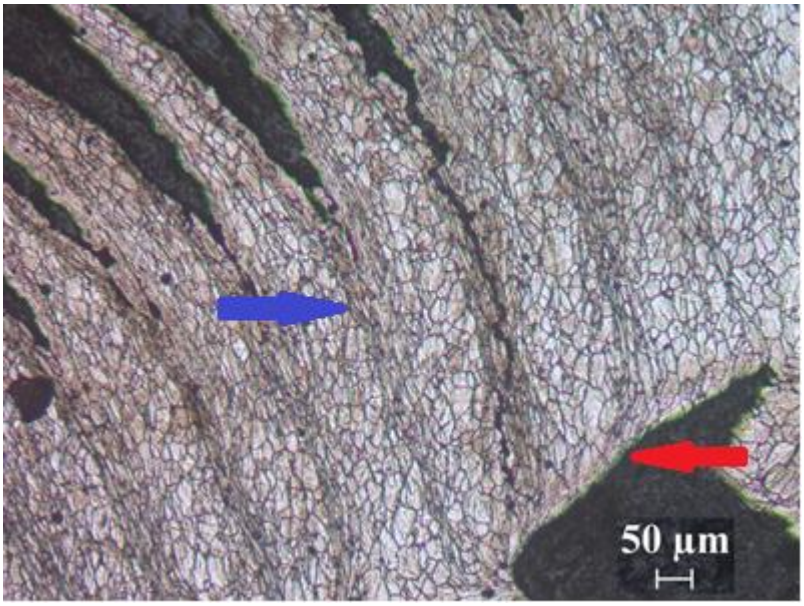
(b)

Na liga Nimonic 80A não houve a presença de precipitados nos cavacos recolhidos do processo independentemente dos parâmetros adotados. Assim como na liga Inconel 718 pode-se perceber as zonas de formação primária (seta azul) e secundária (vermelha) Figura 5.17.

Figura 5.17 - Cavacos gerados no processo da liga Nimonic 80A (a) 90-18 primeiro passe da ferramenta e (b) 90-18 último passe da ferramenta.



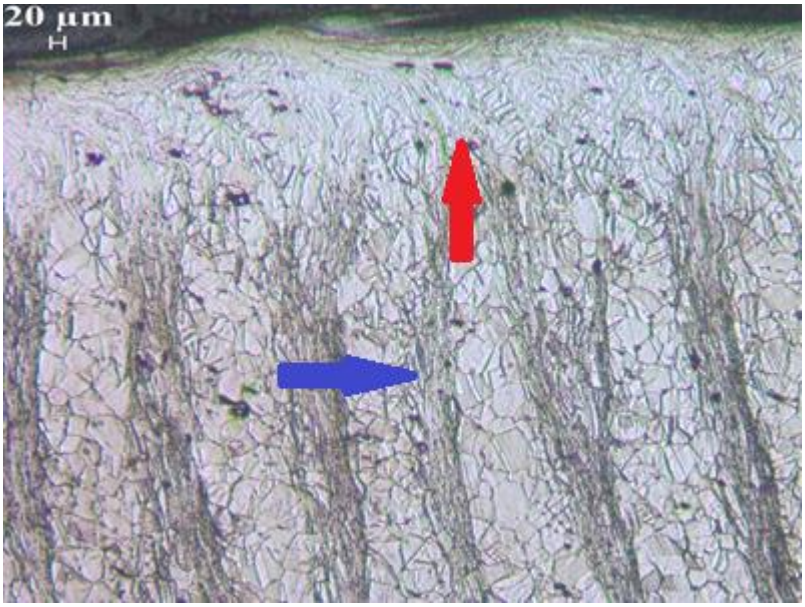
(a)



(b)

Para a liga Pyromet A31 Figura 5.18 tem-se claramente as zonas de deformação já mencionadas assim como mostradas anteriormente.

Figura 5.18 - Cavacos gerados no processo da liga Pyromet A31 (parâmetros 90-18)



Ao contrário do trabalho de Bahia (2010), os cavacos analisados não mostraram variação no que diz respeito ao formato do grão quando do uso de ferramentas novas e no fim de sua vida.

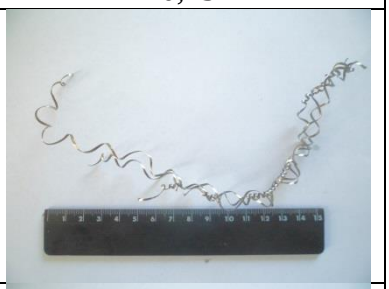
5.2. LUBRIFICAÇÃO MQF

A seguir serão apresentados os dados referentes à usinagem das ligas Inconel 718 e Nimonic 80A com a utilização de lubrificação MQF (mínima quantidade de fluido). Os resultados referentes à liga Pyromet A31 não serão apresentados, pois devido à falta de material os testes não puderam ser concluídos uma vez que se deu preferência a utilização da mesma corrida mantendo assim uma composição uniforme da liga para os ensaios.

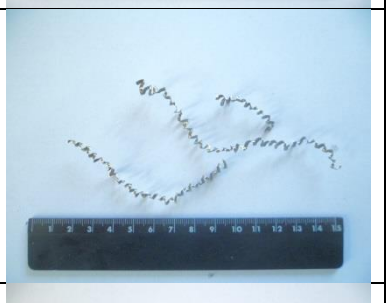
5.2.1. Formação dos cavacos

Nos Quadros 5.4 e 5.5 são apresentados os cavacos obtidos das ligas Inconel 718 e Nimonic 80A respectivamente.

Quadro 5.4 - Cavacos gerados durante o torneamento (Inconel 718)

	Velocidade (m/min)	Avanço (mm/rot)
		0,15
Primeiro Passe	75	
	90	
Último Passe	75	
	90	

Quadro 5.5 - Cavacos gerados durante o torneamento (Nimonic 80A)

	Velocidade (m/min)	Avanço (mm/rot)
		0,15
Primeiro Passe	75	
	90	
Último Passe	75	
	90	

Assim como o ocorrido na utilização de lubrificação abundante os cavacos tomaram diversos tipos de formas espiral, em fita e na maioria dos casos helicoidal. No caso da Inconel 718 (Quadro 5.4) foi observado a formação de cavacos helicoidais nos primeiros passes de cada parâmetro e no último passe para a velocidade de 75 m/min como tendência ao cavaco em fita. Já para o parâmetro 90-15 foi observado cavaco durante todo o processo.

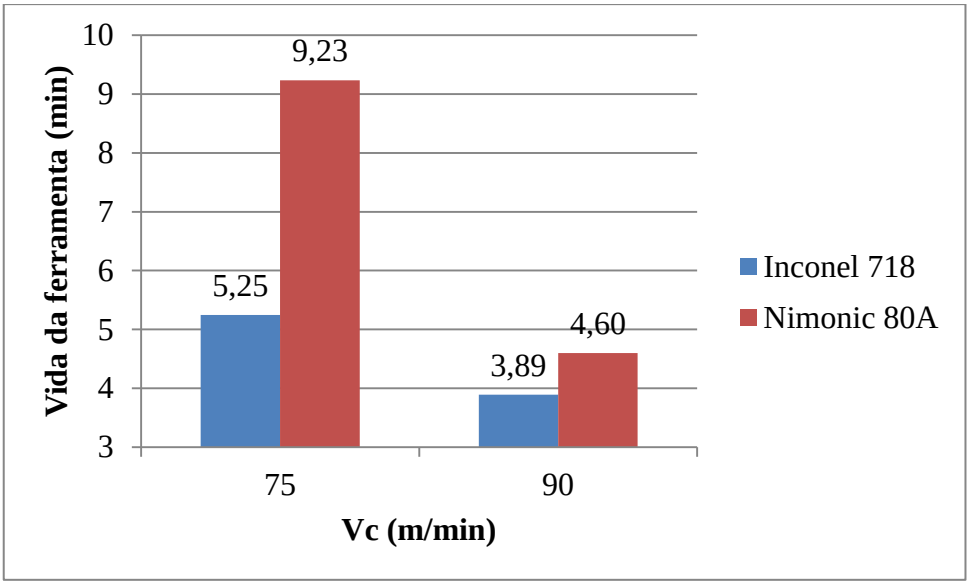
Para a liga Nimonic 80A foram obtidos cavacos helicoidais e espirais no primeiro passe para os parâmetros 75-15 e cavacos helicoidais para os demais. Assim os cavacos apresentados de maneira geral não são prejudiciais ao processo com exceção do cavaco em fita que dificulta a refrigeração.

5.2.2. Vida da ferramenta

Na Figura 5.19 é possível notar que há uma queda relativamente brusca na vida da ferramenta ao aumentar a velocidade. Esta queda sendo mais pronunciada para a liga Nimonic 80A que passa de 9,23 min para 4,60 min de vida, cerca de 50%. O efeito de perda na vida da ferramenta pode ser atribuído ao maior atrito peça-ferramenta gerado na lubrificação MQF que por sua vez faz com que o processo atinja temperaturas elevadas aumentando a velocidade de desgaste da ferramenta e assim encurtando sua vida. Assim a liga Nimonic 80A manteve efeito de perda da vida com o aumento da velocidade levando em comparação a utilização de lubrificação abundante e os mesmos parâmetros.

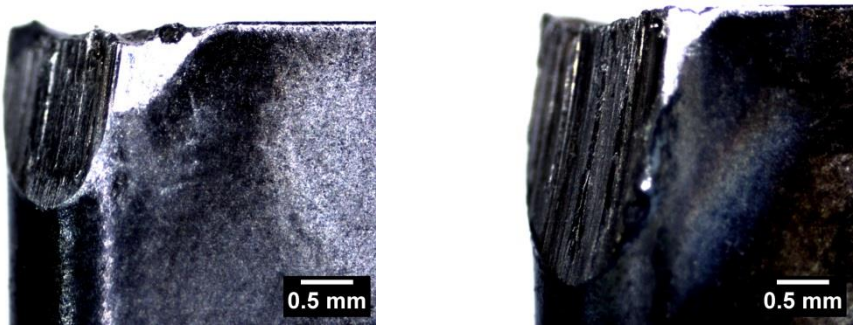
A liga Inconel 718 com a utilização de MQF também reduziu a vida da ferramenta diferentemente do observado quando da utilização de lubrificação abundante em que houve um ligeiro aumento da vida.

Figura 5.19 - Vida da ferramenta para os parâmetros 75-15-8 e 90-15-8



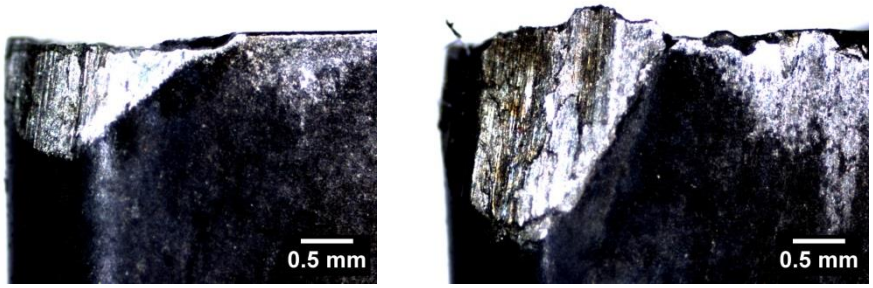
Nas Figuras 5.20 e 5.21 são mostradas as ferramentas utilizadas nos testes de cada uma das duas ligas. Nas Figuras 5.20(a) e (b) é possível visualizar sulcos, na ponta da ferramenta, oriundo de abrasão de partículas mais duras possivelmente da própria liga Inconel 718. Pela imagem (b) da Figura 5.20 fica evidente o efeito do desgaste excessivo da ferramenta com o aumento da velocidade. Na Figura 5.21(b) é possível notarmos além do desgaste de flanco uma possível massa de material caracterizando adesão que normalmente causa diversos danos à ferramenta e ao processo.

Figura 5.20 – Desgaste das ferramentas usadas na usinagem da Inconel 718 (a) parâmetros 75-15-8 e (b) parâmetros 90-15-8



(a) (b)

Figura 5.21 – Desgaste das ferramentas usadas na usinagem da Nimonic 80A (a) parâmetros 75-15-8 e (b) parâmetros 90-15-8

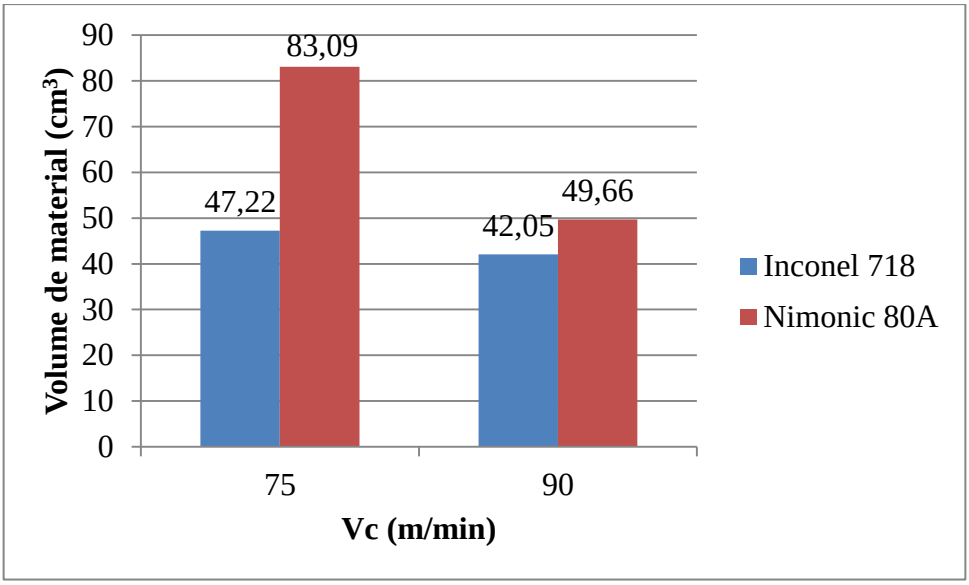


(a) (b)

5.2.3. Volume de material removido

Na Figura 5.22 é apresentado o volume de material removido quando utilizado o MQF como meio de refrigeração. Assim nota-se que com o aumento da velocidade houve uma diminuição no volume de material removido, onde está diminuição esta relacionada a menor vida de cada ferramenta apresentada nas Figuras 5.20 e 5.21. Logo menor tempo de vida acarreta em menor remoção de material uma vez que a ferramenta perde sua eficiência mais rapidamente. Ainda pela Figura 5.22 é possível notar a liga Nimonic 80A é mais susceptível ao aumento de velocidade do que a liga Inconel 718 e comparando com a Figura 5.9 é visível que a aplicação do MQF reduziu consideravelmente o volume de material removido para os parâmetros 75-15-8 e relativamente não alterou os resultados para os demais parâmetros.

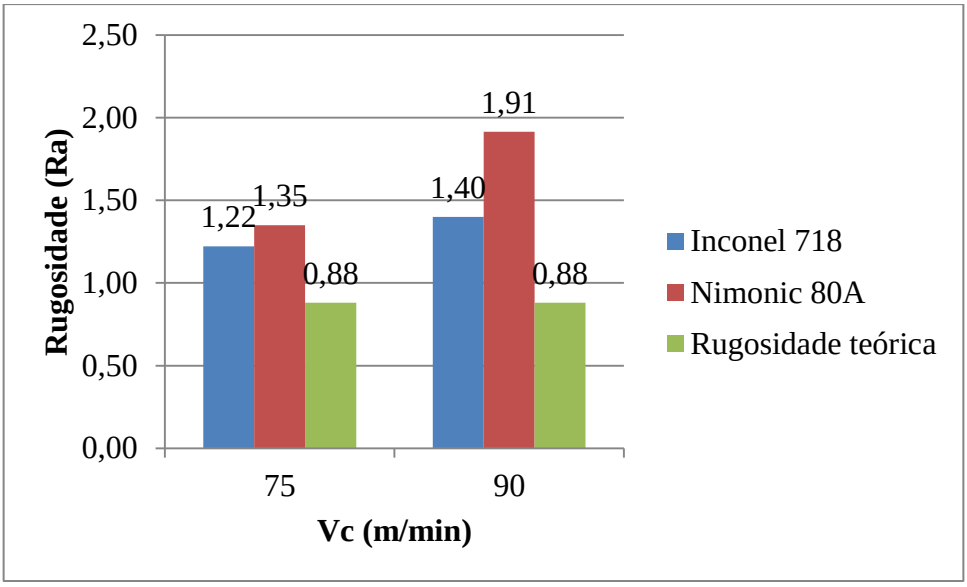
Figura 5.22 - Volume de material removido para os parâmetros 75-15-8 e 90-15-8.



5.2.4. Rugosidade

Na Figura 5.23 é apresentada a rugosidade obtida para as ligas Inconel 718 e Nimonic 80A, onde nota-se um aumento da rugosidade seguindo a elevação da velocidade. Pela Figura 5.23 e 5.10 é possível observar que houve uma variação de poucos micrometros de uma aplicação de fluido abundante para o MQF podendo ser considerados iguais. Porém para os parâmetros 90-15-8 houve uma elevação considerável da rugosidade para a aplicação de MQF que pode ser atribuída, como mostrado na Figura 5.21, a uma massa de material aderida à ferramenta causando uma possível aresta postiça de corte.

Figura 5.23 – Rugosidade média (Ra)



Por meio da Figura 5.24 fica mais evidenciada a presença de material aderido à ferramenta.

Figura 5.24 - MEV da ferramenta utilizada com os parâmetros 90-15-8 na liga Nimonic 80A

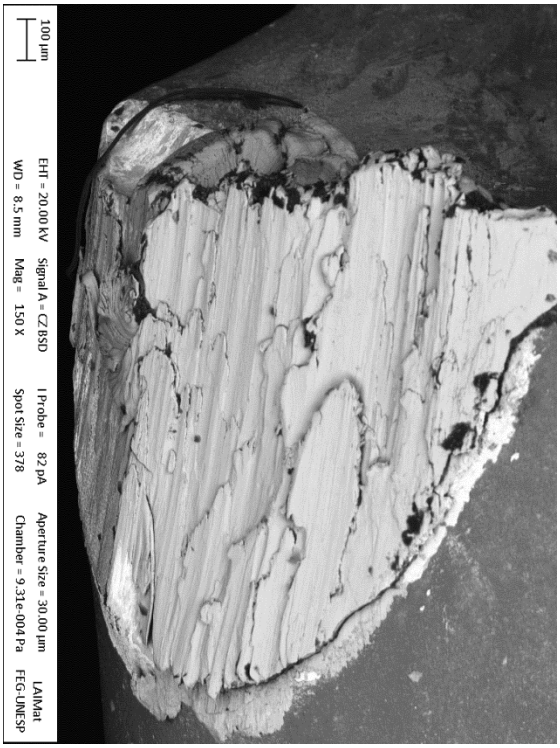
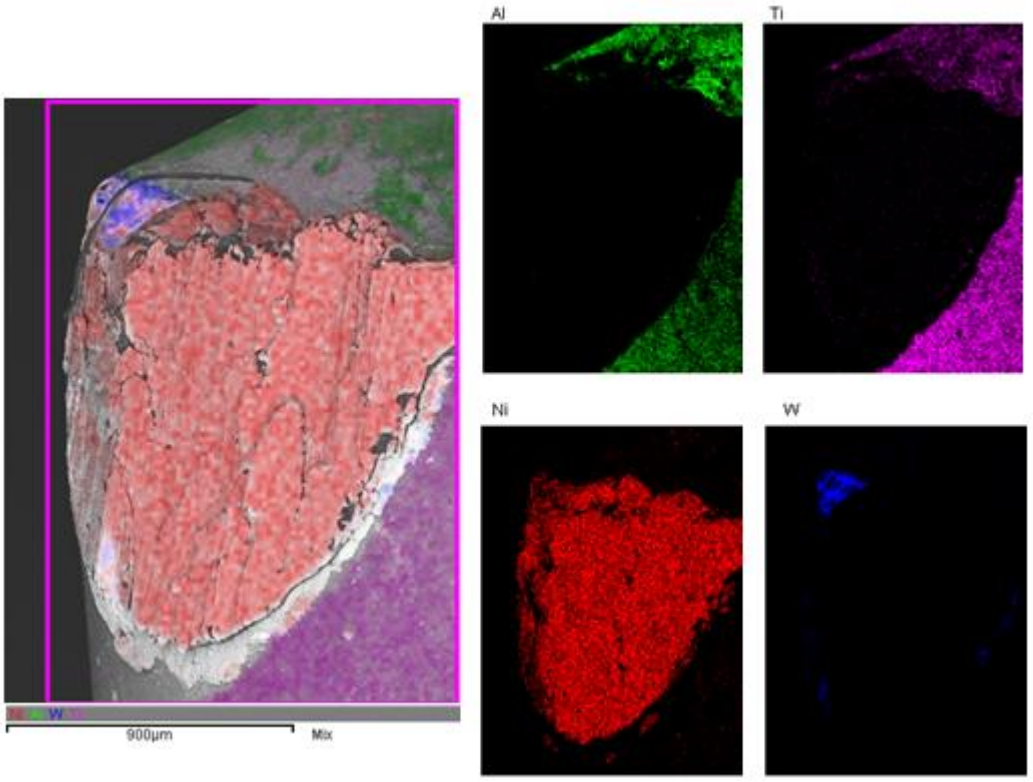


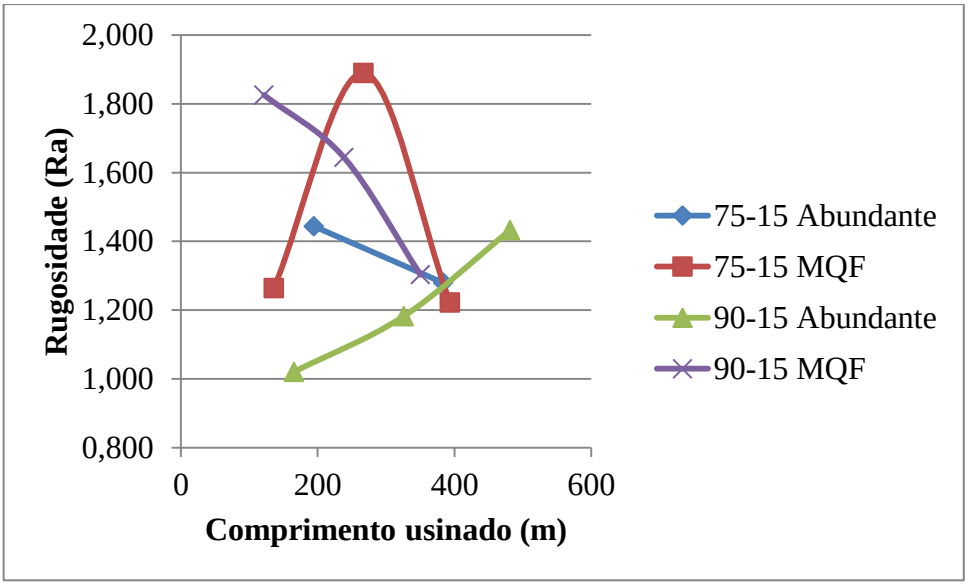
Figura 5.25 - MEV da ferramenta utilizada com os parâmetros 90-15-8 na liga Nimonic 80A utilizando EDS e mapeamento em cores



Logo pela Figura 5.25 nota-se assim como na Figura 5.13 a clara presença do níquel associado a cor vermelha sendo este o principal elemento constituinte da liga, de modo que fica evidente que todo níquel encontrado é material aderido à ferramenta. Ainda de fácil identificação nota-se em verde a presença de grande parte da cobertura da ferramenta (TiAlN) evidenciada pela presença de alumínio e titânio. E por fim é de fácil visualização um pequeno campo mais pronunciado a esquerda da imagem em azul evidenciando o tungstênio elemento qual faz parte do substrato da ferramenta.

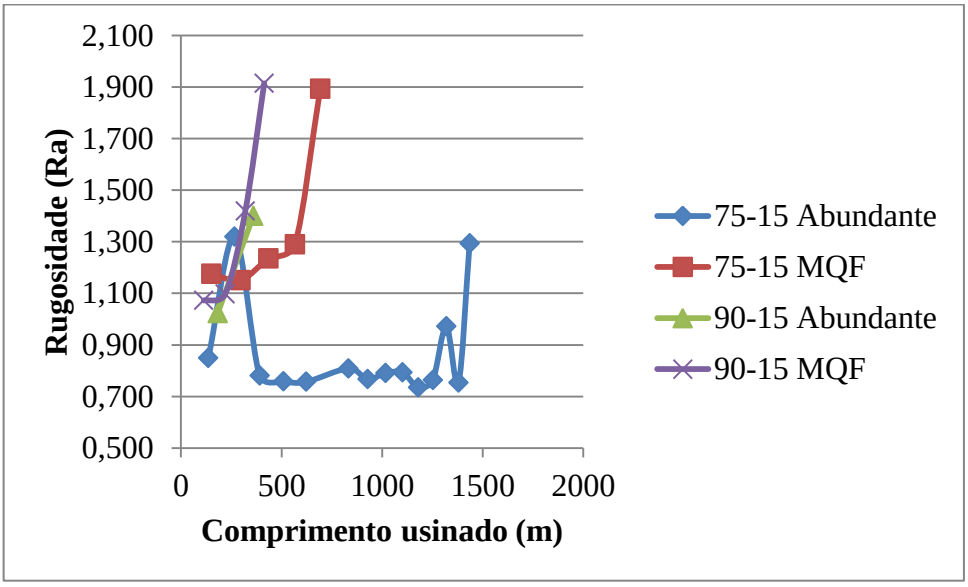
Analisando a Figura 5.26 referente à liga Inconel 718 nota-se que o menor valor de rugosidade média final foi obtido com a utilização de MQF, porém este valor é maior que o apresentado na Figura 5.15 quando da lubrificação abundante e parâmetros 75-18-8. Nota-se ainda nesta Figura que para a velocidade de 90 m/min há uma tendência de redução do valor da rugosidade com o desenvolvimento do processo em ambas as lubrificações.

Figura 5.26 – Rugosidade x Comprimento usinado para liga Inconel 718



Para a liga Nimonic 80A tem-se os maiores valores de rugosidade associados aos menores comprimentos usinados, existindo inclusive uma tendência de aumento da rugosidade com o desenvolvimento do processo quando usado o MQF, inviabilizando assim a sua utilização.

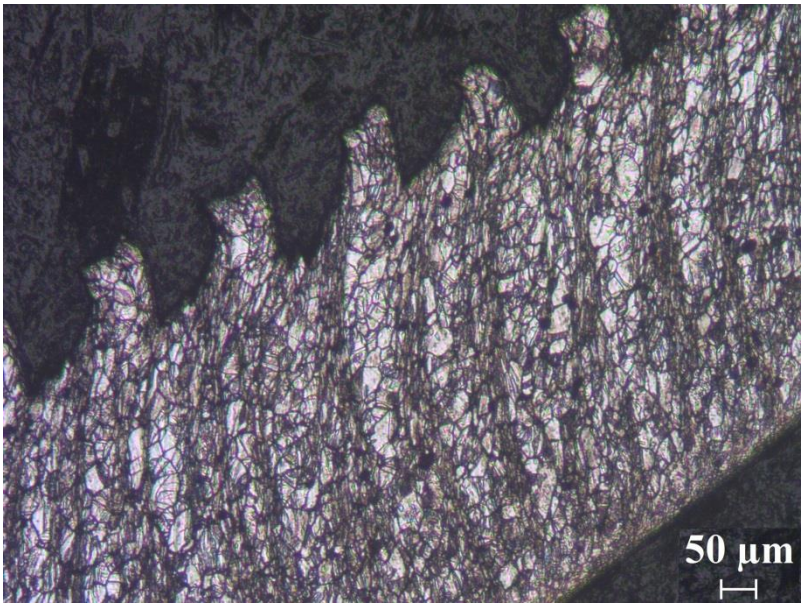
Figura 5.27 – Rugosidade x Comprimento usinado para liga Nimonic 80A



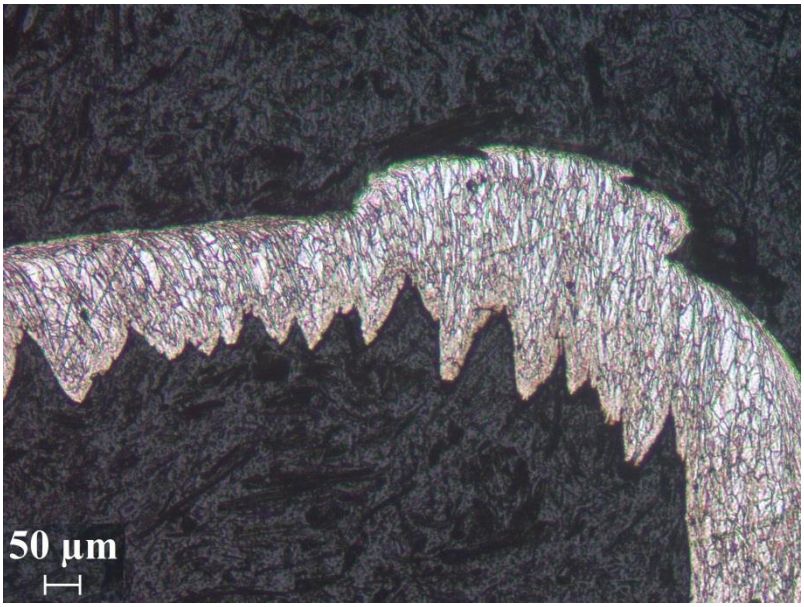
As microestruturas dos cavacos conforme Figura 5.28 referentes à liga Nimonic 80A apresentaram grãos diferenciados quando do uso da ferramenta no primeiro passe (Figura

5.28a) e no último passe (Figura 5.28b), assim para o uso da ferramenta em seu primeiro passe nota-se que os grãos possuem formas e tamanhos próximos um dos outros sem qualquer alongamento aparente e tipo preferencial de direção. Este fenômeno está associado à geometria da ferramenta que se encontra intacta no seu primeiro passe e por este motivo ocorrem menores esforços na aresta cortante da ferramenta, bem como, o recobrimento também se encontra em perfeitas condições de trabalho ajudando no escorregamento do cavaco e deste modo facilitando o corte. No caso da Figura 5.28b é possível visualizar que os grãos encontrados possuem formas e tamanhos diferentes uns dos outros e consequentemente não semelhantes aos apresentados na Figura 5.28a. Outro fator é que com o uso da fermenta no fim de sua vida (último passe) gerou na liga Nimonic 80A um alongamento e direcionamento.

Figura 5.28 - Cavacos gerados no processo da liga Nimonic 80A (a) 75-15 primeiro passe da ferramenta e (b) 75-15 último passe da ferramenta.



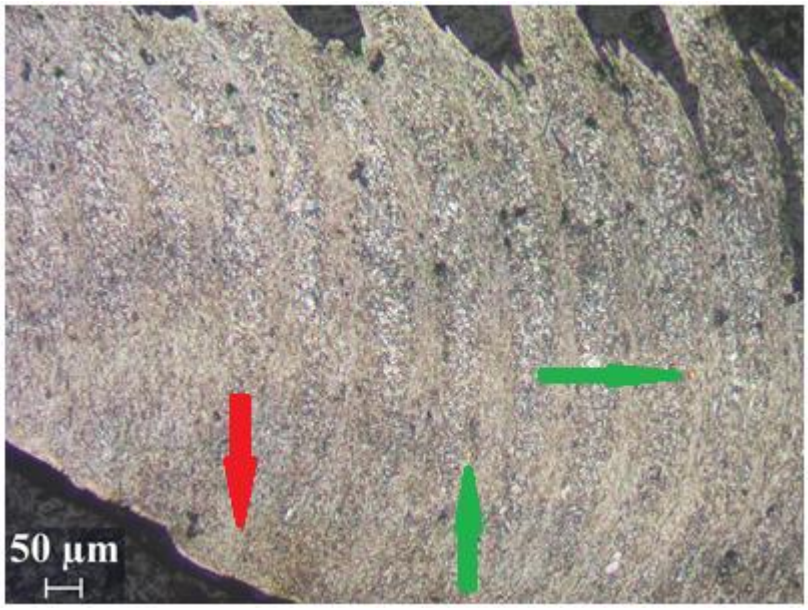
(a)



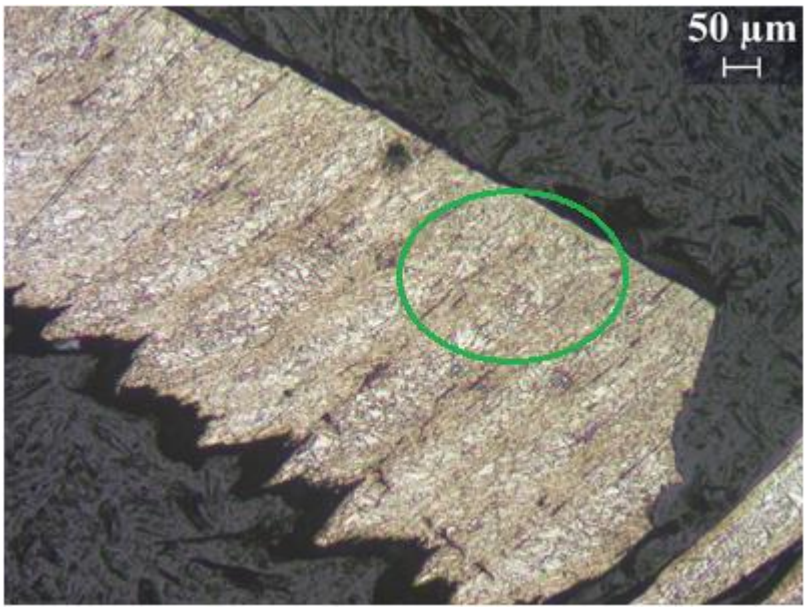
(b)

Na análise da microestrutura dos cavacos da liga Inconel 718 (Figura 5.29) nota-se pela imagem (a) que a zona de deformação secundária (seta vermelha) foi a maior encontrada, possivelmente devido esta zona ser gerada durante a passagem do cavaco na superfície de saída da ferramenta que fica mais susceptível aos mecanismos de desgaste uma vez que a lubrificação não está sendo feita de forma abundante. Ainda na Figura 5.29a é possível perceber a presença de precipitados novamente para esta liga assim como constatado na utilização de lubrificação abundante. A presença destes precipitados acelera o desgaste da ferramenta o que prejudica o processo (aumento de esforços) e o acabamento superficial da peça usinada (rugosidade). Na Figura 5.29b nota-se também a presença de alguns precipitados marcados dentro do circulo verde confirmando que para esta liga independentemente do processo de lubrificação quando utilizada a velocidade de 90 m/min existe um maior potencial de aparecimento de precipitados que acabam desgastando mais a ferramenta e reduzindo a qualidade do acabamento da peça.

Figura 5.29 - Cavacos gerados no processo da liga Inconel 718 (a) 90-15 primeiro passe da ferramenta e (b) 90-15 último passe da ferramenta.



(a)



(b)

6. CONCLUSÃO

Com base nos resultados dos experimentos realizados com os três tipos de materiais, os dois diferentes tipos de lubrificação e sob as condições de usinagem descritas, pôde-se concluir que:

- com relação aos cavacos, nota-se uma grande diversidade de tamanhos e formas, porém com forte tendência de geração de cavacos longos e helicoidais para todas as três ligas. As variáveis analisadas não demonstraram relação direta quanto à forma ou tipo do cavaco, mas os ensaios mostraram certa dificuldade no que diz respeito o controle da quebra do cavaco uma vez que os cavacos na maioria das vezes foram longos tanto para lubrificação abundante quanto para lubrificação MQF.

- a liga que melhor respondeu aos parâmetros utilizados no que diz respeito a vida da ferramenta foi a Nimonic 80A mantendo a vida da ferramenta elevada para os parâmetros que utilizaram a velocidade de 75 m/min em ambas as condições de lubrificação. As demais ligas Inconel 718 e Pyromet A31 apresentaram resultados relativamente baixos mesmo em seus melhores desempenhos 7,88 e 7,47 min valores estes muito abaixo dos 19,13 min da Nimonic 80A com os parâmetros 75-15-8 no seu menor desempenho.

- além do desgaste de flanco outros tipos de desgastes estão associados ao torneamento das ligas de níquel em questão uma vez que foram constatados casos de ferramentas com entalhe (lubrificação abundante) e com abrasão (lubrificação MQF).

- o maior volume de material removido foi para a liga Nimonic 80A, o que já era de se esperar por ter obtido a maior vida de ferramenta mostrando que este material associado aos parâmetros 75-18-8 são o menos agressivos a ferramenta.

- apesar do parâmetro 75-18-8 ter se mostrado bastante eficaz na liga Nimonic 80A com relação a vida da ferramenta e volume de material removido o mesmo fez com que o material tivesse o maior valor de rugosidade 4,37 μm devido a adesão

de material na ponta da ferramenta prejudicando assim todo o acabamento superficial da peça.

- os aspectos microestruturais dos cavacos não mostraram relação direta com a rugosidade final da peça no que diz respeito as zonas de deformação, precipitados encontrados nos cavacos, etc.

- com relação a aplicação de MQF para a liga Nimonic 80A a técnica não apresentou resultados que se mostrassem satisfatórios ao processo quando comparados a utilização da técnica de fluido abundante, já no caso do Inconel 718 este modo de aplicação foi bastante satisfatório uma vez que o comprimento usinado atingiu um valor relativamente próximo ao do fluido abundante e baixa rugosidade, porém apesar de ecologicamente correto o MQF carece de mais estudos e desenvolvimento afim de atingir resultados mais próximos dos apresentados pela lubrificação abundante no caso da Nimonic 80A.

- para a liga Inconel 718 os melhores parâmetros no que diz respeito vida da ferramenta, volume de material removido, rugosidade e comprimento usinado são a velocidade de corte de 75 m/min associado ao avanço de 0,18 mm/rot.

- para a liga Nimonic 80A os melhores parâmetros no que diz respeito vida da ferramenta, volume de material removido e comprimento usinado são a velocidade de corte de 75 m/min associado ao avanço de 0,18 mm/rot onde houve a maior rugosidade, porém para a velocidade 75 m/min com avanço de 0,15 mm/rot obteve-se a melhor rugosidade e os segundos melhores valores de vida da ferramenta, volume de material removido e praticamente o mesmo comprimento usinado do avanço de 0,18 mm/rot.

- para liga Pyromet A31 os melhores parâmetros foram a velocidade de 75 m/min com o avanço de 0,15 mm/rot por mostrarem melhor rendimento geral.

REFERÊNCIAS

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L.. **A review of polycrystalline cubic boron nitride tool developments and application**. In: Proceeding of the Thirtieth International Matador Conference, Manchester, UK, 1993, p.1-11, Apr.

ACKROYD, B.; AKCAN, N. S.; CHHABRA, P.; KRISHNAMURTHY, K.; MADHAVAN, V.; CHANDRASEKAR, S.; COMPTON, W. D.; FARRIS, T. N.;
2001. **Exploration of contact conditions in machining.** ***Proceedings of Institution of Mechanical: part B*** – Engineers Journal of Engineering Manufacture, v. 215, n. 4, p. 493-507.

ALMOND, E. A., **Towards improved tests based on fundamental properties**, in: Proceedings of the International Conference on Improved Performance of Tool Materials, The National laboratory and the Metals Society, Teddington, Middlesex, 28-29 April, 1981, pp. 161-169.

ASM HANDBOOK - **Machining** - Volume 16, Revised by R.W. Breitzig, INCO Alloys International, 1990, p. 835 a 843.

ASM HANDBOOK – **Properties and selection: Irons Steels and High Performance Alloys** - Volume 1 – 2005, pp. 1478-1527.

ASTM E407, **Standard Practice for Microetching Metals and Alloys,** 2007.

CAPELLO, E.; DAVOLI, P.; BASSANINI, G.; BISI, A., **Residual stresses and surface roughness in turning**. Journal of Engineering Materials and Technology, v.121, , July 1999, p.346-351.

BAHIA, A. L. H. **Torneamento da liga de níquel *Pyromet® 31V* (N07032) com ferramentas de metal duro**. 2010. 158f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2010.

BAKER, R. D., **Ceramic cutting tools: Application guidelines. Carbide Tool**, p. 28-35, 1981.

BENNANI, H. H. and TAKADOUM, J., **Finit element model of elastic stresses in thin coatings submitted to applied forces**, Surface and coatings Technology 111, 1999, p. 80 – 85.

BONETTI, R. S., WIPRACHTIGER, H. and MOHN, E., in **Metal Pounder Report**, Vol 45, 1990, p. 837-840.

BRINKSMEIER, E.; CAMMETT, J. T.; KÖNIG, W.; LESKOVAR, P.; PETERS, J.; TÖNSHOFF, H. K.. **Residual stresses - Measurement and causes in machining processes**. In: Annals of the CIRP, v. 31, n.2, 1982, p. 491-510.

BRINKSMEIER, E.; WALTER, A.; JANSSEN, R.; DIERSEN, P. **Aspects of cooling lubrication reduction in machining advanced materials**, in: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 213, ,Part B. 1999, PP. 769-778.

BROCKHOFF, T.; WALTER, A.. **Fluid minimization in cutting and grinding**. Abrasives Magazine, Oct./Nov. 1998, p.38-42.

CARTECH, **Pyromet® Alloy 31V**, Alloy Data Catalog, Edition 08 September 2003,http://cartech.ides.com/datasheet.aspx?&E=39&CK486688&FMT=PRINT, acesso em 20/07/2012.

CHANDRASEKARAN, H.; JOHANSSON, J. O., **Chip flow and notch wear mechanisms during the machining of high austenitic stainless steels. CIRP Annals**, v. 43, n. 1, p. 101-105, Jan. 1994.

CHOUDHURY, I.A.; EL-BARADIE, M.A. **Machinability of nickel base superalloys: a general review**, J. Mater. Process. Technol. 77 (1-3), 1998, p. 278-284.

DEANTONIO, D. A.; THOMPSON, P. T., **A Designer's Manual on Specialty Alloys for Critical Automotive Components** - Carpenter Technology Corp., August 2004, Fonte: http://www.cartech.com/techarticles.aspx?id=1552 acesso em 21/07/2012.

DEARNLEY, P.A.; TRENT, E.M., Wear **Mechanisms of Coated Carbide Tools**. Metals Technology, vol.9, 1982, p. 60-75.

DERFLINGER, V.; BRANDLE, H.; ZIMMERMANN, H. **New hard/lubricant coating for dry machining**, Surf. Coat. Technol. 113, 1999, p. 751-757.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L., **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo: 7ª. Ed.,Art Líber Editora, 2010.

DINIZ, A. E.; NORITOMI, P. Y. **Influência dos parâmetros de corte na rugosidade**. Máquinas e Metais. São Paulo, v. 35 (391), 1998, p. 92-101.

DUDZINSKI, D; DEVILLEZ, A.; MOUFKI, A.; LARROUQUÈRE, D.; ZERROUKI, V.; VIGNEAU, J., **A review of developments towards dry and higy speedy machining of Inconel 718 alloy.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, 2004, p. 439-456.

ELBESTAWI, M. A., ELWARDANY, I., TAN, M., **Performance of whiskerreinforced ceramic tools in milling nickel-based superalloy.** In: Annals of the CIRP, v.42, n.1, 1993, p.99-102.

ELWARDANY, T. I.; KISHAWY, H. A.; ELBESTAWI, M. A.. **Surface integrity of die material in high speed hard machining, Part 2**: microhardness variations and residual stresses. Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, v. 122, Nov. 2000, p.632-641.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; OLAJIRE, K. A., **The effect of coolant concentration on the machinability of nickel-base, nimonic C-263, alloy**. Tribology Letters, Vol 16, Nº 7, May 2004, p.311 – 316.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. **An overview of the machinability of aeroengine alloys**. Journal of Materials Processing Technology, v.134,(2), 2003, p.233 – 253.

EZUGWU, E. O.; MACHADO, A. R.; PASHBY, I. R.; WALLBANK, J., **The effect of high-pressure coolant supply. Lub. Eng.**, v47, p. 751-757, 1990.

EZUGWU, E. O.; OKEKE, C. I., **Effect of coating materials on the machinability of a nickel base, C-263, alloy**, Tribol. Trans. V.43 (3), p. 549-553, 2000.

EZUGWU, E. O.; TANG, S. H., **Surface abuse when machining cast iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools**. Journal of Materials Processing Technology, n.55, 1995, p.63-69.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M., **Performance of PVD and CVD coated carbide tools when machining nickel based Inconel 718 alloy**, In: Progress of Cutting and Grinding - ICPCG, v.3, 1996, p.102-107.

EZUGWU, Z.M.; WANG, C.I. OKEKE, **Tool life and surface integrity when machining Inconel 718 with PVD and CVD coated tools**, Tribol. Trans. 42 (2), 1999, p. 353-360.

FARIA, J. C., **Estudo da Usinagem em torneamento da Superliga a base de níquel NIMONIC 80**, Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2007.

FERRARESI, DINO, **Fundamentos da usinagem dos metais.** São Paulo: 1ª ed. Edgard Blucher Ltda, 10ª reimpressão 2000.

GATTO, A., IULIANO, L., **Chip formation analysis in high speed machining of a nickel base superalloy with silicon carbide whisker-reinforced alumina**. International Journal Machine Tools Manufacturing, v.34, n.8, 1994, p.1147-1161.

HEISEL, U.; LUTZ, D.; WASSMER, R.; WALTER, U., **A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte**. Máquinas e Metais, n.386, fev. 1998, p.22-38.

HONG, H.T., CHOU, T. L., M**odelling of tool/chip interface temperature distribution in metal cutting**, International Journal Mechanical Science 36, 1994, p.931 – 943.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, ISO 3685 - **Tool life testing with single-point turning tools**, 1993.

JAWAID, A.; CHE-HARON, C. H.; ABDULLAH, A., **Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246, J. Mater. Process. Technol.**, p. 92-93, 329-334, 1999.

JEELANI, S.; RAMAKRISHNAN, K., **Surface damage in machining titanium 6Al-2Sn-4Zr-2Mo alloy. Journal of Materials Science**, v.20, p. 3245-3252, 1985.

KALPAKJAN, S. **Manufacturing Processes for Engineering Materials**, 2nd ed., Addison-Wesley, Reading, MA, 1991.

KLOCKE, F.; GERSCHWILER, W., **Advanced machining of titanium and nickelbase alloys**, in: Advanced Manufacturing Systems and Technology, CISM Courses and Lecture No. 372, Springer, Wien, 1996, p. 7-21.

KNOTEK, O., LOFLER, F., KRAMER, G., **Deposition, properties and performance behaviour of carbide and carbonitride PVD coatings**, Surface and coatings Technology 61, 1993, p. 320-325.

KÖNIG, W.; SCHEMMEL, U., **Untersuchung Moderner Schneidstotte** - Beanspruchungsgerechte Anwendung Sowie Verschleibursachen, Forschungsber, Nr. 2472 des. Lds. Nordrh. - Westf, Westdeutcher Verlag, Köln, Opladen, 1975.

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.

KOPAC, J., SOKOVIC, M., DOLINSEK, S., **Tribology of coated tools in conventional and HSM machining,** Journal of Material Processing Technology 118, 1998, p.377 – 384.

KRAMER, B.M. **On tool materials for high speed machining**, J. Eng. Ind. 109, 1987, p. 87-91.

LANNA, M. A., **Desenvolvimento de novos materiais à base de nitreto de silício para aplicações estruturais** - São José dos Campos, SP: Instituto Tecnológico de Aeronáutica - ITA, 180 p., 2004, Tese de Doutorado.

LI, L.; HE, N.; WANG, M.; WANG, Z. G., **High speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts**. Ournal of Materials Processing Technology 129, 2002, p. 127-130.

LIAO, Y.S.; SHIUE, R.H., **Carbide tool wear mechanism in turning of Inconel 718 superalloy**, Wear 193, 1996, p.16-24.

LIU, C. R.; BARASH, M. M., **The mechanical state of the sublayer of a surfasse generated by chip-removal process, part 2: Cutting with a tool with flank wear**. Journal of Engineering for Industry, v.98, Nov. 1976, p.1202-1208.

LOPEZ DE LACALLE, L.N., LLORENTE, J.I., SANCHEZ, J.A. **Improving the cutting Parameters the machining of Nickel and Titanium alloys**, in Annals of the CIRP, v. 47, 1998.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B., **Usinagem dos metais**. 4. Ed. Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 1999.

MATSUMOTO, Y.; BARASH, M. M.; LIU, C. R., **Effect of hardness on the surfasse integrity of AISI 4340 steel**. Journal of Engineering for Industry, v.108, Aug. 1986, p.169-175.

MAY, P.W., **CVD Diamond – a new Technology for the Future?** Copy of an article which appeared in Endeavour Magazine 19(3), 1995, p. 101-106.

METALS HANDBOOK Desk Edition, 2nd edition, **ASM International Handbook Committee**, edited by Joseph R. Davis, 1998.

MIRANDA, G. W. A., **Uma contribuição para aplicação em controle adaptativo otimizado no torneamento.** Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, p.100, 1997, Dissertação de mestrado.

PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A.B., **Effect of cryogenic cooling by liquid nitrogen Jet on forces, temperature and surface residual stresses in grinding steels Cryogenics**, 35 (8), 1995, p. 515-523.

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.; BAHIA, A. L. H. **Study of the turning nickel alloy Pyromet® 31V (SAE HEV8)**. In: European Symposium on Superalloys and their Applications. Kreuth - Germany, May. 25-28, 2010, Proceedings in Cd-rom.

RICHARDS, N., ASPINWALL, D. **Use of ceramic tools for machining nickel based alloys**. International Journal Machine Tools Manufacturing, v.29, n.4, 1989, p.575- 588.

SAE J775, **Engine Poppet Valve Information Report.** Surface Vehicle Information Report., 26 p., Rev. November 2004.

SCHULZ, H., MORIWAKI, T., **High-speed machining.** Ann CIRP 1992;41(2):
p.637-43.

SALES, W. F., **Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluidos de corte.** Universidade Federal de Uberlândia (UFU), Uberlândia, MG. Tese de doutorado, 1999, 176 p.

SANDVIK COROMANT, **Manual Técnico de Usinagem**, AB Sandvik Coromant, 2005.

SARIN, V. K.; LINDSTROM, J. N., **in J Electrochem Soc**., Vol 126, 1979, p 1281-1287.

SCHINTLMEISTER, W.; PACHER, O.; PFAFFINGER, K.; RAINE, T., **in J. Electrochem.** Soc., Vol. 123, 1976, p. 927-929.

SECO TECHNICAL GUIDE, **Turning Difficult-To-Machine Alloys**, S. Miller, Advanced materials means advanced engines, Interdisciplinary Science Review, vol.21 (2), 1996, pp.117-129.

SILVA, L. R. et. al., **Estudo da geometria de corte para torneamento de inconel. Máqiunas e Metais**, p. 37, (427), -55, 2001.

SILVA, L. R., **Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte**. São Carlos. - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 211 p., Tese de Doutorado, 2002.

SIMMS, C. T.; HAGEL, W.C., **The Superalloys**, Wiley, New York, 1972.

STAPPEN V. M., STALS, L. M., KERKHOFS, M. and QUAEYHAEGENS, C., **State of the art for the industrial use of ceramic PVD coatings, Surface and coatings Technology**, 1995, p. 74 –75, 629 – 633.

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

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., **Qualidade superficial e formação de cavacos na usinagem de Al e Cu. Máquinas e Metais**, p.82-89, Maio 1994.

WITTING, H.; **Torneamento de superligas. Máquinas e Metais**, v.38, (440), p. 156-165, 2002.

WRIGHT, P. K, HORNE, J. G. and TABOR, D., **Boundary Conditions at the Chip- Tool interface in Machinning: Comparisons Between Seizure and Sliding Friction**, Wear, Vol 54, 1979, p. 371-390.

ZITNANSKY, M.; ZRNIK, J.; MARTINKOVIC, M., **Developing processes of property improvement of nickel base superalloys**, J. Mater. Process Technol. 78, 1998, p. 204-209.