

RENANN PEREIRA GAMA

**TORNEAMENTO DA SUPER LIGA INCONEL 718 COM O USO DE
DIFERENTES CONDIÇÕES DE LUBRIFRIGERAÇÃO**

Guaratinguetá

2018

RENANN PEREIRA GAMA

**TORNEAMENTO DA SUPER LIGA INCONEL 718 COM O USO DE
DIFERENTES CONDIÇÕES DE LUBRIFRIGERAÇÃO**

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

Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Guaratinguetá

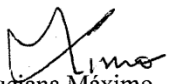
2018

Gama, Renann Pereira
G184t Torneamento da super liga Inconel 718 com o uso de diferentes condições de lubrificação / Renann Pereira Gama – Guaratinguetá, 2018
210 f. : il.
Bibliografia: f. 204

Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2018.
Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

1. Usinagem. 2. Ligas resistentes ao calor. 3. Lubrificação. I. Título.

CDU 621.9(043)


Luciana Máximo
Bibliotecária-CRB-8/3595

RENANN PEREIRA GAMA

**ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
“DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA”**

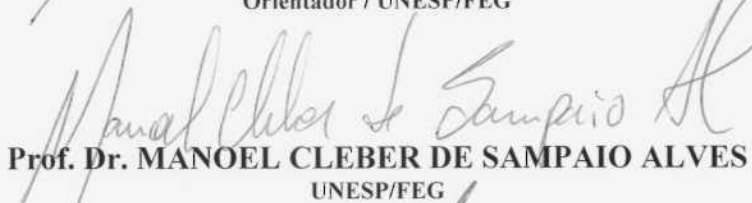
**PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS**

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

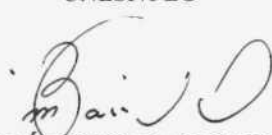

Prof.ª. Dr.ª. Ana Paula Rosifini Alves Claro
Coordenadora

BANCA EXAMINADORA:


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


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


Prof. Dr. JOSÉ VITOR CANDIDO DE SOUZA
UNESP/FEG


Prof. Dr. MÁRCIO BACCI DA SILVA
UFU/Uberlândia


Prof. Dr. LINCOLN CARDOSO BRANDÃO
UF/São João Del Rei

Fevereiro/2018

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” <i>campus</i> de Guaratinguetá.
2012/2014	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado - Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” <i>campus</i> de Guaratinguetá.
2014/2018	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Doutorado - Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” <i>campus</i> de Guaratinguetá.

Dedico este trabalho à minha esposa Camila, pelo apoio incondicional, e de modo especial, aos meus filhos Miguel e Isabella que foram os grandes motivadores para a conclusão deste Doutorado.

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, auxílio na condução dos trabalhos e pela oportunidade que me deu de poder tê-lo como parte da minha história de vida;

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

aos funcionários e técnicos da FEG, em especial ao Técnico Manoel e ao Professor Rogério Hein 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. **Torneamento Da Super Liga Inconel 718 Com O Uso De Diferentes Condições De Lubrificação.** 2018. 210f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2018.

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 importante nas indústrias aeronáutica, automobilística, petróleo e gás dentre outras. A superliga a base de níquel estudada nesta tese foi a Inconel 718, material de difícil usinagem que possui 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 buscando correlacionar deformação e acabamento superficial e ainda estudar a influência da aplicação do fluido de corte comparando o método de Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) com a Lubrificação Abundante, a fim de alcançar alto desempenho e melhorias no torneamento cilíndrico externo desta liga. A liga foi torneada utilizando-se diversos parâmetros de usinagem: velocidades de corte (90, 120 e 150 m/min), avanço (0,10; 0,15 e 0,20 mm/rot), profundidade (0,5 mm), MQL, Lubrificação 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 e potência. 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, ferramentas e peça usinada por meio da microscopia óptica, da microscopia eletrônica de varredura (MEV) e espectroscopia de energia dispersiva (EDS). Neste trabalho foi possível associar o comportamento da potência do equipamento com o desgaste apresentado na ferramenta, bem como o efeito da temperatura no desgaste e precipitação de fases da liga e seu impacto na formação do cavaco e deformação do mesmo. De modo geral o melhor conjunto de parâmetros para a usinagem foi a velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,15 mm/rot com lubrificação abundante por apresentar melhor resultado e maior estabilidade durante os ensaios.

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

GAMA, R.P. **Turning Of The Super Alloy Inconel 718 With The Use Of Different Lubrification Conditions.** 2018. 210f. Thesis (Doctorate degree in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2018.

ABSTRACT

The increase in global demands for better products and increasing competition between companies in the global market increases the search for processes that ensure lower costs combined with high productivity and high quality product. Thus the great industrial and technological development has increased the research in machining processes that promote, for example, high performance with regard to the removal of material, less failure and wear of the tools and less impact to the environment. In relation to nickel-based superalloys, they have an important role in the aeronautics, automobile, oil and gas industries, among others. The nickel-based superalloy studied in this thesis was Inconel 718, a difficult machining material with high mechanical strength and corrosion at high temperatures. The objective of this work is the study of the formation of the chip in relation to the various machining parameters in order to correlate deformation and surface finishing and also to study the influence of the application of the cutting fluid comparing the method of Minimum Quantity of Lubrication (MQL) with Abundant Lubrication in order to achieve high performance and improvement in the external cylindrical turning this alloy. The alloy was machined with different cutting parameters (90, 120 and 150 m/min), feed rate (0.10, 0.15 and 0.20 mm/rot), depth (0.5 mm), MQL, Abundant Lubrication and coated carbide tools (TiAlN). The formation of chips, the roughness of the material, the volume of material removed, the machined length and power were analyzed. In addition, macrostructural and life-time analyzes of the tools used were performed to detect possible wear, as well as microstructural analyzes of the chips, tools and workpiece using optical microscopy, scanning electron microscopy (SEM) and energy dispersive spectroscopy (EDS). In this work it was possible to associate the behavior of the power of the equipment with the wear presented in the tool, as well as the effect of the temperature on the wear and precipitation of phases of the alloy and its impact on the formation of the chip and deformation of the same. In general, the best set of parameters for the machining was the cutting speed of 90 m/min and feed rate of 0.15 mm/rot with abundant lubrication per to present better results and greater stability during the tests.

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

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	12
2. OBJETIVOS.....	14
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	15
3.1 COMPOSIÇÃO DAS SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL.....	15
3.2 ELEMENTOS DE LIGA E MICROESTRUTURA DAS SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL.....	17
3.3 CLASSIFICAÇÃO DAS LIGAS À BASE DE NÍQUEL.....	19
3.4 LIGAS DE NÍQUEL RESISTENTES A ALTAS TEMPERATURAS.....	22
3.5 DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÕES DE LIGAS À BASE DE NÍQUEL.....	23
3.6 USINABILIDADE DE LIGAS À BASE DE NÍQUEL.....	26
3.7 USINAGEM DE SUPERLIGAS À BASE DE NÍQUEL.....	29
3.8 ASPECTOS TRIBOLÓGICOS DA USINAGEM.....	33
3.8.1 Mecanismo de formação do cavaco.....	33
3.8.2 Interface cavaco-ferramenta.....	35
3.8.3 Classificação dos cavacos.....	37
3.8.3.1 Tipos de Cavaco.....	37
3.8.3.2 Formas de Cavaco.....	38
3.8.4 Temperatura de usinagem.....	39
3.8.5 Avarias e desgaste da ferramenta.....	40
3.9 FERRAMENTAS DE CORTE.....	50
3.9.1 Seleção da ferramenta.....	51
3.9.2 Tipos de revestimentos.....	52
3.9.2.1 Revestimentos para PVD.....	57
3.9.2.2 Materiais de ferramentas para usinagem de superligas à base de níquel.....	59
3.9.2.3 Usinabilidade das ligas à base de níquel com ferramentas de metal duro.....	61
3.9.2.4 Uso da lubrificação para melhoria da usinabilidade.....	64
3.9.2.5 Integridade superficial na usinagem de superligas à base de níquel.....	67
3.9.2.6 Vida da ferramenta.....	70
4. MATERIAIS E MÉTODOS.....	73
4.1 MATERIAL UTILIZADO.....	73
4.2 EQUIPAMENTOS E ENSAIOS DE USINAGEM.....	74
4.3 METODOLOGIA.....	83

4.3.1	Análise da superfície usinada.....	85
4.3.2	Análise do desgaste da ferramenta.....	85
4.3.3	Análise dos cavacos da matéria-prima.....	86
4.3.4	Análise do volume de material removido e tipos de cavacos gerados.....	87
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	88
5.1	LUBRIFICAÇÃO ABUNDANTE.....	88
5.1.1	Análise da Vida da Ferramenta.....	88
5.1.2	Volume de Material Removido.....	103
5.1.3	Desgaste das Ferramentas.....	106
5.1.4	Rugosidade.....	119
5.1.5	Cavacos.....	123
5.2	LUBRIFICAÇÃO MQL.....	138
5.2.1	Análise da Vida da Ferramenta.....	138
5.2.2	Volume de Material Removido.....	158
5.2.3	Desgaste das Ferramentas.....	161
5.2.4	Rugosidade.....	176
5.2.5	Cavacos.....	181
5.3	MICROSCOPIA DA PEÇA USINADA.....	193
6	CONCLUSÃO.....	201
	REFERÊNCIAS.....	203

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 à 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 fluência e boa resistência à corrosão.

Dentre os materiais que atendem ao requisito resistência mecânica e à corrosão em temperaturas elevadas está a superliga à base de níquel *Inconel 718*. As superligas de níquel possuem uma grande quantidade de elementos de liga que proporcionam ao material propriedades bastante elevadas. Porém algumas destas propriedades acabam dificultando a usinagem e acarretando em diversos problemas.

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

O objetivo geral da presente tese é levantar dados a respeito da formação do cavaco, da influência dos parâmetros de corte e do modo de aplicação do fluido lubri-refrigerante no processo de torneamento da super liga Inconel 718.

A seguir são descritos os principais objetivos desta Tese:

- Estudar a formação dos cavacos quando da usinagem por torneamento da superliga à base de níquel 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 mínima quantidade de lubrificação (MQL), para a melhoria no desempenho no processo de torneamento da superliga à base de níquel Inconel 718, fazendo uma comparação com a aplicação de fluido abundante;
- Estudar a influência da variação da potência da máquina correlacionando ao acabamento superficial, ao comprimento usinado e ao desgaste da ferramenta, 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 à 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 se encontra 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 a 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, 2014).

Para usinagem o melhor seria obter superligas à base de níquel com condutibilidade 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 à 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 °C	540 °C	760 °C	21 °C	540 °C	760 °C	21 °C	540 °C	760 °C
		MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa			
Inconel 718	Barra	1435	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	...

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 °C	538 °C	871 °C	538 °C	871 °C	
		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

Fonte: Adaptado de ASM HANDBOOK (2005), (a) Norma SAE J775 (2004) e Cartech (2014).

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

A matriz austenítica das superligas à base de níquel possui estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC) que faz este tipo de liga apresentar excelentes propriedades como resistência à tração e à 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 à 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 o interior 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 °C 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 (Ezugwu et al., 1999).

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 (Ezugwu et al., 1999).

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 sub-dividido 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 encontra o material de estudo em questão.

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 ₂ O 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	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	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.

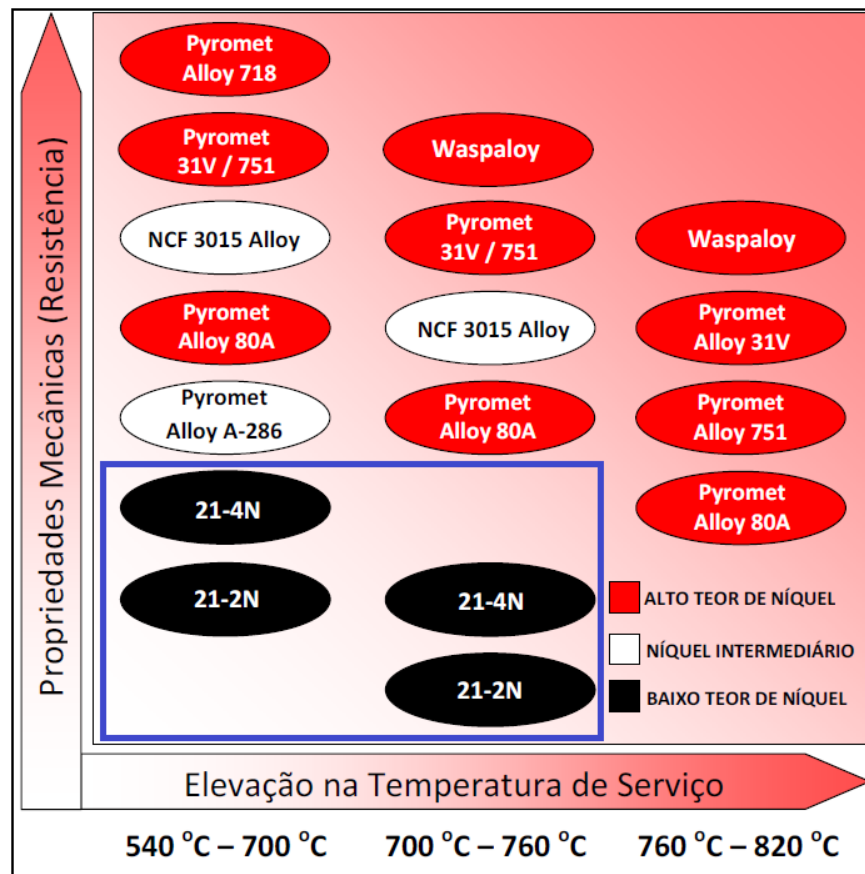
Fonte: Adaptado de ASM HANDBOOK (1990).

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 °C (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.

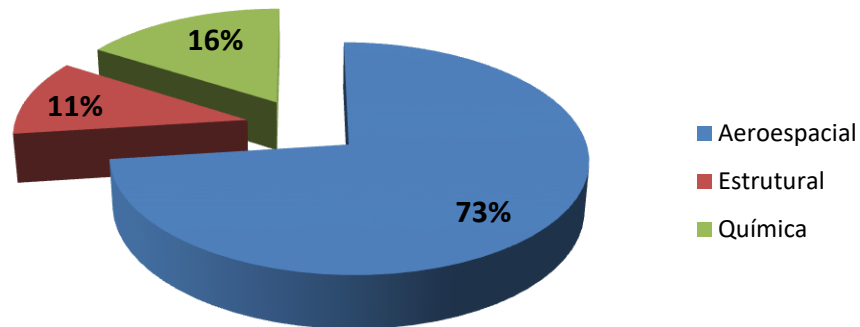
No gráfico não é apresentado apenas uma regra geral de como a resistência de uma liga diminui com o aumento da temperatura, mas também é mostrado como a resistência de uma liga em uma faixa de temperatura se compara com outra liga em temperatura diferente. Se for tomada, por exemplo, a liga 21-2N (UNS 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 °C. 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 °C. 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 °C, 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 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 3.2 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 3.2 – Consumo de superligas



Fonte: Adaptado de US Geological Survey (2014).

As ligas à base de níquel são trabalhadas a partir de forjados (barras, chapas) e fundidos. Ligas à base de níquel forjado geralmente 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 à base de níquel foram melhoradas consideravelmente pela adição de uma pequena quantidade de titânio e alumínio em sua composição. A primeira liga à 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 °C 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 Electric 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 815°C está a liga à

base níquel Inconel 718. No Quadro 3.4 é apresentada uma lista crescente de materiais que estão sendo utilizados na produção destas válvulas (Valves Tech, 2014).

Os elementos de liga, suas proporções percentuais e a microestrutura das ligas à 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/Níquel)	Ingestão em corridas & válvula de exaustão
EV8-Z18	Aço inoxidável (Cromo/Níquel) 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
INCONEL 718	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 (2014).

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).

O desenvolvimento 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' ($\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$), principal fase endurecedora até então das ligas de níquel (Stephenson et al, 2014).

3.6 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 (Thakur, Gangopadhyay, 2016). 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 ocorrem elevadas pressões na peça que está 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.

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 Babor, 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 nas 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).

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 à 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 à altas temperaturas é feita com ferramenta de metal duro, classe ISO, com tempos de vida 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 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 (Witting, 2002).

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; Jawaaid, 1999).

A formação de cavaco influencia 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. 2014). Além disto, a morfologia micro e macroestrutural final do cavaco podem revelar indícios das dificuldades encontradas no processo de corte.

3.7 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 $\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$, 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;

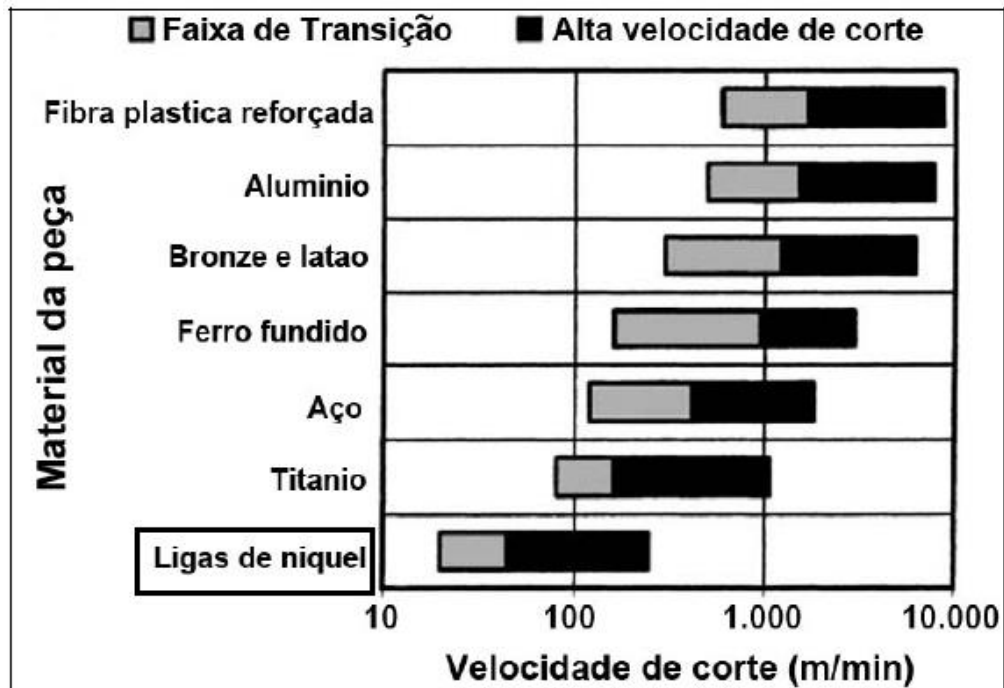
- A matriz austenítica das ligas de níquel ocasiona um rápido endurecimento durante a usinagem, sendo considerada uma das maiores causas de desgaste severo sofrido pelas ferramentas no processo;
- A baixa condutividade térmica destas ligas leva à concentração de temperaturas de corte superiores a 1000 °C 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 °C, 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 (Figura 3.3). 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 3.3 - Faixa para altas velocidades de corte para alguns materiais



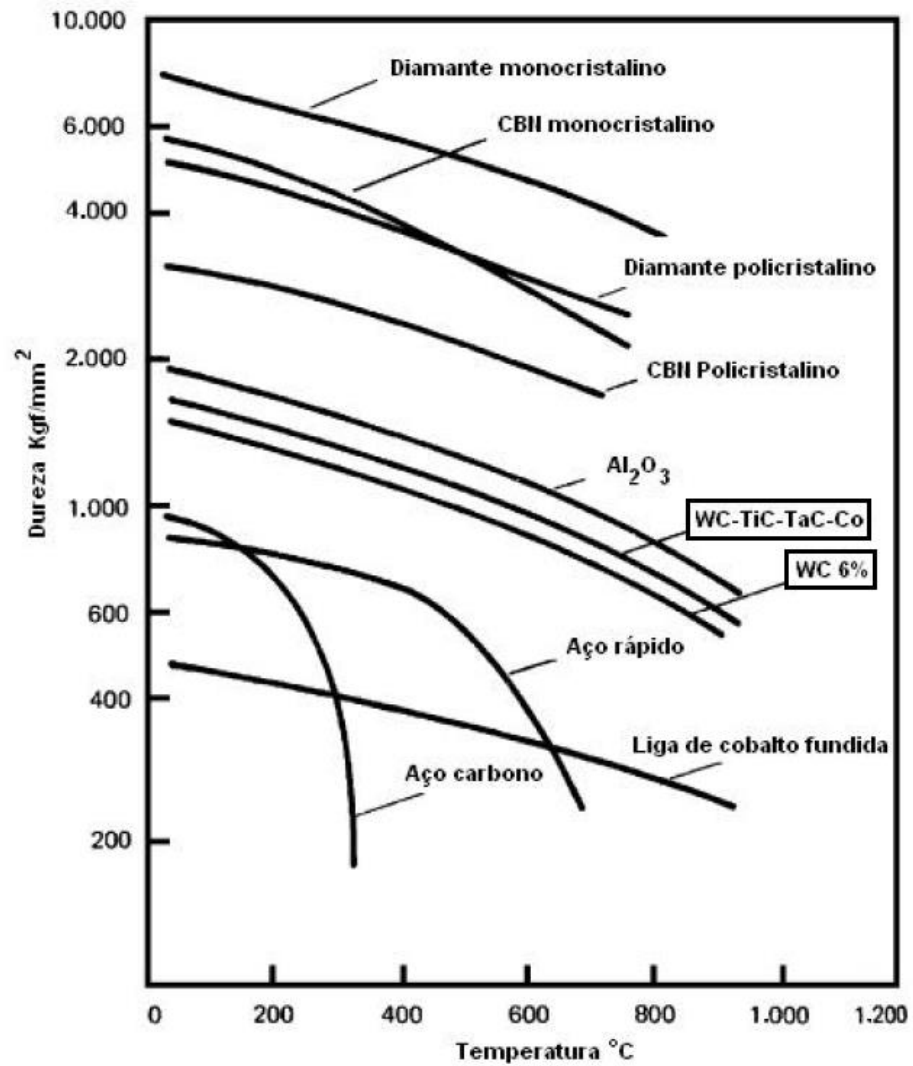
Fonte: Adaptada de Schulz; Moriwaki (1992).

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 (Sharman, Hughes, Ridgway, 2015).

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 3.4 são apresentadas as temperaturas nas quais ocorre redução na dureza dos materiais das ferramentas comercialmente utilizadas (Kramer, 1987).

Para usinagem à 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 3.4 - 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.

3.8 ASPECTOS TRIBOLÓGICOS DA USINAGEM

De acordo com Diniz et al. (2014), 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 quatro 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).

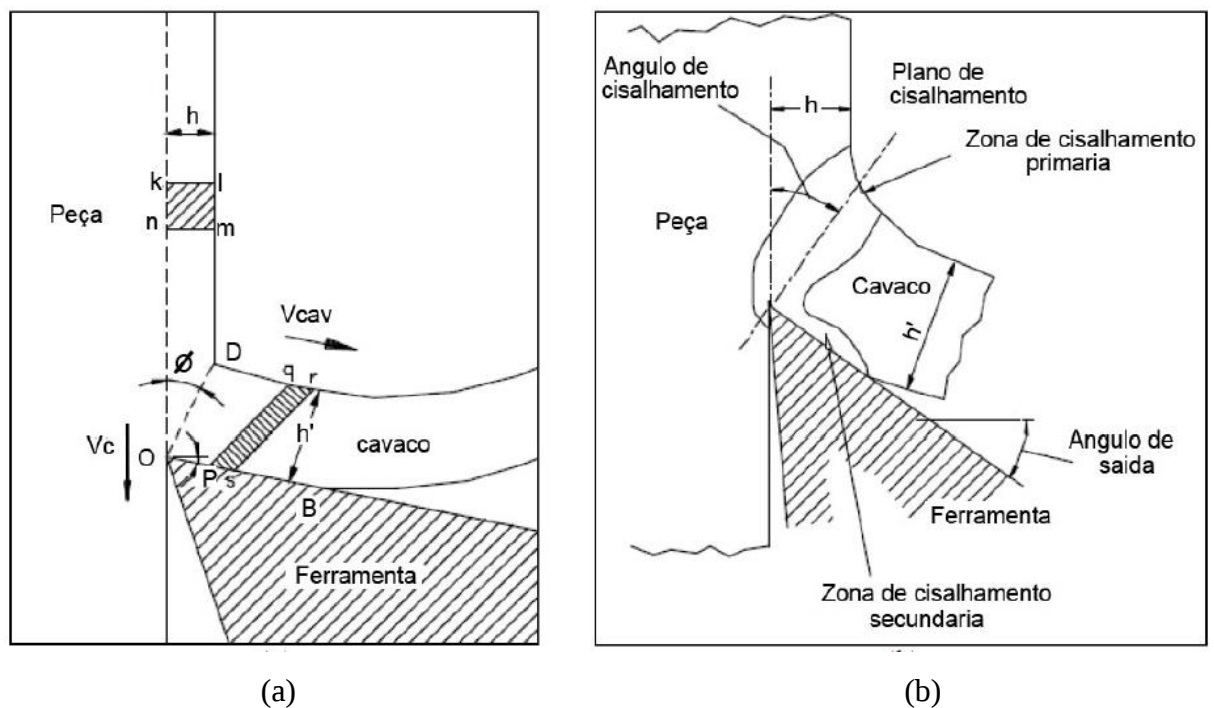
2ª etapa: Prosseguindo, o material da peça atinge o limite de escoamento e se deforma plasticamente. As deformações plásticas prosseguem e as tensões se elevam e ultrapassam o limite de resistência do material, promovendo a sua ruptura.

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



h – espessura calculada do cavaco
 h' – espessura do cavaco
 $klmn$ – volume de material livre de deformação primário
 $pqrs$ – volume de material deformado plano primário

vc – velocidade de corte
 $vcav$ – velocidade do cavaco
 OD – plano de cisalhamento
 $\emptyset$ – ângulo de cisalhamento do

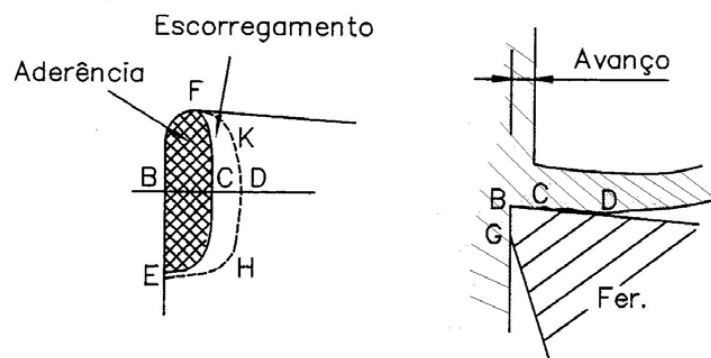
3.8.2 Interface cavaco-ferramenta

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).

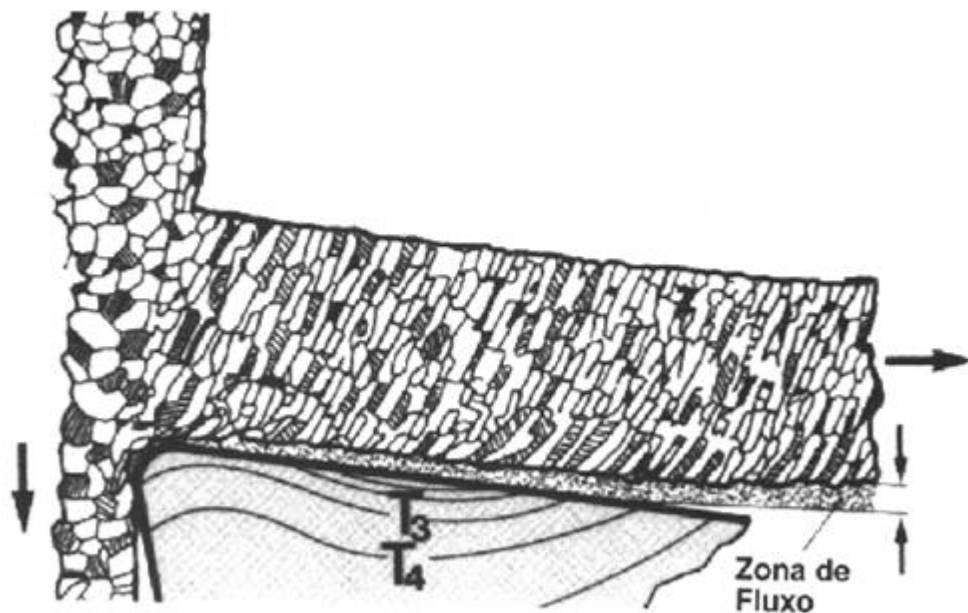
Em algumas situações especiais pode-se suprimir a zona de aderência, prevalecendo apenas as condições de escorregamento.

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: 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 em relação à 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 longos 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, pode 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.

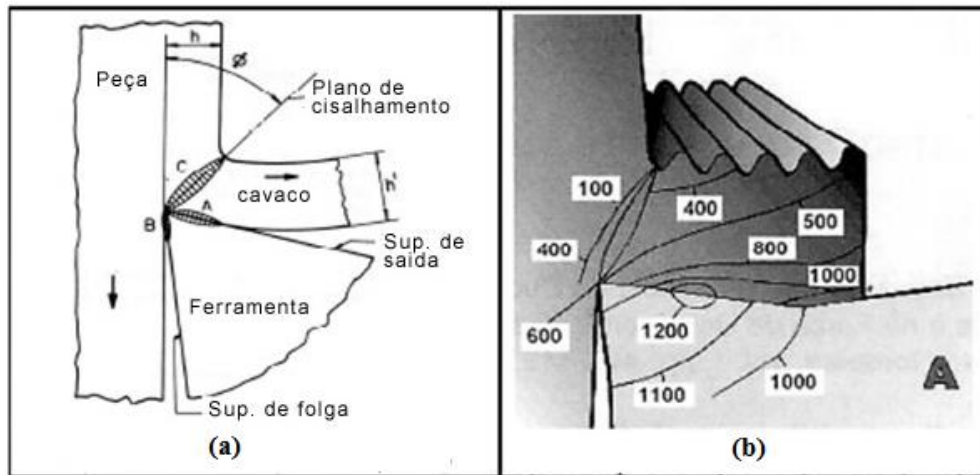
O processo de modificações nas condições de usinagem com o intuito de se obter uma forma adequada de cavaco devem ser evitadas tanto quanto possível, uma vez que a velocidade de corte e o avanço devem ser determinados de acordo com as condições econômicas de usinagem.

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. (2014).

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: 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., 2014).

3.8.5 Avarias e desgaste da ferramenta

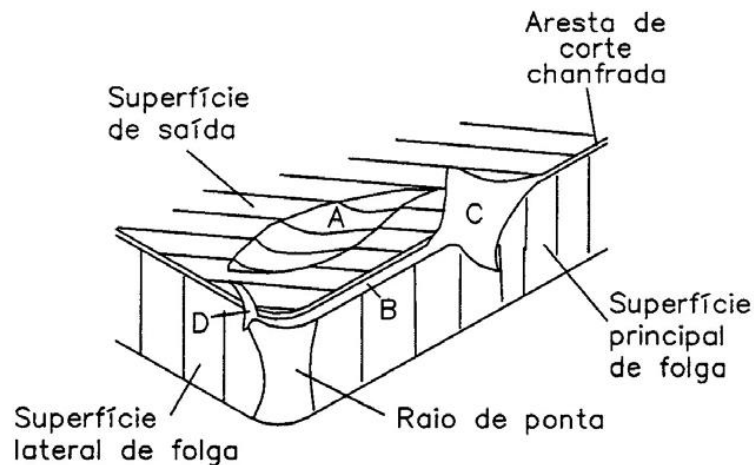
Na usinagem podem acontecer diversos tipos de desgastes e avarias nas ferramentas e muitas das vezes ocorrem mais de um único tipo. Assim torna-se importante distinguir desgaste de avaria:

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 aresta 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 Deamley; 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 craterização da superfície de saída da ferramenta de metal duro H10A, resultado do contato cavaco/ferramenta na usinagem do Nimonic 80A.

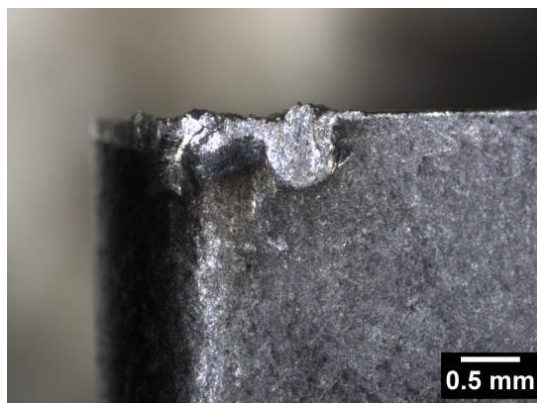
Figura 3.13 - Desgaste de cratera em uma ferramenta de metal duro sem recobrimento na usinagem do Nimonic 80A – $v_c = 90$ m/min., $f = 0,18$ mm/rot. e $a_p = 1,6$ mm.



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.

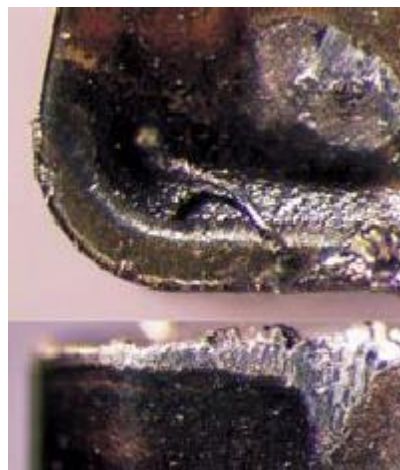
Figura 3.14 - Desgaste de flanco na ferramenta de metal duro TNMG 160408-23 classe S15 (GC1105) na usinagem da liga de níquel Inconel 718 - $V_c = 90$ m/min., $f = 0,15$ mm/rot. e $a_p = 0,8$ mm.



Fonte: Gama (2014).

• **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.

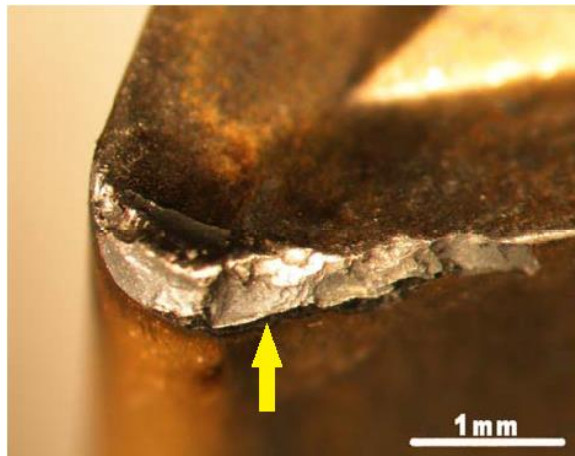
Figura 3.15 - Desgaste de entalhe em uma ferramenta



Fonte: Sumitomo (2015)

• **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 - $v_c = 90$ m/min., $f = 0,18$ mm/rot. e $a_p = 0,8$ mm.



Fonte: Ribeiro e Bahia (2010).

Conhecidos os desgastes mencionados anteriormente, desgastes 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., 2014). 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., 2014).

• **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. (2014), 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).

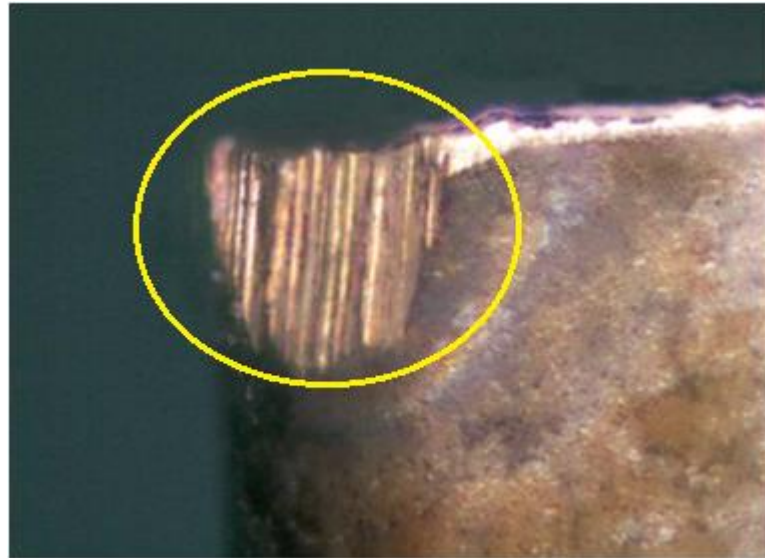
• **Aderência:** Este mecanismo ocorre geralmente em baixas velocidades de corte em que o fluxo de material sobre a superfície de saída torna-se irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer e o contato com a ferramenta torna-se menos contínuo. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados 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, carbetos e carbonitreto ou podem principalmente ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por atrito, 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 $V_c = 90$ m/min, $a_p = 0,8$ 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, 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. 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 à base de carbetos de tungstênio e de cobalto, a oxidação inicia-se na faixa de temperatura entre 700 e 800 °C. A adição de óxido de titânio e outros carbetos 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 carbetto 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.

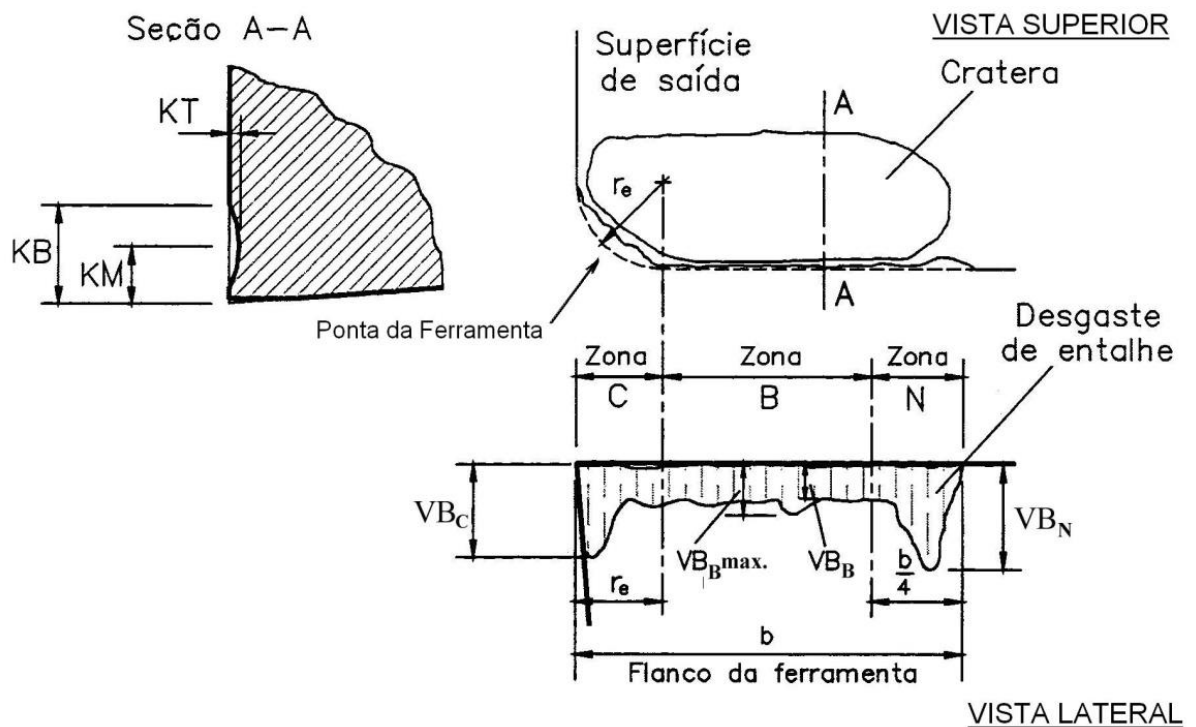
Segundo Diniz et al. (2014) a separação quantitativa da contribuição de cada um desses fenômenos para a formação do desgaste é praticamente impossível, mas pode-se visualizar um quadro qualitativo da importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Em velocidades de corte baixas, o 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 desgaste 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. 2014).

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 (K_T);
- 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, $VB_B = 0,3 \text{ mm}$ (desgaste regular);
- Desgaste de flanco máximo, $VB_{Bmax} = 0,6 \text{ mm}$;
- 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 $VB_N = 1,0 \text{ mm}$ 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

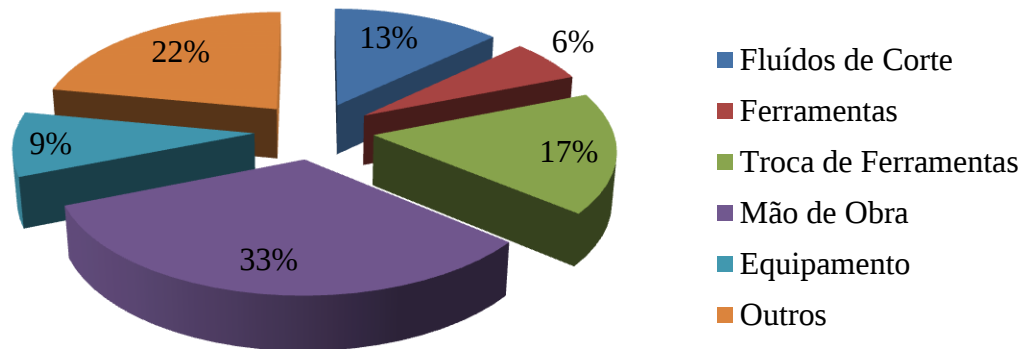
A necessidade do uso de ferramentas pelo homem é visto desde a pré-história fossem elas feitas de madeira ou pedra e futuramente por metais e cerâmicas. O fato é que o uso das ferramentas vem para facilitar o trabalho do homem, aumentando sua capacidade de realizar determinados trabalhos que suas mãos não fariam com facilidade ou simplesmente não seriam capazes de realizar. De um modo geral as ferramentas têm 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: Adaptado de Souza, A. C. De; Novaski, O.; Pamplona, E E Batocchio, A., (2011).

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 °C;
- 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. 2014).

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 (Li , Zeng, Chen., 2006).

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).

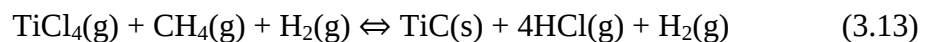
a) Substrato

Independente do processo de recobrimento a ser utilizado (CVD ou PVD) deve 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.

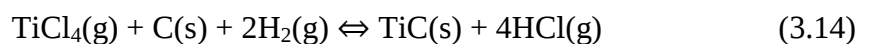
O material do substrato deve seguir dois critérios básicos para que possa ser aplicado no processo. O primeiro critério é que o substrato deve possuir ponto de fusão (na pressão do processo) acima da temperatura necessária para a deposição do revestimento. O segundo critério é que o material do substrato 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 (TiCl₄) com metano (CH₄) e hidrogênio (H₂) à temperatura entre 900 e 1100 °C (Schimtlemeister, 1976). A reação é conforme a Equação 3.13 e 3.14:

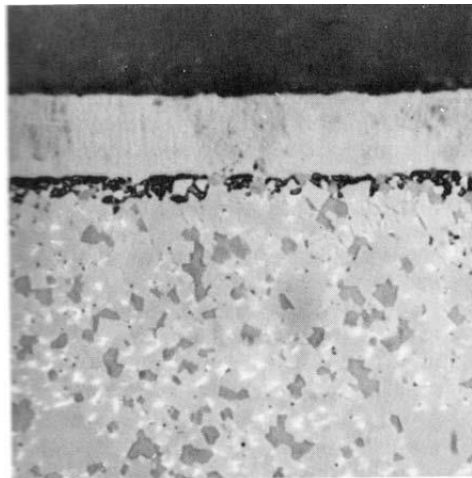


Durante o processo de deposição do TiC, uma reação secundária frequentemente ocorre na qual o carbono é retirado do substrato de carbetto:



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). 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 (8 μ m) - 1500X



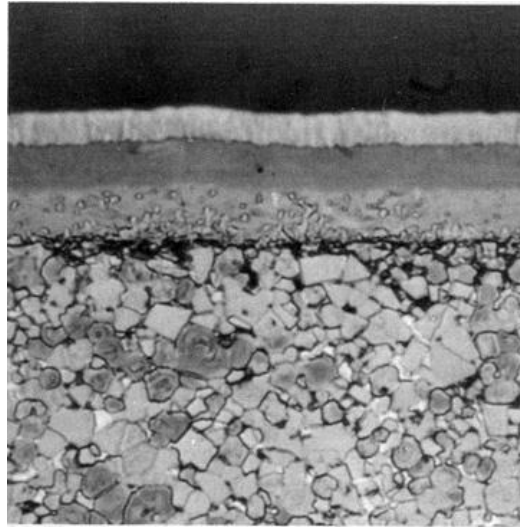
Fonte: ASM HANDBOOK (1990).

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 Al₂O₃, 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 (10 μ m) 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 (μ m/m.K)	Condutividade térmica (W/m.K)		
			100 °C	500 °C	1000 °C
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 ₂ O 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 °C) 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 carbeto. 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 pulverização ou evaporação. A formação e o crescimento do revestimento são resultantes da condensação de átomos na superfície. Os 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 átomos;
- 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 angstroms 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; Takadoun, 1999).

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

- baixas temperaturas de deposição (<500 °C) 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 (Y. Kamata, T. Obikawa, 2007).

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 °C, que é considerada mais baixa que a temperatura de trabalho típica para ferramentas de corte em altas velocidades de corte, acima de 800 °C 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).

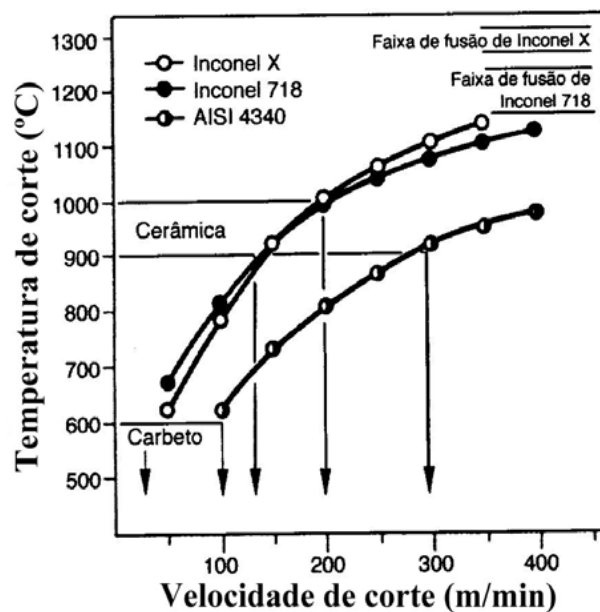
As exigências para as ferramentas empregadas na usinagem das superligas abrangem os seguintes aspectos:

- 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 eram normalmente usinadas com metal duro (WCCo) com velocidades de corte na faixa de 10-30 m/min. As ferramentas de metal duro não podiam ser utilizadas na usinagem com alta velocidade, porque elas não resistiam 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 ($\text{Al}_2\text{O}_3 + 20\% \text{SiCw}$) 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. 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.

Composta basicamente de carbetos 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 °C (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.
- Carbetos 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.
- Carbetos 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.
- Carbetos de tântalo (TaC) – em pequenas porcentagens, restringe o tamanho de grão, aumentando a tenacidade e a resistência do metal duro.
- Carbetos 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 (Cantero, Díaz-Álvarez, Miguélez, Marín, 2013).

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 revestimento, porém expõe o substrato do metal duro a extremas temperaturas na ponta da ferramenta. Esta combinação com a significativa 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 revestimento 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; Jawaaid 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 (Jawaaid 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 revestimento (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/Al₂O₃/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 de baixos custos 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 à 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 a 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 Lubrificação - MQL são técnicas utilizadas para se atingir este objetivo. Embora sistemas a altas pressões sejam eficientes durante 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 MQL 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 MQL 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 significativa 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 MQL 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 MQL 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).

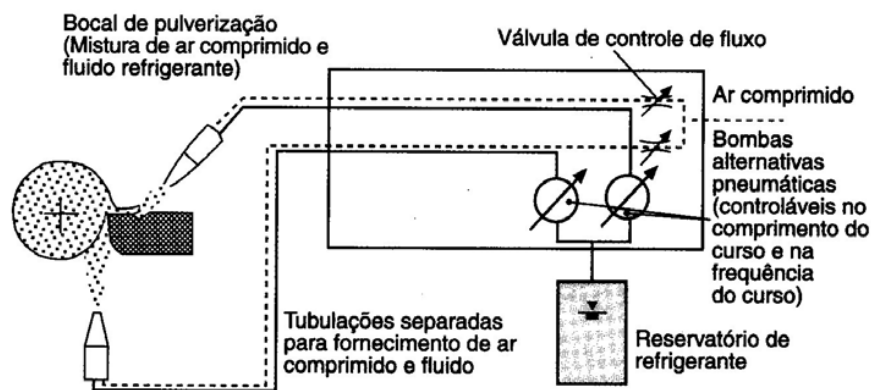
Como afirma Brockhoff e Walter (1998) e Heisel et al. (1998) existem principalmente três tipos diferentes de sistemas de mínima quantidade de fluido. De um lado estão os

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.



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.

3.9.2.5 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 conseqüentemente 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.

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 microscópio óptico e geralmente estende-se acima de 20µm da superfície. Medida da microdureza mostra um significativo 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 R_a , também pode ser calculada utilizando-se a analogia, onde se tem um valor aproximado para a mesma de: $R_y/R_a = 4$.

$$R_a = \frac{f^2}{32r} \times 1000 \text{ (}\mu\text{m)} \quad (3.15)$$

Onde:

R_a = 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.

3.9.2.6 Vida da ferramenta

Segundo Diniz, et. al. (2014) 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. 2014).

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:

$$T = \frac{L_c}{V_c} \text{ (min)} \quad (3.17)$$

Onde:

L_c = percurso de corte, em metros;

V_c = 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. 2014).

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 interfere 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 5°). 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 5° (Diniz, et.al. 2014).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

A seguir serão apresentadas as características do material utilizado 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 foi utilizada a superliga de níquel Inconel 718 fabricada e fornecida pela empresa Villares Metals. O material foi fornecido na condição laminado a quente com dureza conforme Tabela 4.1. No Quadro 4.1 é apresentada a composição nominal da superliga utilizada.

Tabela 4.1 – Média das durezas do material

Liga	HV
Inconel 718	412,3

Fonte: Produção do próprio autor

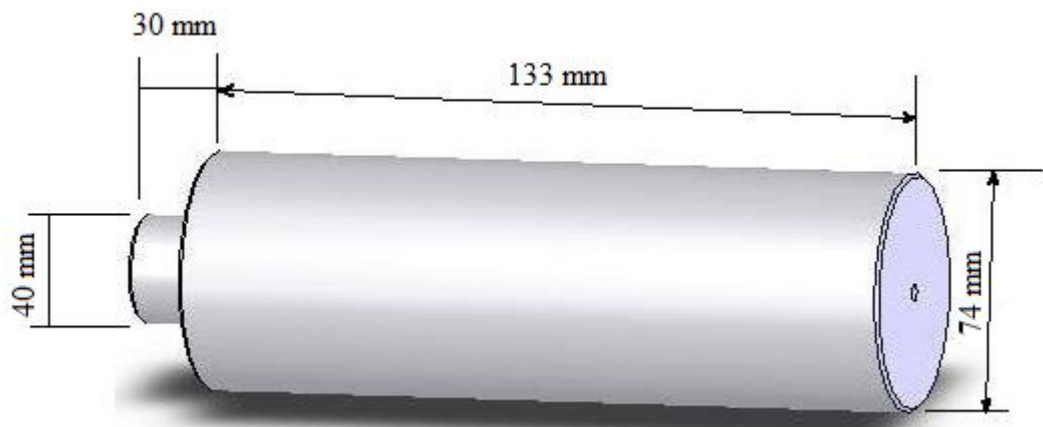
Quadro 4.1– Composição química nominal da superliga de níquel (Cartech, 2014).

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	---

Fonte: Cartech (2014).

O corpo de prova apresentava 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



Fonte: Produção do próprio autor

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 74 mm e 133 mm respectivamente.

4.2 EQUIPAMENTOS E ENSAIOS DE USINAGEM

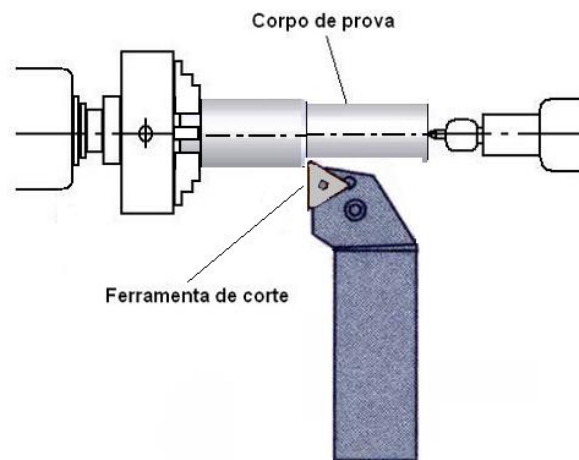
Devido à usinagem das superligas à base de níquel ser de difícil realização foi decidido que seria feita a usinagem em todo comprimento ($L = 133$ mm) da peça sendo cada passagem chamada de passe. Os ensaios ocorreram na forma de torneamento cilíndrico externo com utilização de contra ponta respeitando a relação comprimento/diâmetro conforme equação 4.1.

$$\frac{L}{D} \leq 1,5 \text{ fixação em balanço} \quad (4.1)$$

$$\frac{L}{D} \geq 1,5 \text{ fixação com contra ponta}$$

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



Fonte: Produção do próprio autor

A ferramenta utilizada nos ensaios de usinagem das superligas foi a pastilha de metal duro recoberta TNMG 160408-23 classe S15 (GC1105) conforme Figura 4.3.

Figura 4.3 – Ferramenta TNMG 160408-23 classe S15 (GC1105)

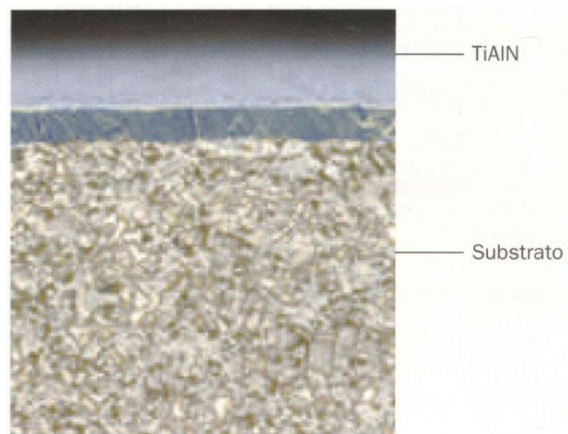


Fonte: Sandvik (2017)

A geometria triangular foi escolhida em função de propiciar uma comparação com os resultados obtidos a partir de trabalhos anteriores (Faria, 2007, Bahia, 2010 e Gama 2014) 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 4.4 - Micrografia revelando o substrato e a cobertura da ferramenta



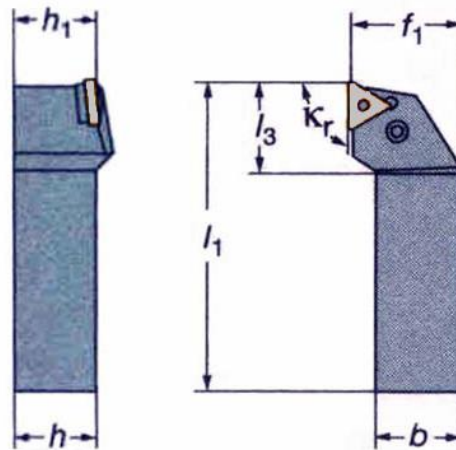
Fonte: Sandvik (2005).

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

- ângulo de posição: $K_r = 91^\circ$;
- ângulo de saída: $\gamma_o = -6^\circ$;
- ângulo de inclinação: $\lambda_s = -6^\circ$.

O suporte utilizado e suas dimensões estão apresentadas, respectivamente, na Figura 4.5 e Quadro 4.2.

Figura 4.5 - Suporte para ferramenta Sandvik PTG NR 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 Centro de Torneamento CNC ROMI GL240M 4500 rpm, com potência de 18 kW, conforme Figura 4.6, pertencente ao Laboratório de Estudos de Usinagem (LEU) no Departamento de Materiais e Tecnologia da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, UNESP.

Figura 4.6 – Centro de Torneamento CNC ROMI GL240M



Fonte: Produção do próprio autor

O fluido de corte utilizado de forma abundante nos ensaios foi o Blaser Vasco 1000 miscível em água. Este óleo é recomendado para diversas operações de usinagem de metais, como por exemplo:

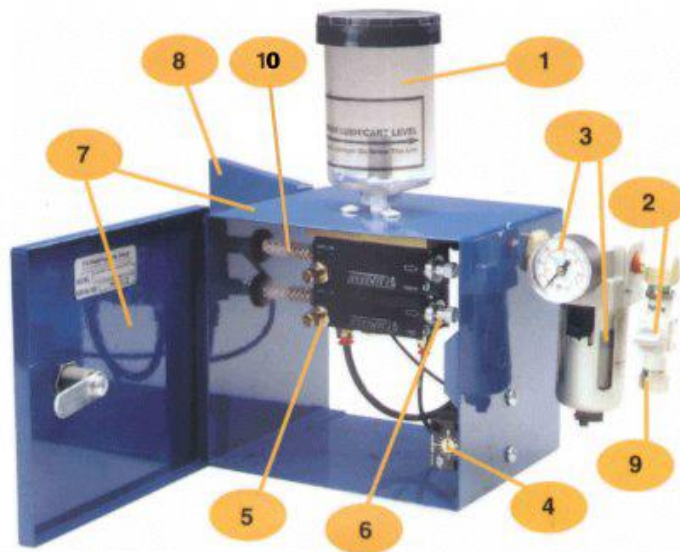
- Furação;
- Corte;
- Torneamento;
- Esmerilhamento;
- Retificação;
- Rosqueamento.

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 Lubrificação (MQL) 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 LB 1100 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 8 ml/h e 5 bar, respectivamente.

O equipamento que permite a utilização do MQL pode ser descrito como tendo basicamente: compressor, regulador de pressão, rotâmetro, dosador e bico aspersor. O equipamento de MQL 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 4.7 a unidade de controle do equipamento de MQL, 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 15 mm da ferramenta direcionado para a superfície de saída/interface.

Figura 4.7 - Esquema do Equipamento de Mínima Quantidade de Lubrificação - MQL



Fonte: ITW (2017).

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 resolução de 0,05 mm.

A peça era então levada a um desempenho onde a rugosidade (R_a) era medida através do rugosímetro da marca Mahr modelo MarSurf M300 e MarSurf RD 18 (Figura 4.8), o qual era aferido e calibrado antes do início das medições – Figura 4.8. O parâmetro de cut-off foi ajustado para 0,8 mm em todas as medidas e em todos os passes.

Figura 4.8 - Rugosímetro Mahr modelo MarSurf M300 e MarSurf RD 18



Fonte: Produção do próprio autor

A cada passe realizado o desgaste da ferramenta era acompanhado através da utilização de um microscópio da marca Mahr, modelo MarVision MM 200 (Figura 4.9) que possui micrometros digitais que por sua vez permitiu a medição dos desgastes.

Figura 4.9 - Microscópio Mahr, modelo MarVision MM 200



Fonte: Produção do próprio autor

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 4.10), para a realização das imagens das ferramentas visando o estudo dos aspectos do desgaste para cada condição de corte utilizada.

Figura 4.10 - Microscópio Zeiss, modelo Stemi 2000



Fonte: Produção do próprio autor

A dureza das peças foram medidas antes da usinagem (Figura 4.11).

Figura 4.11 – Microdurômetro Wilson® Instruments, modelo 401 MVD.



Fonte: Produção do próprio autor

Foi utilizado um microscópio da marca NIKON, modelo EPIPHOT 200 (Figura 4.12), para a realização das imagens dos cavacos visando uma possível caracterização dos mesmos.

Figura 4.12 - Microscópio NIKON, modelo EPIPHOT 200



Fonte: Produção do próprio autor

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 4.13). 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 4.14). O equipamento de MEV foi utilizado ainda para análise da microestrutura das ligas visando identificar a presença de carbeto metálicos.

Figura 4.13 - Microscópio Eletrônico de Varredura Zeiss, modelo EVO LS15



Fonte: Produção do próprio autor

Figura 4.14 – EDS Oxford-Instruments, modelo INCA x-act



Fonte: Produção do próprio autor

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.

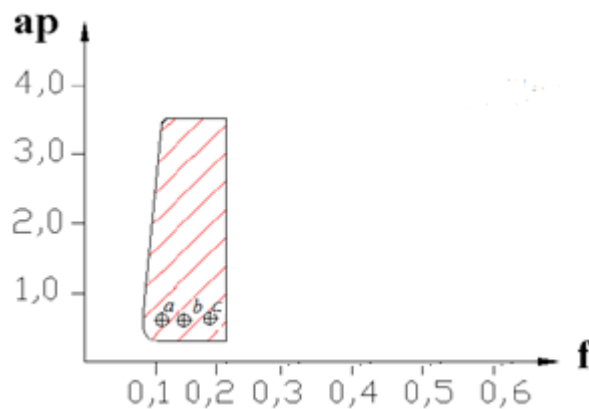
O desempenho da ferramenta de corte foi considerado em termos dos seguintes parâmetros: V_c , f , a_p e acabamento superficial. Foi admitido como critério de fim de vida da ferramenta o desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}) igual a 0,5 mm, embora seja recomendado pela Norma ISSO 3685:1993 o critério 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: 90-15-5, que significa uma velocidade de corte de 90 m/min., um avanço de 0,15 mm/rot. e uma profundidade de corte de 0,5 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 $\frac{2}{3}$ 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 MQL).

Quadro 4.3: Matriz de experimento dos parâmetros de usinagem

Lubrificação	f (mm/rot)	Vc (m/min)	ap (mm)
Abundante/MQL	0,10	90	0,5
	0,15		
	0,20		
	0,10	120	
	0,15		
	0,20		
	0,10	150	
	0,15		
	0,20		

Fonte: Produção do próprio autor

4.3.1 Análise da superfície usinada

As medições de rugosidade foram realizadas após cada passe no comprimento total da peça ($L = 133$ 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 120° 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.

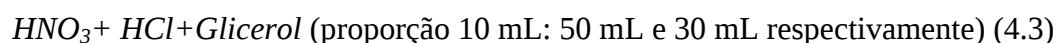
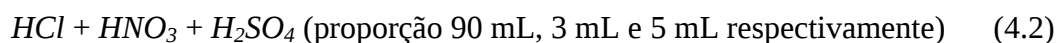
Finalizada a etapa de microscopia ótica das ferramentas, aquelas em que as arestas de corte apontaram para a deposição de cavaco sobre a aresta ou a presença de APC, seguiram para análise no Microscópio Eletrônico de Varredura - MEV. Essa etapa foi realizada com a finalidade de identificar detalhadamente 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 do material utilizado neste estudo para que fosse possível ser analisado através de microscopia ótica

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 25 segundos de ataque na temperatura aproximada de 27 °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 do Inconel 718 foi utilizada a proporção de reagente definida na Equação 4.2 e 4.3 segundo a norma ASTM E407-07:



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 4.4.

$$L_c = \frac{L_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f} \text{ (mm)} \quad (4.4)$$

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 4.5, de acordo com Sandvik (2002).

$$Q = V_c \cdot a_p \cdot f \text{ (cm}^3\text{/min)} \quad (4.5)$$

Onde:

Q = taxa de remoção de material (cm³/min);

a_p = profundidade de corte (mm);

V_c = velocidade de corte (m/min).

Assim sendo o volume total de material removido será obtido através da equação 4.6.

$$Vol = Q \cdot \sum t_c \text{ (cm}^3\text{)} \quad (4.6)$$

Onde $\sum t_c$ 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 4.5 na equação 4.6:

$$Vol = L_c \cdot a_p \cdot f \text{ (cm}^3\text{)} \quad (4.7)$$

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos separadamente os resultados obtidos de modo a facilitar o entendimento do comportamento do processo. Assim sendo serão apresentados dados sobre a vida da ferramenta, o volume de cavaco removido, bem como os mecanismos de desgaste das ferramentas e potência nas duas condições de lubrificação (abundante e MQL). 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 MQL.

5.1 LUBRIFICAÇÃO ABUNDANTE

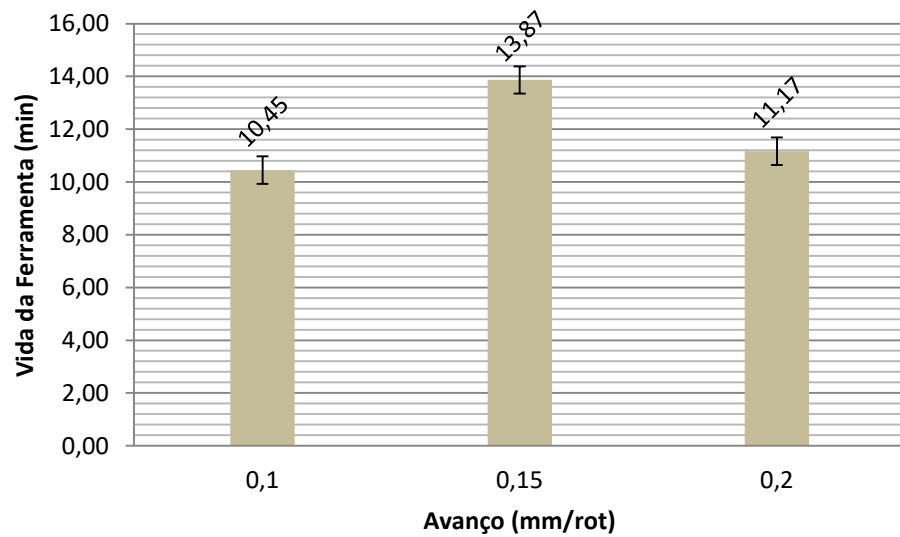
5.1.1 Análise da Vida da Ferramenta

O comportamento das ferramentas de corte durante a usinagem normalmente é influenciado pela velocidade de corte e avanço, além de outros fatores, mas em menor intensidade.

Na usinagem do Inconel 718 houve resultados significativos quanto ao tempo de vida para ferramentas de metal duro recobertas utilizadas nos ensaios mesmo com o processamento ocorrendo em altas velocidades de usinagem.

Na Figura 5.1 é apresentada a vida da ferramenta para a velocidade de corte, $V_c = 90$ m/min, e avanço (0,10; 0,15 e 0,20 mm/rot) respectivamente onde pode ser observado um tempo maior de vida para o avanço de 0,15 mm/rot, seguido dos avanços de 0,20 e 0,10 mm/rot.

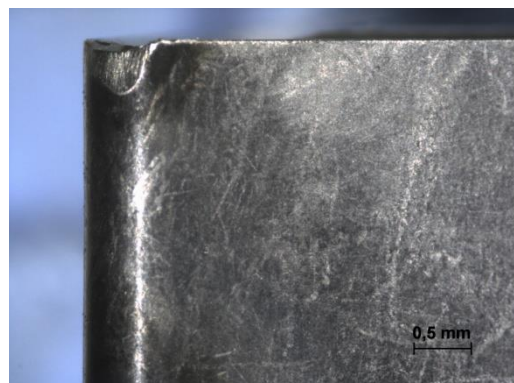
Figura 5.1 – Vida da Ferramenta em minutos ($V_c = 90$ m/min) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor

A menor vida da ferramenta para o avanço 0,10 mm/rot na Figura 5.1 foi devido à vibração no equipamento durante o ensaio gerado pelo baixo valor do avanço associado ao menor parâmetro de velocidade de corte que impacta diretamente nas forças ativa e de usinagem. Tal vibração causou uma aceleração no desgaste da ferramenta que atingiu mais rapidamente o desgaste de flanco de controle de 0,5 mm, como pode ser observado na Figura 5.2.

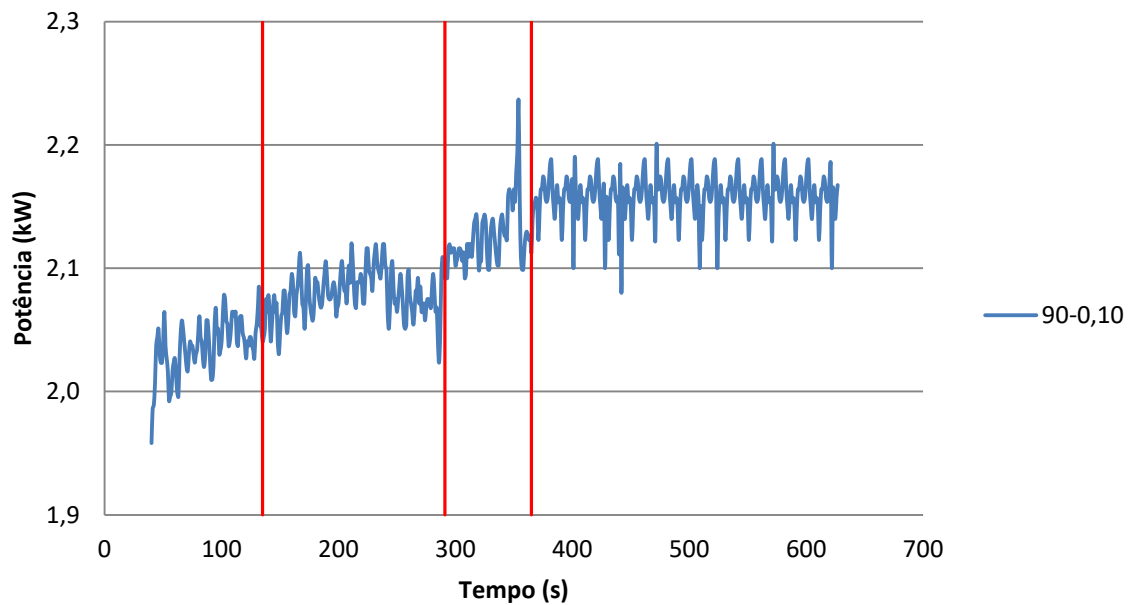
Figura 5.2 – Desgaste da Ferramenta ($V_c = 90$ m/min e $f = 0,10$ mm/rot) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

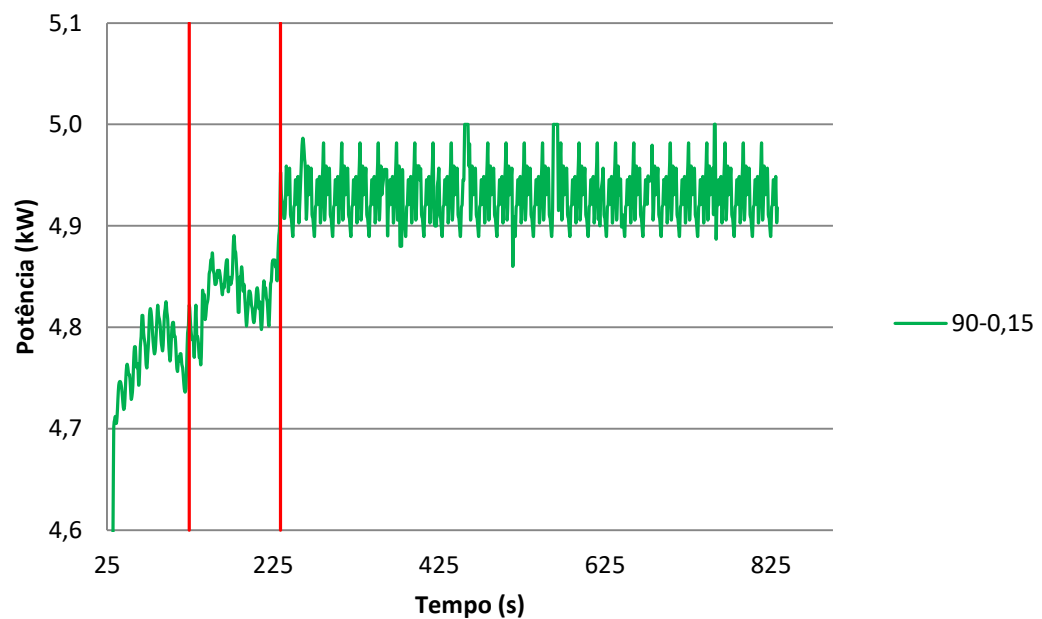
Nas Figuras 5.3, 5.4 e 5.5 são apresentadas as potências efetivas de usinagem que ao serem analisadas nos fornecem mais dados para entender o comportamento da ferramenta durante o processo.

Figura 5.3 – Potência efetiva de usinagem (90-10) fluido abundante.



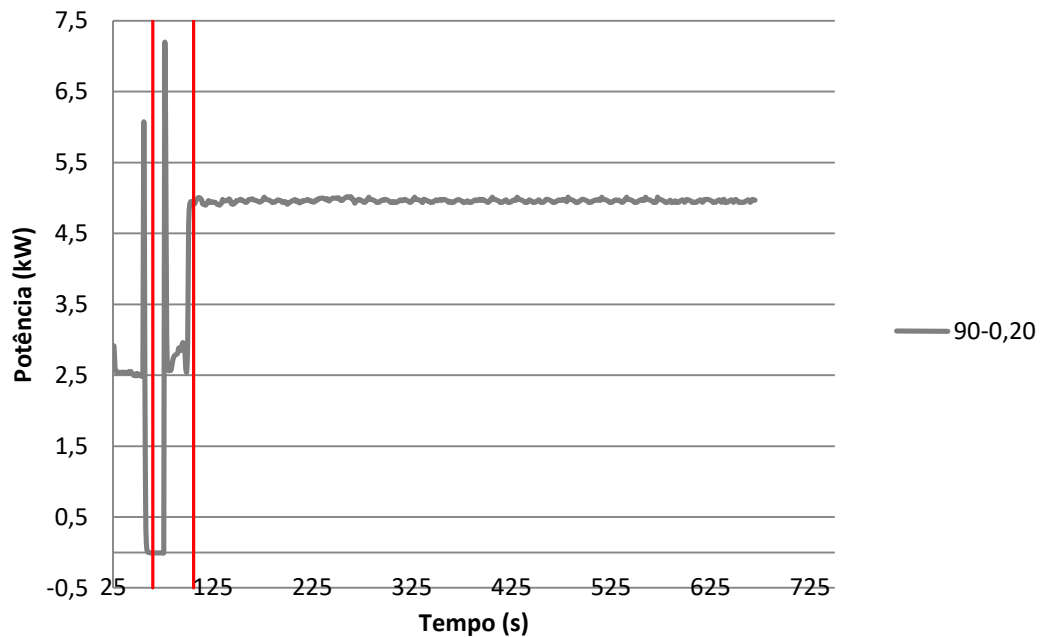
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.4 – Potência efetiva de usinagem (90-15) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.5 – Potência efetiva de usinagem (90-20) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.3 é possível observar três quedas de potência (linhas verticais em vermelho) relativamente bruscas que possivelmente estão associadas ao desgaste da ferramenta que foi mais acelerado. Foi observado nos ensaios que de maneira geral as quedas bruscas nas potências têm relação com a perda de material na interface ferramenta peça, seja por desprendimento de material da peça represado na ponta da ferramenta, seja por material da ferramenta que vinha a falha.

Na Figura 5.4 notam-se apenas duas quedas mesmo quando o processo de usinagem atingia valores de potência mais elevados do que aqueles apresentados na Figura 5.3. Já era de se esperar maior potência uma vez que o avanço foi aumentado de 0,1 mm/rot para 0,15 mm/rot aumentando assim os esforços na usinagem. Este aumento de esforços fez com que ocorresse uma maior estabilidade da peça no equipamento, evitando a vibração e assim acarretando em uma vida maior para a ferramenta que ficou fisicamente mais estável.

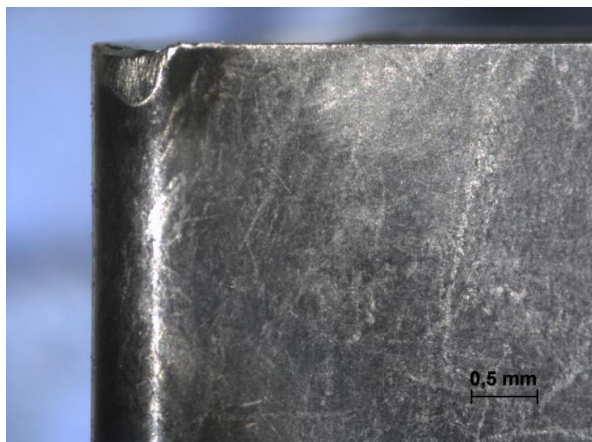
Na Figura 5.5 o avanço utilizado de 0,20 mm/rot fez com que fosse atingida o maior pico de potência do equipamento para a velocidade de corte de 90 m/min com lubrificação abundante. Tal efeito é justificado pela relação direta da força de avanço com a potência de avanço e de usinagem. Assim como na condição de avanço 0,15 mm/rot a condição de 0,20 mm/rot apresentou apenas duas quedas de potência, porém durante os ensaios houve novamente a ocorrência de vibração até aproximadamente metade do comprimento do corpo

de prova o que provavelmente reduziu a vida da ferramenta devido à instabilidade do início ao meio do corpo de prova.

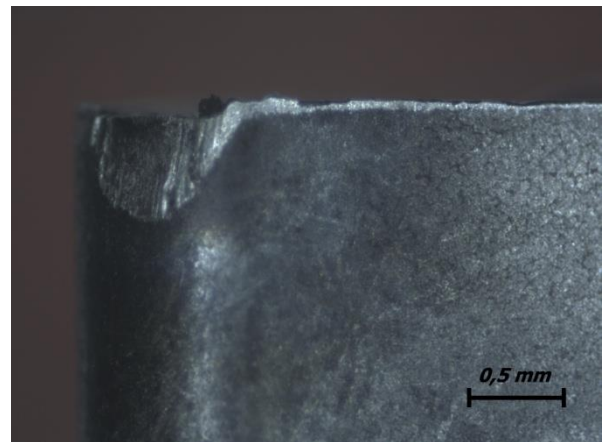
Os tipos de desgastes ocorridos nas ferramentas em todas as variações de avanço para a velocidade de 90 m/min foram similares variando apenas em intensidade e tempo que levaram para atingir o desgaste de flanco de controle.

Na Figura 5.6 são apresentadas as ferramentas utilizadas com os parâmetros de usinagem de 90-10, 90-15 e 90-20.

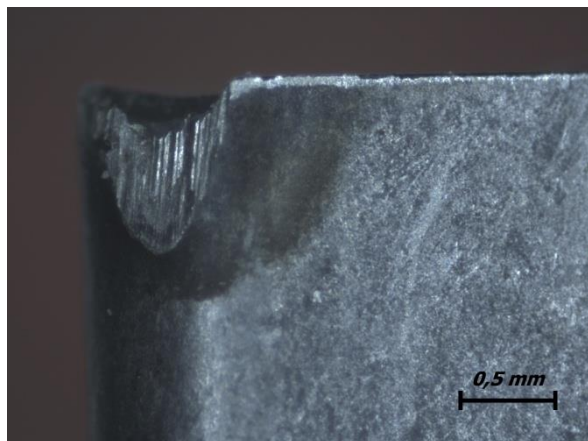
Figura 5.6 – Desgaste de ferramentas fluido abundante.



$V_c = 90 \text{ m/min}$
 $f = 0,10 \text{ mm/rot}$



$V_c = 90 \text{ m/min}$
 $f = 0,15 \text{ mm/rot}$



$V_c = 90 \text{ m/min}$
 $f = 0,20 \text{ mm/rot}$

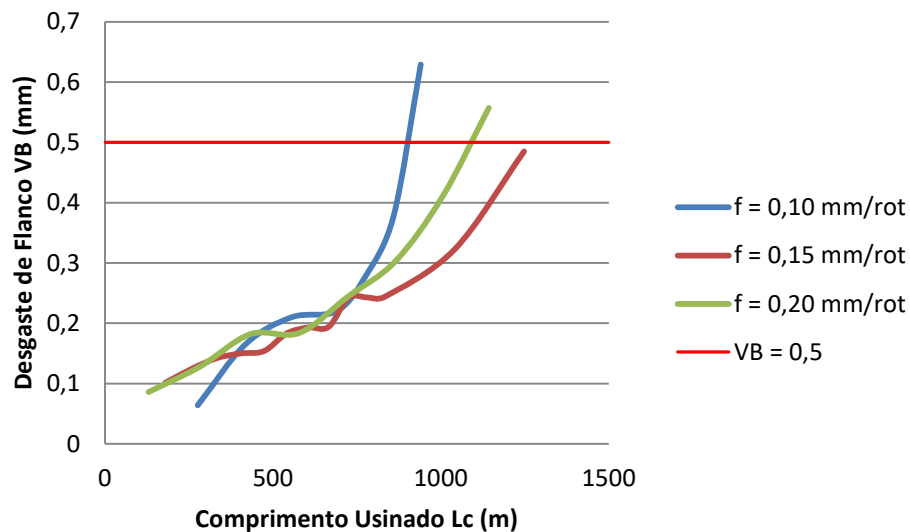
Fonte: Produção do próprio autor.

Nas imagens das ferramentas da Figura 5.6 pode ser notada a intensidade do desgaste para o avanço de 0,15 mm/rot foi menos severo quase não sendo perceptível a perda de material do

substrato da ferramenta frente às imagens dos avanços de 0,10 e 0,20 mm/rot. Nestes dois últimos a perda de material na ponta da ferramenta fica ainda mais evidenciada quando se toma como referencia a aresta de corte da ferramenta. Todas as ferramentas apresentaram sulcos em suas pontas oriundos do desgaste por abrasão característico do material usinado.

Na Figura 5.7 é apresentada relação entre o desgaste de flanco e o comprimento durante para a velocidade de 90 m/min confrontando os três avanços utilizados durante os ensaios. Estudando a Figura 5.7 pode ser observado que tanto para o avanço de 0,10 mm/rot quanto para o avanço de 0,20 mm/rot ultrapassaram o desgaste de controle de 0,5 mm e atingiram os menores comprimentos usinados respectivamente. Para o avanço 0,15 mm/rot o qual foi fisicamente mais estável durante todo o processo de usinagem foi obtido o maior comprimento usinado (~1247 m) para um desgaste que de flanco de aproximadamente 0,485 mm.

Figura 5.7 – Desgaste de Flanco X Comprimento Usinado ($V_c = 90$ m/min) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

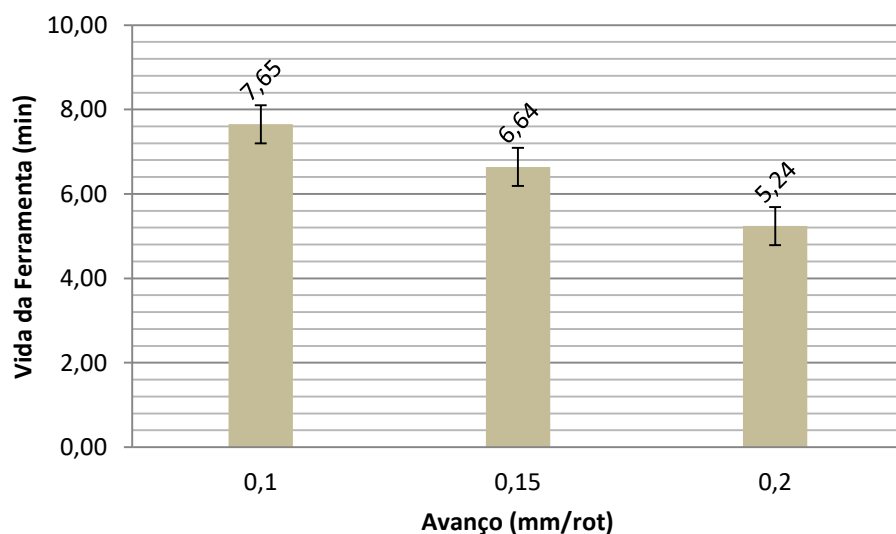
O aumento da velocidade de corte na usinagem acarreta em aumento da temperatura durante o processo que por sua vez é um dos principais gatilhos para a ativação da maioria dos desgastes e falhas nas ferramentas de corte. Temperatura da interface cavaco-ferramenta é resultado da energia consumida para cisalhar o material na zona de cisalhamento secundário, principalmente na zona de fluxo (Machado et al., 2011). Assim, o fluido de corte tem papel fundamental para controlar esta energia. A função lubrificante do fluido de corte vai reduzir a

energia necessária para formar o cavaco e a ação refrigerante do fluido vai ajudar a dissipar o calor gerado. Entretanto, esta ação refrigerante vai também atuar na peça e no cavaco, podendo aumentar a resistência ao cisalhamento destes, implicando em maior quantidade de energia sendo necessária para formar o cavaco. Segundo Moura Filho et al (2015) na usinagem de superligas de níquel Inconel 718 a velocidades de corte de 70 m/min obtêm-se temperaturas no processo próximas de 900 °C utilizando ferramentas de metal duro e métodos de lubrificação semelhantes aos utilizados neste trabalho. A seguir serão apresentados os resultados dos ensaios utilizando a velocidade de 120 m/min juntamente com os avanços de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot.

Na Figura 5.8 é apresentada a vida da ferramenta para a velocidade de corte de 120 m/min e avanços de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot. Diferentemente do ocorrido para a velocidade de 90 m/min na velocidade de 120 m/min não houve a incidência de vibração durante todo o processo de usinagem do Inconel 718. A ausência da vibração possivelmente foi devido ao aumento da velocidade que mesmo quando utilizado o avanço de 0,10 mm/rot manteve a força ativa e de usinagem em valores suficientes para manter a estabilidade física do processo e desse modo não permitindo a vibração.

Pode ser observado na Figura 5.8 que houve uma queda por volta de um minuto com o aumento do avanço que neste caso não foi o maior responsável pelos resultados de vida ferramenta.

Figura 5.8 – Vida da Ferramenta em minutos ($V_c = 120$ m/min) fluido abundante.

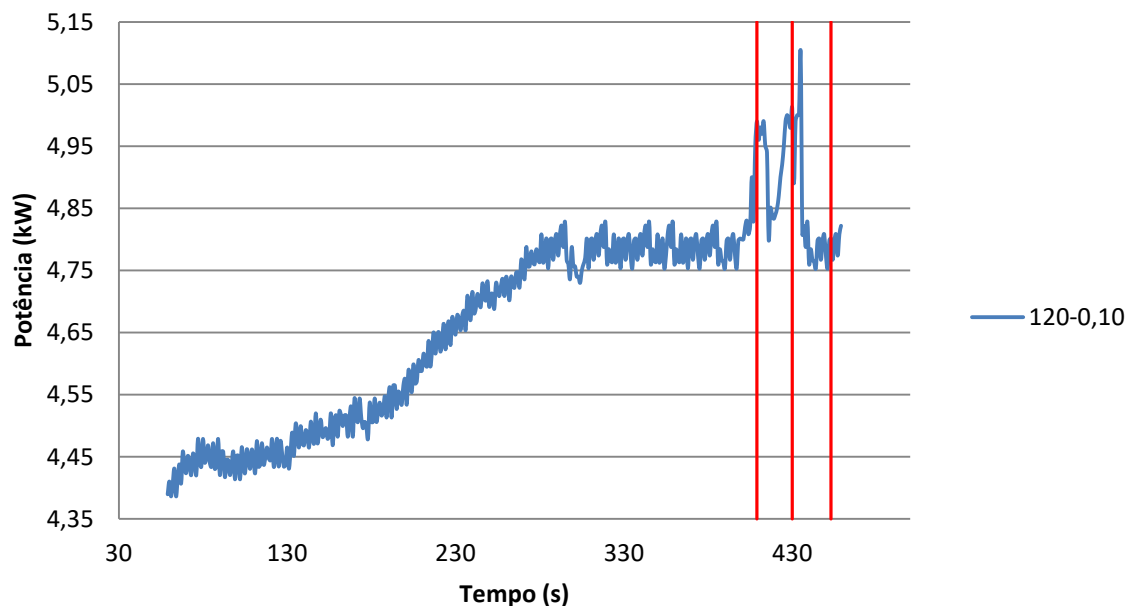


Fonte: Produção do próprio autor.

Por meio das Figuras 5.9, 5.10 e 5.11 pode ser observada a queda da potência efetiva para cada um dos avanços utilizados. Pelas figuras é possível detectar que ao aumentar os avanços há claramente um aumento nos intervalos de quedas bruscas de potência mais acentuadas. Novamente pode ser notada a relação das quedas bruscas de potência com um tempo menor de vida da ferramenta.

Na Figura 5.9 é possível observar que até aproximadamente 400 segundos a potência do equipamento vinha aumentando gradativamente e sem quedas muito bruscas. As quedas mais bruscas foram observadas mais ao final do processo, ficando compatível com os maiores desgastes observados nas ferramentas e apresentados na Figura 5.12 e 5.13.

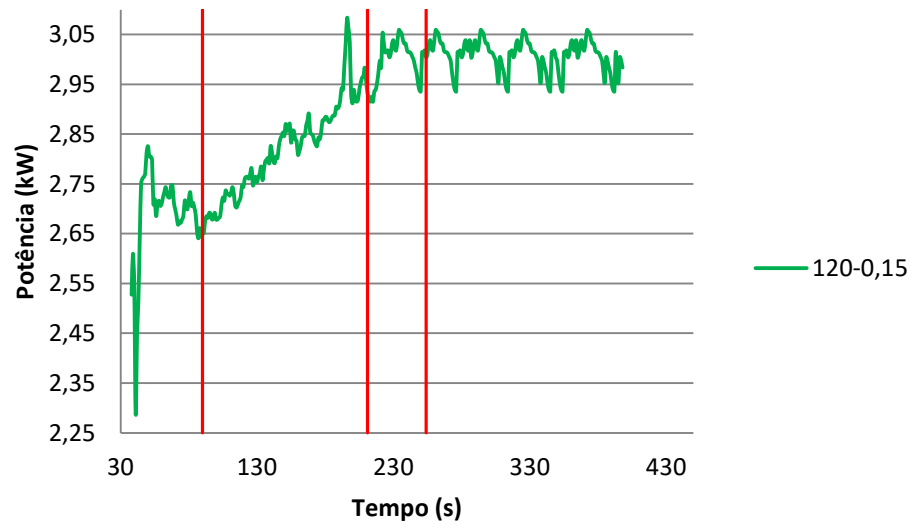
Figura 5.9 – Potência efetiva de usinagem (120-10) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.10 nota-se que para os parâmetros utilizados exigiu-se menor potência no equipamento frente aos outros dois conjuntos de parâmetros. Possivelmente nesta situação houve um equilíbrio entre esforço mecânico e a temperatura gerada durante o processo que agiu de modo a facilitar o corte do material inicialmente. Nota-se que a partir da segunda linha vermelha de marcação de intervalos de queda houve uma tendência de padronização no ciclo de potência com repetidas quedas, fazendo com que o comportamento fosse relativamente similar no intervalo de tempo de aproximadamente 230 segundos até próximo ao final do processo. Assim nota-se o desgaste da ferramenta pode ter ocorrido seguindo um comportamento menos aleatório até seu fim de vida.

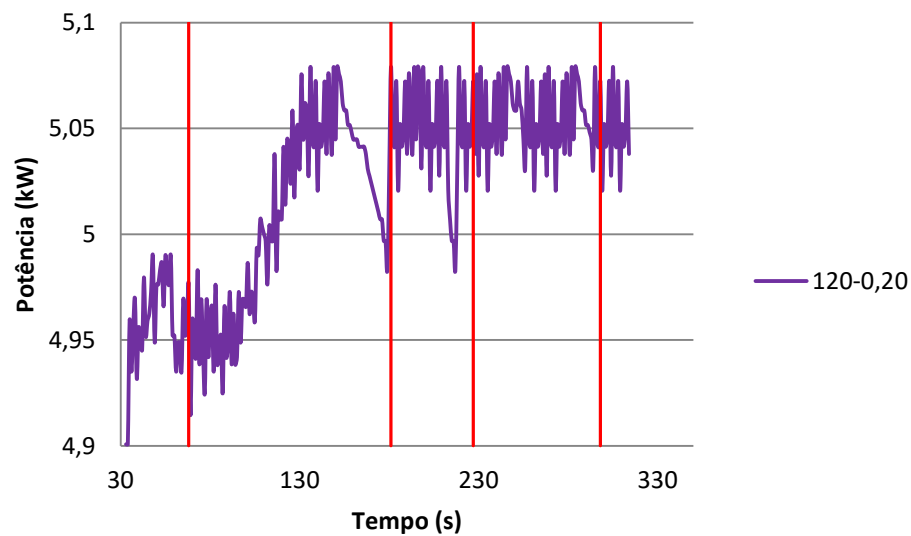
Figura 5.10 – Potência efetiva de usinagem (120-15) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.11 pode ser observado um comportamento similar ao da Figura 5.10, porém com quedas de potência mais intensas e em um menor período de tempo acarretando em um desgaste prematuro da ferramenta.

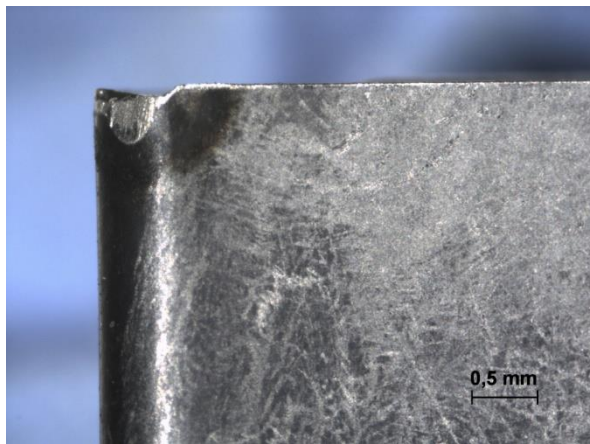
Figura 5.1.1 – Potência efetiva de usinagem (120-20) fluido abundante.



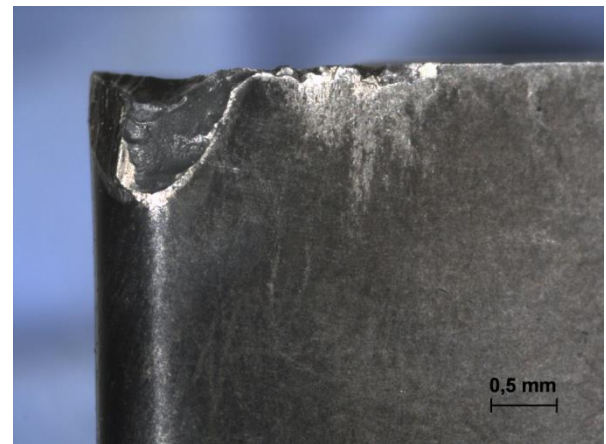
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.12 são apresentadas as ferramentas, bem como, os desgastes ocorridos e seus parâmetros de usinagem.

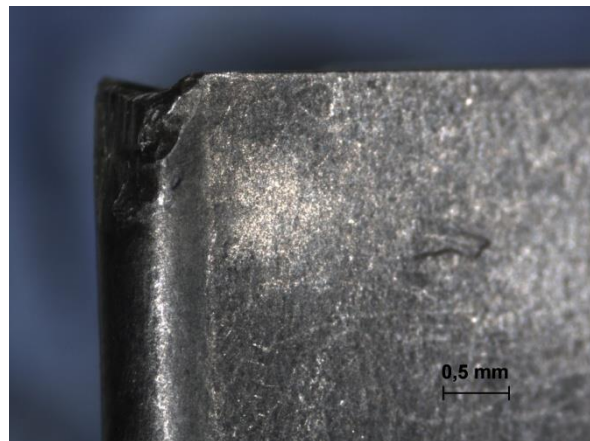
Figura 5.12 – Desgaste de ferramentas fluido abundante.



$V_c = 120 \text{ m/min}$
 $f = 0,10 \text{ mm/rot}$



$V_c = 120 \text{ m/min}$
 $f = 0,15 \text{ mm/rot}$



$V_c = 120 \text{ m/min}$
 $f = 0,20 \text{ mm/rot}$

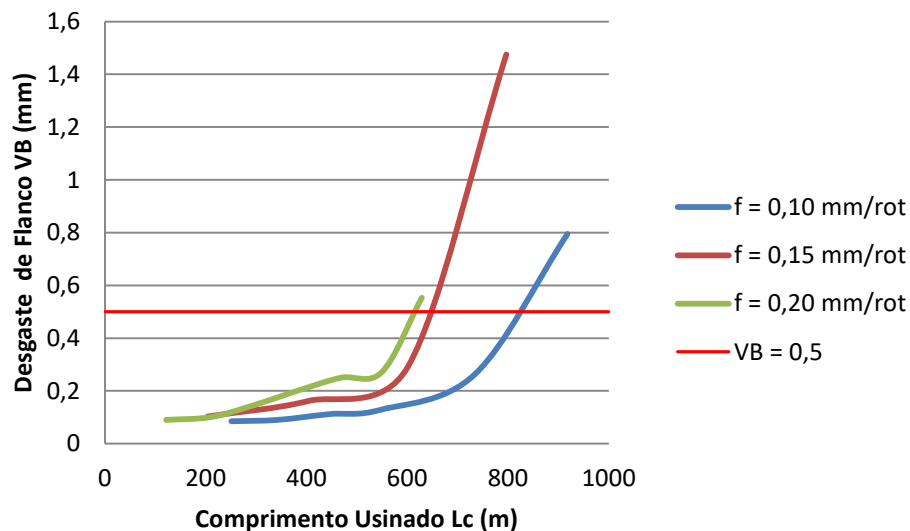
Fonte: Produção do próprio autor.

Observando a Figura 5.12 constata-se a severidade do desgaste de flanco nas imagens obtidas ao final do processo corroborando com os dados de potência apresentados anteriormente.

Na Figura 5.13 é apresentada a evolução dos desgastes de flanco em função do comprimento usinado. Nota-se na figura que o conjunto de parâmetros que obteve maior comprimento usinado foi para o menor avanço (0,1 mm/rot), o qual teve o melhor comportamento com relação à potência mais uma vez evidenciando a relação entre desgaste, vida da ferramenta e potência durante os ensaios. Nota-se ainda o comportamento

relativamente similar das curvas dos avanços de 0,15 e 0,20 mm/rot assim como o ocorrido quando analisadas as potências nas Figuras 5.10 e 5.11.

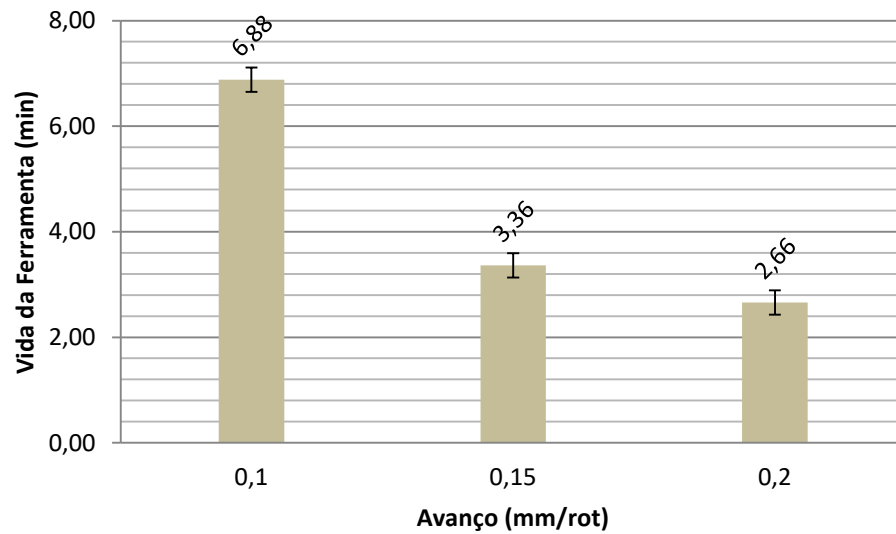
Figura 5.13 - Desgaste de Flanco X Comprimento Usinado ($V_c = 120$ m/min) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

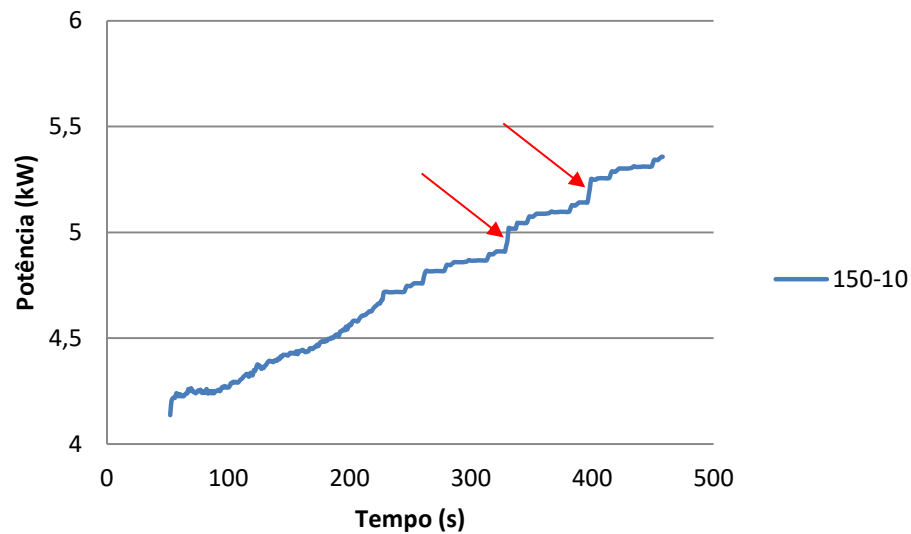
Na Figura 5.14 são apresentadas as vidas das ferramentas para a velocidade de usinagem de 150 m/min e respectivos avanços utilizados. Nota-se que para o avanço de 0,10 mm/rot obteve-se no mínimo o dobro do tempo de vida comparado aos outros avanços. O efeito do aumento do avanço gera maiores forças de usinagem e maior temperatura que também aumenta consideravelmente com a elevação da velocidade de corte. A temperatura desde que controlada pode ajudar no processo de usinagem facilitando o corte. Como pode ser visto na Figura 5.15 para o avanço de 0,10 mm/rot houve um comportamento crescente da potência sem a detecção de quedas bruscas o que favorece uma vida maior da ferramenta que possivelmente trabalhou em temperaturas que favoreceram o corte e não ativaram facilmente os mecanismos de desgaste da ferramenta como nos demais avanços.

Figura 5.14 – Vida da Ferramenta em minutos ($V_c = 150 \text{ m/min}$) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.15 – Potência efetiva de usinagem (150-10) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

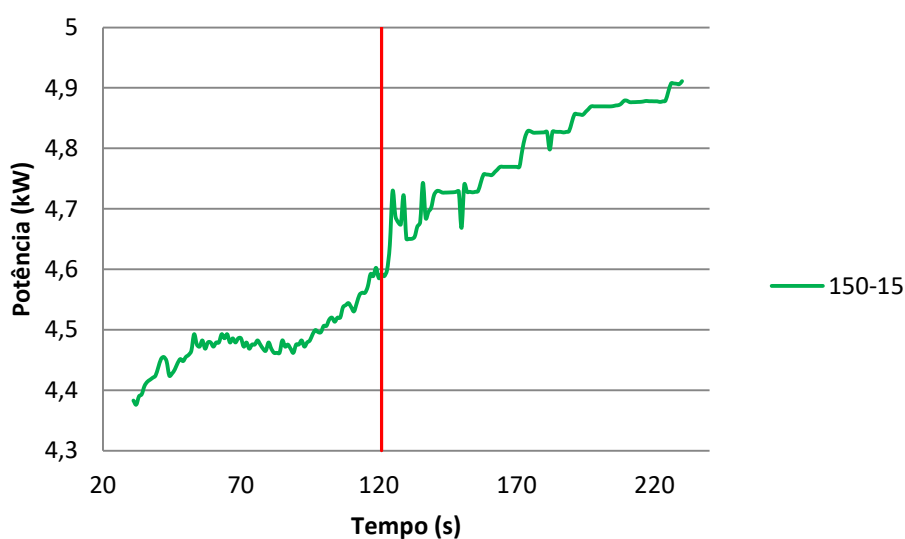
Na Figura 5.15 pode-se observar que após o tempo de 300 segundos dois aumentos mais acentuados de potência (setas vermelhas) que podem estar associados ao aumento de esforços ao final do processo uma vez que a ferramenta já não apresenta uma geometria bem definida e nem cobertura devido a evolução do desgaste.

Na Figura 5.16 é apresentada evolução da potência para o avanço de 0,15 mm/rot, onde pode ser observada uma evolução relativamente gradativa da potência até por volta do

tempo de 120 segundos. Após este tempo nota-se sucessivas regiões de picos e quedas bruscas de potência no processo de usinagem que podem estar associados ao acúmulo de material na ponta da ferramenta que dificulta o corte por alterar a geometria da aresta de corte, por exemplo, fazendo a potência aumentar e seguido do rápido desprendimento deste material que gera uma queda na potência.

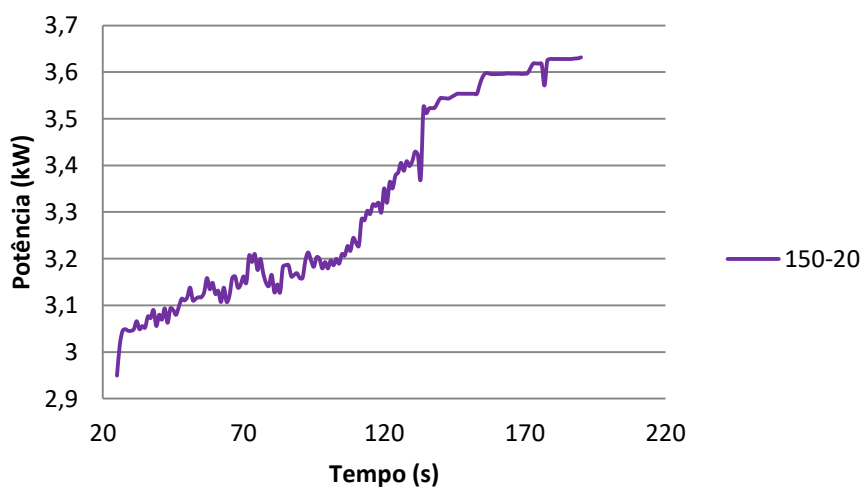
Para a Figura 5.17 onde o avanço é de 0,20 mm/rot tem-se o mesmo efeito, porém desde o início do processo o que ocasionou menor vida para a ferramenta.

Figura 5.16 – Potência efetiva de usinagem (150-15) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

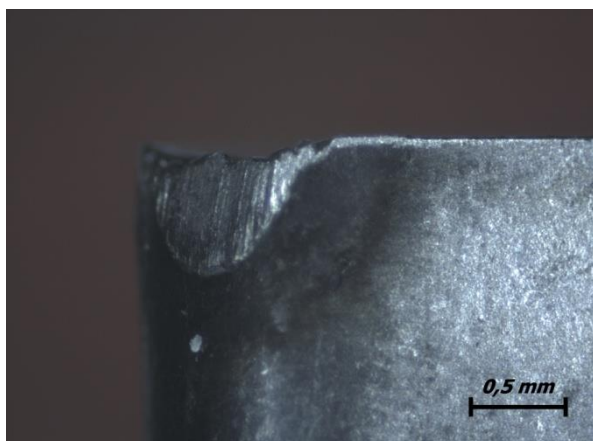
Figura 5.17 – Potência efetiva de usinagem (150-20) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

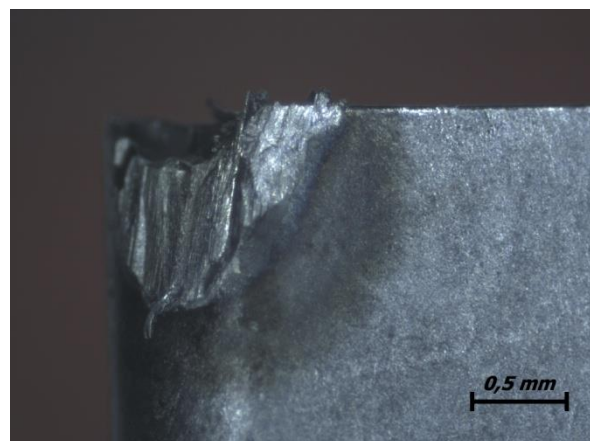
Na Figura 5.18 pode ser observado o desgaste das ferramentas e os parâmetros utilizados. Em todos os parâmetros o desgaste se deu de forma similar por abrasão que é o principal mecanismo de desgaste para este tipo de material. Pode ser visto que a intensidade do desgaste aumentou junto com a elevação do avanço. Comparando as Figuras 5.15, 5.16, 5.17 e 5.18 nota-se que quanto mais equilibrada a potência seguindo uma crescente, menos intenso foi o desgaste da ferramenta.

Figura 5.18 – Desgaste de ferramentas fluido abundante.



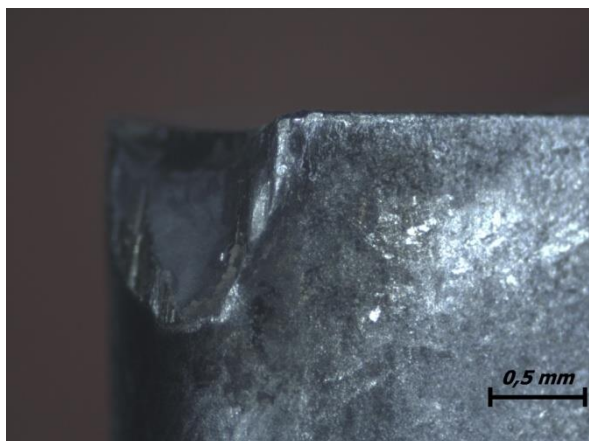
$V_c = 150 \text{ m/min}$

$f = 0,10 \text{ mm/rot}$



$V_c = 150 \text{ m/min}$

$f = 0,15 \text{ mm/rot}$



$V_c = 150 \text{ m/min}$

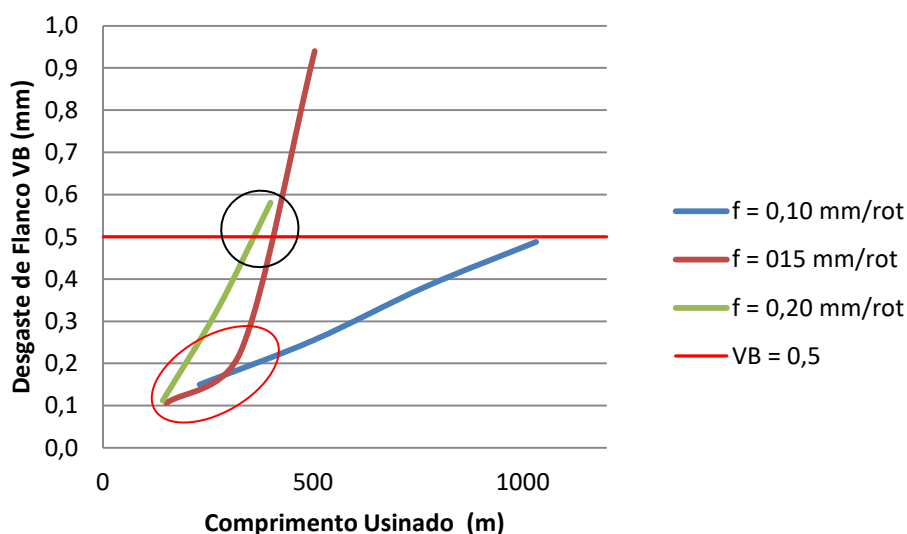
$f = 0,20 \text{ mm/rot}$

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.19 pode ser observada a evolução do desgaste de flanco em função do comprimento usinado para a velocidade de corte de 150 m/min. Visualizando a curva referente ao avanço de 0,10 mm/rot nota-se que a evolução do desgaste foi praticamente linear

e controlado uma vez que não extrapolou o desgaste de flanco de controle. Ainda para o avanço de 0,10 mm/rot obteve-se o maior comprimento usinado, sendo este pelo menos o dobro dos demais avanços. Comparando a curva dos avanços de 0,10 e 0,15 mm/rot no início do processo (elipse vermelha) tem-se um comportamento muito similar de aproximadamente uma reta de mesma angulação. Tal efeito corrobora com o comportamento visto para a potência de ambos os parâmetros que no seu início foi crescente e sem muitas variações. Agora comparando os avanços de 0,15 e 0,20 mm/rot nota-se que o comportamento das curvas no início não foi similar e no final foram (círculo preto), chegando a quase o mesmo comprimento usinado e com inclinação final de ângulos relativamente próximos para o desgaste de flanco de controle de 0,5 mm. Este efeito corrobora também com o comportamento das curvas de potência destes dois avanços que no início do processo não foram similares e ao final comportaram-se de forma um pouco parecida.

Figura 5.19 - Desgaste de Flanco X Comprimento Usinado ($V_c = 150$ m/min) fluido abundante.



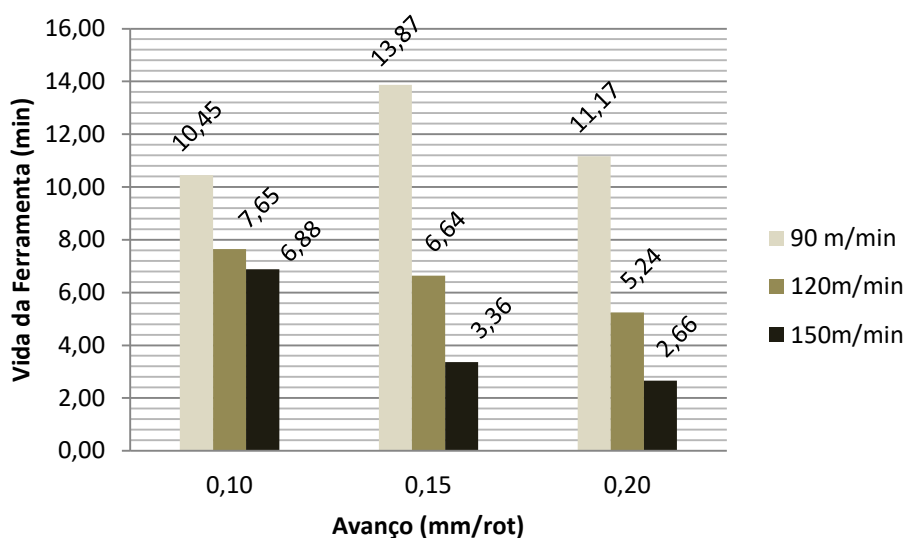
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.20 é apresentado um comparativo do tempo de vida da ferramenta em função dos avanços. Observa-se que para um mesmo avanço há uma clara queda no tempo de vida da ferramenta com o aumento da velocidade. Nota-se que para os avanços de 0,15 e 0,20 mm/rot um aumento de velocidade na ordem de 30 m/min faz com que a ferramenta tenha uma queda por volta de 50% no seu tempo de vida. Já para o avanço de 0,10 mm/rot o aumento de velocidade causou uma queda maior no tempo de vida da ferramenta quando

passada da velocidade de 90 para 120 m/min ficando em torno de 26,8% e de 120 para 150 m/min em torno de 10%.

As maiores temperaturas geradas na usinagem devido à elevação da velocidade de corte agem como gatilhos para a ativação dos mecanismos de desgastes nas ferramentas o que acelera a deterioração da ferramenta. A elevação do avanço também contribui com o aumento da temperatura durante o processo de usinagem devido aos maiores esforços que ele impõem. A temperatura durante o processo principalmente para velocidades mais altas possivelmente agiu de modo a criar precipitados duros de carbeto metálicos no Inconel 718 que agem como partículas abrasivas danificando o revestimento da ferramenta e posteriormente o material do substrato. Outra característica das superligas é a baixa condutividade térmica que faz com que uma parte considerável do calor gerado seja dissipado pela ferramenta que sofre uma queda de resistência e desgasta-se mais rapidamente.

Figura 5.20 – Comparativo Tempo de Vida fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

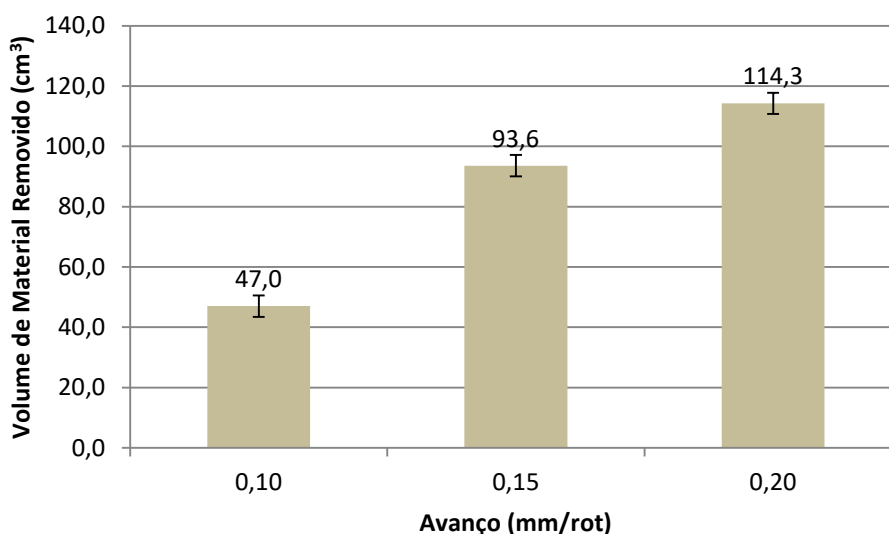
5.1.2 Volume de Material Removido

O volume de material removido durante o processo está diretamente relacionado aos parâmetros utilizados na usinagem e intimamente ao tempo de vida da ferramenta. Espera-se que para maiores tempos de vida haja maior volume de material removido, porém a combinação de parâmetros de corte pode acarretar em um maior volume mesmo quando a

ferramenta tem poucos minutos de vida. A Equação 4.7 pode ser utilizada para se obter o volume de material removido.

Na Figura 5.21 é apresentado o volume de material removido para a velocidade 90 m/min e os avanços de 0,10 , 0,15 e 0,20 mm/rot. Pode-se notar na Figura 5.21 que a maior remoção de material se deu para o avanço de 0,20 mm/rot sendo este 22% maior que o registrado para o avanço de 0,15 mm/rot que obteve maior vida de ferramenta nestas condições. Assim neste caso o fato do avanço maior foi mais decisivo na questão do volume de frente quando comparado à vida da ferramenta. Ao comparar os resultados de volume para os avanços de 0,10 e 0,15 mm/rot percebe-se que a fração de material removido entre eles difere em torno de 50%. Neste caso além do efeito do aumento do avanço que incrementa o resultado do volume de material removido tem-se o maior comprimento usinado que está relacionado ao tempo de vida maior da ferramenta, assim nesta situação tanto avanço quanto a vida da ferramenta mostraram-se determinantes no volume de material removido no processo.

Figura 5.21 – Volume de Material Removido ($V_c = 90$ m/min) fluido abundante.

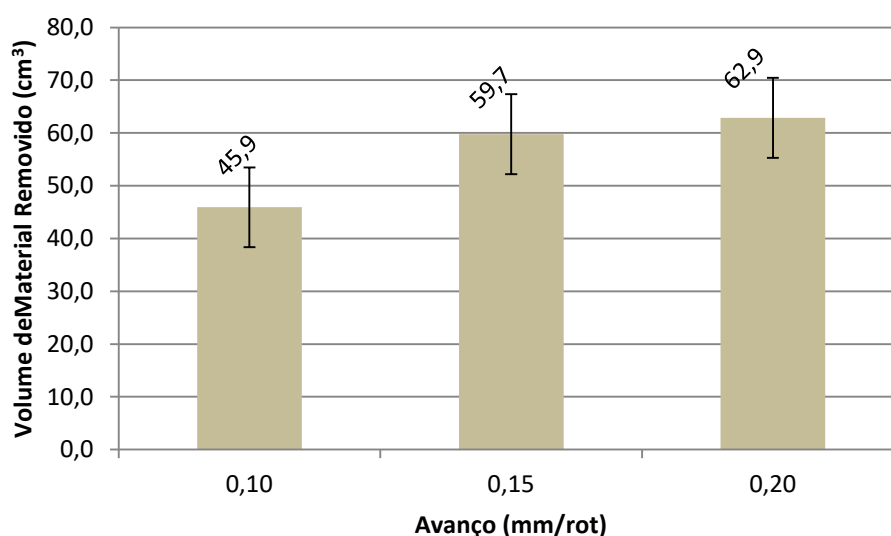


Fonte: Produção do próprio autor.

A velocidade também tem influencia nos resultados acerca do volume de material removido na usinagem. A velocidade de corte não aparece explicitamente na Equação 4.7, porém ela é um fator determinante para o tempo de vida da ferramenta que por sua vez está ligado o comprimento usinado. O volume de material removido para a velocidade corte de 120 m/min é apresentado na Figura 5.22. Para o conjunto de parâmetros em questão nota-se que os resultados foram relativamente similares no que diz respeito ao volume removido uma

vez que os resultados obtidos estão dentro do desvio padrão das amostras de dados coletados nos ensaios. Assim analisando estatisticamente qualquer que seja o avanço utilizado para a velocidade de 120 m/min obtêm-se volumes removidos similares uma vez que a diminuição do comprimento usinado de um avanço para o outro é compensado no cálculo do volume de material removido pelo próprio valor do avanço utilizado, ou seja, a diminuição do comprimento usinado é estatisticamente proporcional ao aumento do avanço fazendo com que o volume de material removido seja estatisticamente similar entre os avanços.

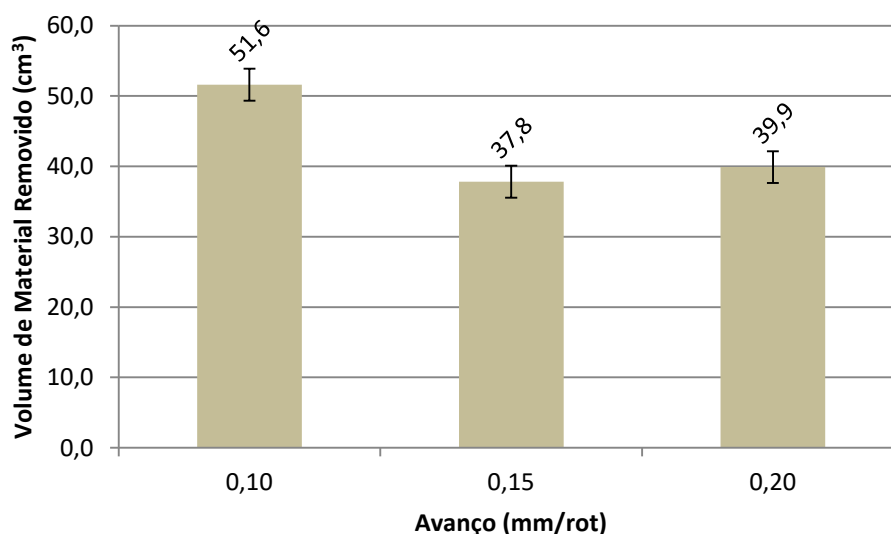
Figura 5.22 – Volume de Material Removido ($V_c = 120$ m/min) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.23 é apresentado o volume de material removido durante a usinagem do Inconel 718 utilizando a velocidade de corte de 150 m/min. Para este conjunto de parâmetros nota-se que o comprimento usinado para a velocidade de 150 m/min é mais influente nos resultados obtidos devido à vida da ferramenta ser encurtada com o aumento da velocidade que gera maiores temperaturas durante o corte. Assim com a queda da vida da ferramenta há uma diminuição do comprimento usinado que é matematicamente maior que o aumento do avanço acarretando em um volume de material removido menor quanto mais severo for o conjunto de parâmetros de corte utilizados. Estatisticamente comparando os dois maiores avanços adotados não há diferença entre sua utilização, uma vez que seus resultados são similares quando analisado o desvio padrão calculado.

Figura 5.23 – Volume de Material Removido ($V_c = 150$ m/min) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

5.1.3 Desgaste das Ferramentas

Na usinagem das superligas de níquel utilizando ferramentas de metal duro devido ao grande aquecimento que ocorre durante o processo diversos tipos de desgastes podem ocorrer principalmente aqueles que necessitam de temperaturas mais elevadas.

Para a análise dos desgastes das ferramentas foram selecionadas apenas aquelas que foram utilizadas com os parâmetros de usinagem mais severos nos ensaios conforme apresentado no Quadro 5.1.

Quadro 5.1 – Relação de parâmetros utilizados para análise dos desgastes das ferramentas (Lubrificação Abundante)

Velocidade de Corte (m/min)	Avanço (mm/rot)		
	0,10	0,15	0,20
90			x
120			x
150	x	x	x

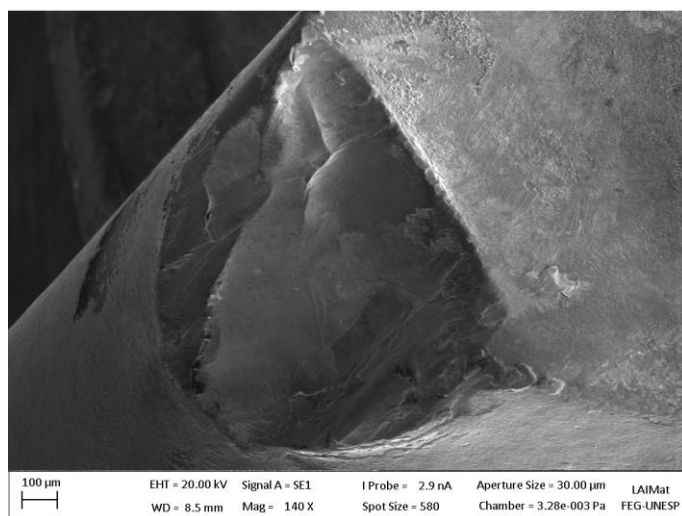
Fonte: Produção do próprio autor.

Invariavelmente o desgaste que ocorreu de forma mais acentuada foi o desgaste de flanco que foi utilizado como parâmetro para análise do fim de vida da ferramenta. O fim de vida da ferramenta foi considerado como sendo o desgaste de flanco máximo igual a 0,5 mm,

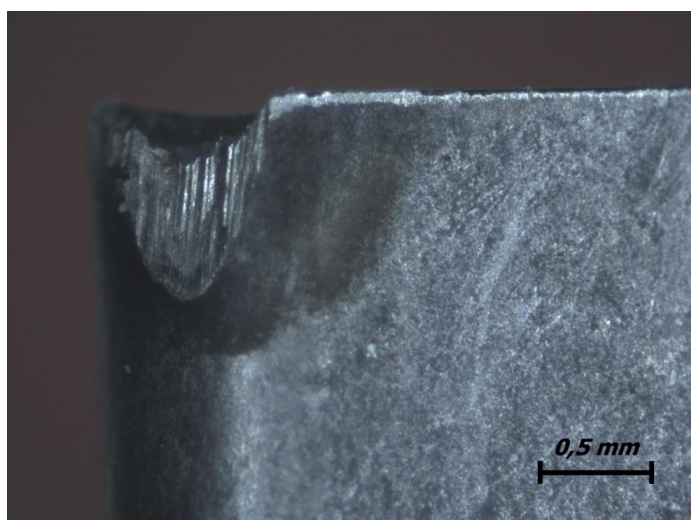
uma vez que, durante os ensaios não foi possível adotar os 0,6 mm de desgaste de flanco máximo conforme a norma ISO 3685 (1993) devido à quebra da ferramenta o que inviabilizaria as medições e posterior estudo. Além do desgaste de flanco houve ao longo do processo de usinagem a ocorrência de outros tipos de desgastes e/ou avarias.

Na Figura 5.24 é apresentada a imagem da ferramenta em microscopia eletrônica de varredura (a) (MEV) e em microscopia óptica (b) da ferramenta utilizada com os parâmetros de velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Nas imagens (a) e (b) da Figura 5.24 é vista a extensão do desgaste de flanco ocorrido na ferramenta. Na imagem (b) fica evidente devido ao contraste e brilho na região desgastada da ferramenta a presença de sulcos provenientes de partículas abrasivas da liga que ao entrar em contato com a ferramenta promovem a retirada de material tanto da cobertura quanto do substrato da ferramenta. Na imagem (a) é possível notar a diferença de relevo na ferramenta ocasionada devido à perda do material da ferramenta que teve assim sua geometria comprometida acarretando em maiores dificuldades ao corte de forma geral.

Figura 5.24 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (90-20) fluido abundante.



(a)



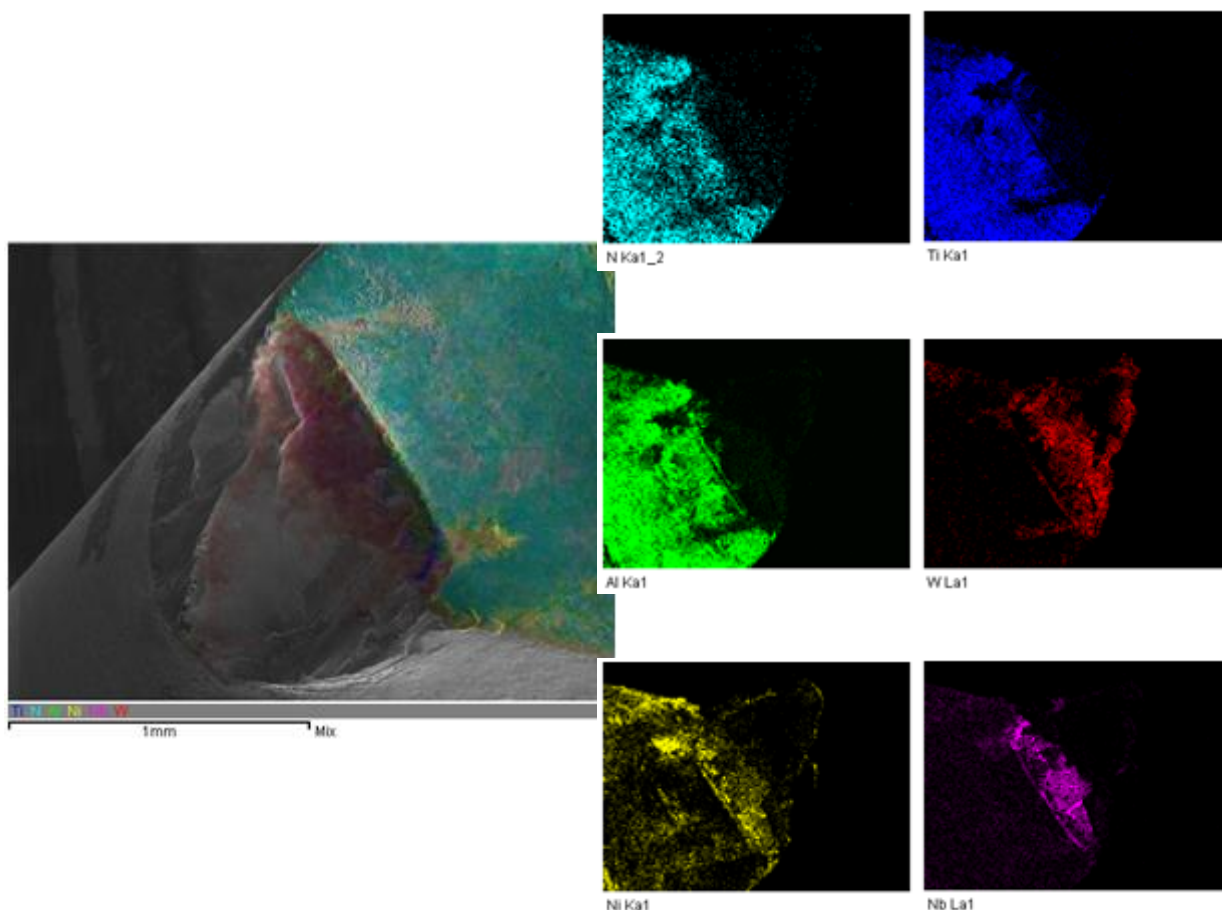
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.25 é apresentado o mapeamento em cores realizado a partir da imagem adquirida na microscopia eletrônica de varredura e posterior análise por espectroscopia de energia dispersiva (EDS). No mapeamento é possível associar cores distintas para cada elemento detectado no EDS. Como pode ser visto na Figura 5.25 tem-se grande incidência na superfície de saída da ferramenta dos elementos titânio, nitrogênio e alumínio que fazem parte da cobertura da ferramenta utilizada nos ensaios, ainda em vermelho está neste caso associado o tungstênio que é um dos principais elementos constituintes das ferramentas de metal duro. Com o mapeamento fica claro que durante o ensaio o substrato da ferramenta ficou totalmente

exposto uma vez que todo o recobrimento de TiAlN foi perdido devido a abrasividade da liga e os mecanismos de desgaste inerentes ao processo.

Figura 5.25 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (90-20) fluido abundante.



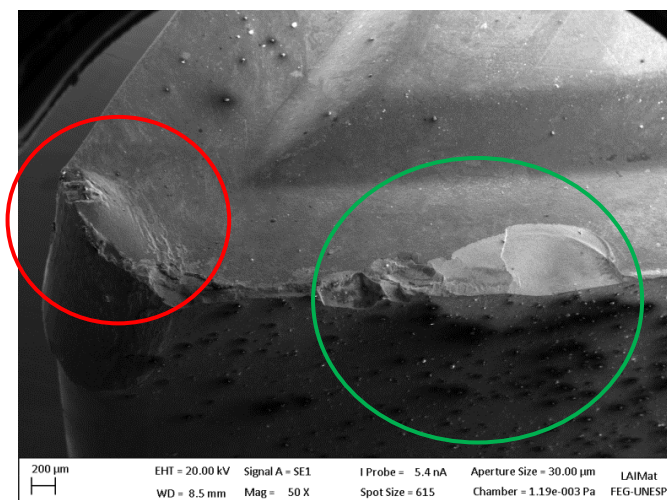
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.26 é apresentado o MEV imagens (a) e (b) e microscopia óptica (c) da ferramenta utilizada com os parâmetros de usinagem de velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Na imagem (c) é possível observar assim como ocorrido na velocidade de 90 m/min a presença de ranhuras na ponta da ferramenta, porém em menor intensidade para a velocidade de 120 m/min onde este efeito pode estar associado aos maiores esforços e temperaturas atingidas nesta velocidade de corte ocasionando o envolvimento de mais de um mecanismo de desgaste durante a usinagem. Ao longo da usinagem foi detectado o aparecimento de entalhe na ferramenta que devido o aumento do desgaste de flanco ser maior este fez com que o entalhe não fosse mais visível ao final do processo. O desgaste de

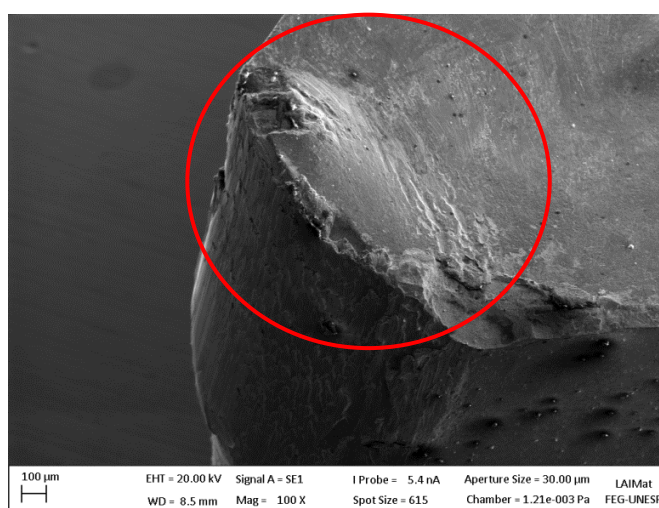
entalhe é característico de quando se usina materiais resistentes a altas temperaturas, além daqueles materiais que apresentam alto grau de encruamento.

Ainda na Figura 5.26 imagens (a) e (b) é possível notar duas avarias ocorridas na ferramenta. A primeira avaria detectada foi o lascamento (círculo verde) que ao invés de se ter um arrancamento contínuo de partículas microscópicas da ferramenta, como nos desgastes, partículas maiores são arrancadas de uma maneira discreta. O lascamento Prejudica o acabamento superficial da peça e, se continuam crescendo, podem provocar a quebra da ferramenta. Outra avaria ocorrida foi a deformação plástica (círculo vermelho) na ponta da ferramenta que ocorre como um resultado da combinação das altas temperaturas e altas pressões agindo sobre a aresta de corte quando se tem alta velocidade de corte, alto avanço e alta dureza do material da peça.

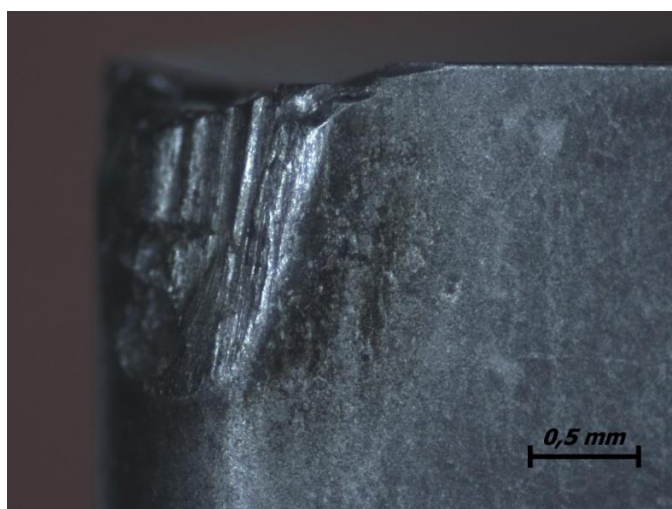
Figura 5.26 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e (b) e Microscopia Óptica (c) da ferramenta de corte (120-20) fluido abundante.



(a)



(b)

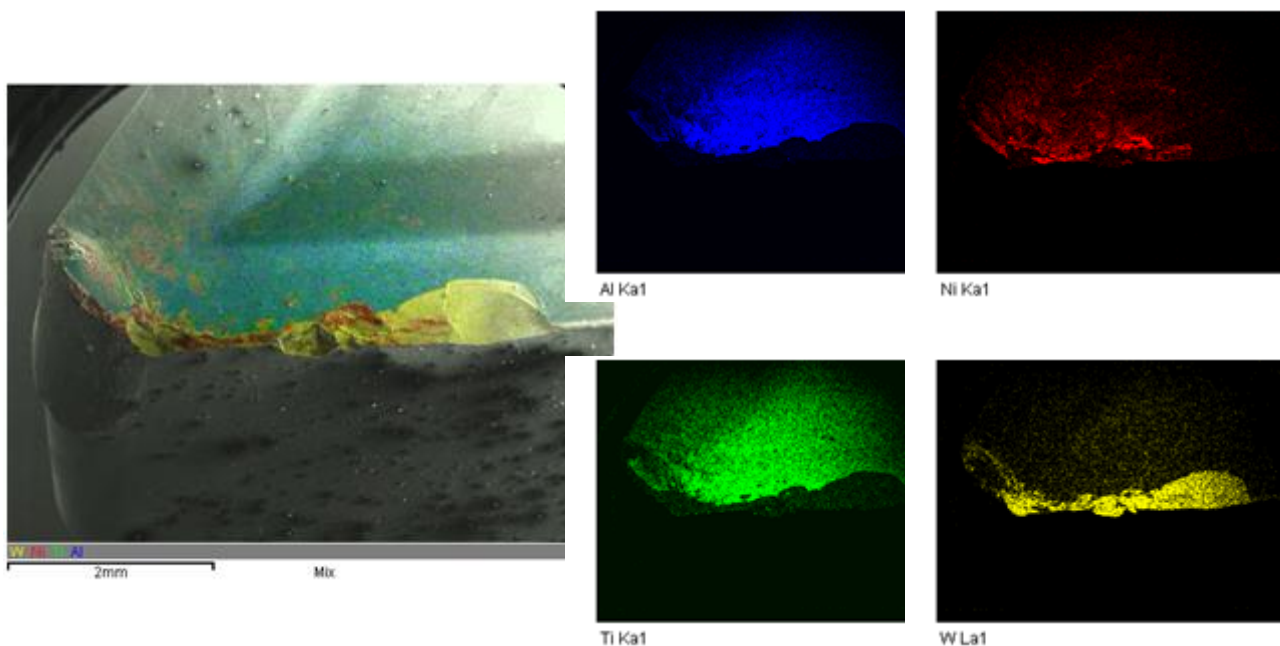


(c)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.27 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta para os parâmetros de velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Na Figura 5.27 pelo mapeamento em cores onde o tungstênio está associado à cor amarela fica claro que na região do lascamento houve a perda total da cobertura deixando o substrato da ferramenta exposto durante o processamento. Como já dito a evolução do lascamento poderia levar a quebra da ferramenta e consequentemente a danos no material que está sendo usinado como mal acabamento superficial, dimensionamento da peça, esforços excessivos na máquina ferramenta etc.

Figura 5.27 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (120-20) fluido abundante.



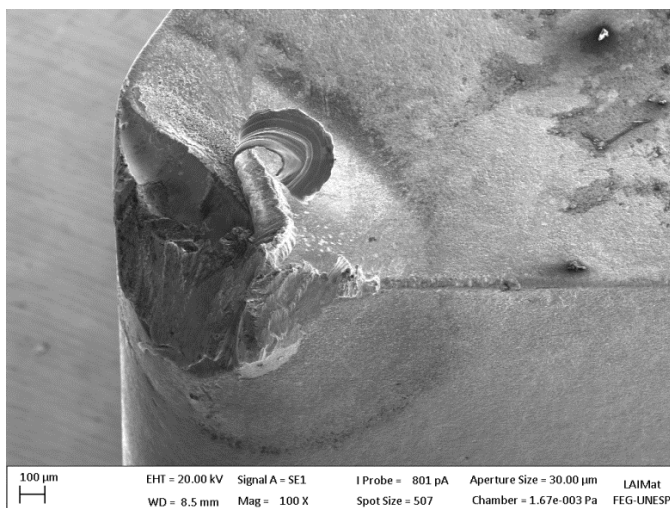
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.28 é apresentado o MEV imagem (a) e microscopia óptica (b) da ferramenta utilizada com os parâmetros de usinagem de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,10 mm/rot. Com a elevação da velocidade ocorre um aumento nas temperaturas atingidas no processo de usinagem que além de aumentar a incidência e severidade dos desgastes e avarias nas ferramentas também, ainda devido à elevação da temperatura, no caso das superligas ocorre a precipitação de fases abrasivas que acentuam e aceleram os mecanismos de desgastes.

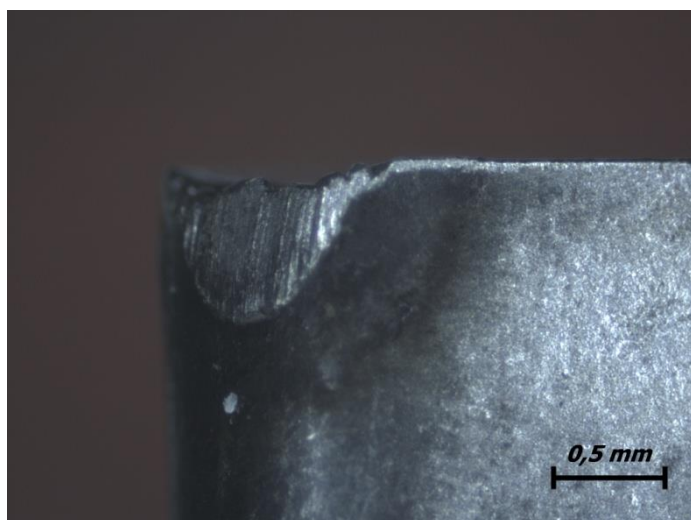
Na Figura 5.28 (b) a incidência de ranhuras provenientes de partículas abrasivas que independentemente de seu tamanho realizam a retirada de material da ponta da ferramenta que por ter uma região espacialmente reduzida e em contato contínuo com peça e cavaco está sujeita a altos esforços e temperaturas que são impactantes a ferramenta.

Na Figura 5.28 (a) além do relevo distinto entre ponta desgastada da ferramenta e demais superfícies pode-se ver um cavaco aderido à ponta da ferramenta, bem como uma porção de material da peça. Em estudos anteriores Bahia (2010) e Gama (2014) houve casos não raros de material da peça aderidos na ponta da ferramenta ao final do processo de usinagem em diversos parâmetros de usinagem.

Figura 5.28 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (150-10) fluido abundante.



(a)

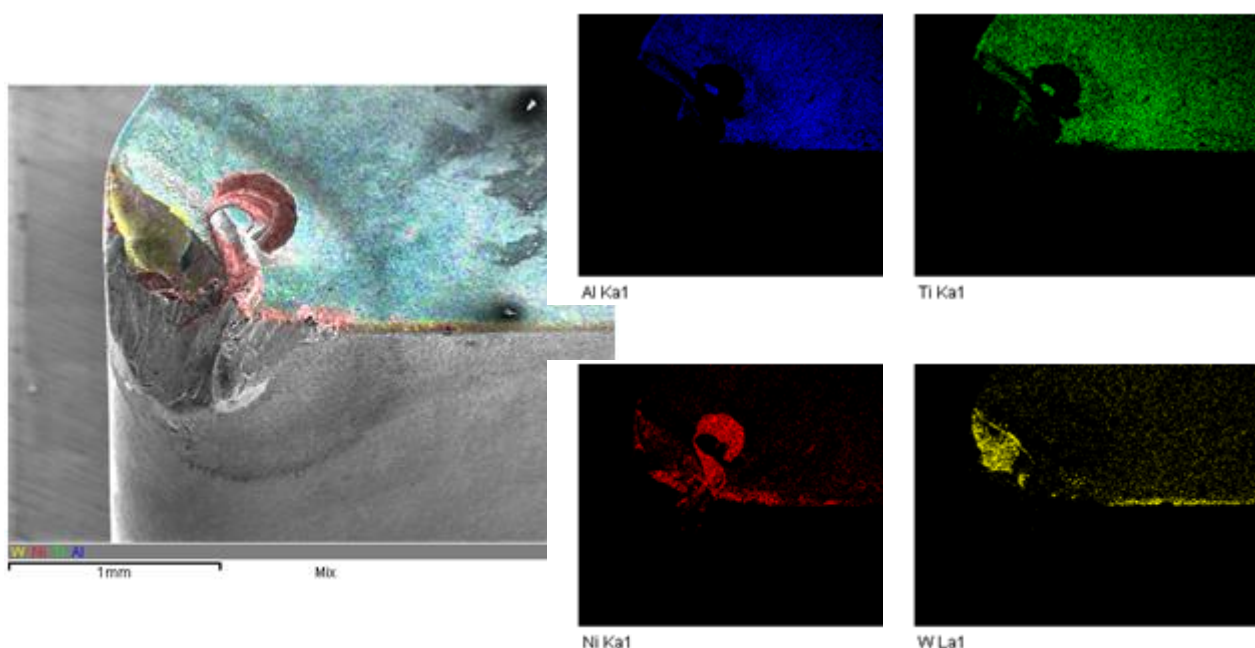


(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.29 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta para velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,10 mm/rot onde se tem níquel e tungstênio associados às cores vermelho e amarelo respectivamente. É possível visualizar na Figura 5.29 que ocorreram no mínimo dois desgastes ao longo do processo que levaram a ferramenta ao fim de sua vida. Houve tanto o desgaste de flanco quanto o desgaste de cratera que ao atingirem a aresta principal de corte da ferramenta somaram-se gerando um desgaste maior e mais severo alterando consideravelmente a geometria da ferramenta. Ainda é possível notar que além da região de maior contato da ferramenta e peça também houve perda da cobertura ao longo de um comprimento considerável da aresta principal de corte da ferramenta, pois é notória a coloração amarela associada ao tungstênio relativo ao metal duro abaixo da cobertura da ferramenta.

Figura 5.29 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (150-10) fluido abundante.

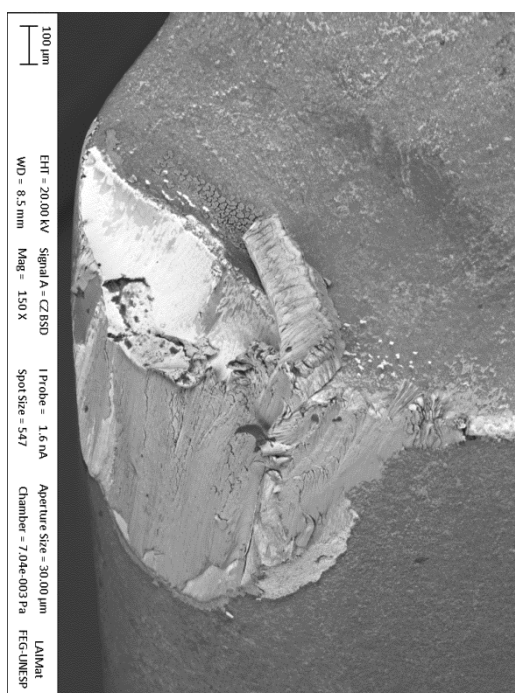


Fonte: Produção do próprio autor.

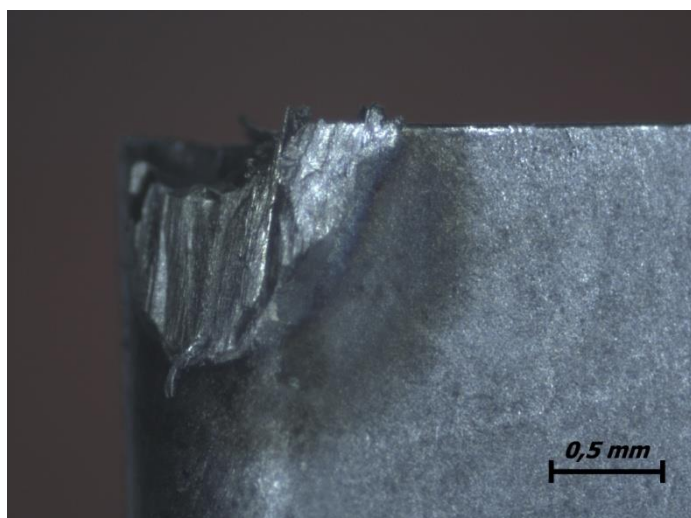
Na Figura 5.30 é apresentado o MEV imagem (a) e microscopia óptica (b) da ferramenta utilizada com os parâmetros de usinagem de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,15 mm/rot. Para este conjunto de parâmetros não houve diferença com relação ao comportamento de desgaste da ferramenta em comparação ao parâmetro anterior. Houve novamente ao longo da usinagem o desgaste de cratera e de flanco ocorrendo

simultaneamente que se combinaram ocasionando um dano muito maior na ferramenta, ainda também houve a detecção de material da peça aderido na ponta da ferramenta que pode ser observado devido a diferença de contraste na Figura 5.30 (a).

Figura 5.30 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (150-15) fluido abundante.



(a)

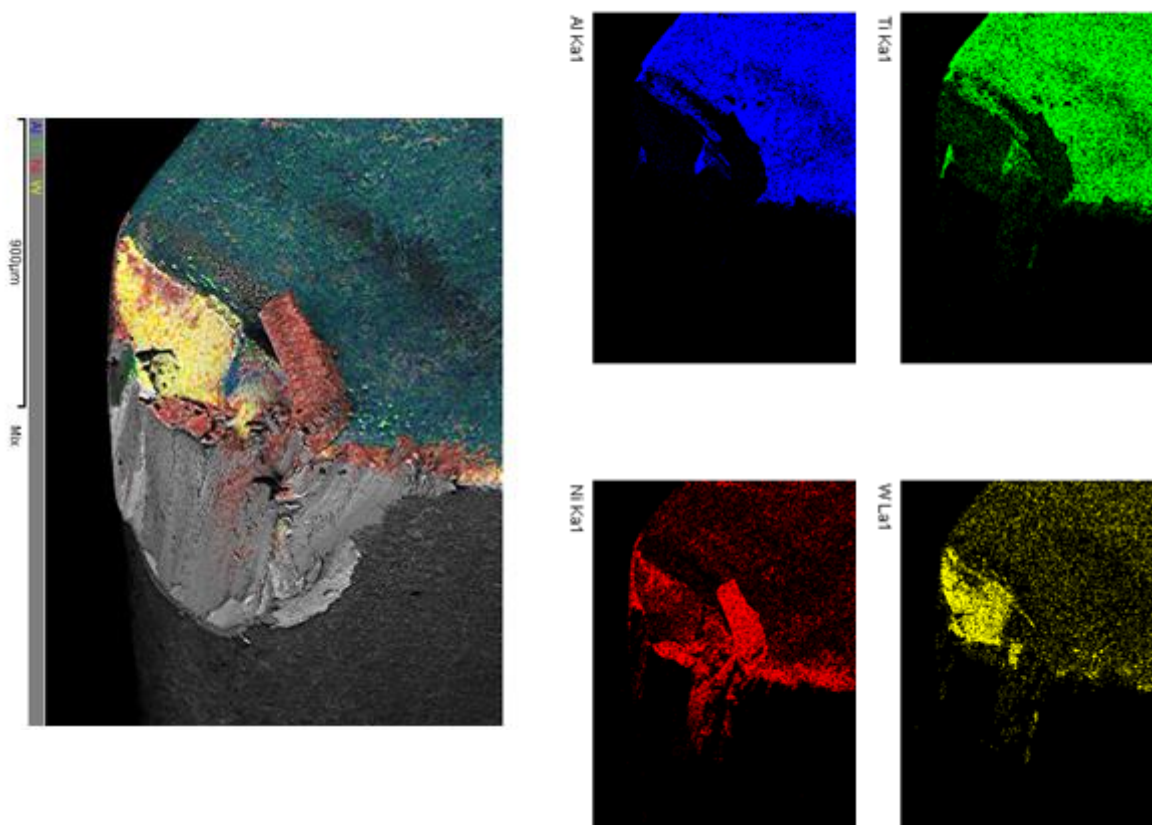


(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.31 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta onde fica pronunciada a adesão de material da peça na ponta da ferramenta, bem como uma perda considerável da cobertura da ferramenta.

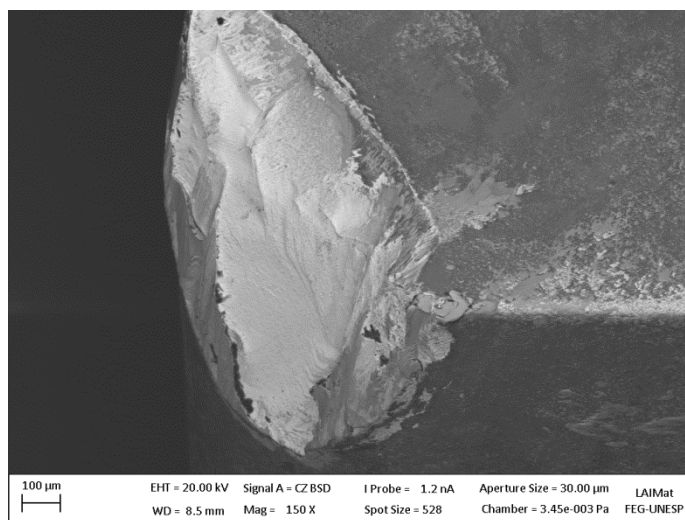
Figura 5.31 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (150-15) fluido abundante.



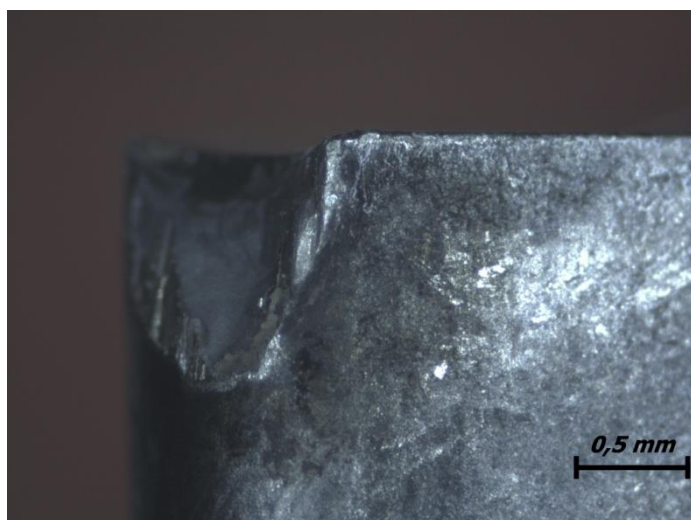
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.32 é apresentado o MEV imagem (a) e microscopia óptica (b) da ferramenta utilizada com os parâmetros de usinagem de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Para este conjunto de parâmetros não houve evidências claras de ranhuras na ponta da ferramenta possivelmente devido às altas temperaturas e esforços envolvidos no processo que ocasionaram a perda de dureza da ferramenta.

Figura 5.32 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (150-20) fluido abundante.



(a)



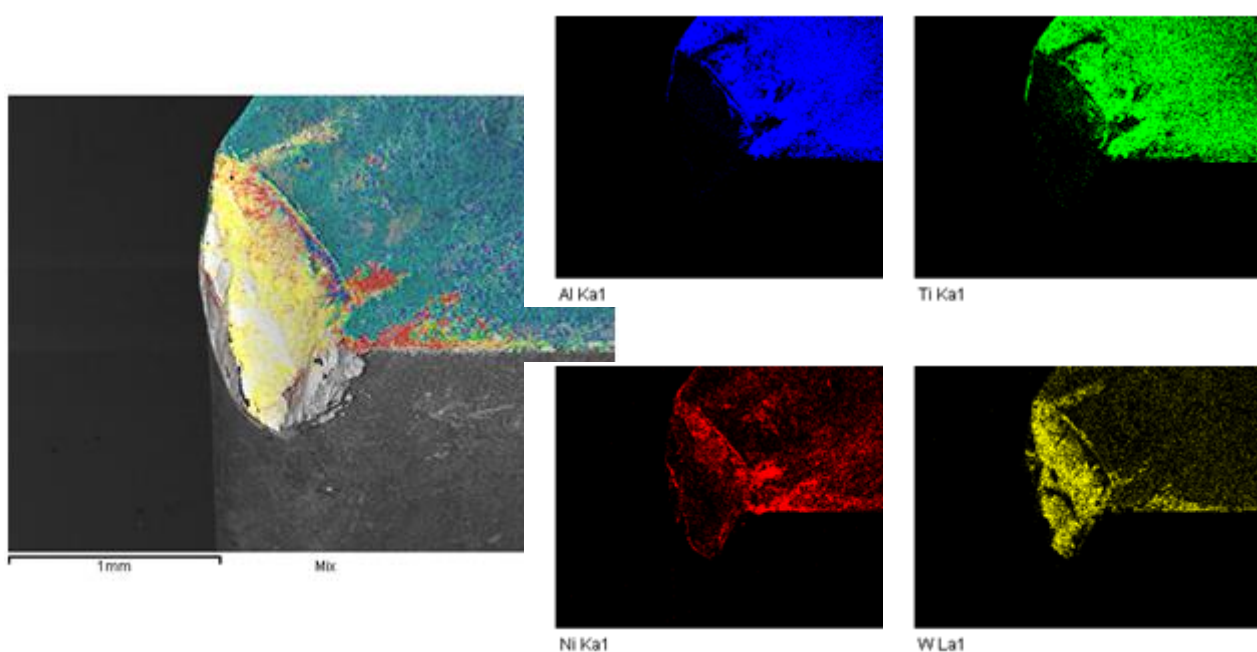
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.33 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta para velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,20 mm/rot onde pode ser visto que uma grande área da ponta da ferramenta ficou com o substrato da ferramenta exposto devido ao alto nível de desgaste nesta condição. Apesar de no mapeamento colorido não ter ficado evidente a presença de material da peça na ponta da ferramenta e do substrato exposto, devido à angulação da ferramenta no equipamento que dificultou na leitura dos elementos, foi possível realizar o EDS em pontos específicos de modo a medir a porcentagem em peso e atômica dos elementos em determinado ponto conforme apresentado na Figura 5.34.

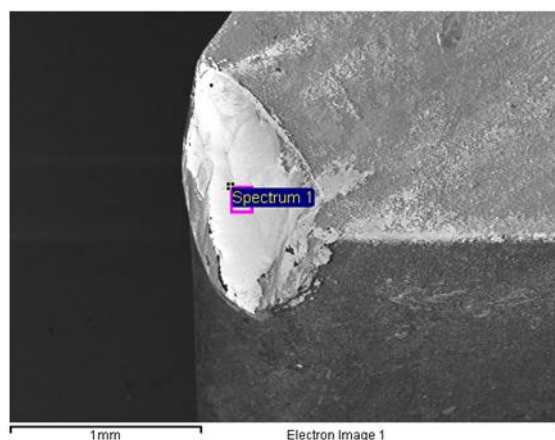
Na Figura 5.34 por meio dos pontos chamados de spectrum 1 e 4 tem-se as porcentagens dos elementos de cada ponto, sendo o spectrum 1 o ponto do substrato da ferramenta exposto com alta porcentagem dos elementos tungstênio e cobalto característicos das ferramentas de metal duro e no spectrum 4 o material da peça aderido na ponta da ferramenta com alta porcentagem de níquel.

Figura 5.33 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (150-20) fluido abundante.

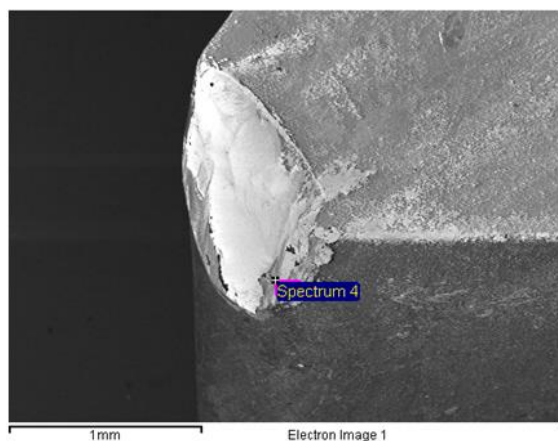


Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.34 –Microscopia Eletrônica de Varredura e EDS (150-20) fluido abundante.



Elemento	Peso%	Atômico%
Co	14.02	13.86
W	85.98	47.75
Total	100.00	Spectrum 1



Elemento	Peso%	Atômico%
C	10.15	33.77
Ti	2.17	1.81
Cr	12.53	9.63
Ni	55,63	26.90
Nb	13.86	5.96
W	5.67	1.23
Total	100.00	Spectrum 4

Fonte: Produção do próprio autor.

5.1.4 Rugosidade

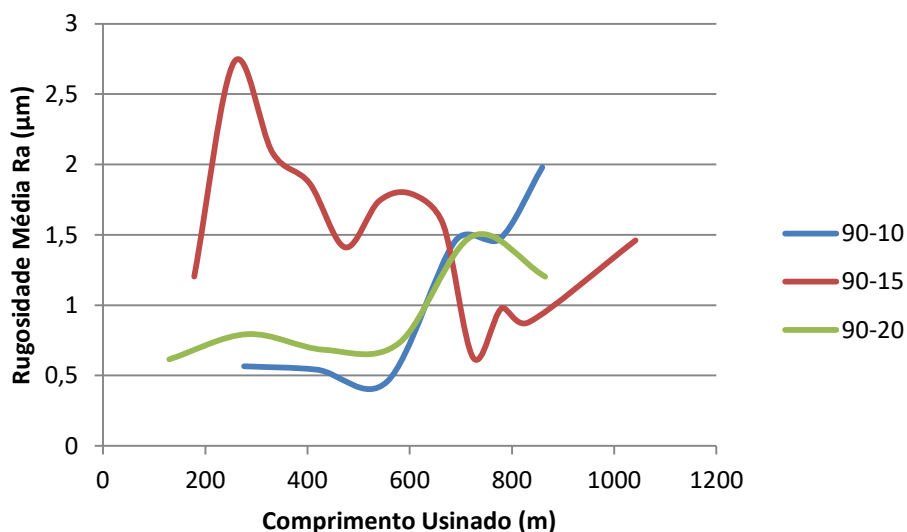
Os parâmetros de usinagem, bem como o desgaste da ferramenta são fatores que influenciam diretamente no acabamento superficial da peça que será usinada. A qualidade superficial das peças acabadas é de grande preocupação na indústria, pois imperfeições superficiais podem acarretar em problemas relativos à fadiga prematura das peças ocasionando trincas ou até mesmo oxidação e/ou corrosão prematuramente. Assim nesta seção são abordados os dados referentes à rugosidade apresentada no decorrer dos ensaios.

Na Figura 5.35 pode ser visto o comportamento da evolução da rugosidade em função do comprimento usinado para a velocidade de corte de 90 m/min e todos os avanços utilizados durante os ensaios. Nota-se na curva referente ao avanço de 0,10 mm/rot que inicialmente valor de rugosidade era o mais baixo o que é esperado uma vez que menores avanços

produzem melhor acabamento, porém com o decorrer do processo a rugosidade se igualou com a produzida pelo avanço de 0,20 mm/rot onde as curvas quase se sobrepuseram. Por volta de 800 m as duas curvas voltaram a ter comportamento dissimilares, porém houve o inverso do que se pressupõe uma vez que a rugosidade para o avanço de 0,10 mm/rot deu um salto atingindo o maior valor final de rugosidade dentre os três avanços utilizados. Este efeito pode ser explicado devido à vibração que ocorreu durante os ensaios e que foi abordado na seção 5.1.1 gerando um desgaste mais acelerado e severo na ferramenta.

Para o avanço de 0,15 mm/rot foi obtido um valor final de rugosidade intermediário entre os demais avanços, mas cabe notar que nesta condição o comprimento usinado foi acima de 1000 m, assim tomando como base o comprimento usinado dos avanços de 0,10 e 0,20 mm/rot que foi por volta de 900 m o avanço de 0,15 mm/rot apresentou melhor acabamento superficial ficando abaixo dos resultados obtidos nos demais avanços.

Figura 5.35 – Rugosidade Média x Comprimento Usinado ($V_c = 90$ m/min) fluido abundante.

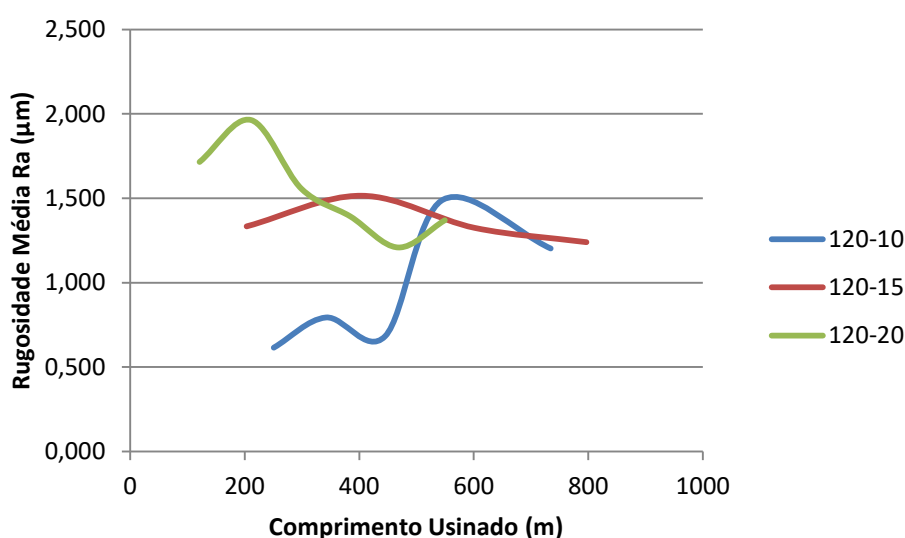


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.36 é apresentado o comportamento da rugosidade para a velocidade 120 m/min e todos os três avanços utilizados nos ensaios. Nota-se que inicialmente quando a ferramenta estava isenta de desgaste o comportamento da rugosidade ocorreu conforme esperado, ou seja, o menor avanço obteve a menor rugosidade. Com o decorrer da usinagem todos os três avanços passaram a atingir valor similar de rugosidade ao final de cada comprimento máximo atingido. Assim como ocorrido para a velocidade de corte de 90 m/min

na velocidade de 120 m/min e avanço 0,15 mm/rot o comportamento rugosidade versus comprimento usinado mostrou-se melhor atingindo valores abaixo de 1,500 μm por volta de 800 m de comprimento. Cabe notar que por volta de 500 m de comprimento houve uma inversão entre as curvas dos avanços de 0,10 e 0,20 mm/rot isto possivelmente devido a instabilidade gerada quando se usa o avanço de 0,10 mm/rot que promove vibração e consequentemente acelera o desgaste de ferramenta.

Figura 5.36 – Rugosidade Média x Comprimento Usinado ($V_c = 120$ m/min) fluido abundante.

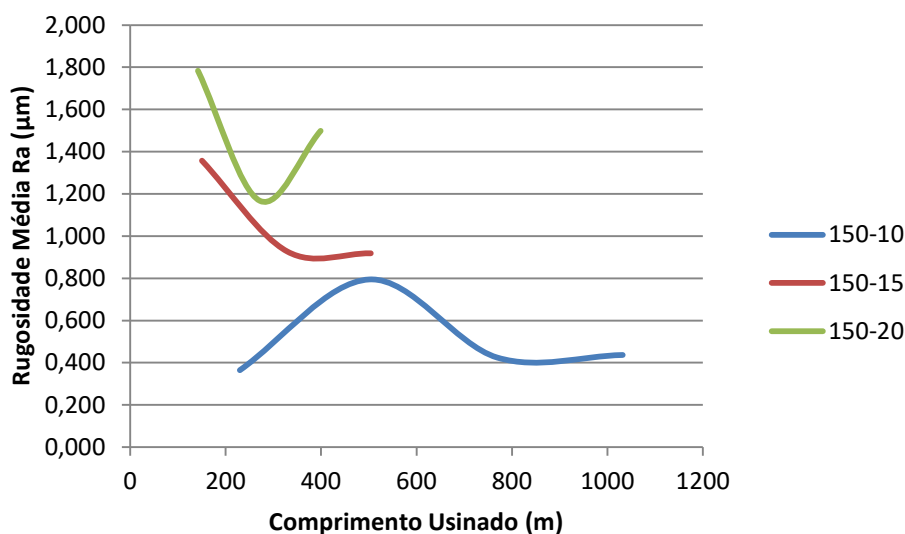


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.37 é apresentado o comportamento da rugosidade versus o comprimento usinado com relação à velocidade de corte de 150 m/min e avanços de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot. Uma vez que a velocidade de corte mais elevada tende a aumentar a temperatura do processo obteve-se menos pontos de controle durante a usinagem já que o desgaste de flanco atingiu seu valor de controle (0,5 mm) em menores comprimentos usinados para os dois maiores avanços.

Observando as curvas da Figura 5.37 nota-se um comportamento esperado da rugosidade em relação ao avanço, ou seja, maior avanço obteve como resposta maior valor de rugosidade.

Figura 5.37 – Rugosidade Média x Comprimento Usinado ($V_c = 150$ m/min) fluido abundante.

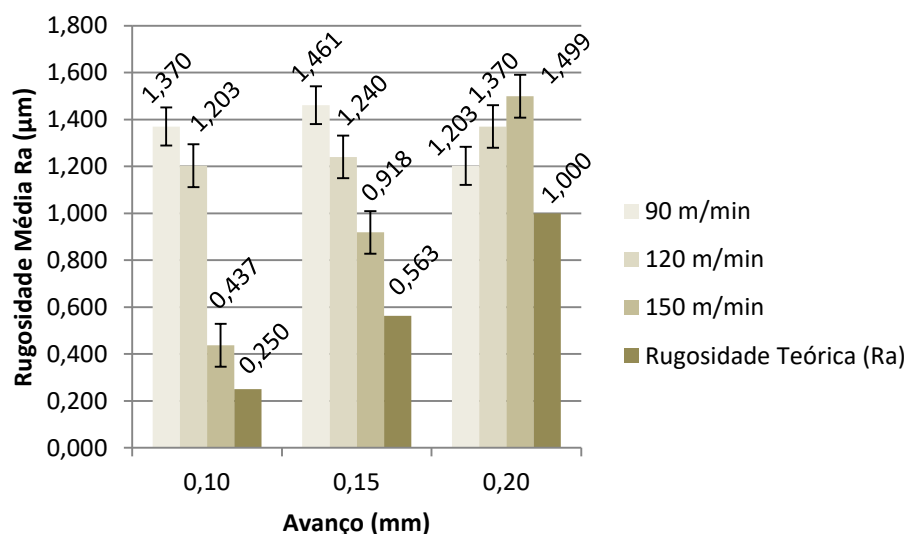


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.38 são apresentados os valores de rugosidade média ao final da vida da ferramenta com todas as velocidades e avanços utilizados nos ensaios juntamente com a rugosidade teórica, de modo a facilitar a comparação entre os parâmetros utilizados e resultados de rugosidade obtidos.

Na Figura 5.38 nota-se que todos os valores de rugosidade obtidos independentemente da combinação de parâmetros de usinagem sempre foi acima da rugosidade teórica uma vez que na teoria não se leva em consideração o desgaste que a ferramenta sofre ao longo do processo muito menos questões com estabilidade mecânica do processo. É possível observar ainda que para os avanços de 0,10 e 0,15 mm/rot há influência positiva na rugosidade quando se eleva velocidade de corte, ou seja, o aumento da velocidade promoveu valores finais de rugosidade mais baixos. O efeito pode estar associado ao coeficiente de proporcionalidade que é alterado com a elevação da velocidade de corte que promove elevação da temperatura e que devido à refrigeração de forma abundante não superaquece ferramenta e peça de modo a acionar mecanismos mais severos de desgaste.

Figura 5.38 – Comparativo Rugosidade Média Final e Teórica fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

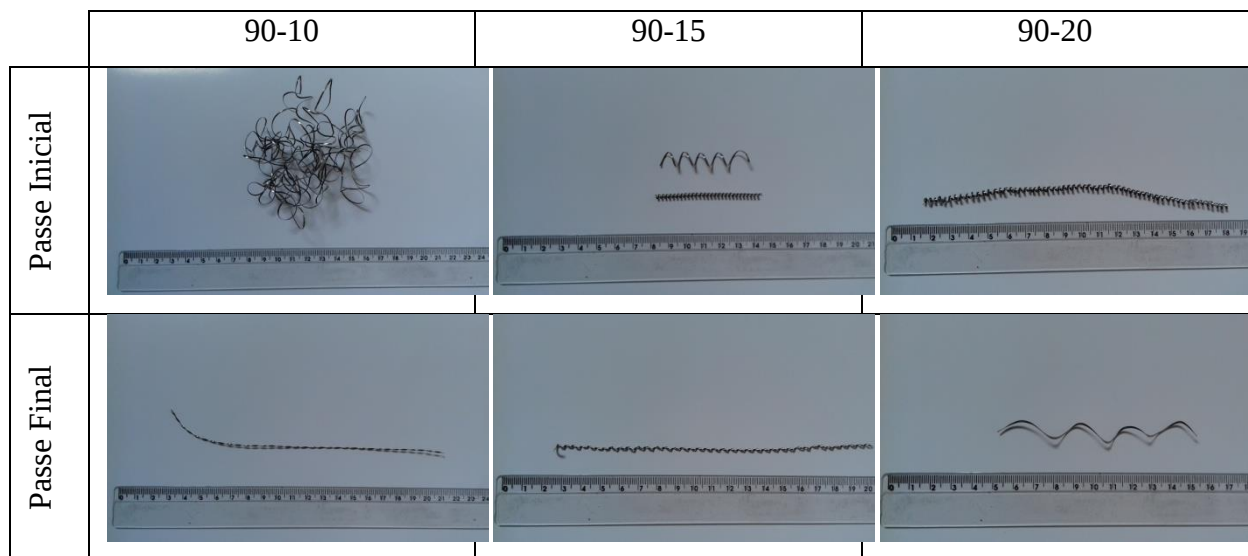
5.1.5 Cavacos

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.

A forma do cavaco pode ser fator determinante na vida da ferramenta caso ele impeça a refrigeração de forma adequada, ou a rugosidade caso o cavaco venha a se chocar com a peça em movimento, por exemplo.

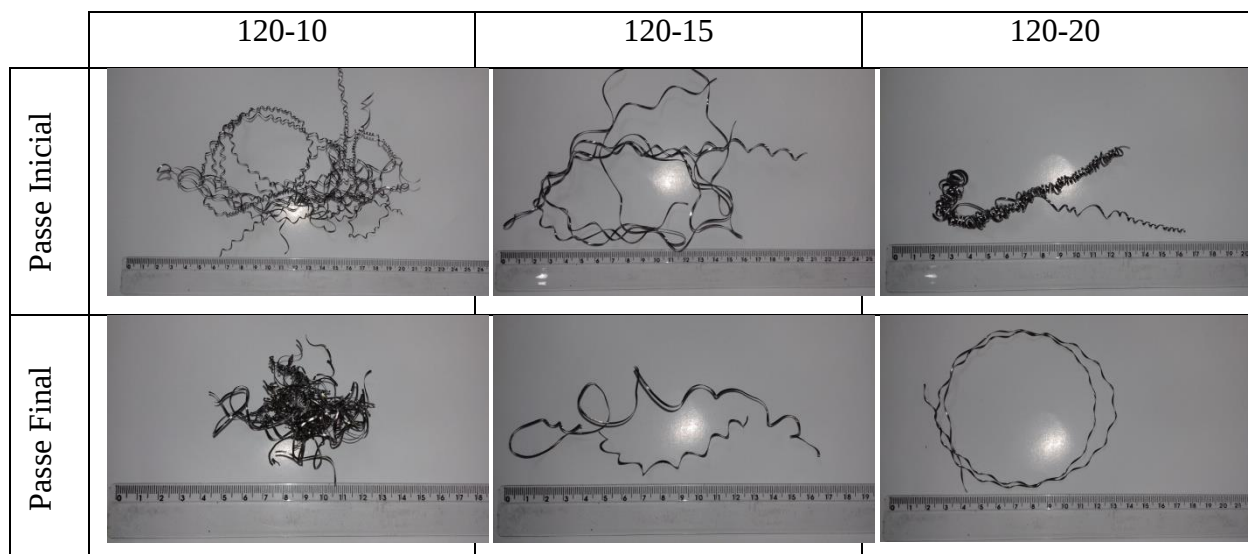
Na Figura 5.39 são apresentadas as formas dos cavacos oriundos da usinagem de primeiro e último passes para a velocidade de 90 m/min, onde pode ser visto que quase todos os cavacos possuem formato helicoidal variando apenas em seu comprimento. A exceção foi o cavaco gerado pelos parâmetros velocidade de corte de 90 m/min e avanço 0,10 mm/rot que apresentou logo no início do processo cavacos na forma de fita que tendem a oferecer maior dificuldade ao corte podendo levar a ferramenta a falhar prematuramente.

Figura 5.39 – Forma dos Cavacos ($V_c = 90$ m/min) fluido abundante



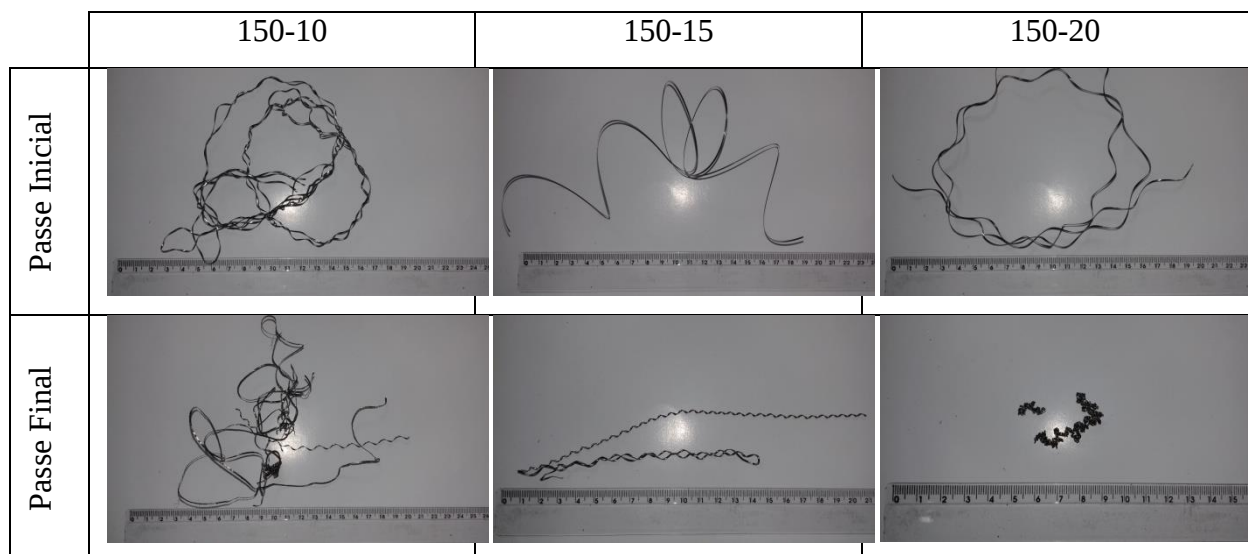
Fonte: Produção do próprio autor.

As formas dos cavacos referentes à velocidade de corte de 120 m/min são apresentadas na Figura 5.40 onde nota-se que os cavacos mantêm o formato helicoidal longo, mas com forte tendência ao desenvolvimento de cavacos em fita. Este efeito ocorreu durante todo o processamento do material ratificando a forte ligação do desgaste da ferramenta com a forma do cavaco gerado. O grande comprimento dos cavacos dificulta o acesso do fluido até a interface ferramenta/peça ocasionando aquecimento da ferramenta e por vezes enrolando-se no material e agredindo a superfície usinada.

Figura 5.40 – Forma dos Cavacos ($V_c = 120$ m/min) fluido abundante

Fonte: Produção do próprio autor.

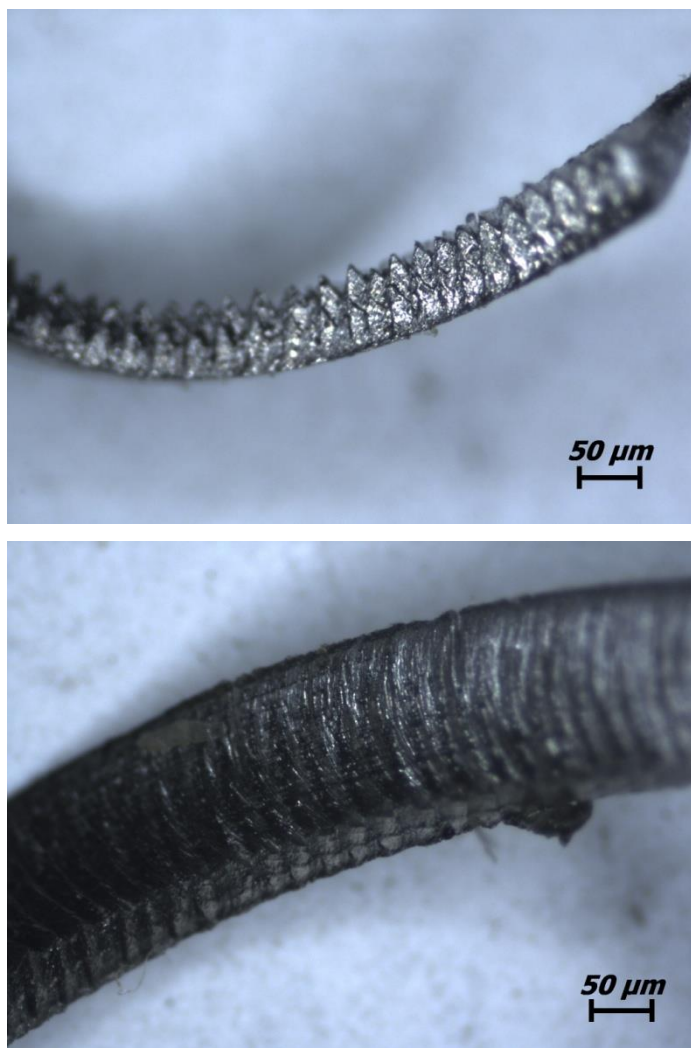
Na Figura 5.41 é apresentada a forma dos cavacos resultantes da usinagem com velocidade de corte de 150 m/min. Ainda na maior velocidade de corte dos ensaios os cavacos preferencialmente tendem a assumir a forma helicoidal alterando apenas seu comprimento como já mencionado anteriormente na velocidade de corte de 90 m/min. Para a velocidade de corte de 150 m/min observou-se forte encruamento do cavaco onde o mesmo quebrava-se sem muito esforço após seu resfriamento. Apesar de a alta velocidade promover temperaturas elevadas a refrigeração de maneira abundante evita a recristalização do material que no caso da superliga de níquel Inconel 718 segundo Sugahara, et al (2014) é por volta de 800 °C permitindo o encruamento do material devido as altas forças envolvidas no corte.

Figura 5.41 – Forma dos Cavacos ($V_c = 150$ m/min) fluido abundante

Fonte: Produção do próprio autor.

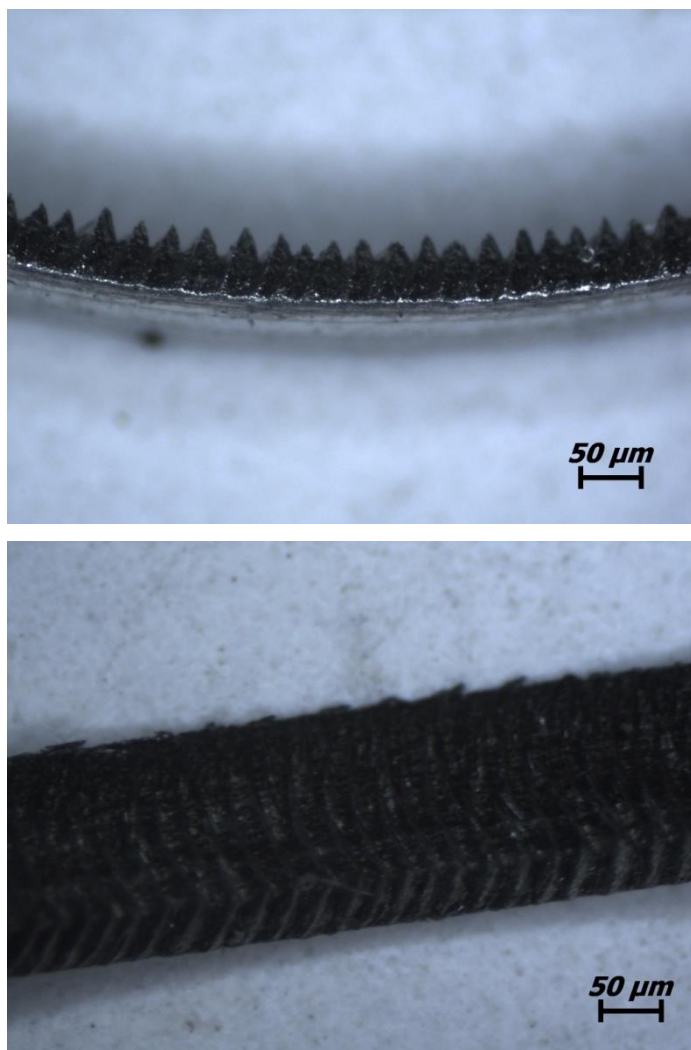
Dos três possíveis tipos de cavacos houve a ocorrência de apenas um tipo sendo este o cavaco de cisalhamento. Na Figura 5.42 até a Figura 5.46 são apresentados os cavacos referentes aos parâmetros mais severos de usinagem conforme ocorrido na seção 5.1.3 de modo a verificar em maiores ampliações os cavacos gerados. Como mencionado todos os cavacos são do tipo cisalhamento variando apenas a espessura do cavaco de acordo com a variação do avanço utilizado. Em todas as imagens é possível notar que os cavacos são constituídos de grupos lamelares bem distintos e justapostos. Estes elementos de cavaco foram cisalhados na região de cisalhamento e parcialmente soldados em seguida. Este tipo de cavaco forma-se quando há diminuição da resistência do material no plano de cisalhamento, devido ao aumento da temperatura, da deformação, a heterogeneidades da estrutura metalográfica, ou a vibrações externas que conduzem às variações da espessura de cavaco. Ao longo da interface cavaco/ferramenta, pequenas partículas do metal começam a aderir na aresta de corte da ferramenta. Como o processo é contínuo, mais partículas aderem na ferramenta de corte podendo ocasionar a formação de aresta postiça de corte.

Figura 5.42 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 90-20 ampliação de 20x fluido abundante



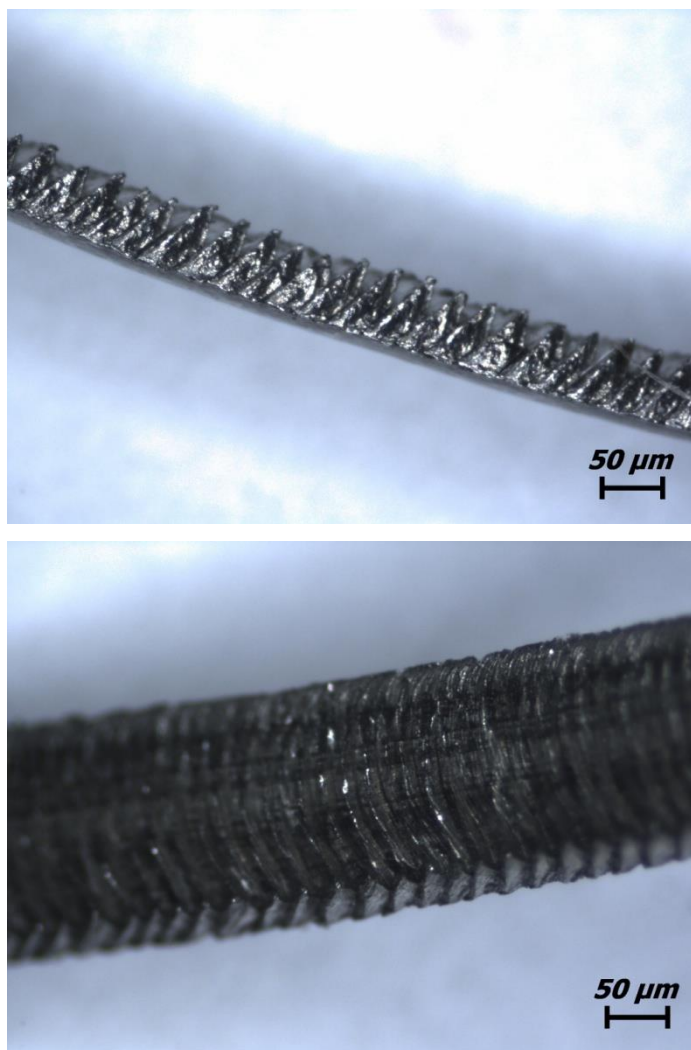
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.43 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 120-20 ampliação de 20x fluido abundante



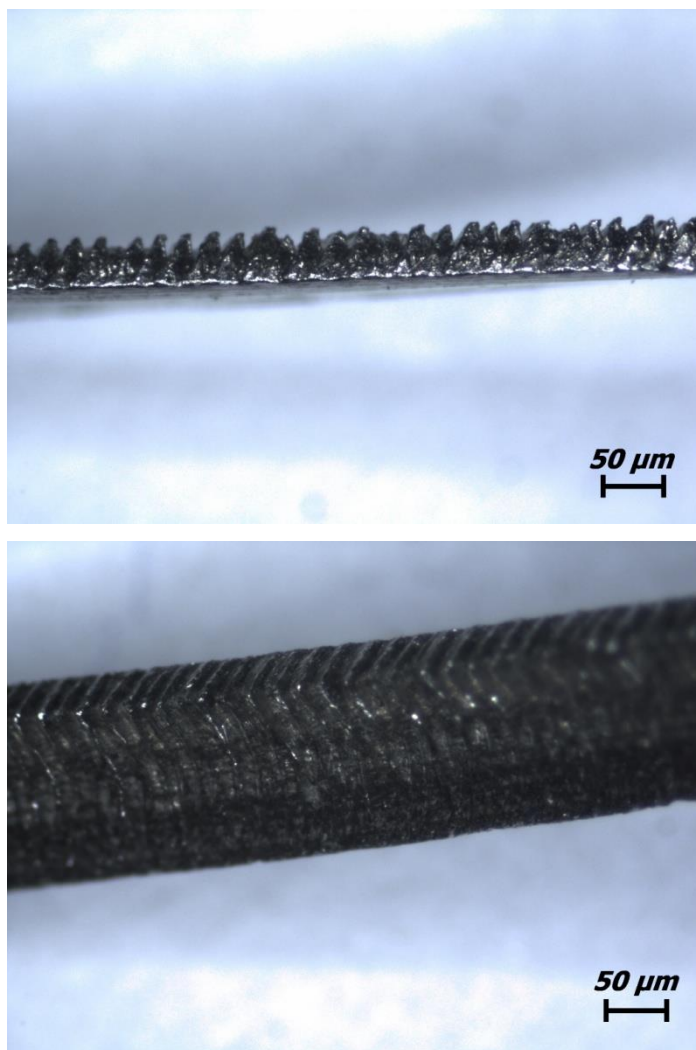
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.44 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 150-20 ampliação de 20x fluido abundante



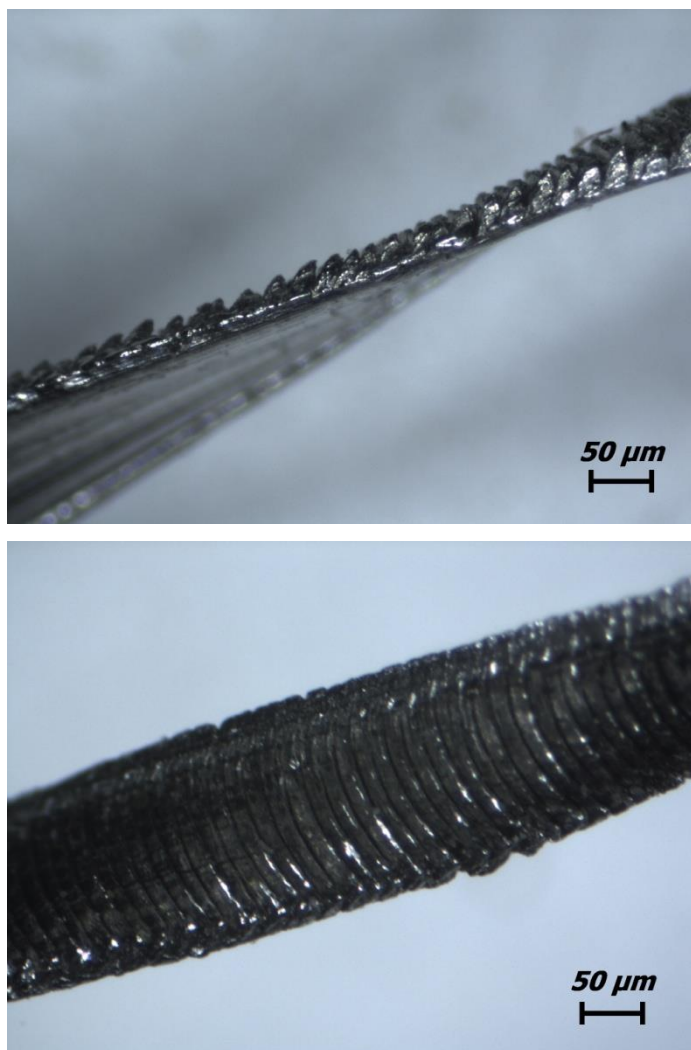
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.45 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 150-15 ampliação de 20x fluido abundante



Fonte: Produção do próprio autor.

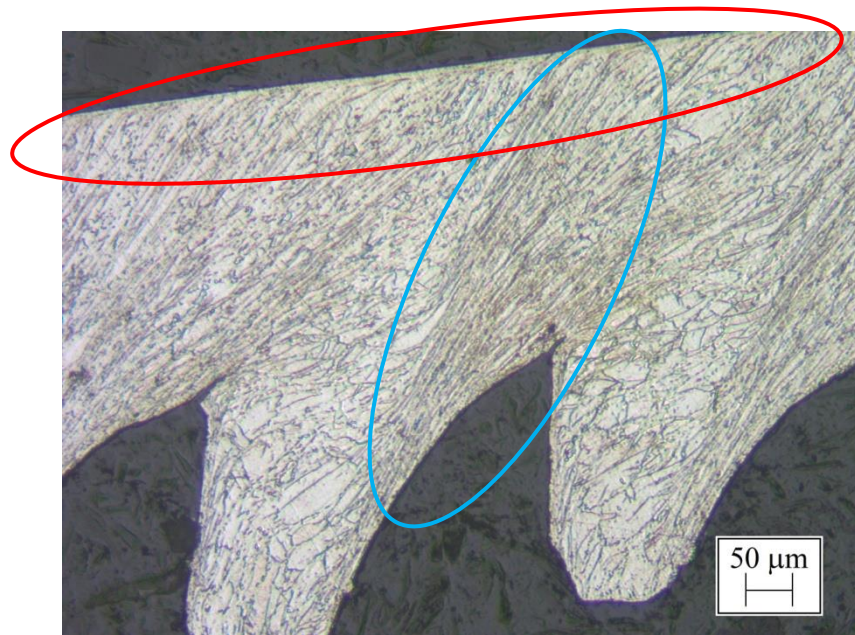
Figura 5.46 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 150-10 ampliação de 20x fluido abundante



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.47 é apresentada a microscopia ótica do cavaco gerado a partir da velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Na imagem notam-se com certa facilidade as regiões de deformação primária (elipse azul) e secundária (elipse vermelha) do cavaco. A zona de deformação primária é aquela que contém o plano de cisalhamento enquanto a zona de deformação secundária é aquela em contato com a superfície de saída da ferramenta e que está sobre altos esforços e altas temperaturas. Aparentemente para o conjunto de parâmetros em questão não houve a incidência de precipitados visíveis na microscopia ótica.

Figura 5.47 – Microscopia Óptica do Cavaco (90-20) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

O grau de recalque (R_c) é um parâmetro que pode ser relativamente mensurável sendo possível de ser determinado após a usinagem a partir da Equação 5.1 que relaciona a espessura do cavaco deformado e a espessura de corte.

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (5.1)$$

Onde:

R_c – Grau de Recalque.

h' – espessura do cavaco deformado.

h – espessura de corte.

A espessura do cavaco deformado foi obtida realizando medição diretamente no cavaco na região da seção transversal do mesmo.

A espessura de corte foi determinada a partir das condições de usinagem utilizando-se a Equação 5.2.

$$h = f \cdot \sin \chi_r \quad (5.2)$$

Onde:

f – Avanço.

χ_r – Ângulo de posição

Uma vez determinado o grau de recalque é possível o ângulo de cisalhamento representado pela letra (ϕ), conforme Equação 5.3.

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma_0}{R_c - \sin \gamma_0} \quad (5.3)$$

Onde:

Φ – Ângulo de cisalhamento.

γ_0 – Ângulo de saída da ferramenta.

A deformação cisalhante foi determinada pela relação demonstrada na Equação 5.4.

$$\varepsilon = \frac{\cos \gamma_0}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma_0)} \quad (5.4)$$

Onde:

ε – Deformação cisalhante.

A taxa de deformação cisalhante foi determinada a partir da Equação 5.5.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\cos \gamma_0}{\cos(\phi - \gamma_0)} \times \frac{v_c}{\Delta y} \quad (5.5)$$

Onde:

$\dot{\varepsilon}$ - Taxa de deformação cisalhante (s^{-1}).

V_c – Velocidade de corte.

Δy – Distância perpendicular entre os planos de cisalhamento.

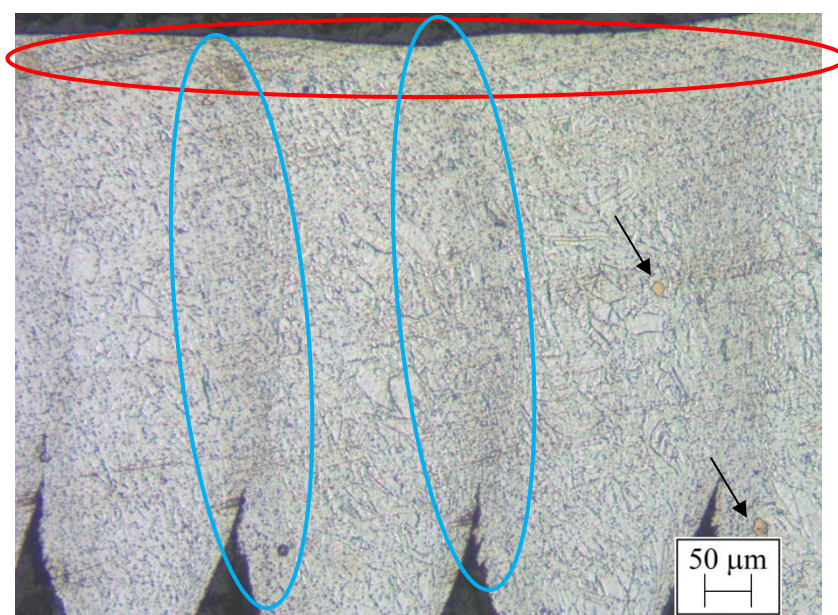
Desta forma para o cavaco gerado pelos parâmetros de velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,20 mm/rot tem-se a medida da espessura de cavaco deformado (h') igual a 583,33... μm . Já a espessura de corte é igual a aproximadamente 199,97 μm .

O grau de recalque para o conjunto de parâmetros é igual a aproximadamente 2,92. Sendo é assim possível determinar o ângulo de cisalhamento durante o processo que foi de aproximadamente $18,2^\circ$ com deformação cisalhante de aproximadamente 3,5.

A distância entre os planos de cisalhamento (Δy) foi medida com auxílio de microscópio óptico e tirada a média da distância entre as lamelas sendo igual à aproximadamente 291,67 μm . Assim a taxa de deformação cisalhante foi de aproximadamente $5,61 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$.

Na Figura 5.48 é apresentada a microscopia óptica do cavaco gerado a partir da velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Assim como para os parâmetros anteriormente apresentados é possível detectar as regiões de deformação primária (elipse azul) e secundária (elipse vermelha) no cavaco. Para a velocidade de 120 m/min houve o aparecimento de precipitados suficientemente grandes e distintos da estrutura geral da liga sendo assim possível vê-los por microscopia ótica. Os precipitados estão indicados por setas pretas e se destacam pela coloração alaranjada na estrutura. Devido à alta velocidade de corte o calor gerado foi suficiente para que ocorram os precipitados na estrutura.

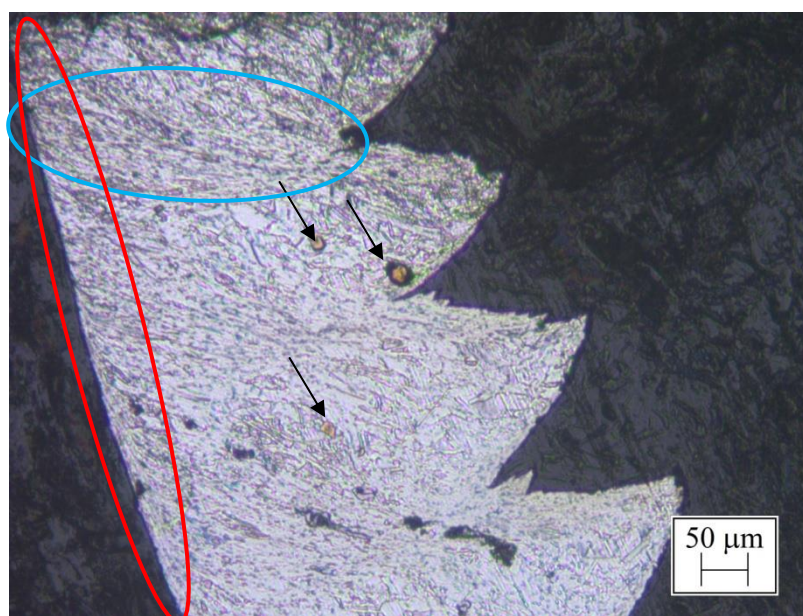
Figura 5.48 – Microscopia Óptica do Cavaco (120-20) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

A imagem por microscopia óptica do cavaco gerado pelos parâmetros de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,20 mm/rot é apresentada na Figura 5.49, nota-se que as zonas de deformação primária (elipse azul) e secundária (elipse vermelha) neste caso não são facilmente detectadas possivelmente devido à temperatura atingida no processo que aumenta a ductilidade da matriz de níquel. Nota-se a presença de precipitados (setas pretas) de grandes dimensões comparados aos demais precipitados ocorridos nos cavacos gerados por outros parâmetros.

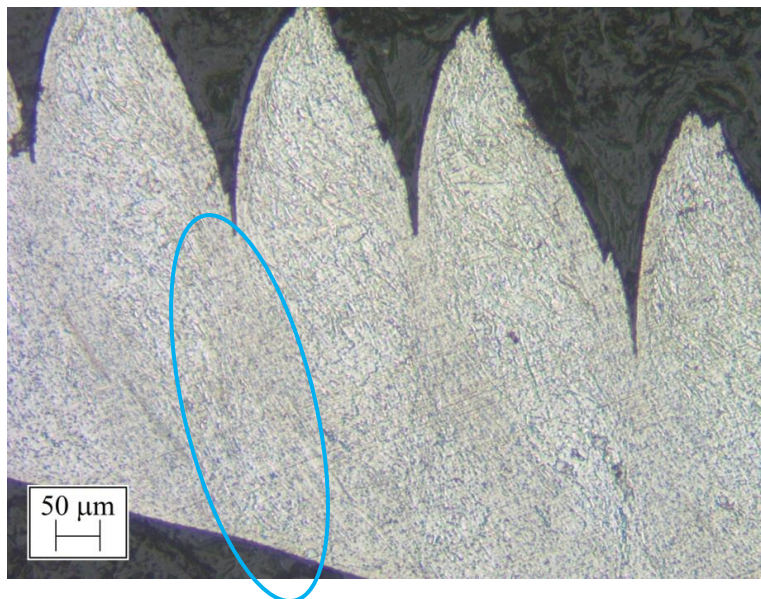
Figura 5.49 – Microscopia Óptica do Cavaco (150-20) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.50 é apresentada a imagem do cavaco produzido pelos parâmetros de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,10 mm/rot.. Neste conjunto de parâmetros não foi detectada a presença de precipitados na matriz de níquel por microscopia óptica. As zonas de deformação primária (elipse azul) e secundária não se apresentam de forma nítida como nas imagens anteriormente apresentadas para os outros parâmetros possivelmente devido à alta velocidade de corte e baixo avanço fazendo com que a deformação gerada pelos esforços fosse parcialmente recuperada não sendo facilmente detectada por microscopia óptica.

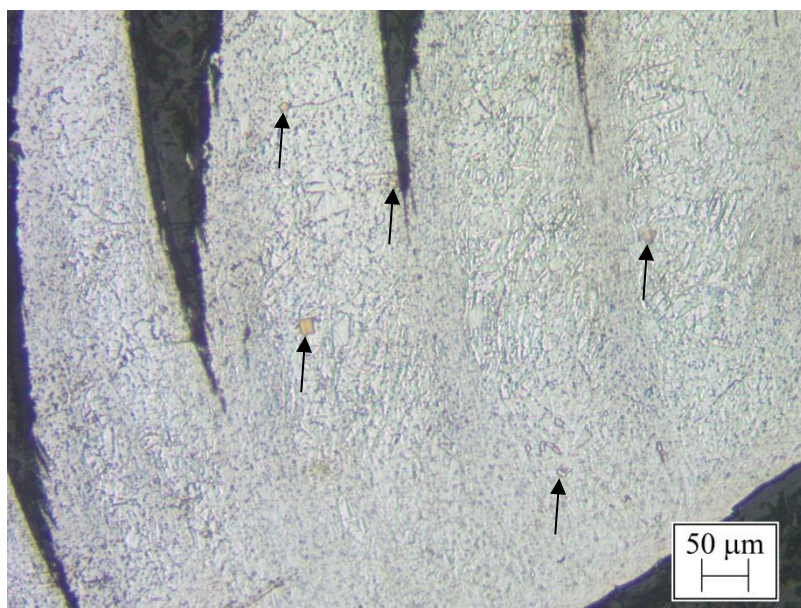
Figura 5.50 – Microscopia Óptica do Cavaco (150-10) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

A imagem por microscopia óptica referente ao cavaco gerado pelos parâmetros de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,15 mm/rot é apresentada na Figura 5.51, onde pode ser vista a presença de precipitados na matriz de níquel do cavaco (setas pretas). As zonas de deformação são relativamente menores do que aquelas apresentadas a velocidades de corte diferentes de 150 m/min, assim este efeito pode estar ligado a temperatura que alongando mais o cavaco e aumentando sua espessura.

Figura 5.51 – Microscopia Óptica do Cavaco (150-15) fluido abundante.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Tabela 5.1 são apresentados os resultados do grau de recalque, do ângulo de cisalhamento, da deformação cisalhante e da taxa de cisalhamento para os parâmetros mais severos de usinagem. Visualizando a tabela pode ser visto que a elevação da velocidade de corte promove um aumento significativo na taxa de formação na região de deformação primária ou de cisalhamento enquanto que a variação do avanço provocou pouca alteração nesta taxa. Pode-se notar que quanto ao grau de recalque ocorre o inverso da taxa de deformação sendo assim o grau de recalque mais sensível à alteração do avanço do que pra alterações na velocidade de corte. Assim quanto maior o avanço menor o grau de recalque.

Tabela 5.1 – Deformação dos Cavacos fluido abundante

Vc (m/min)	f (mm/rot)	Grau de recalque (Rc)	Ângulo de cisalhamento (ϕ)	Deformação cisalhante (ϵ)	Taxa de deformação (s^{-1})
90	20	2,92	18,2	3,5	5,6E+03
120		3,54	15,3	4,1	8,5E+03
150		2,58	20,3	3,2	1,2E+04
150	10	6,00	9,3	6,4	1,1E+04
150	15	5,28	10,5	5,7	1,0E+04

Fonte: Produção do próprio autor.

Visualizando a Tabela 5.2 e comparando com a Tabela 5.1 nota-se que a dureza final apresentada pelo cavaco está relacionada com o grau de recalque, assim quanto maior for o grau de recalque maior será a dureza do cavaco. No caso da super liga Inconel 718 utilizada verificou-se antes dos ensaios que a mesma possui dureza igual a 412,3 HV. Esta dureza do material abaixo da apresentada pelos cavacos pode permitir um acabamento superficial deficitário quando o cavaco de maior dureza se choca contra a peça com menor dureza. Analisando a Tabela 5.1 é possível observar que o ângulo de cisalhamento é inversamente proporcional ao grau de recalque. Deste modo quanto maior for o ângulo de cisalhamento menor será o grau de recalque e consequentemente menor será a dureza do cavaco minimizando o risco do acabamento superficial ser prejudicado pelo contato do cavaco com a peça, fenômeno este que ocorre geralmente nos processos de usinagem.

Assim há duas possibilidades de redução de dureza dos cavacos. A primeira a partir da redução do grau de recalque modificando os parâmetros relacionados com a espessura de corte (h) aumentando o avanço ou o ângulo de posição. Outra possibilidade seria alterar o ângulo de saída da ferramenta deixando-o menos negativo possível.

Tabela 5.2 – Dureza Vickers dos Cavacos fluido abundante.

Vc (m/min)	f (mm/rot)	Dureza Vickers (HV)
90	20	497,1
120		503,3
150		496,5
150	10	508,6
150	15	506,1

Fonte: Produção do próprio autor.

5.2 LUBRIFICAÇÃO MQL

5.2.1 Análise da Vida da Ferramenta

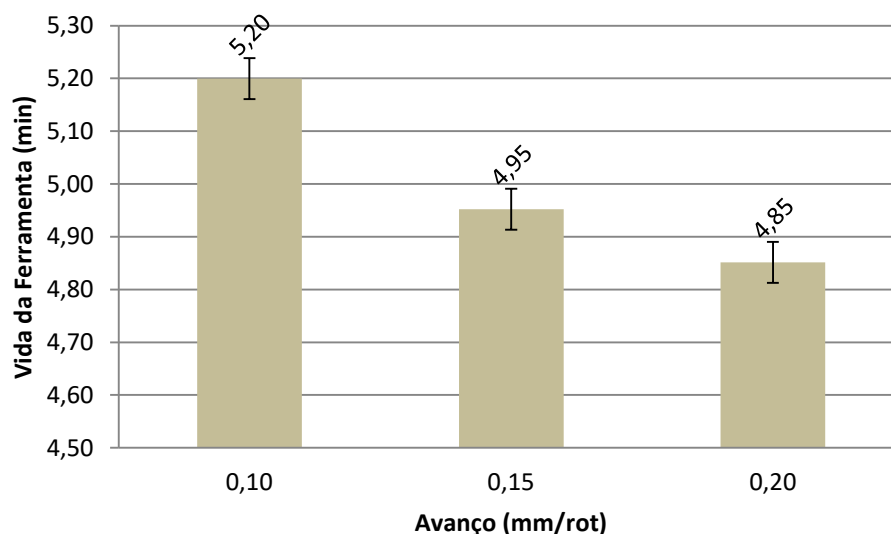
Como mencionado anteriormente nos processos de usinagem um dos grandes aceleradores do processo de desgaste das ferramentas é a temperatura. Uma vez que se perca a cobertura do inserto que tem como uma de suas funções fazer com que a ferramenta resista a temperaturas elevadas o processo de desgaste torna-se ainda mais rápido.

Quando se utiliza a lubrificação pelo método de Mínima Quantidade Lubrificação (MQL) as temperaturas na interface peça/ferramenta/cavaco são bastante elevadas.

As superligas de níquel não possuem boa condutividade térmica o que agrava ainda mais a dissipação de todo o calor gerado. Assim as ferramentas recebem uma carga calorífica do processo muito maior do que em outras condições de lubrificação fazendo com que seu comportamento com relação à vida seja muitas vezes encurtada.

Na Figura 5.52 cuja velocidade de corte foi a mais baixa dentre todos os ensaios realizados pode ser visto que houve uma redução do tempo de vida da ferramenta com o aumento do avanço. Tal redução no tempo de vida da ferramenta apesar de ter ocorrido não foi tão acentuado como ocorrido na lubrificação abundante.

Figura 5.52 – Vida da Ferramenta em minutos ($V_c = 90$ m/min) MQL.

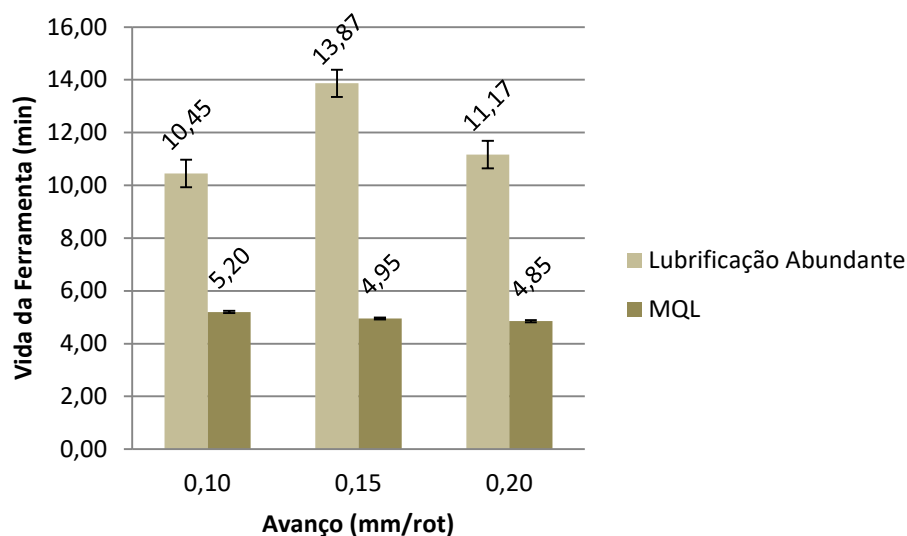


Fonte: Produção do próprio autor.

Quando se comparam os resultados obtidos para as duas condições de lubrificação adotadas nos experimentos, Figura 5.53, fica ainda mais evidente o impacto da baixa remoção de calor durante a usinagem que reflete de forma mais intensa na vida da ferramenta que sofre com o calor. O calor gerado além de pouco dissipado no Inconel 718 atua mais rapidamente nos mecanismos de desgaste da ferramenta, faz com que a ferramenta perca a dureza e consequentemente sua resistência ao desgaste e pode ocasionar a aparição de precipitados na matriz austenítica do níquel que agem como partículas abrasivas na ferramenta.

A vida da ferramenta teve queda significativa entre os dois métodos de aplicação de lubrificação. Nota-se que a queda mais acentuada foi a referente ao avanço de 0,15 mm/rot que atingiu 8,92 minutos a menos.

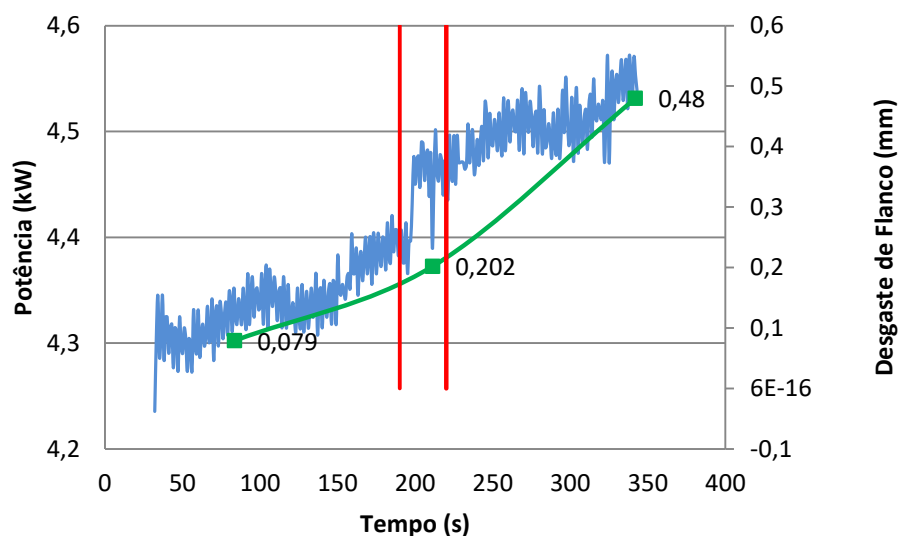
Figura 5.53 – Vida da Ferramenta em minutos: Lubrificação Abundante X MQL ($V_c = 90$ m/min)



Fonte: Produção do próprio autor.

As oscilações de potência estão intimamente relacionadas ao comportamento da vida da ferramenta e a evolução do desgaste. A partir da Figura 5.54 pode ser visto o comportamento da potência do equipamento e a evolução do desgaste de flanco (VB) ao longo do tempo. Cabe notar na Figura 5.54 que há um ponto de inflexão da curva de desgaste que se sobrepõe ao ponto de queda de potência. Assim é possível perceber que o aumento da potência pode estar associado ao acúmulo de material na ponta da ferramenta e que ao ser encruado e por alterar a geometria da ferramenta exige mais potência do equipamento. Ainda com a elevação da temperatura pode estar ocorrendo uma perda da dureza da ferramenta que vem a perder sua massa e consequentemente sua geometria de corte. Na Figura 5.54 as linhas vermelhas verticais mostram os pontos de quedas de potência e desgaste medido na região. Nota-se ao longo da curva e mais pronunciado no intervalo entre as linhas vermelhas um súbito aumento de potência seguido de uma aparente estabilização e após queda de potência.

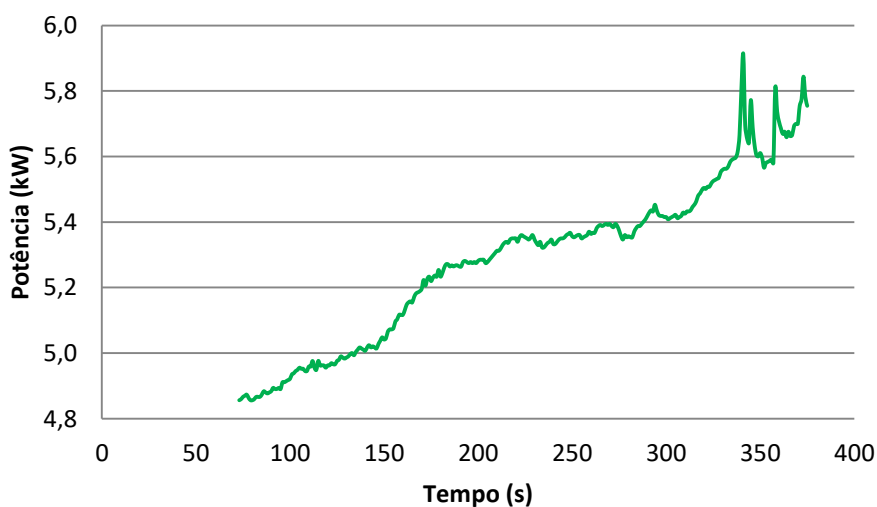
Figura 5.54 – Potência efetiva de usinagem e desgaste de flanco (90-10) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Com o aumento do avanço de 0,10 mm/rot para 0,15 mm/rot observa-se um significativo da potência como apresentado na Figura 5.55. Pode ser visto que com esse aumento no avanço de cinco centésimos fez com que o processo inicia-se com potência superior ao máximo valor medido quando do avanço de 0,10 mm/rot. Todo desenvolvimento da curva ocorre de maneira crescente sem regiões de oscilações mais pronunciadas com exceção a parte final que já somava todo o desgaste da ferramenta oriundo do processo de usinagem.

Figura 5.55 – Potência efetiva de usinagem (90-15) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.56 é apresentada evolução da potência para o avanço de 0,20 mm/rot e velocidade de corte de 90 m/min, onde pode ser observada uma grande variação ao longo de toda a curva com várias quedas e picos de potência. Avanços maiores implicam em maior potência de avanço que por sua vez impacta na potência efetiva de corte conforme Equação 5.6 e 5.7.

$$P_f = F_f \times V_f \quad (5.6)$$

Onde:

P_f – Potência de avanço (kW)

F_f – Força de avanço (N)

V_f – Velocidade de avanço (mm/min)

$$P_e = P_f + P_c \quad (5.7)$$

Onde:

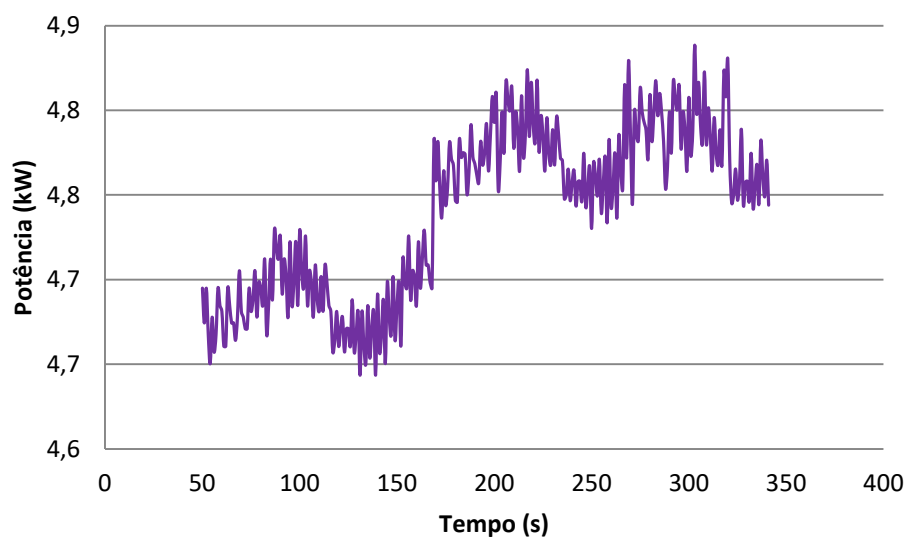
P_f – Potência de avanço (kW)

P_e – Potência efetiva (kW)

P_c – Potência de corte (kW)

Em situações que houve grande variação no comportamento das curvas de potência nota-se um menor tempo de vida da ferramenta. Na Figura 5.56 como mencionado anteriormente tem-se a maior variação de potência dos três avanços de ensaio e acarretou o menor tempo de vida para a velocidade de 90 m/min.

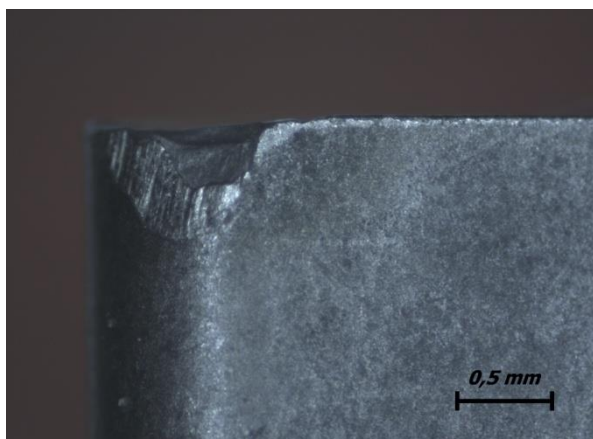
Figura 5.56 – Potência efetiva de usinagem (90-20) MQL.



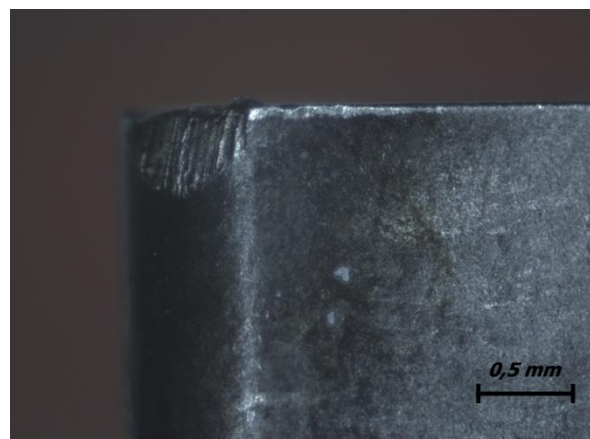
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.57 são apresentadas as ferramentas utilizadas nos ensaios com para os parâmetros de usinagem de velocidade de corte de 90 m/min e avanços de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot.

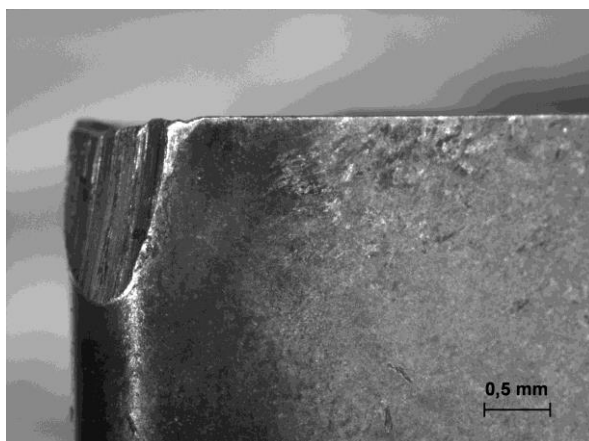
Figura 5.57 – Desgaste de ferramentas ($V_c = 90$ m/min) MQL.



$V_c = 90$ m/min
 $f = 0,10$ mm/rot



$V_c = 90$ m/min
 $f = 0,15$ mm/rot



$V_c = 90$ m/min
 $f = 0,20$ mm/rot

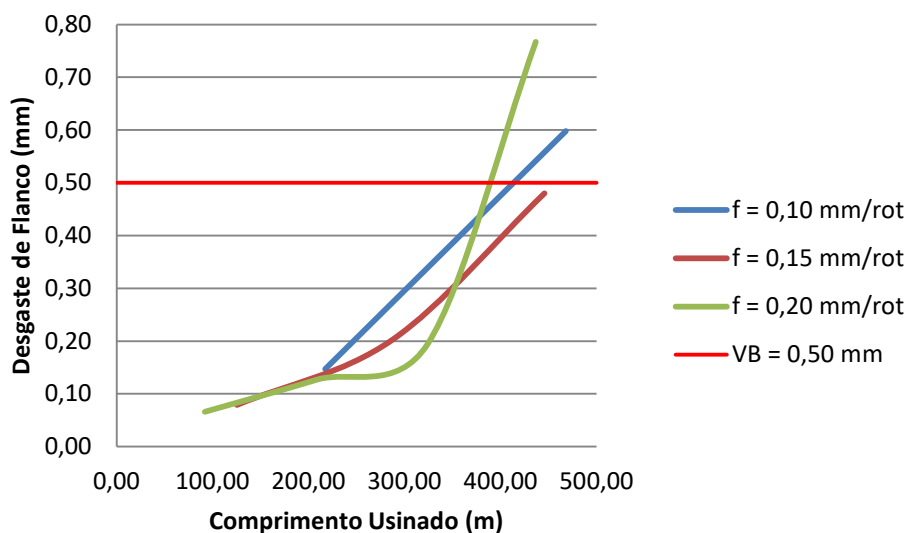
Fonte: Produção do próprio autor.

A partir da Figura 5.57 é possível observar que a ferramenta que apresentou maior desgaste foi utilizada com o avanço de 0,20 mm/rot justamente a que obteve a curva de potência de comportamento mais irregular dentre os avanços utilizados. Nota-se na imagem na ponta da ferramenta sulcos bem definidos que é resultado de partículas abrasivas que ao entrar em contato com a ferramenta removem pequenas porções do substrato de metal duro.

Na Figura 5.58 é apresentada a evolução do desgaste da ferramenta em função do comprimento usinado, onde pode se notado que as três curvas de avanço até próximo ao comprimento de 200 metros praticamente se sobrepuseram e somente a partir desse comprimento houve um comportamento diferenciado entre as três. Cabe ressaltar que 200 metros é de modo geral metade do comprimento usinado para os três avanços, deste modo

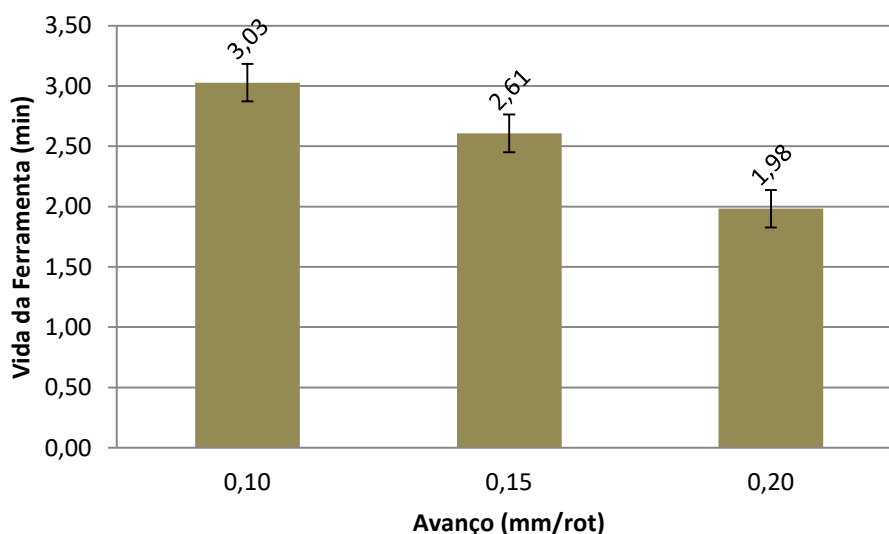
observando os respectivos gráficos de potência nota-se que para o tempo médio estão associados súbitos aumentos e quedas de potência.

Figura 5.58 - Desgaste de Flanco X Comprimento Usinado ($V_c = 90$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

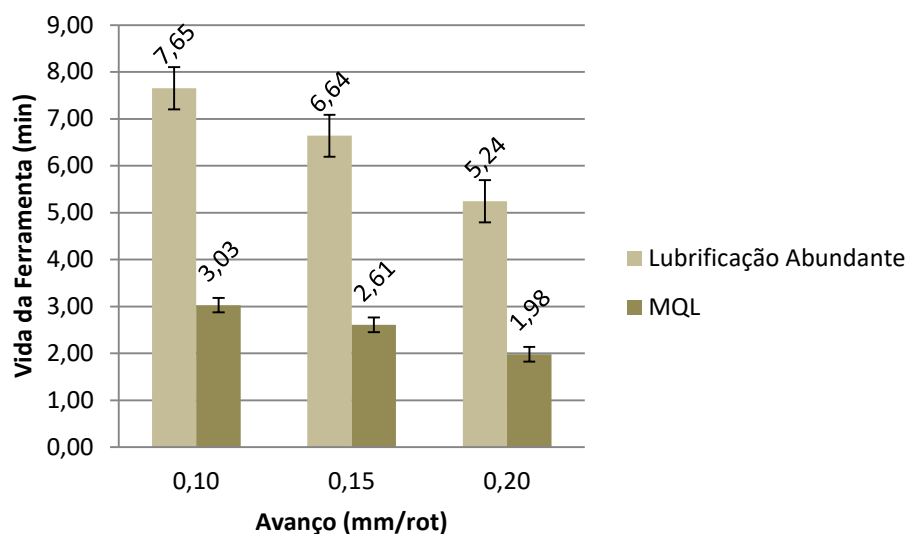
Na Figura 5.59 é apresentada a vida da ferramenta em minutos para a velocidade de 120 m/min e para os três avanços utilizados nos ensaios (0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot). Nota-se a influência direta do avanço em relação a vida da ferramenta, onde para maiores avanços tem-se um tempo reduzido de utilização da ferramenta. Este efeito pode estar associado ao aumento dos esforços para que o corte aconteça e a influência de partículas abrasivas da liga que invariavelmente ao tocarem a superfície da ferramenta carregam partes da mesma e quanto maior for o esforço maior será esse carregamento.

Figura 5.59 – Vida da Ferramenta ($V_c = 120$ m/min) MQL.

Fonte: Produção do próprio autor.

De modo a buscar uma comparação ao comportamento apresentado entre os métodos de aplicação de lubrificação pode ser analisada a Figura 5.60 que ajuda a ilustrar o efeito da aplicação de fluido e a vida da ferramenta. A partir da Figura 5.60 é possível notar que houve o mesmo comportamento de queda na vida da ferramenta para ambos os métodos de lubrificação. É evidente os maiores tempos de vida para condição de lubrificação abundante frente a MQL, que por não ser capaz de remover tanto calor quanto a lubrificação abundante permite que grande parte do calor gerado seja dissipado na ferramenta que por sua vez se desgasta mais rapidamente e, portanto, trabalhando por menos tempo.

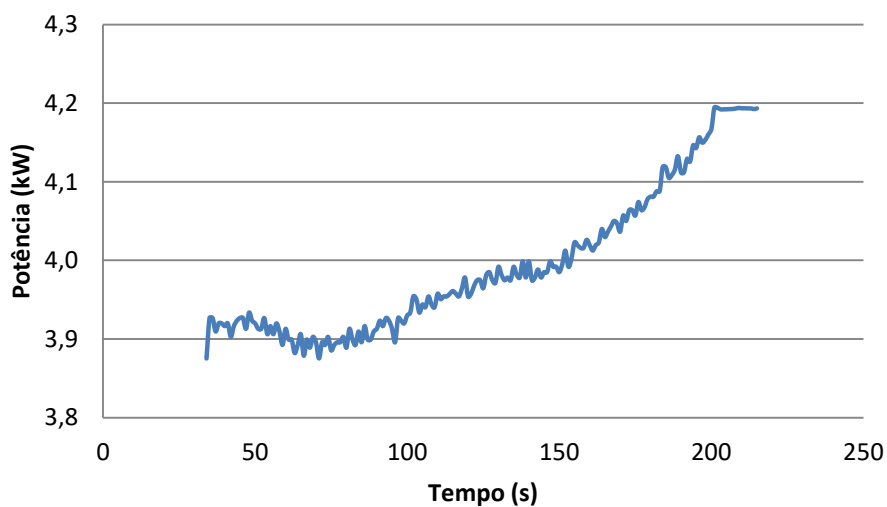
Figura 5.60 – Vida da Ferramenta em minutos: Lubrificação Abundante X MQL ($V_c = 120$ m/min)



Fonte: Produção do próprio autor.

Observando os gráficos de potência pode-se obter mais informações com relação ao comportamento da ferramenta. Na Figura 5.61 onde é apresentado o comportamento da potência para a velocidade de 120 m/min e avanço de 0,10 mm/rot pode ser vista uma melhor evolução crescente regular da curva quando comparado aos demais avanços. A curva da Figura 5.61 evolui razoavelmente de forma gradativa sem picos e quedas acentuadas o que pode se associar a um desgaste menos severo e mais regular ao longo da usinagem.

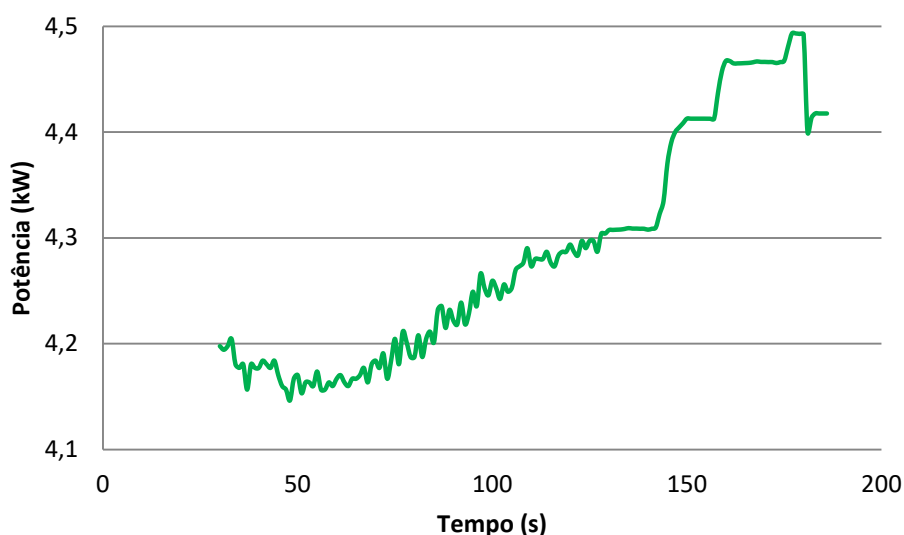
Figura 5.61 – Potência efetiva de usinagem (120-10) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.62 é apresentada a potência quando utilizado o avanço de 0,15 mm/rot. Nota-se na Figura 5.62 um comportamento similar ao do avanço de 0,10 mm/rot ao menos até por volta do tempo de 130 segundos, onde nota-se elevados saltos de potência com uma queda brusca ao final do processo. É possível notar também que a potência foi requerida no processo foi maior que a do avanço de 0,10 mm/rot que teve seu maior valor registrado próximo de 4,2 kW sendo que para o avanço de 0,15 mm/rot seu início se deu neste mesmo patamar atingindo um máximo próximo a 4,5 kW. Este aumento de potência com o aumento do avanço já era esperado uma vez que a força de avanço se eleva. Aumentos súbitos ou quedas bruscas de potência podem estar associados ao desgaste mais severo da ferramenta o que encurta sua vida.

Figura 5.62 – Potência efetiva de usinagem (120-15) MQL.

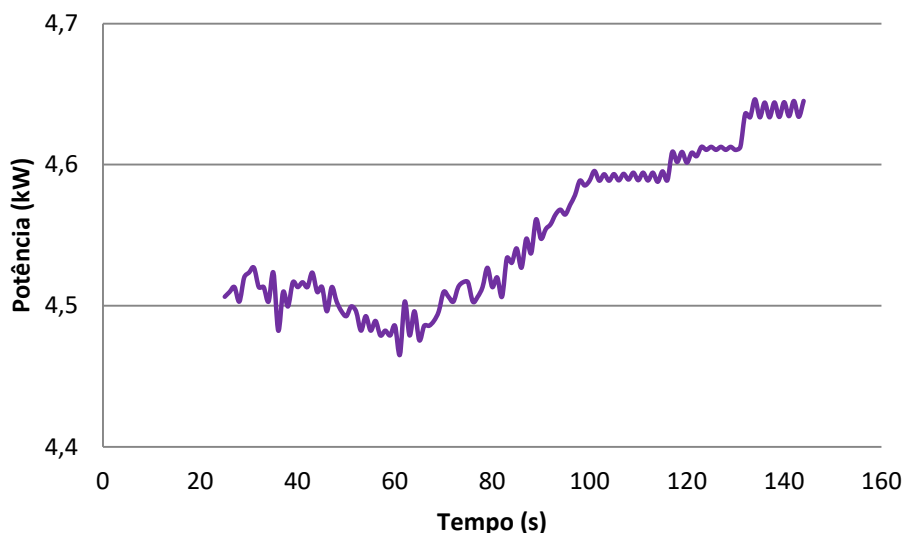


Fonte: Produção do próprio autor.

Como visto nas Figuras 5.61 e 5.62 o início do processo no que diz respeito à potência se deu por volta do ponto de término do processo anterior, em outras palavras, para o avanço de 0,15 mm/rot terminou em uma potência próxima de 4,5 kW, ponto este de início de potência para o avanço de 0,20 mm/rot (Figura 5.63). Cabe notar que para os três avanços houve um efeito de potência decrescendo entre os tempos de 50 e 60 segundos e logo após retomada do aumento de potência. Tal efeito pode estar associado ao tempo para a peça aquecer e com isso ter o valor do coeficiente de proporcionalidade (K_c) que é denominado pressão específica de corte diminuído devido a temperatura, diminuindo assim a força de corte e consequentemente a potência uma vez que o corte torna-se mais fácil de ocorrer.

Entretanto devido a forte incidência de precipitados nas ligas de níquel e a sua baixa condutividade térmica esse efeito torna-se insignificante frente a perda das propriedades da ferramenta que sofre desgaste ou até mesmo avarias severas.

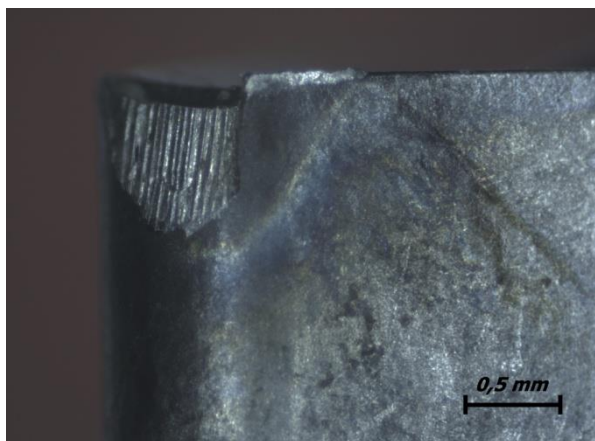
Figura 5.63 – Potência efetiva de usinagem (120-20) MQL.



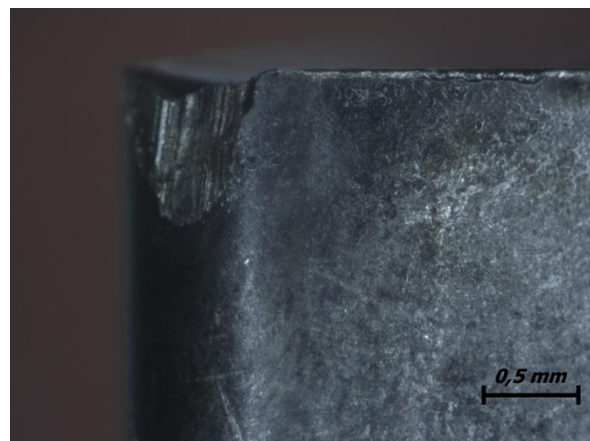
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.64 percebe-se com relativa facilidade sulcos na ponta da ferramenta que sofreu um desgaste demasiadamente elevado. Os sulcos na ponta da ferramenta ocorreram devido à abrasividade do material do corpo de prova que em temperaturas elevadas e por possuir grande quantidade de elementos de liga forma partículas abrasivas oriundas dos precipitados que tem a função de manter as propriedades do material em temperatura elevadas.

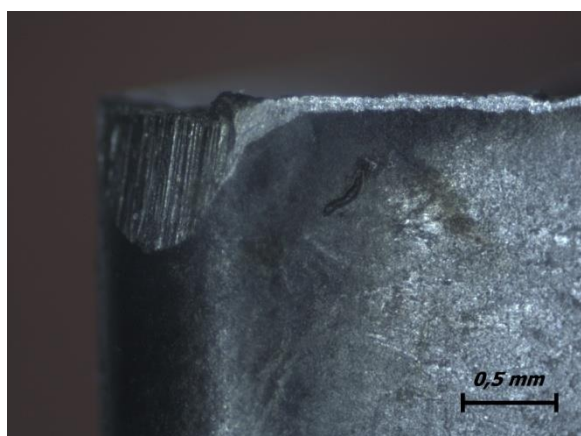
Figura 5.64 – Desgaste de ferramentas ($V_c = 120$ m/min) MQL.



$V_c = 120$ m/min
 $f = 0,10$ mm/rot



$V_c = 120$ m/min
 $f = 0,15$ mm/rot

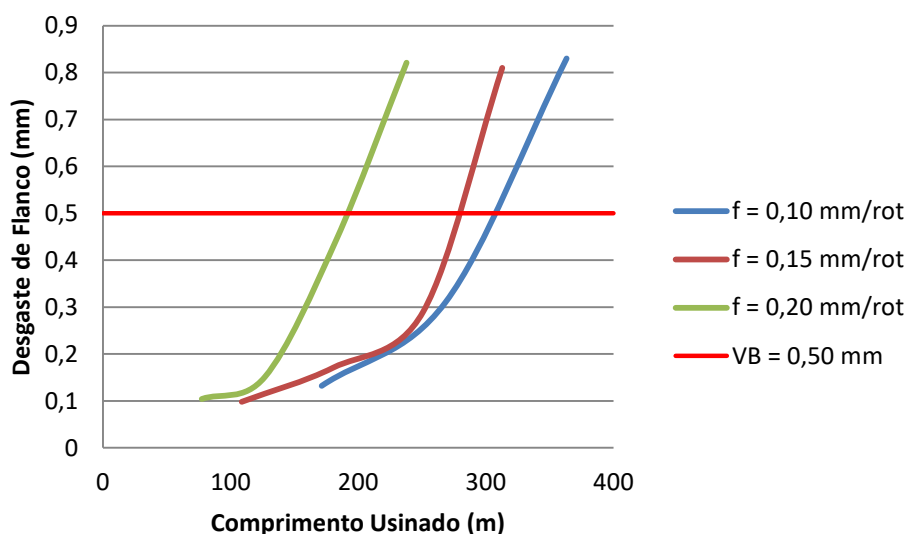


$V_c = 120$ m/min
 $f = 0,20$ mm/rot

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.65 pode ser observada a evolução do desgaste da ferramenta em função do comprimento usinado. Nota-se um comportamento mais distinto entre as três curvas para a velocidade de 120 m/min do que para a velocidade de 90 m/min. Tal comportamento é justificado pelo aumento de temperatura que ocorre quanto maior for a velocidade de corte. Ainda nota-se um comportamento da curva cada vez mais exponencial com a evolução dos parâmetros de corte.

Figura 5.65 - Desgaste de Flanco X Comprimento Usinado ($V_c = 120$ m/min) MQL.



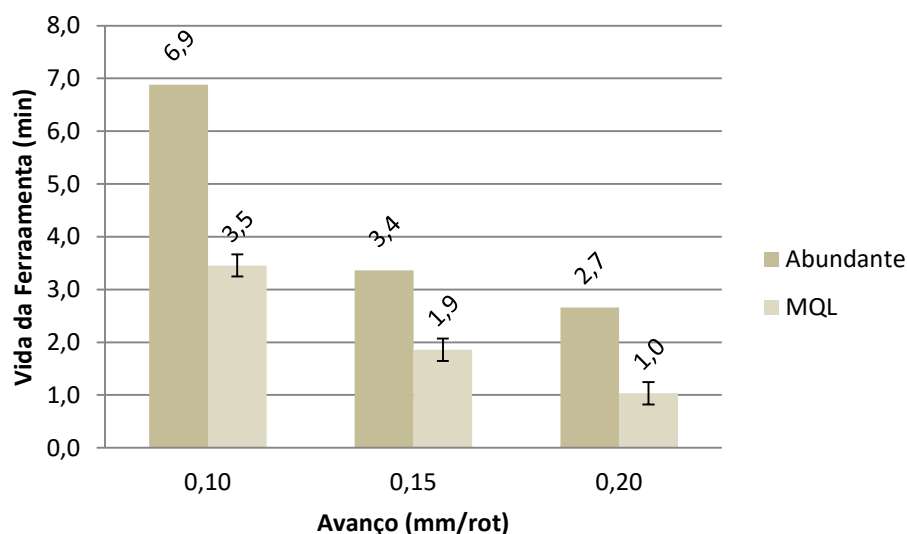
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.66 a seguir é apresentada a vida da ferramenta em minutos para a condição de corte mais severa dos ensaios, uma vez que, trata-se da maior velocidade ($V_c = 150$ m/min) e com aplicação de lubrificação pelo método MQL.

Na Figura 5.66 ainda é apresentada novamente a vida da ferramenta para os mesmos parâmetros, porém com aplicação de lubrificação abundante afim de facilitar comparações entre os dois métodos de aplicação do fluido. Nota-se com relação à aplicação pela técnica MQL que há uma queda na vida da ferramenta com o aumento do avanço.

Comparativamente a técnica de lubrificação abundante apresenta maior vida independentemente dos parâmetros de avanço utilizados. Para ambas as técnicas de aplicação do fluido o efeito de queda ocorre de maneira similar. Quando se compara a técnica de aplicação do fluido é possível notar que a vida para os mesmos parâmetros tende a diminuir praticamente pela metade apenas pela alteração de aplicação pelo modo abundante para o modo MQL. Quando se compara o comportamento devido o aumento do avanço é possível notar que, independentemente do modo de aplicação do fluido, elevar o avanço em cinco centésimos causa uma queda também em média da metade da vida da ferramenta.

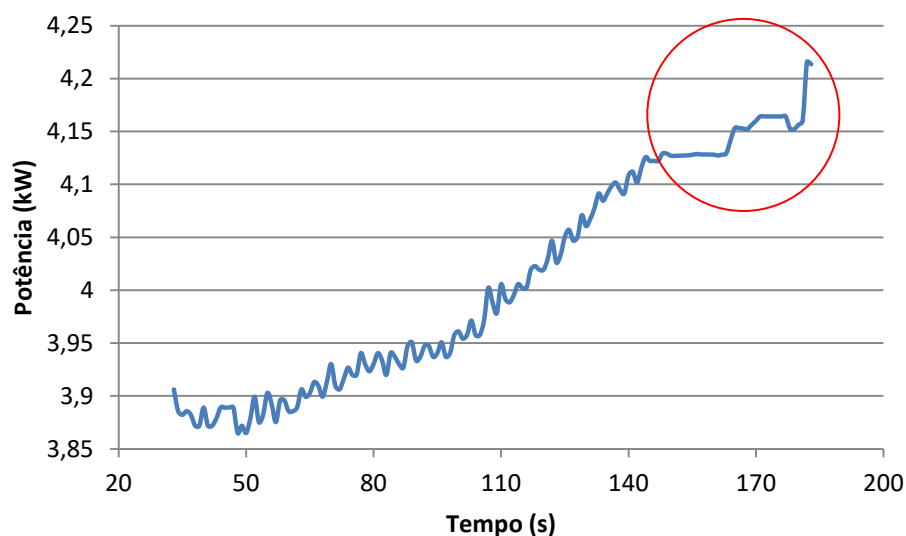
Figura 5.66 – Vida da Ferramenta ($V_c = 150$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.67 pode ser visto o comportamento da potência durante a usinagem para a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,10 mm/rot. O comportamento da curva para o avanço de 0,10 mm/rot foi relativamente uniforme e crescente ao longo do processo, não apresentando picos ou quedas bruscas até quase o final do processamento onde nota-se um comportamento dissimilar (círculo vermelho). Este efeito pode estar associado ao desgaste da ferramenta que já vinha se acumulando durante todo o processamento acarretando no final do processamento uma sequência de eventos mais agressivos a ferramenta levando-a tendência de desgastar mais rapidamente após os 140 segundos de processamento.

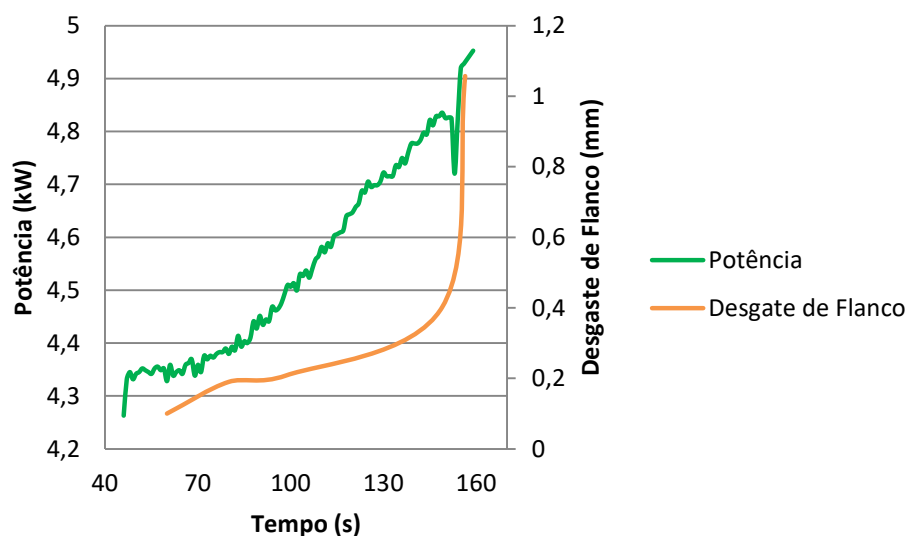
Figura 5.67 – Potência efetiva de usinagem (150-10) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na curva de potência referente ao avanço de 0,15 mm/rot (Figura 5.68) nota-se um comportamento bastante similar ao do avanço de 0,10 mm/rot no que diz respeito a sua evolução relativamente uniforme e crescente até o ponto próximo ao tempo de 150 segundos onde é visualizada uma queda brusca seguida de um pico na potência. Assim se pode ver ainda na Figura 5.68 um a curva referente à evolução do desgaste de flanco. Analisando ambas as curvas, se nota um crescimento exponencial da curva próximo ao trecho de queda brusca e de pico da curva de potência. Tal fenômeno vem a evidenciar a ligação direta entre a potência e a evolução do desgaste durante o processamento. Também fica evidenciada a dificuldade de conseguir parar a usinagem no momento correto de forma a poder associar ambas as curvas uma vez que o processo é dinâmico e o desgaste ocorre em uma fração de tempo curta. Definir então uma metodologia com o objetivo de se determinar pontos específicos de parada de processo para então poder ser feita uma correlação mais quantitativa seria de grande valia.

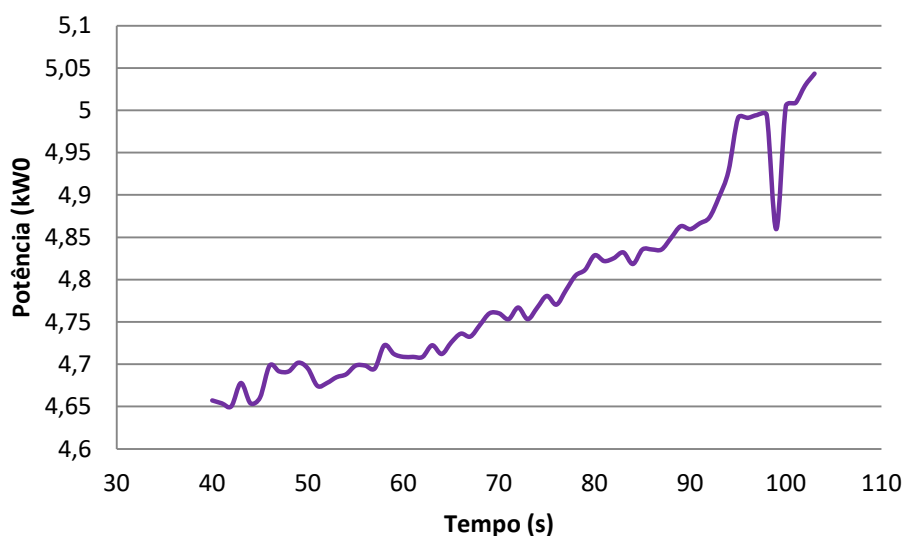
Figura 5.68 – Potência efetiva de usinagem (150-15) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.69 pode ser vista a curva de potência para os parâmetros de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. O comportamento da curva não é diferente ao apresentado nos dois avanços anteriores (0,10 e 0,15 mm/rot). Novamente assim como no avanço de 0,15 mm/rot ao final do processo nota-se um rápido aumento da potência uma vez que a ferramenta para o tempo de 90 segundos já estava próxima de seu fim de vida, ou seja, próxima de um desgaste de flanco de 0,5 mm ou além desta marca. Desgastes muito severos ou avarias acabam por alterar a geometria da ferramenta acarretando em maiores dificuldades de usinagem o que eleva consideravelmente a potência necessária para que o processo ocorra de forma adequada.

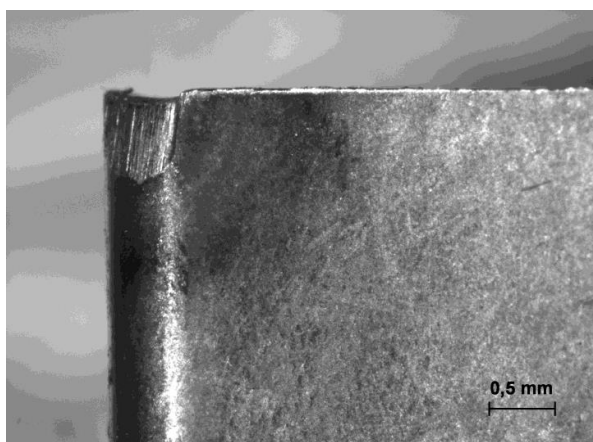
Figura 5.69 – Potência efetiva de usinagem (150-20) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.70 são apresentadas as ferramentas utilizadas no processamento do material e cada parâmetro selecionado. Nota-se que apenas a ferramenta que foi utilizada com o avanço de 0,1 mm/rot não sofreu danos severos apresentando ranhuras na ponta da ferramenta e um desgaste regular compatível com a sua curva de potência. Já para os dois últimos avanços nota-se danos muito severos na ferramenta além de material da peça impregnado na ferramenta. O material que fica na interface ferramenta/peça é que ocasiona a elevação acentuada potência durante a usinagem e que quando se rompe faz com que ocorra uma queda e posteriormente uma elevação novamente da potência uma vez que gera danos a ferramenta e assim dificulta o corte. Nota-se que no avanço de 0,20 mm/rot (condição mais severa de ensaio) o processo se encerrou muito próximo ao ponto de desprendimento do material da ponta da ferramenta com início de mais um represamento de material da peça na ponta da ferramenta. Pode ser visto mais abaixo na ponta da ferramenta a porção de material com características de material metálico que atingiu temperaturas relativamente elevadas e forte deformação.

Figura 5.70 – Desgaste de ferramentas ($V_c = 150$ m/min) MQL.



$V_c = 150$ m/min

$f = 0,10$ mm/rot



$V_c = 150$ m/min

$f = 0,15$ mm/rot



$V_c = 150$ m/min

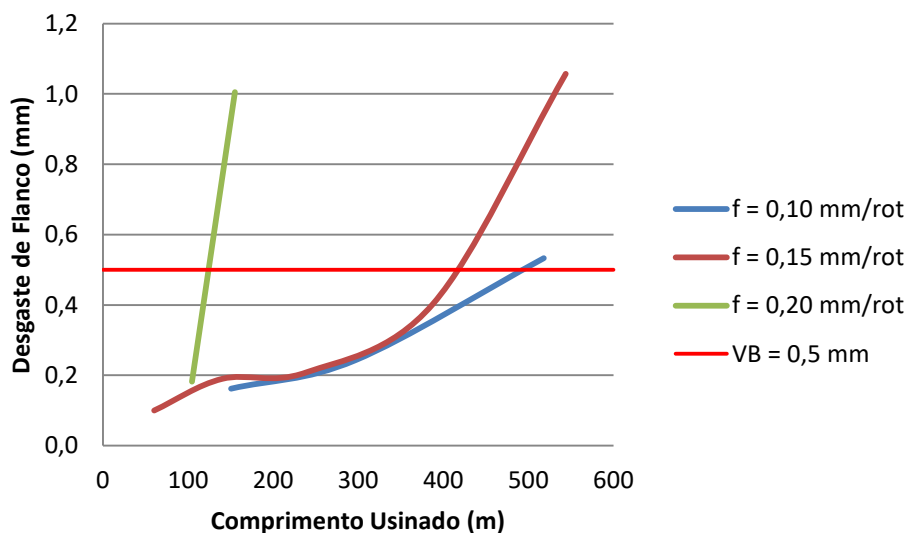
$f = 0,20$ mm/rot

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.71 é apresentada a evolução do desgaste de flanco em função do comprimento usinado para a velocidade de corte de 150 m/min.. Nas curvas do gráfico nota-se que para o avanço de 0,2 mm/rot o desgaste ocorreu de forma mais acelerada uma vez que atingiu o desgaste de flanco de controle em um comprimento usinado muito baixo. Para os avanços de 0,10 e 0,15 mm/rot ambos tiveram um comportamento relativamente similar durante os comprimentos de 200 e 350 metros, sendo que a melhor relação desgaste versus comprimento usinado foi para o menor avanço utilizado. O controle do desgaste torna-se cada vez mais complexo com a elevação dos parâmetros de usinagem uma vez que aumentam os

esforços e principalmente a temperatura no processo maximizando o efeito dos mecanismos de desgaste.

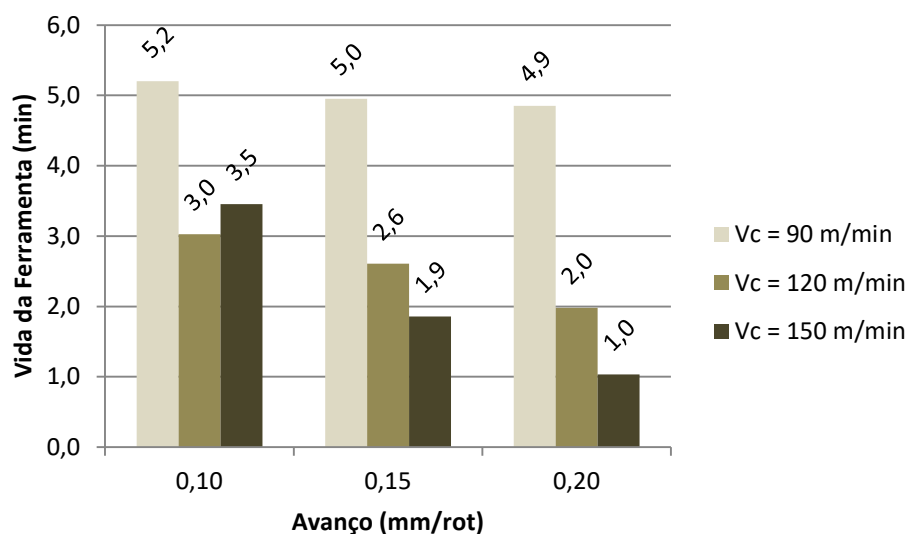
Figura 5.71 - Desgaste de Flanco X Comprimento Usinado ($V_c = 150$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.72 tem-se um comparativo do tempo de vida da ferramenta de modo a facilitar a visualização de quais parâmetros levaram as ferramentas a obter as maiores e menores vidas durante o processo de usinagem. Nota-se, de modo geral, um comportamento de queda da vida da ferramenta com o aumento dos parâmetros de avanço, porém no caso do aumento da velocidade de corte tem-se uma vida maior para a velocidade de 150 m/min do que para a velocidade 120 m/min. Este efeito pode estar associado a uma diminuição da resistência ao corte do material devido a maior temperatura obtida no processo quando da utilização da velocidade de 150 m/min frente à de 120 m/min sem que tal elevação da temperatura acarretasse em uma aceleração do desgaste. Assim nesse caso o aumento da temperatura veio de modo a minimizar os esforços de corte devido a menor resistência ao corte do material sem que houvesse fragilização de ferramenta prematuramente devido ao aquecimento. Nota-se ainda que o aumento da velocidade de corte foi muito mais severo ao processo do que o aumento do avanço.

Figura 5.72 – Comparativo Tempo de Vida



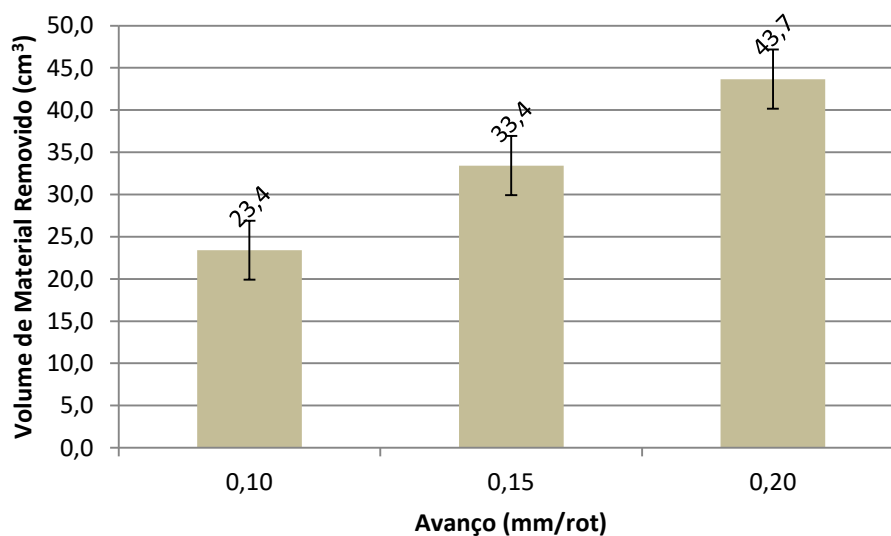
Fonte: Produção do próprio autor.

5.2.2 Volume de Material Removido

O volume de material removido (Equação 4.7) é dependente da taxa de remoção de material (Equação 4.5) que por sua vez é dependente da velocidade de corte adotada no processo. A velocidade de corte tem relação direta com a temperatura gerada na usinagem e no caso de aplicação do fluido de corte pelo método MQL há maior incidência de temperaturas mais elevadas, devido o menor volume de fluido refrigerante na interface peça/ferramenta e mais um agravante que é a baixa condutividade térmica associada às superligas de níquel.

Na Figura 5.73 nota-se um comportamento crescente do volume de material removido com o aumento do avanço, evidenciando que para a velocidade 90 m/min o avanço é a variável que possui maior influência no processo para os parâmetros utilizados. Assim mesmo com a diminuição da vida da ferramenta e consequente diminuição do comprimento usinado o aumento do avanço em 0,5 mm/rot de um avanço para o outro é suficiente para manter um volume removido crescente ao longo do processo.

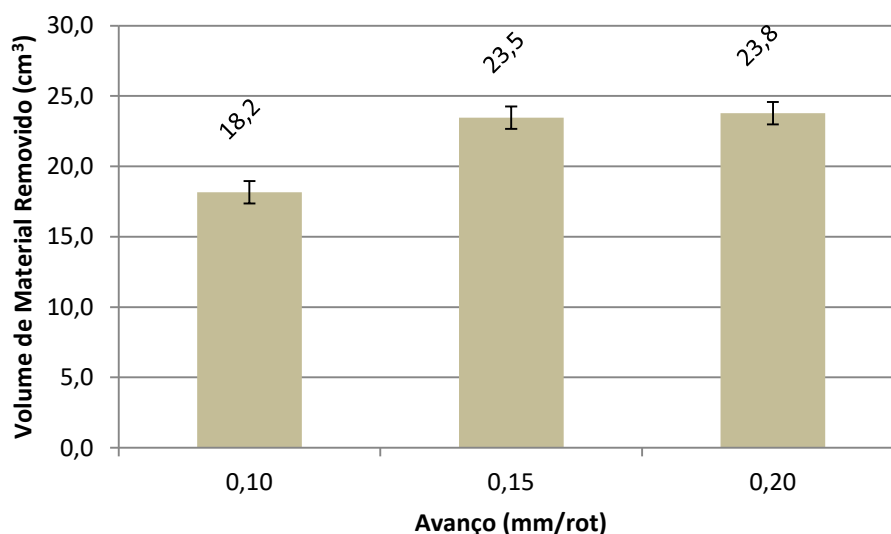
Figura 5.73 – Volume de Material Removido ($V_c = 90$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Quando da utilização da velocidade de 120 m/min nota-se, conforme Figura 5.74, que o fator de maior influência entre velocidade de corte e avanço foi o avanço para o caso do avanço de 0,10 mm/rot. Já para os demais avanços não houve alteração estatística entre os avanços de 0,15 e 0,20 mm/rot evidenciando que para estes avanços a temperatura atingida devido à velocidade pode ter agido de modo a acelerar o desgaste da ferramenta reduzindo a sua vida durante o processamento.

Figura 5.74 – Volume de Material Removido ($V_c = 120$ m/min) MQL.

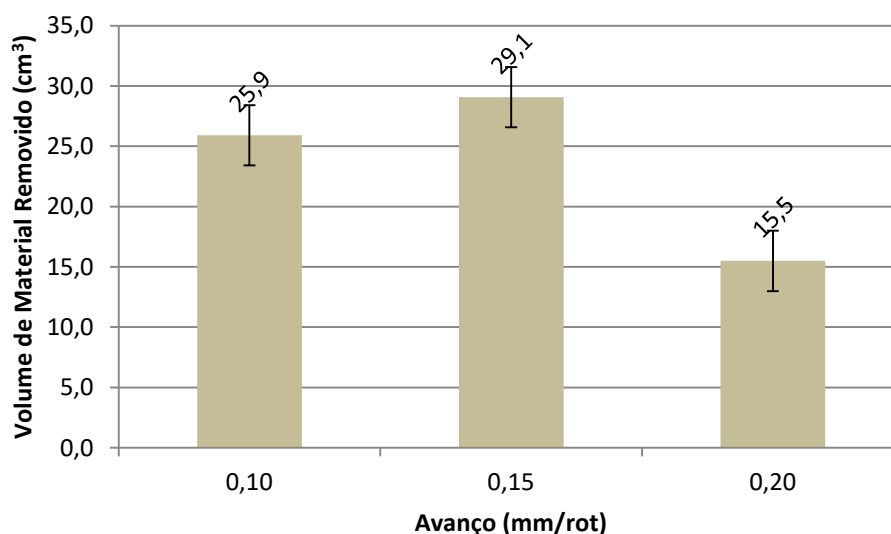


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.75 é apresentado o volume de material removido para a velocidade de corte de 150 m/min onde é possível observar que o maior valor de em cm^3 de material removido foi para o avanço de 0,15 mm/rot. Quando utilizado o avanço de 0,10 mm/rot obteve-se resultados estatisticamente muito próximos daqueles obtidos para 0,15 mm/rot. O resultado mais baixo ficou para a utilização do avanço de 0,20 mm/rot que mesmo tendo o maior avanço utilizado não obteve um resultado atrativo em volume de material removido, isso devido ao baixo tempo de vida que a ferramenta obteve durante os ensaios acarretando em baixo comprimento usinado.

Comparando as Figuras 5.73, 5.74 e 5.75 com relação ao avanço de 0,15 mm/rot nota-se um resultado intermediário para a velocidade de 150 m/min, sendo este por volta de 6 cm^3 maior que o obtido para a velocidade de 120 m/min e 4 cm^3 menor que o obtido para a velocidade de 90 m/min. Este efeito pode estar associado a temperatura do processo devido a maior velocidade que para tais conjuntos de parâmetros passa a ser ainda mais decisiva no comportamento tanto de peça quanto da ferramenta. A utilização da velocidade de 150 m/min junto ao avanço de 0,15 mm/rot acarretou em uma elevação da temperatura que pode ter sido suficiente para alterar o coeficiente de proporcionalidade fazendo com que o material nesta condição fosse mais fácil de ser usinado sem que ocorresse uma fragilização ferramenta fazendo com que houvesse um resultado intermediário para este conjunto de parâmetros.

Figura 5.75 – Volume de Material Removido ($V_c = 150$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

5.2.3 Desgaste das Ferramentas

Com o intuito de poder ser realizada uma comparação em relação ao desgaste das ferramentas, foi analisada apenas as ferramentas que utilizaram os parâmetros mais severos de usinagem como ocorrido na aplicação de lubrificação pelo método abundante e de acordo com o Quadro 5.1 apresentado anteriormente na secção 5.1.3.

O método de aplicação de lubrificação por MQL utiliza uma pequena fração da quantidade de lubrificante quando comparado à lubrificação abundante, assim a retirada de calor no processo por vezes pode tornar-se menos eficiente.

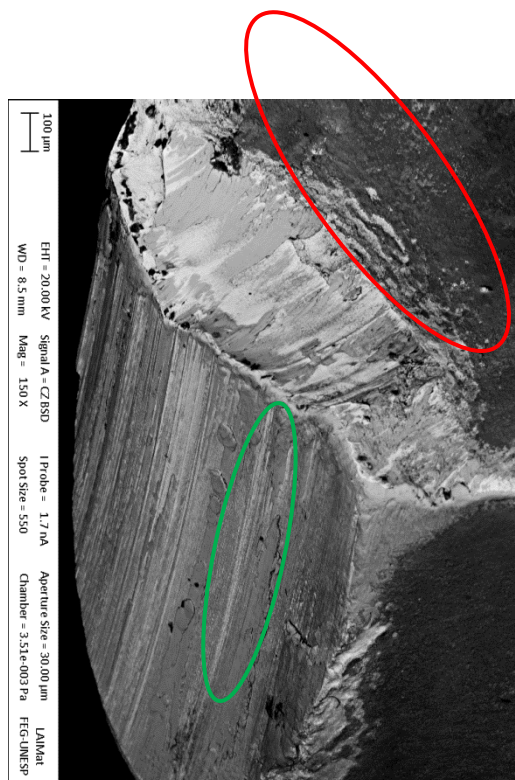
Na Figura 5.76 é apresentada a microscopia eletrônica de varredura e óptica da ferramenta utilizada com os parâmetros de velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. A imagem da ferramenta apresentada na Figura 5.76 é possível observar que ocorreram diversos desgastes e avarias. O efeito do aquecimento devido ao arrefecimento ineficiente do MQL para a usinagem nos parâmetros utilizados levou a diversos danos na ferramenta. É possível tanto na Figura 5.76 (a) e Figura 5.76 (b) visualizar micro-sulcamentos (ranhuras) causados por partículas de elevada dureza como os carbeto geralmente encontrados nas super ligas à base de níquel que os responsáveis em manter algumas de suas propriedades e temperaturas elevadas. A manutenção deste mecanismo de desgaste abrasivo do micro-sulcamento durante o processo acarreta no desgaste de flanco.

Outro desgaste ocorrido na ferramenta foi os desgaste de cratera (Figura 5.76 (a)), onde devido o mecanismo de difusão acionado pelas altas temperaturas gera um fluxo de átomos na interface ferramenta/peça/cavaco dependendo da solubilidade dos elementos envolvidos.

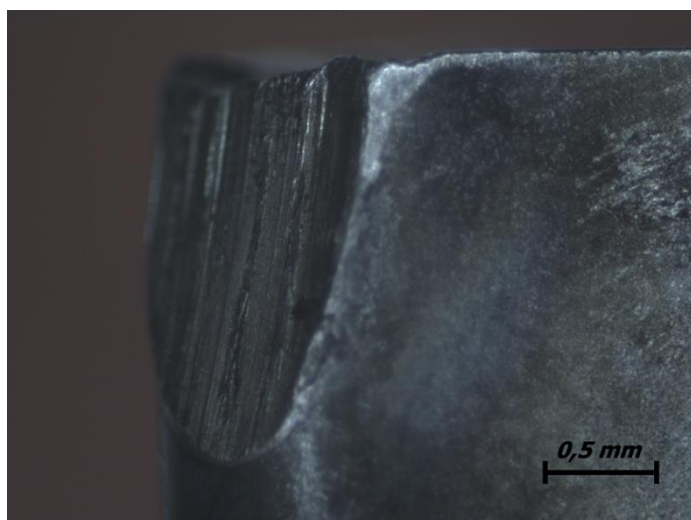
Além dos desgastes mencionados é possível detectar duas avarias na ferramenta observando a Figura 5.76 (a). Há na ferramenta indícios de uma possível deformação plástica (elipse vermelha) que devido a craterização ter sido relativamente grande dificulta sua fácil detecção. A deformação plástica aparece como um resultado da combinação das altas temperaturas e altas pressões agindo sobre a aresta de corte quando se tem altas velocidades de corte, altos avanços e altas durezas dos materiais da peça.

Na ferramenta também é possível notar uma trinca térmica (elipse verde), esse tipo de avaria ocorre principalmente devido à variação térmica inerente ao processo de formação do cavaco. Estas trincas são perpendiculares à aresta de corte, e fragmentos da ferramenta entre as trincas podem ser arrancados da aresta conduzindo à rápida quebra e falha da mesma. O aparecimento desta avaria é mais comum onde as variações de temperaturas são mais críticas. A aplicação inadequada de fluido de corte é uma das causas da formação de trincas térmicas.

Figura 5.76 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (90-20) MQL.



(a)



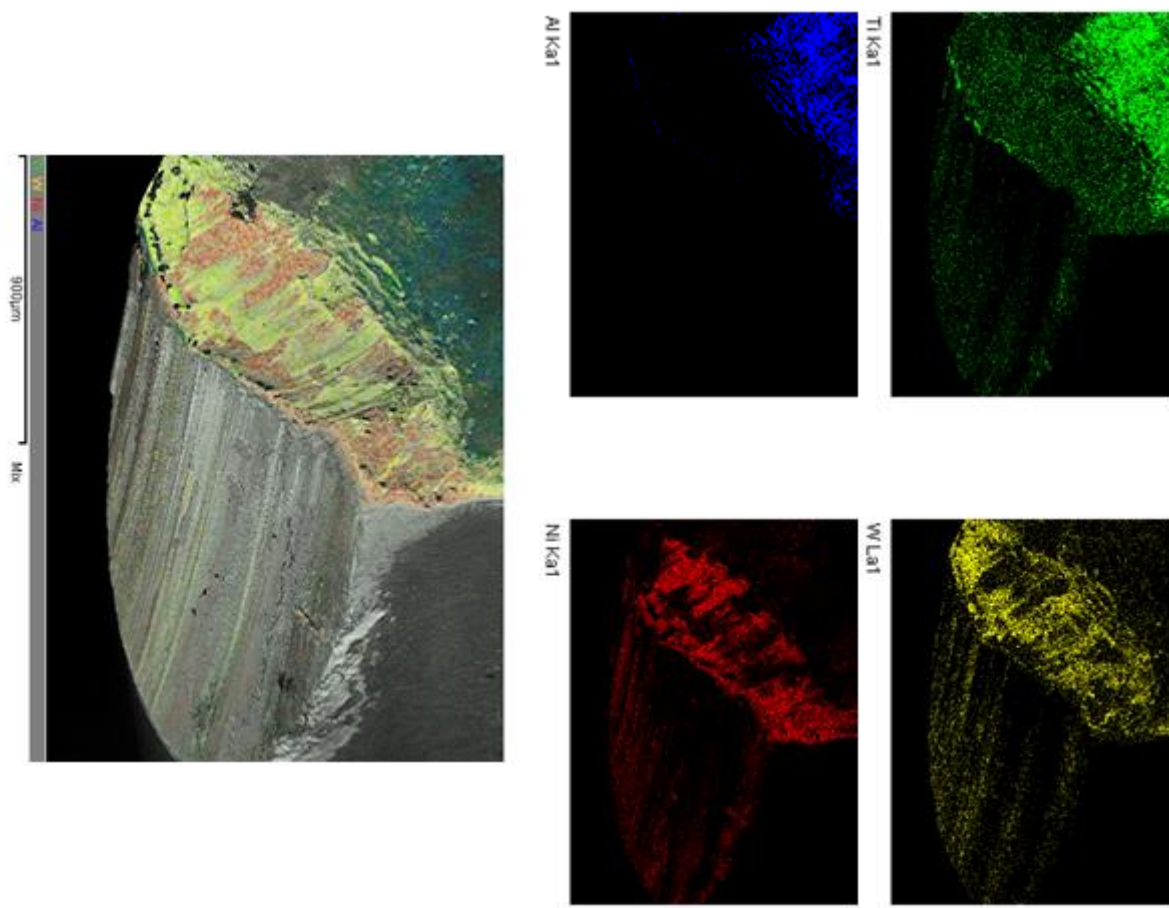
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.77 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta onde foi possível detectar grande perda de alumínio da cobertura da ferramenta provavelmente devido à difusão

ocasionada pelas altas temperaturas envolvidas e a maior afinidade do alumínio com o níquel do que aquela apresentada entre o alumínio e o titânio.

Figura 5.77 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (90-20) MQL.

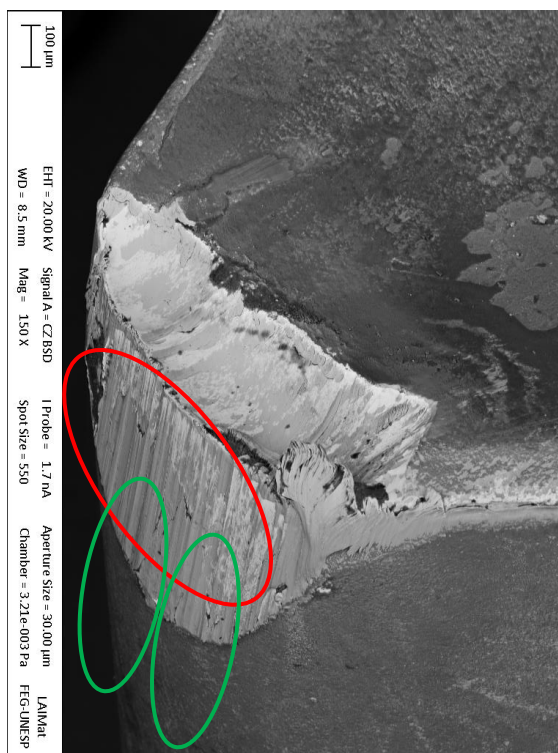


Fonte: Produção do próprio autor.

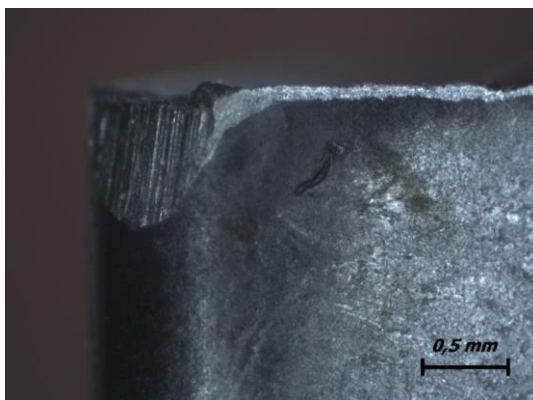
Na Figura 5.78 é apresentada a microscopia eletrônica de varredura e óptica da ferramenta utilizada com os parâmetros de velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Assim como ocorrido nos parâmetros anteriores houve o aparecimento de mais de um desgaste na ferramenta. Tanto na Figura 5.78 (a) quanto na Figura 5.78 (b) vemos o desgaste de flanco de forma clara e com os micro-sulcamentos bem definidos. Outro desgaste foi o desgaste de cratera que evolui ao longo da usinagem devido ao calor inerente do processamento e que pode se combinar com o desgaste de flanco levando a falha da ferramenta.

Ainda na Figura 5.78 (a) é possível observar a presença de dois tipos de trincas na ferramenta, trinca térmica (elipse verde) como ocorrido na velocidade 90 m/min e trinca mecânica (elipse vermelha) que aparecem principalmente de forma paralela à aresta de corte e podem ocorrer quando os choques devido ao corte interrompido são excessivos. A variação contínua da carga, onde estas não são grandes o suficiente para causar a fratura e as variações na intensidade e direção das forças de usinagem também conduzem a este tipo de avaria. Assim possivelmente devido à alta densidade de precipitados na liga os mesmos podem ter agido como agente micro impactante na ferramenta ocasionando a trinca devido à oscilação dos esforços no processo como pode ser visto na Figura 5.63 associada à variação dos esforços.

Figura 5.78 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (120-20) MQL.



(a)

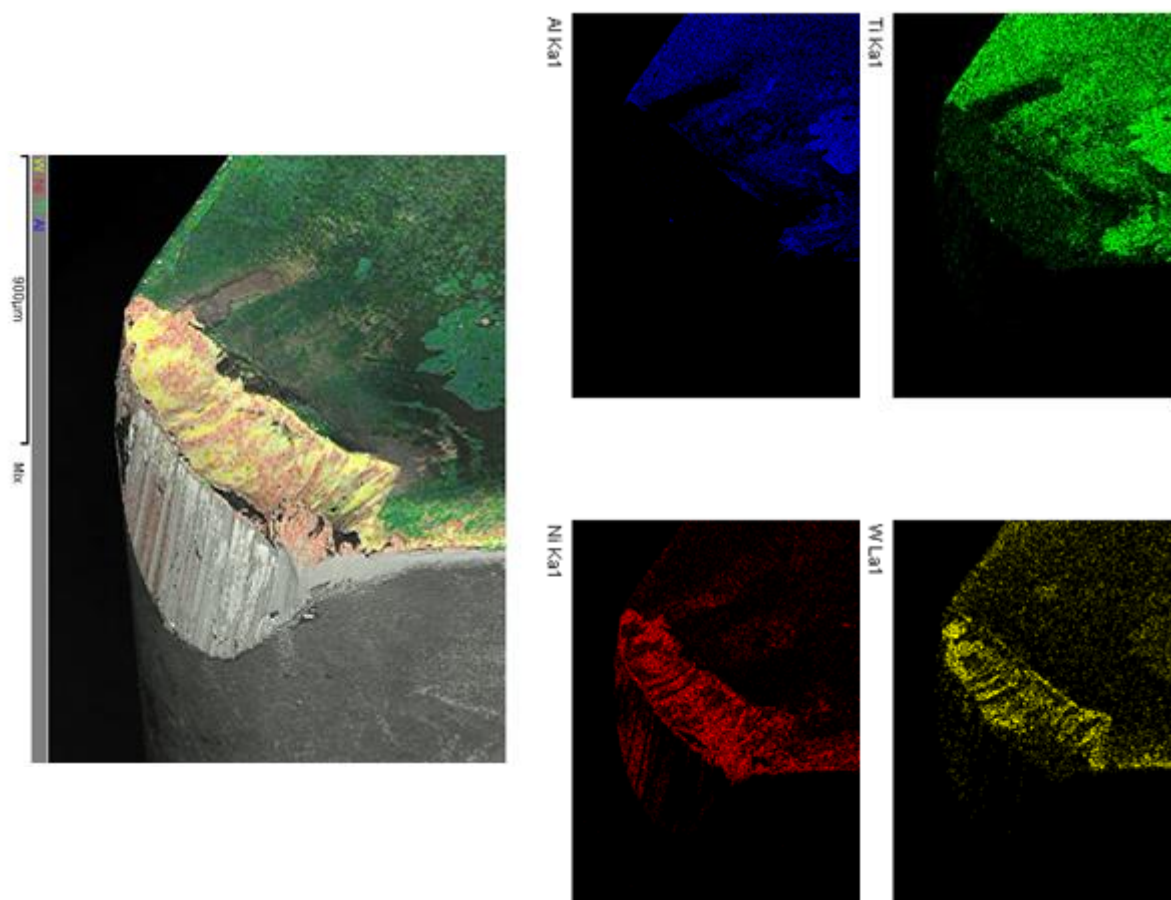


(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.79 é apresentado o mapeamento colorido para velocidade de corte de 120 mm/min e avanço de 0,20 mm/rot. Assim como ocorrido para a velocidade de 90 m/min houve perda de alumínio na ponta da ferramenta possivelmente devido ao efeito do mecanismo de difusão. Ainda na Figura 5.78 (a) é possível notar uma porção de material aderido na ponta que pertence a peça e que é confirmado no mapeamento colorido da Figura 5.79.

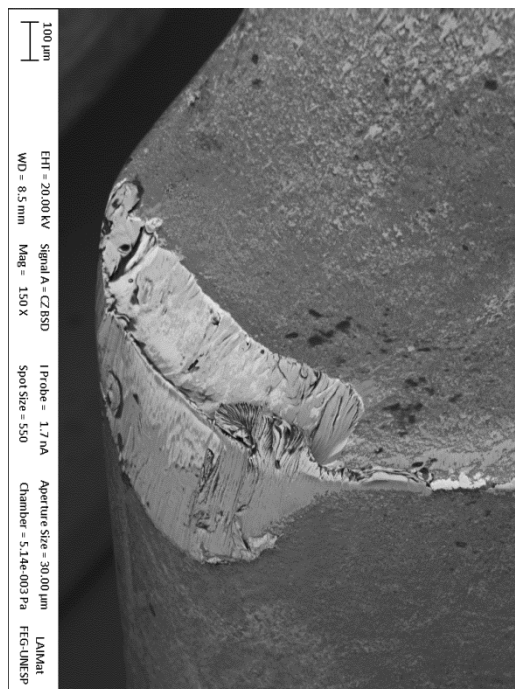
Figura 5.79 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (120-20) MQL.



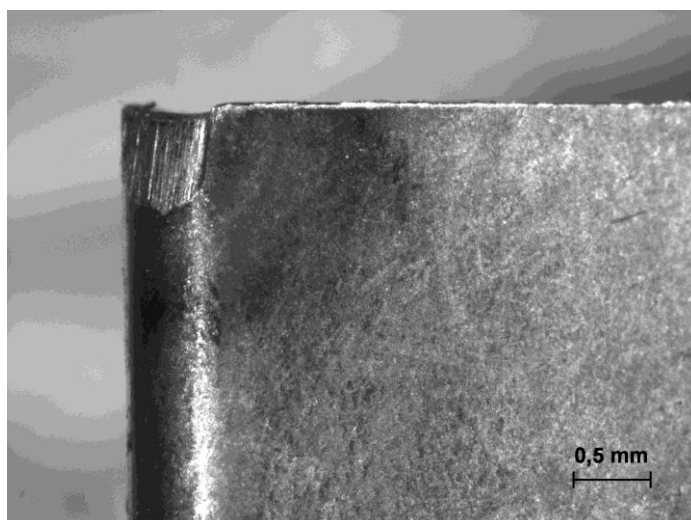
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.80 é apresentada imagem obtida por microscopia eletrônica de varredura e microscopia óptica da ferramenta que foi utilizada com os parâmetros de usinagem de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,10 mm/rot. Na ferramenta em questão, como pode ser observado na Figura 5.80, houve basicamente dois tipos de desgaste e que geralmente foram detectados em todos os parâmetros utilizados que são os desgastes de flanco e de cratera, além de pequena porção de material da peça na ponta da ferramenta. Danos maiores não ocorreram possivelmente devido ao avanço mais baixo que exige menos da ponta de corte da ferramenta proporcionando menor solicitação a mesma.

Figura 5.80 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Ótica (b) da ferramenta de corte (150-10) MQL.



(a)



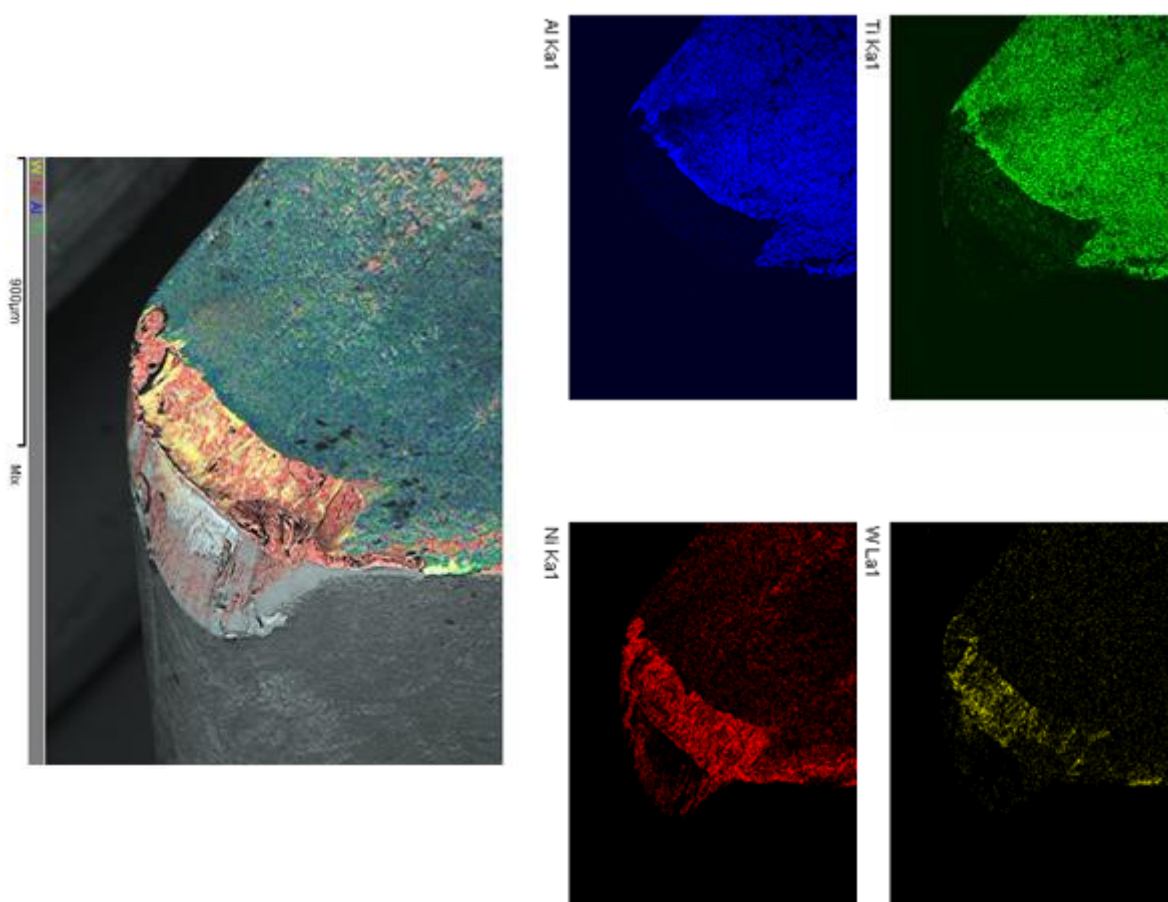
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.81 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta quando utilizado os parâmetros de corte de 150 m/min e avanço de 0,10 mm/rot. Com relação ao material

aderido na ponta da ferramenta mencionado na Figura 5.80 tal afirmação pode ser comprovada na Figura 5.81 onde se tem em vermelho destaque para o níquel principal elemento da liga. Como visto anteriormente nos outros parâmetros não foi detectado alumínio da cobertura na região de cratera na ferramenta que possivelmente está associado à difusão do mesmo.

Figura 5.81 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (150-10) MQL.

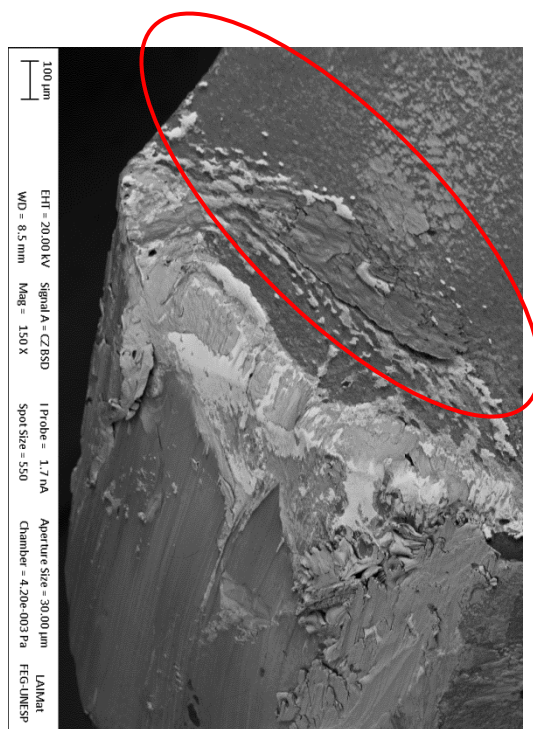


Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.82 pode ser visto a imagem por microscopia eletrônica de varredura e microscopia óptica da ferramenta quando da utilização dos parâmetros de usinagem relativo à velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,15 mm/rot. Na Figura 5.82 (b) pode ser visto uma grande adesão de material da peça na aresta da ferramenta que modifica negativamente sua geometria prejudicando o corte. No decorrer do processo de usinagem também foi detectada ocorrência de entalhes decorrentes do alto grau de encruamento devido aos esforços

e a alta temperatura. A partir da Figura 5.82 (a) nota-se uma pequena porção da ferramenta deformada plasticamente (elipse vermelha).

Figura 5.82 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (150-15) MQL.



(a)

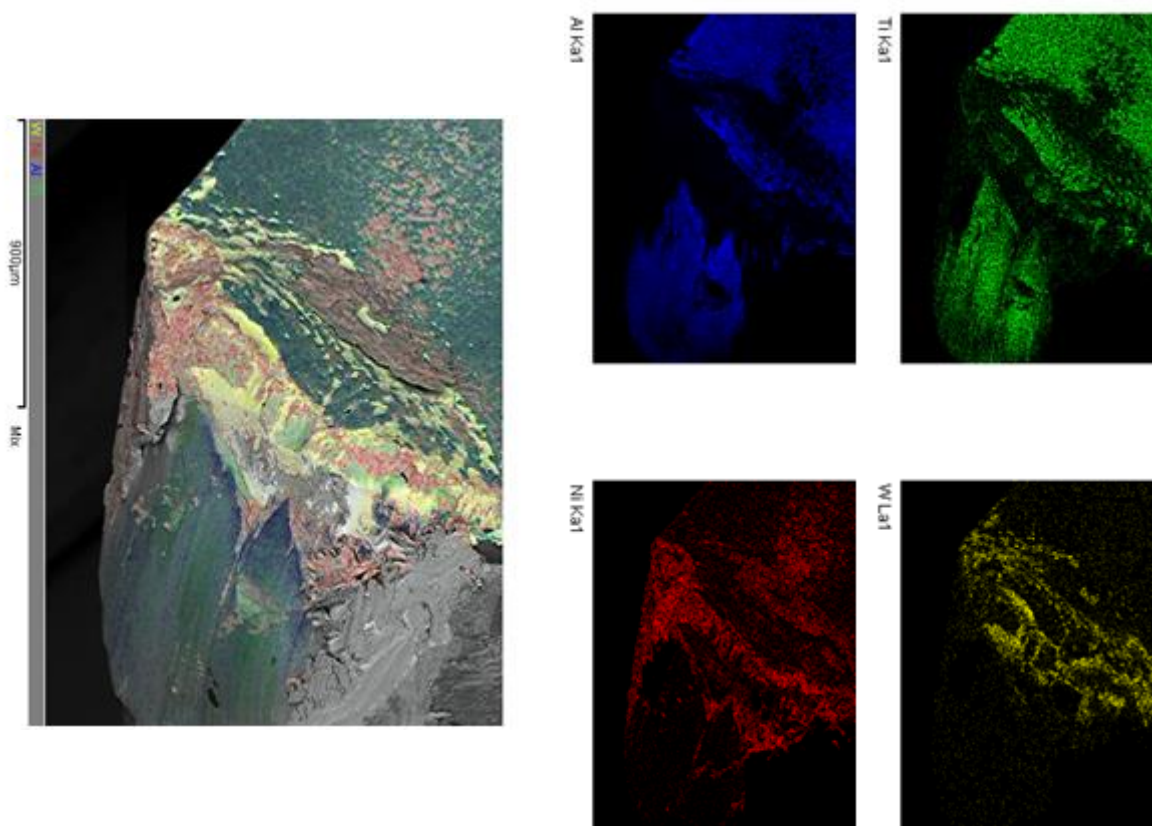


(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

No mapeamento colorido (Figura 5.83) fica mais evidente a deformação plástica ocorrida na ferramenta devido à diferença de cores e alterações de relevo. É notória a concentração de material da peça na ponta da ferramenta (espectro vermelho associado ao níquel), bem como a menor proporção de alumínio na superfície de saída da ferramenta devido à difusão do elemento e a exposição do substrato da ferramenta por causa da perda da cobertura durante a usinagem.

Figura 5.83 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (150-15) MQL.



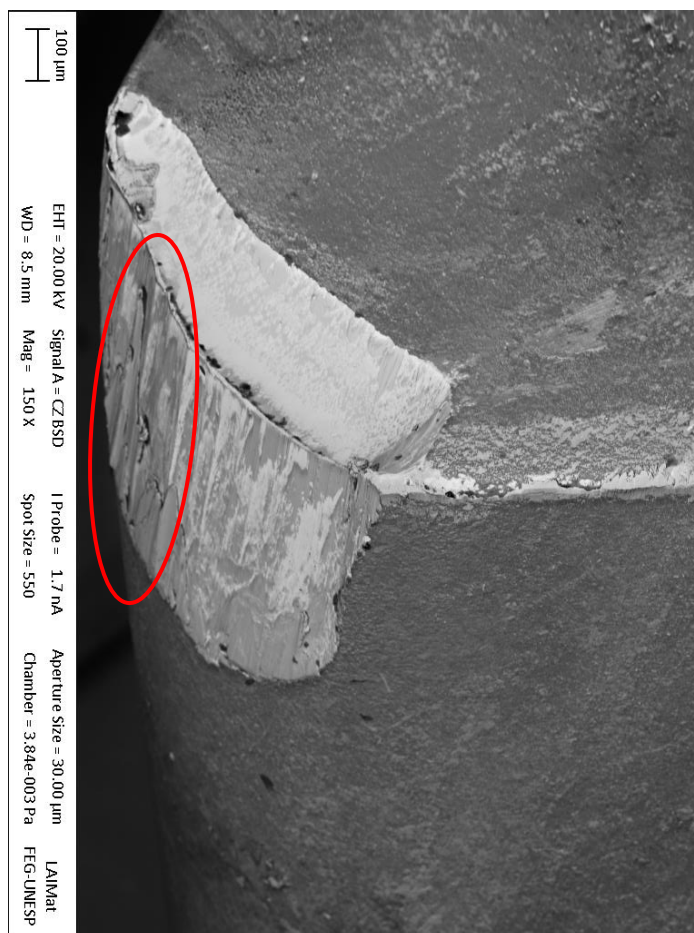
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.84 é apresentada a microscopia eletrônica de varredura e microscopia óptica da ferramenta em que foi utilizada a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Ainda na Figura 5.84 (a) é possível notar toda a extensão do desgaste de flanco e de cratera na ferramenta, bem como a presença de trincas térmicas (elipse vermelha). Na Figura 5.84 (b) é possível observar que houve a adesão de material da peça na ponta da ferramenta (elipse azul) e material da peça mais abaixo da ponta da ferramenta com aspecto

de material fundido (elipse verde) que aparentemente estava aderido na ponta da ferramenta e escoou para baixo devido os esforços inerentes ao processo de usinagem.

Devido à necessidade de limpeza das ferramentas antes de ser realizada a microscopia eletrônica de varredura ocorreu o desprendimento das duas porções de material aderido na ferramenta impossibilitando imagem em MEV com tal material aderido. Este efeito, porém evidencia como ocorre a interação do material da peça em contato com a ferramenta. Possivelmente uma vez que a aresta principal de corte da ferramenta está comprometida e os desgastes de flanco e de cratera vão acentuando-se ocorre uma dificuldade cada vez maior para a realização do corte e há cada vez mais possibilidades de ancoragem mecânica de porções do material da peça na ponta da ferramenta que por vezes esse material aderido passa a promover o corte uma vez que o mesmo está altamente encruado devido os esforços mecânicos. Deste modo com esforços maiores e alta velocidade de corte esse material aderido tende a aquecer até temperaturas próximas a de fusão juntamente com a ponta da ferramenta que vai perdendo a capacidade de corte até que ocorre o escoamento deste material da ponta da ferramenta e que ao se desprender leva consigo porções da ferramenta e desta maneira ocorrendo sucessivamente ao longo do processo causando o desgaste da ferramenta.

Figura 5.84 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) da ferramenta de corte (150-20) MQL.



(a)



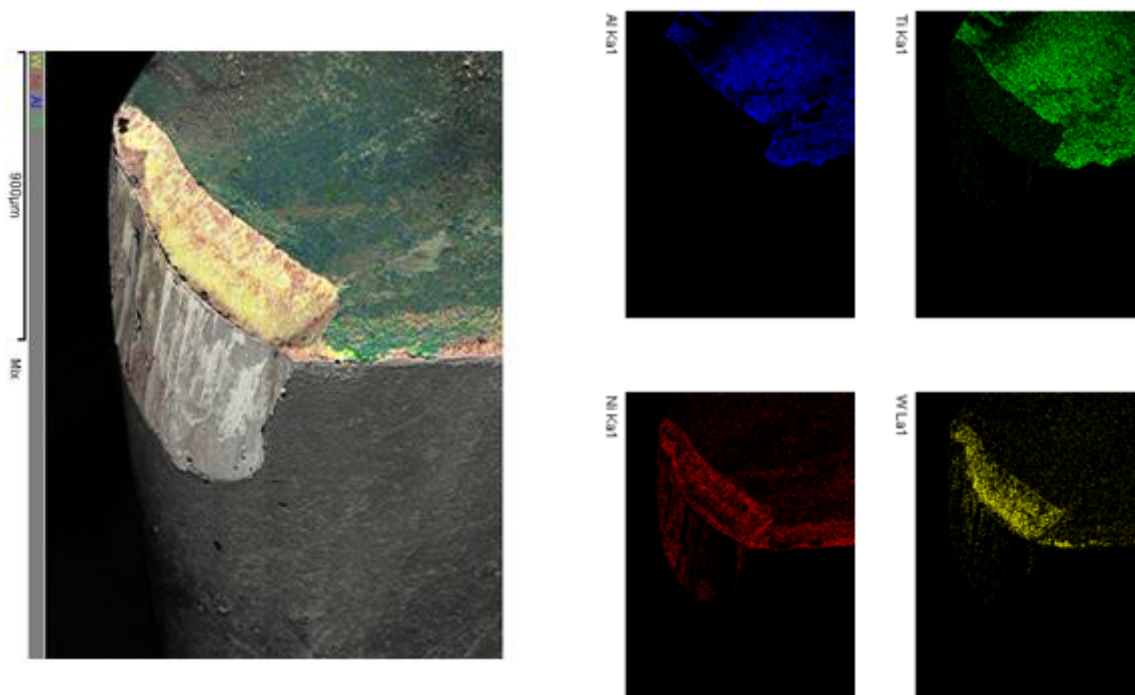
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.85 é apresentado o mapeamento colorido da ferramenta para a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Pela Figura 5.85 pode-se notar assim como

nos demais parâmetros que não há o aparecimento de alumínio na região da cratera, há pouco titânio proveniente da cobertura e concentrações maiores de níquel e tungstênio.

Figura 5.85 – Mapeamento Colorido: Microscopia Eletrônica de Varredura (150-20) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.84 cabe ressaltar a coloração de tom amarelo do material aderido na ferramenta que posteriormente veio a se desprender da ferramenta durante a limpeza. Deste modo foi realizada microscopia eletrônica de varredura e espectroscopia de energia dispersiva apenas no material aderido de modo a levantar dados para que se possa entender melhor os fenômenos ali envolvidos.

Na Figura 5.86 é apresentada imagem em microscopia eletrônica de varredura (a) e microscopia óptica (b) do material aderido na ferramenta que foi utilizada com os parâmetros de corte de 150 m/min e 0,20 mm/rot. Nota-se tanto na Figura 5.84 (b) quanto na Figura 5.86 (b) uma coloração amarela na superfície do material coletado. Assim devido aos tipos de desgastes que ocorram durante os ensaios há a possibilidade de interações atômicas entre os elementos de peça e ferramenta que podem acarretar em dificuldades na usinagem. A imagem em MEV da Figura 5.86 (a) possui diferentes brilhos por sua superfície onde o brilho está ligado ao peso atômico de cada átomo.

Figura 5.86 – Microscopia Eletrônica de Varredura (a) e Microscopia Óptica (b) do material aderido na ponta da ferramenta (150-20) MQL



(a)



(b)

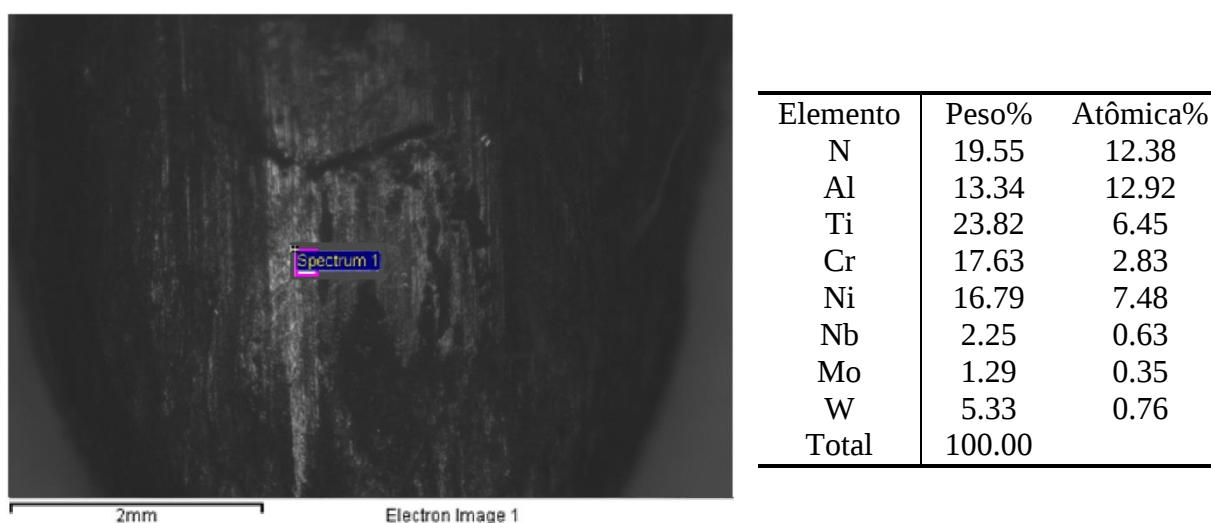
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.87 é apresentado o EDS a partir da imagem da Figura 5.86 (a), como pode ser visto há grande concentração de nitrogênio, alumínio, titânio, cobre e níquel. O níquel por ser o elemento em maior concentração na liga naturalmente deveria apresentar elevada concentração, porém nota-se a incidência dos demais elementos em concentrações elevadas tendo uma atenção especial ao nitrogênio que não faz parte da composição da liga e sim da cobertura da ferramenta e que possui afinidade química com diversos dos elementos que se encontram na liga. Devido à difusão promovida pelas altas temperaturas inerentes ao processo de usinagem e agravadas pelo método de aplicação do fluido possivelmente houve a migração

dos átomos da cobertura da ferramenta para o material que estava sendo usinado. Como os elementos em questão possuem alta afinidade química possivelmente combinaram-se formando extratos como, por exemplo, nitreto de titânio (TiN) na superfície da peça criando uma cobertura momentânea que pode ter ocasionado a coloração amarelada no material aderido. Outro extrato que poderia estar ocorrendo é o nitreto de cromo (CrN) que possui elevada dureza.

Fica evidente que devido a afinidade dos elementos em questão, a temperatura geralmente associada aos processos de usinagem de super ligas e a quantidade de elementos que esse material possui existe a grande possibilidade de formação involuntária de camadas na superfície que podem agir como uma espécie de “cobertura” na peça dificultando a usinagem e promovendo desgastes cada vez mais severos quanto maior for a temperatura, afinidade química e variedade de elementos na liga.

Figura 5.87 –Microscopia Eletrônica de Varredura e EDS (150-20) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

5.2.4 Rugosidade

A rugosidade teórica calculada com base no raio de ponta da ferramenta e avanço utilizado no processo de usinagem não leva em conta questões não menos importante e com grande potencial de influência na rugosidade medida na prática levando muitas pessoas a acreditarem que fatores como a velocidade de corte, método de aplicação do fluido, desgaste da ferramenta e forma do cavaco, por exemplo, não tem impacto no acabamento superficial.

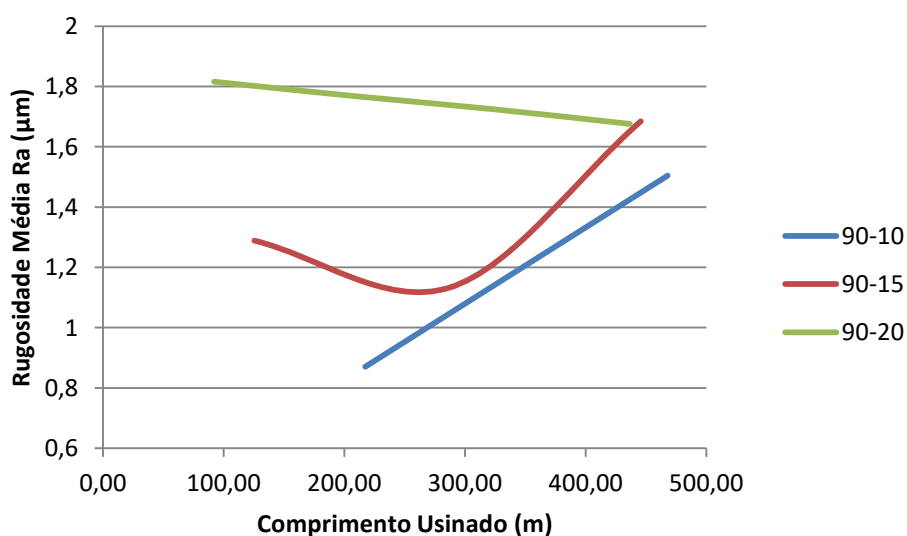
Nesta seção é apresentado o resultado a cerca da rugosidade medida para cada parâmetro utilizado durante a usinagem da super liga Inconel 718.

Na Figura 5.88 são apresentadas as curvas referentes a rugosidade média medida durante os ensaios para a velocidade de 90 m/min e todos os três avanços utilizados. Para os conjuntos de parâmetros utilizados há ao menos quatro pontos de medida associados às curvas uma vez que mais pontos não foram possíveis devido ao desgaste de controle ter sido atingido rapidamente e com baixo comprimento usinado.

Inicialmente todas as curvas apresentaram resultados compatíveis com a literatura em relação ao avanço menor gerando menor rugosidade possivelmente devido a ferramenta que estava naquele momento com o mínimo de desgaste.

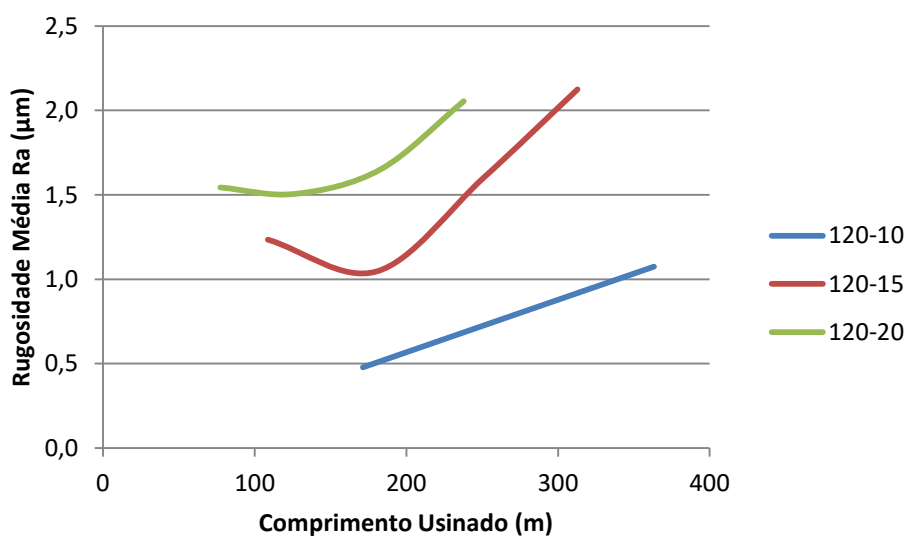
Nota-se que para o avanço de 0,10 mm/rot houve um comportamento linear e crescente da rugosidade justificada pela vibração no processo quando da combinação com a velocidade de corte de 90 m/min. Para os demais avanços até por volta do comprimento de 200 m houve um comportamento linear decrescente da rugosidade possivelmente devido a maior estabilidade do processo e aquecimento que até determinadas temperaturas facilitam o corte. A partir de 250 m apenas para o avanço de 0,20 mm/rot manteve-se a tendência de decaimento da rugosidade finalizando em uma medida muito próxima da obtida pelo avanço de 0,15 mm/rot. Tais variações acentuadas de rugosidade ocorrem possivelmente pelo fato do método de lubrificação não ser capaz de remover tanto calor quanto na lubrificação abundante.

Figura 5.88 – Rugosidade Média x Comprimento Usinado ($V_c = 90$ m/min) MQL.



Na Figura 5.89 é apresentado o resultado de rugosidade para a velocidade de 120 m/min e avanços utilizados na usinagem do material onde é possível observar que o comportamento das curvas para os três avanços seguiu o padrão esperado de aumento da rugosidade de acordo com o aumento do avanço e do comprimento usinado.

Figura 5.89 – Rugosidade Média x Comprimento Usinado ($V_c = 120$ m/min) MQL.

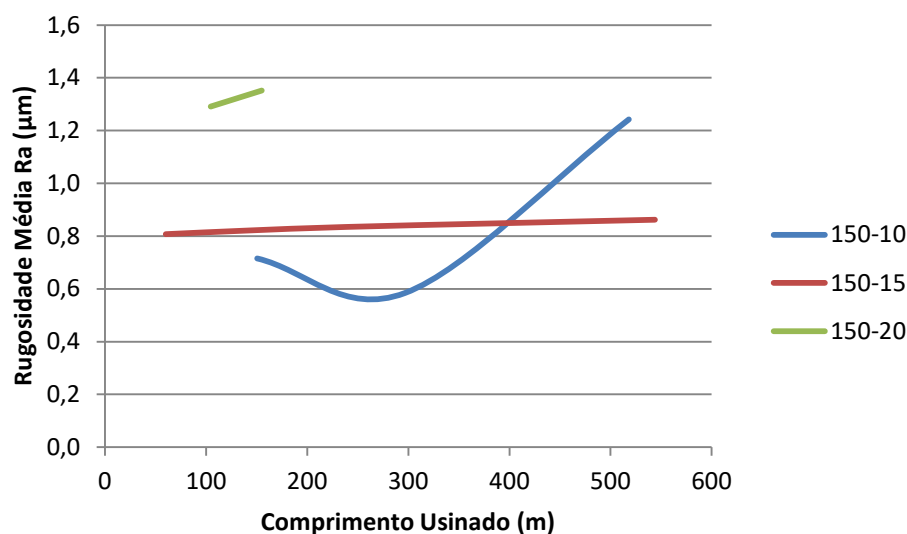


Fonte: Produção do próprio autor.

O comportamento da rugosidade em função do comprimento usinado para a velocidade de corte de 150 m/min é apresentado na Figura 5.90. Com relação ao avanço de 0,20 mm/rot foi possível a aquisição de apenas dois pontos de medida uma vez que devida a severidade dos parâmetros adotados a ferramenta atingiu com relativa velocidade a medida de desgaste de flanco de controle. Os valores de rugosidade para o avanço de 0,20 mm/rot já no início das medidas foram bem mais elevados que aqueles apresentados pelos demais avanços mesmo no fim de vida da ferramenta.

Nota-se que dentre as três curvas aquela que mostrou maior estabilidade durante todo o processamento foi a curva referente ao avanço de 0,15 mm/rot que do início ao fim teve um comportamento linear e com ligeiro crescimento mantendo ao seu final valor abaixo daquele apresentado pelo avanço de 0,10 mm/rot.

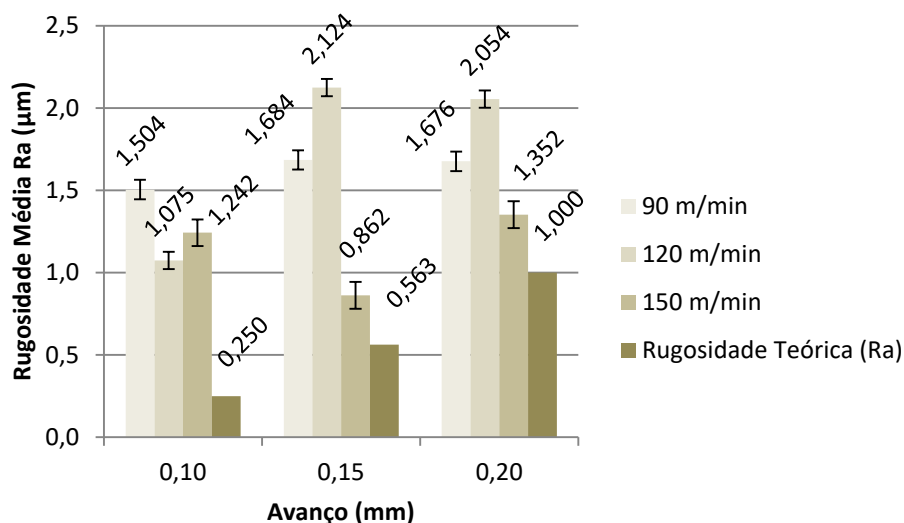
Figura 5.90 – Rugosidade Média x Comprimento Usinado ($V_c = 150$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.91 é apresentado um comparativo entre rugosidade e avanço levando em consideração todos os arranjos possíveis de parâmetros. Quanto a rugosidade final obtida nota-se que o melhor conjunto de parâmetros foi a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,15 mm/rot seguida pela combinação velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,10 mm/rot. Apesar da velocidade de corte maior favorecer a obtenção acabamento superficial mais favoráveis a velocidade também induz a desgastes acelerados o que altera demasiadamente a geometria da ferramenta e assim comprometendo o acabamento. Assim o intuito durante a usinagem é determinar o conjunto de parâmetros que permita um bom acabamento superficial com maior vida da ferramenta e comprimento usinado promovendo a retirada do maior volume de material possível.

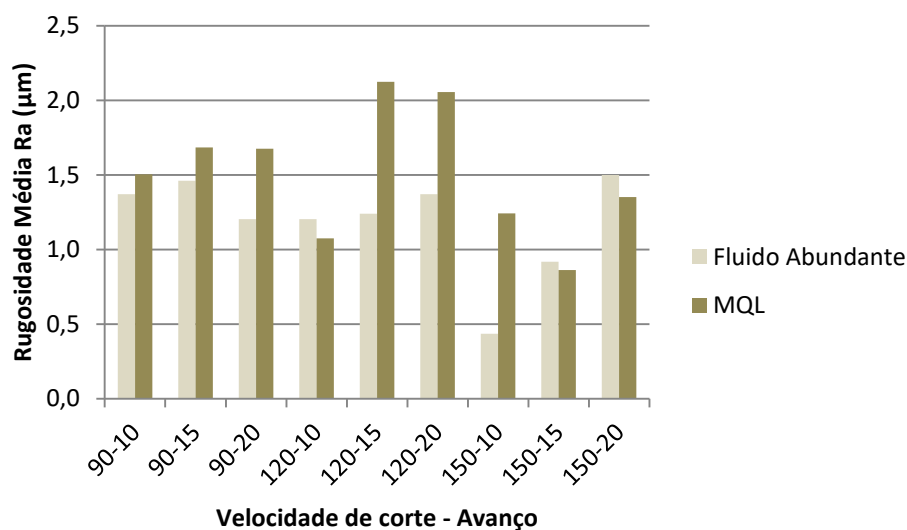
Figura 5.91 – Comparativo Rugosidade Média Final e Teórica MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Como pode visto na Figura 5.92 a aplicação do fluido de corte pelo método MQL obteve valores de rugosidade maiores que os apresentados pela aplicação de fluido abundante, onde para as combinações de parâmetros 120-15, 120-20 e 150-10 a rugosidade obtida pelo MQL foi respectivamente 42%, 33% e 65% maiores que aquelas apresentadas pela aplicação do fluido de forma abundante. Houve apenas três situações em que o MQL obteve resultados de rugosidade abaixo dos apresentados pelo Fluido Abundante, sendo tais resultados referentes aos parâmetros 120-10, 150-15 e 150-20, porém todos os valores encontram-se dentro do desvio dos dados coletados, não sendo possível afirmar que os resultados são melhores.

Figura 5.92 – Comparativo Rugosidade Média Final (Fluido Abundante x MQL).



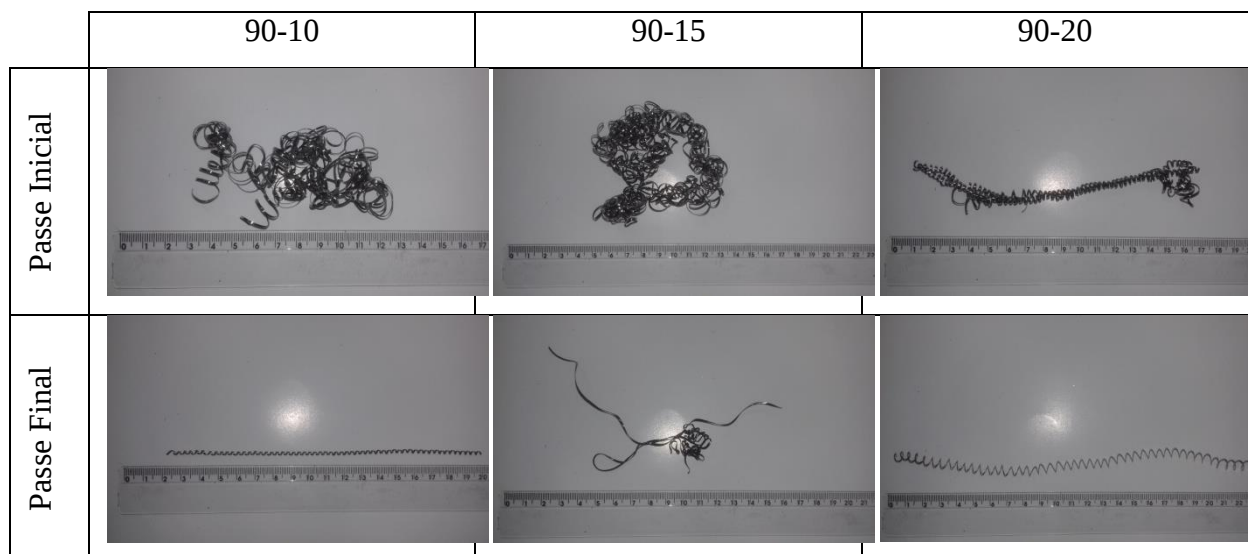
Fonte: Produção do próprio autor.

5.2.5 Cavacos

O fluido de corte por ser o maior responsável pela remoção de calor do processo de corte é também um dos maiores agentes responsáveis por riscos de contaminação do meio ambiente nas empresas de usinagem quando utilizados, manuseados e descartados de forma incorreta.

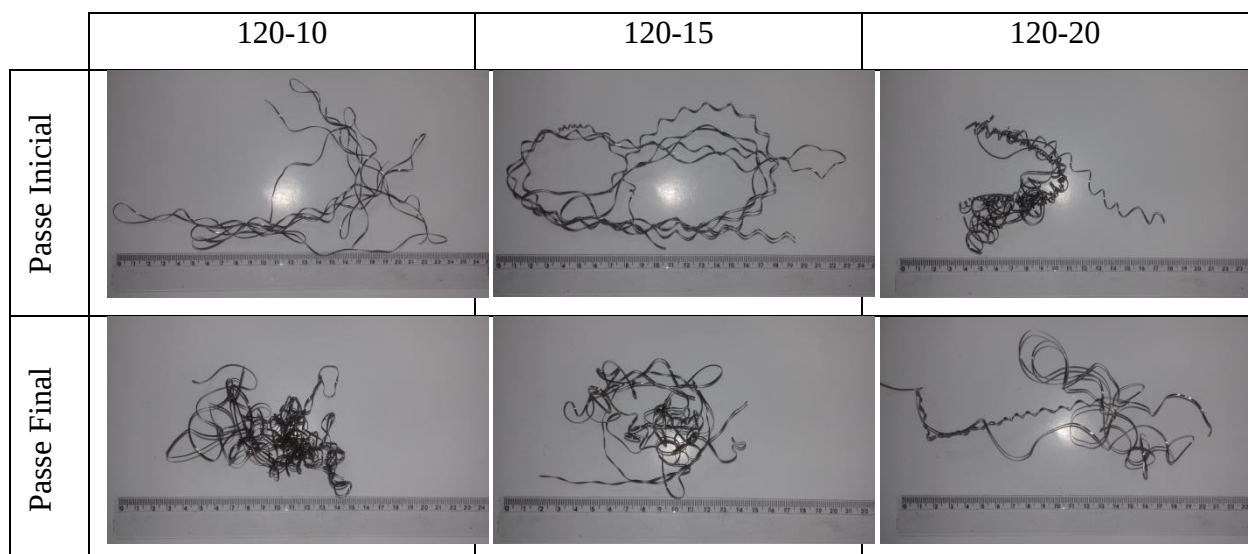
O uso do fluido de corte de forma a minimizar estes riscos está relacionado ao método de aplicação do mesmo. A forma com que o fluido é aplicado na região de corte pode além de acarretar riscos ambientais e de saúde também ser nocivo ao bom andamento do processo. Em se tratando do processo de usinagem pode haver desgaste acelerado da ferramenta, formas de cavacos que prejudicam o corte e o acabamento ou até mesmo danos aos equipamentos quando somados os diversos possíveis eventos.

Na Figura 5.93 são apresentados os cavacos gerados quando da aplicação do método MQL para a velocidade de corte de 90 m/min e avanços de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot, sendo os cavacos coletados no primeiro e último passe. Assim como ocorrido na lubrificação abundante a forma do cavaco foi preferencialmente helicoidal onde em alguns casos houve a formação de cavacos em fita. Todos os cavacos gerados foram longos e com indícios de superaquecimento devido sua coloração.

Figura 5.93 – Forma dos Cavacos ($V_c = 90$ m/min) MQL.

Fonte: Produção do próprio autor.

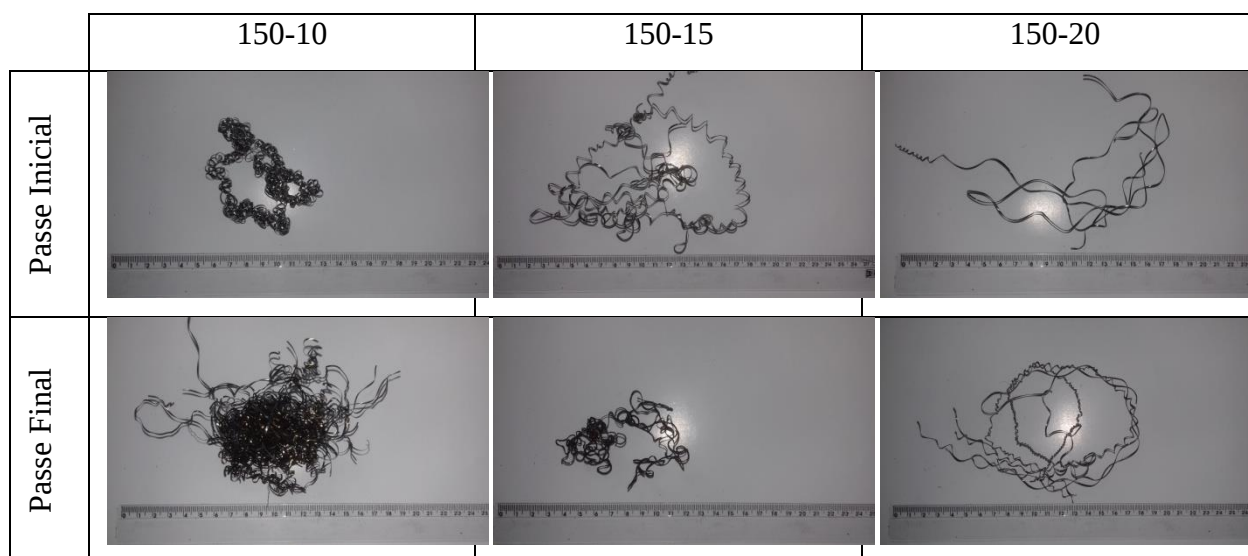
Os cavacos gerados na usinagem da super liga pelos parâmetros de velocidade de corte de 120 m/min e os três avanços de ensaio são apresentados na Figura 5.94, onde pode ser visto que os cavacos obtidos são todos longos e na forma de fita bastante emaranhados que por vezes enroscava na ferramenta ou peça aumentando a intensidade dos desgastes e/ou os riscos de avaria da ferramenta e danificando o acabamento superficial da peça. Para a velocidade de 120 m/min não houve muita variação da forma do cavaco quando da ferramenta em seu primeiro passe ou no último passe. Alguns dos cavacos apresentavam sinais claros de superaquecimento com coloração azulada ou preta.

Figura 5.94 – Forma dos Cavacos ($V_c = 120$ m/min) MQL.

Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.95 são apresentados os cavacos oriundos da usinagem a velocidade de corte de 150 m/min e avanços de 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rot. Assim como os cavacos gerados pela velocidade de corte de 120 m/min na velocidade de 150 m/min obteve-se cavacos longos na forma de fita do início ao fim do processo não havendo diferença quanto a forma do cavaco, sim quanto a intensidade emaranhado e comprimento do cavaco. Os cavacos coletados referentes ao passe final da ferramenta também apresentava sinais claros de superaquecimento uma vez que devido à forma do cavaco em fita impedir que o fluido atingisse a região de contato entre ferramenta e peça ocasionando nesta velocidade faíscas durante a usinagem que possivelmente atingiu temperaturas relativamente elevadas.

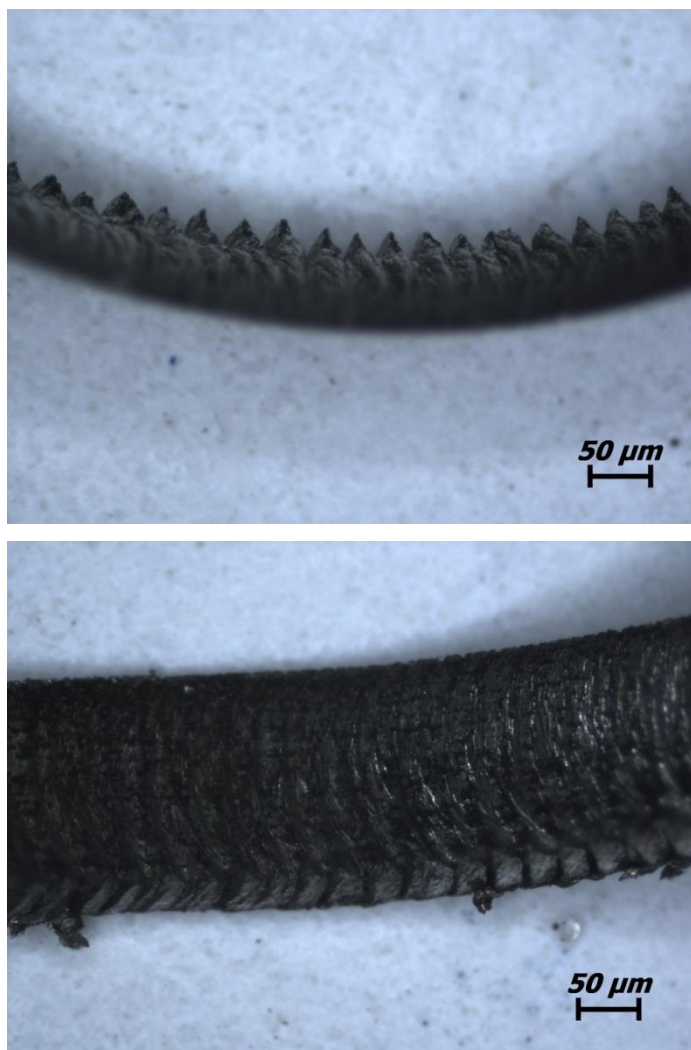
Figura 5.95 – Forma dos Cavacos ($V_c = 150$ m/min) MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

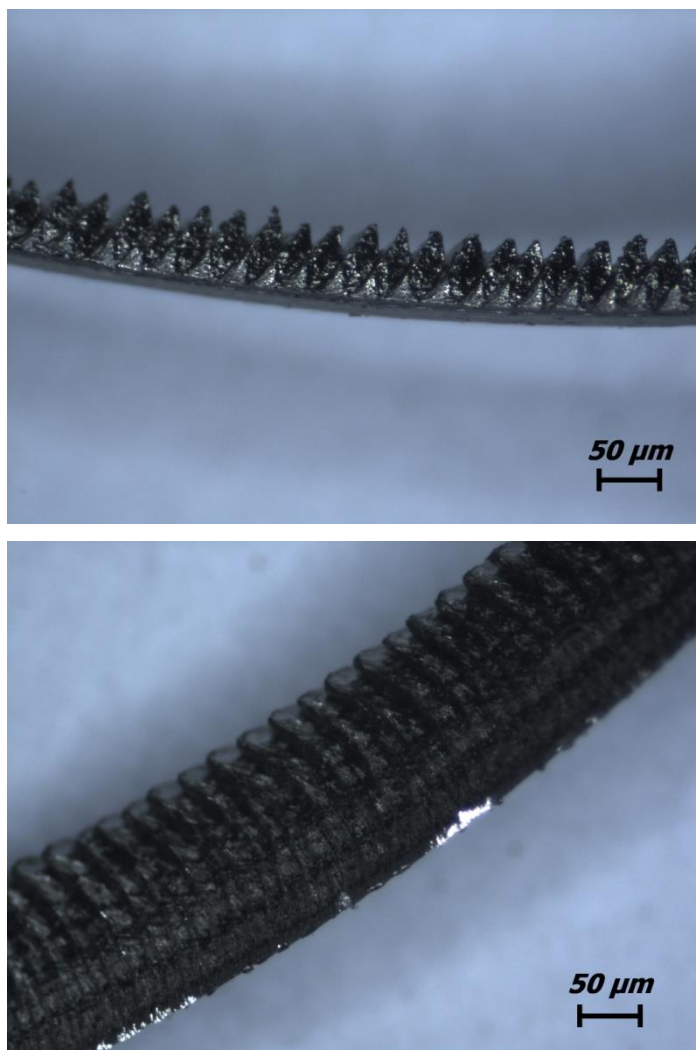
Assim como ocorrido na lubrificação pelo método abundante o tipo de cavaco que ocorreu na lubrificação MQL foi o cavaco de cisalhamento que possui grupos lamelares bem distintos. Nas imagens da Figura 5.96 até a Figura 5.100 são apresentados os cavacos em maior ampliação e perfis diferentes gerados pelos parâmetros mais elevados utilizados nos ensaios. Todos os cavacos são bastante similares variando mais uma vez apenas na questão de sua espessura por estar relacionada com o avanço utilizado. Os cavacos apresentam forte deformação e são relativamente quebradiços dando indícios de dureza relativamente alta.

Figura 5.96 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 90-20 ampliação de 20x MQL.



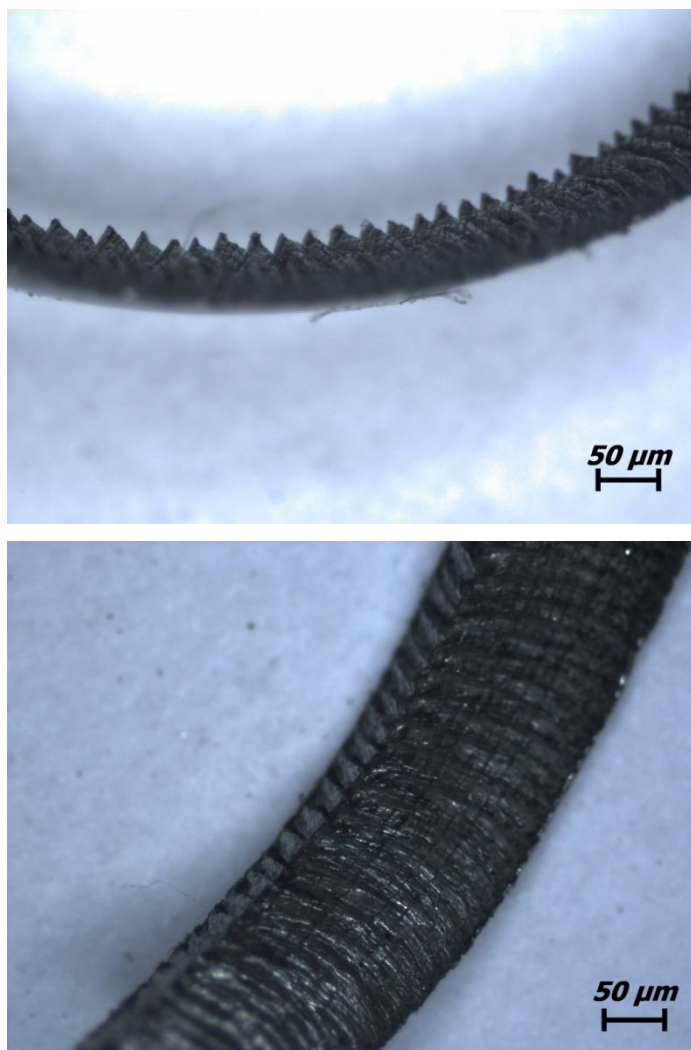
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.97 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 120-20 ampliação de 20x MQL.



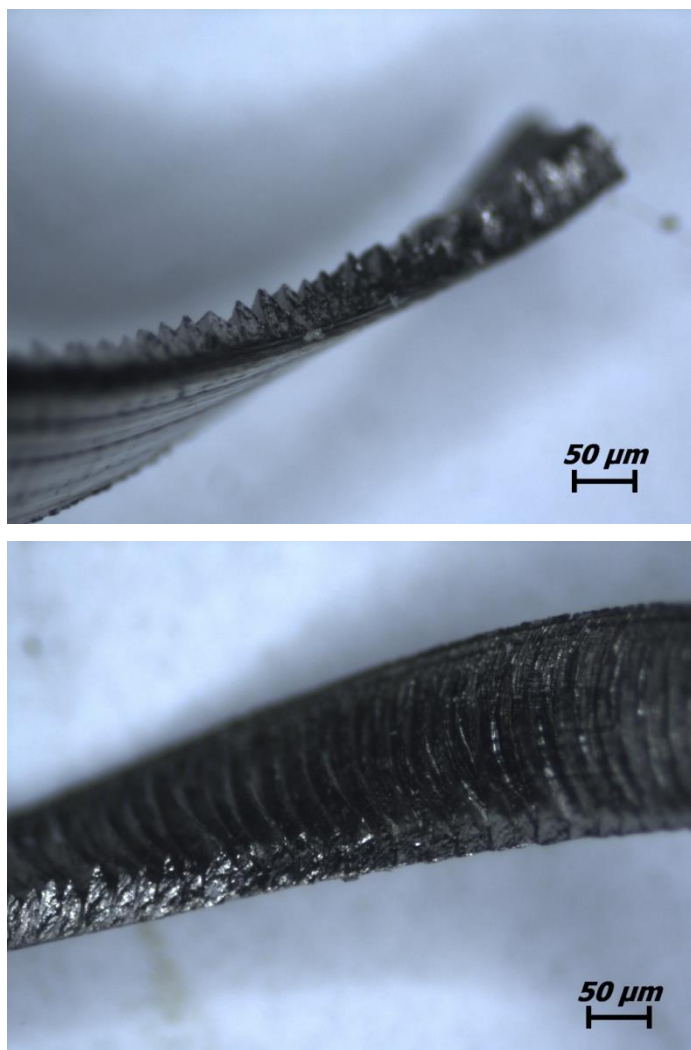
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.98 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 150-20 ampliação de 20x MQL.



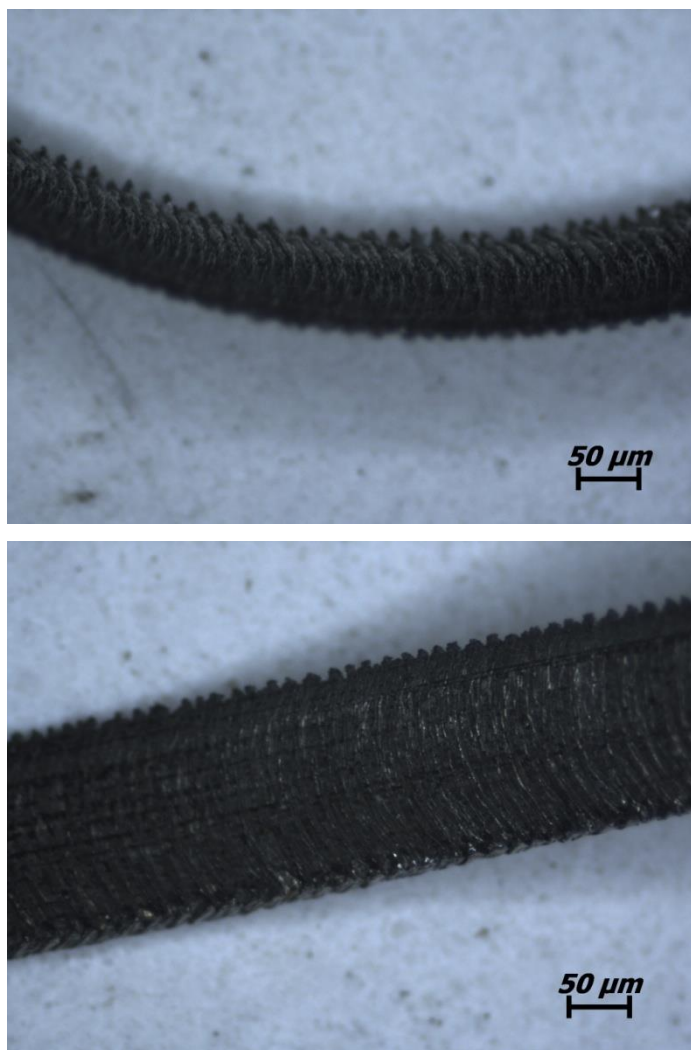
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.99 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 150-15 ampliação de 20x MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

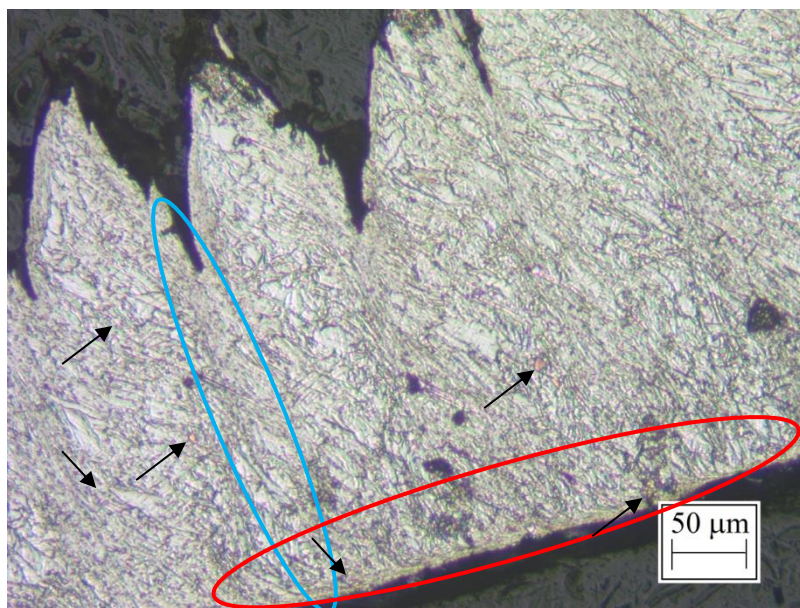
Figura 5.100 – Cavaco Gerado pelos Parâmetros 150-10 ampliação de 20x MQL.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.101 é apresentada a microscopia óptica do cavaco com parâmetros de velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Como na aplicação de fluido pelo método MQL o resfriamento mostrou-se menos eficiente já à velocidade de 90 m/min houve a presença de precipitados (setas pretas) na matriz do cavaco, porém em relativamente menores que os apresentados em velocidades maiores. As regiões de deformação primária (elipse azul) e de deformação secundária (elipse vermelha) são relativamente bem definidas.

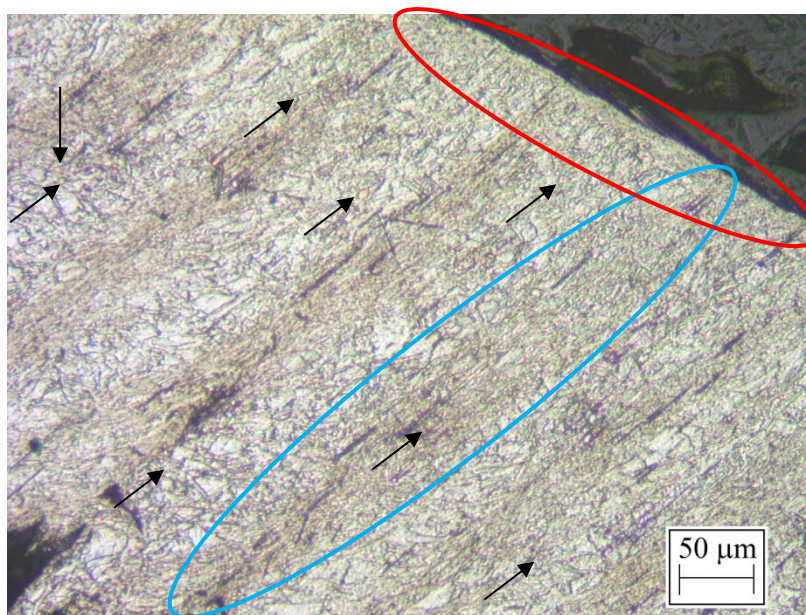
Figura 5.101 – Microscopia Óptica do Cavaco (90-20) MQL



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.102 é apresentada a imagem do cavaco por microscopia óptica, obtido pelos parâmetros de velocidade de corte de 120 m/min e avanço de 0,20 mm/rot. Na imagem nota-se a grande presença de precipitados (setas pretas) distribuídos ao longo da matriz do cavaco. As zonas de deformação primária (elipse azul) e secundária (elipse vermelha) para a velocidade de 120 m/min foi mais bem definida. A maior incidência de precipitados está ligada a maior temperatura que é atingida no processo devido à elevação da velocidade de corte.

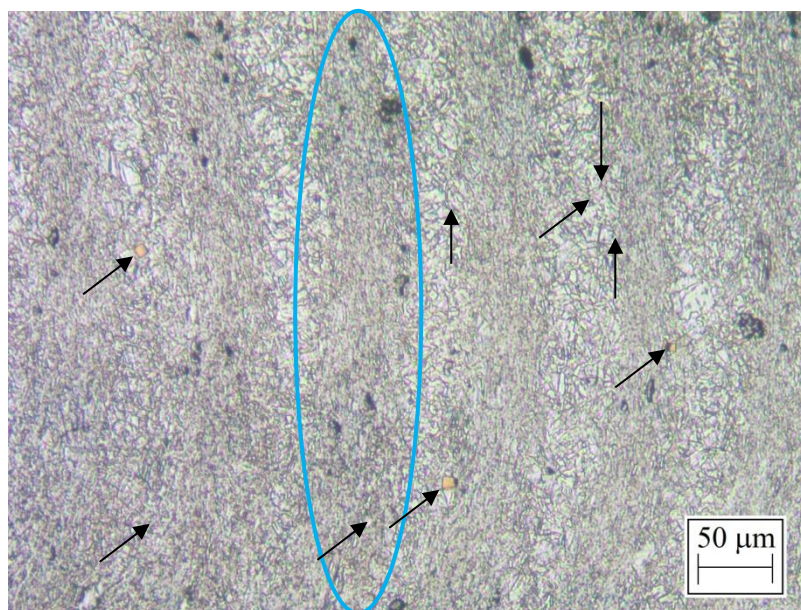
Figura 5.102 – Microscopia Óptica do Cavaco (120-20) MQL



Fonte: Produção do próprio autor.

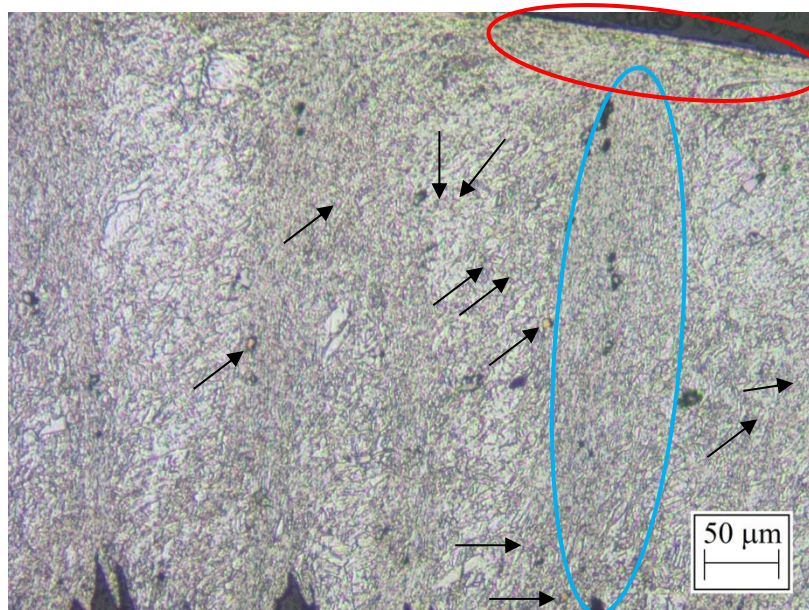
Nas Figuras 5.103, 5.104 e 5.105 são apresentados (por microscopia óptica) os cavacos gerados na velocidade de corte de 150 m/min e avanços de 0,20, 0,15 e 0,10 mm/rot respectivamente. Nas imagens é possível notar grande quantidade de precipitados (setas pretas) na matriz do cavaco e a zona de deformação primária (elipse azul) bem definida. Nota-se que com a elevação da velocidade de corte e consequentemente da temperatura a zona de deformação primária assume uma área maior e mais bem definida e os precipitados tendem a serem maiores para os maiores avanços.

Figura 5.103 – Microscopia Óptica do Cavaco (150-20) MQL



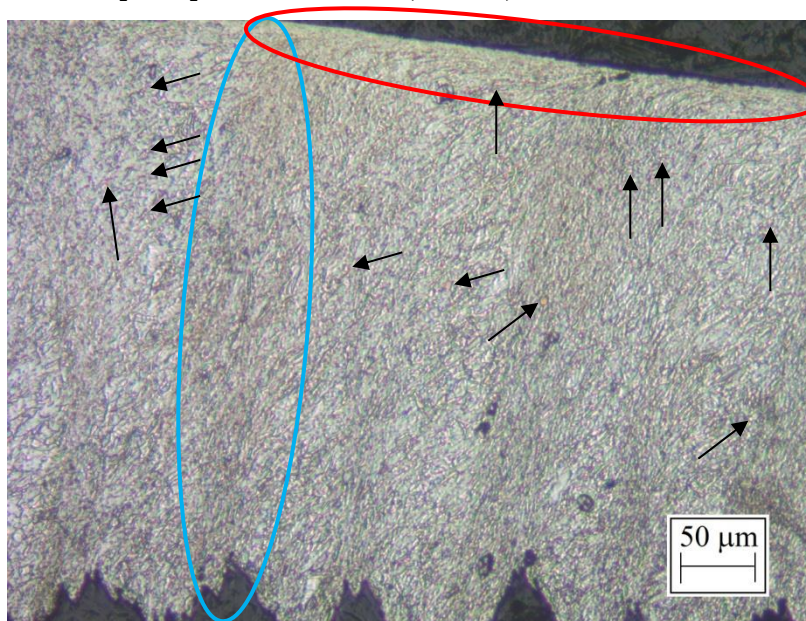
Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.104 – Microscopia Óptica do Cavaco (150-15) MQL



Fonte: Produção do próprio autor.

Figura 5.105 – Microscopia Óptica do Cavaco (150-10) MQL



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Tabela 5.3 são apresentados os resultados do grau de recalque, do ângulo de cisalhamento, da deformação cisalhante e da taxa de cisalhamento enquanto na Tabela 5.4 são apresentados os resultados de dureza vickers para os parâmetros mais severos de usinagem comparando com os mesmos resultados obtidos quando da lubrificação abundante.

Nota-se que o comportamento de todos os resultados calculados ou medidos foi o mesmo dos obtidos na lubrificação abundante. A diferença entre os resultados está na grandeza do valor obtido, sendo que se obtiveram resultados mais elevados na aplicação do fluido pelo método MQL. Como o grau de recalque e a deformação cisalhante foram maiores no método MQL tal efeito se refletiu na dureza do cavaco que apresentou resultados superiores aos do fluido abundante. Cabe notar a menor medida de dureza obtida no cavaco pelo método MQL foi de 506,2 HV para a velocidade de corte de 90 m/min e avanço de 0,20 mm/rot sendo que no fluido abundante esse valor de dureza foi obtido apenas quando da utilização dos parâmetros de velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,15 mm/rot, parâmetros relativamente maiores. Assim o método de aplicação do fluido de corte gerado um aumento na dureza do cavaco que varia de ~ 2% até ~ 5%.

Tabela 5.3 – Deformação dos Cavacos (MQL x fluido abundante).

Vc (m/min)	f (mm/rot)	Grau de recalque (Rc)		Ângulo de cisalhamento (ϕ)		Deformação cisalhante (ϵ)		Taxa de deformação (s^{-1})	
		MQL	Abundante	MQL	Abundante	MQL	Abundante	MQL	Abundante
90		3,5	2,92	15,4	18,2	4,0	3,5	8,01E+03	5,6E+03
120	20	5,8	3,54	9,6	15,3	6,2	4,1	8,98E+03	8,5E+03
150		3,0	2,58	17,8	20,3	3,6	3,2	1,23E+04	1,2E+04
150	10	9,0	6,00	6,2	9,3	9,4	6,4	1,16E+04	1,1E+04
150	15	6,3	5,28	8,8	10,5	6,7	5,7	1,07E+04	1,0E+04

Fonte: Produção do próprio autor.

Tabela 5.4 – Dureza Vickers dos Cavacos (MQL x fluido abundante).

Vc (m/min)	f (mm/rot)	Dureza Vickers (HV)	
		MQL	Abundante
90		506,2	497,1
120	20	522,8	503,3
150		521,3	496,5
150	10	532,4	508,6
150	15	523,6	506,1

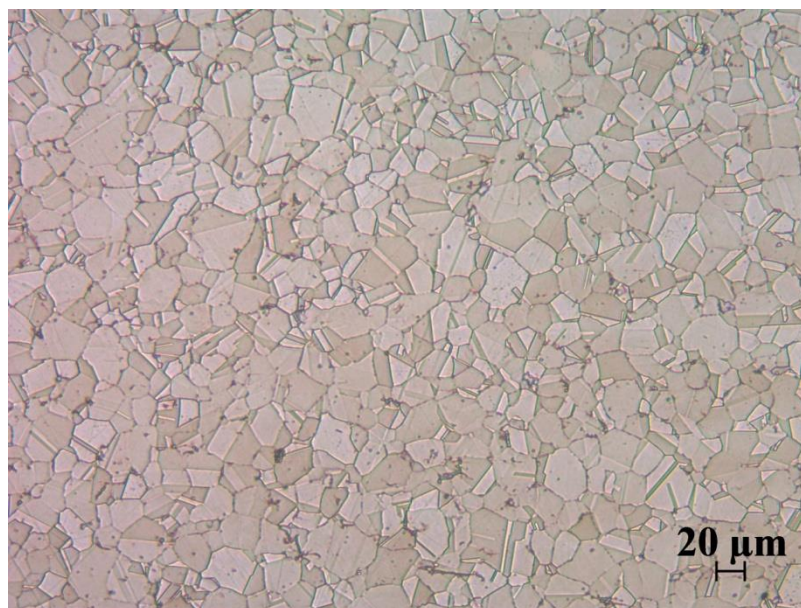
Fonte: Produção do próprio autor.

5.3 MICROSCOPIA DA PEÇA USINADA

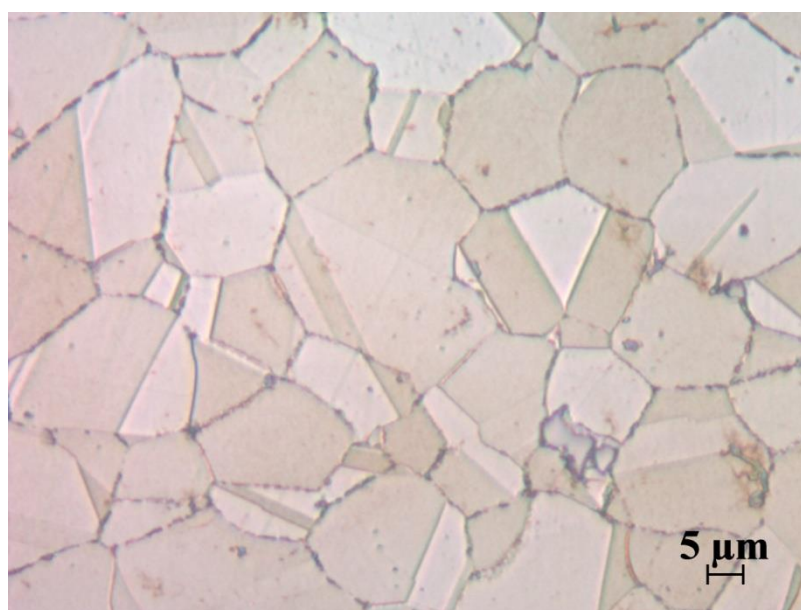
As super ligas à base de níquel enquadram-se na classe de materiais que possuem elevada resistência mecânica a altas temperaturas. Basicamente as super ligas à base de níquel quando expostas a altas temperaturas reagem como a maioria dos metais, ou seja, perde sua resistência e consequentemente baixa o seu limite de escoamento, porém até determinadas temperaturas quando ativa-se a completa dissolução dos precipitados endurecedores (entre 700 °C e 1120 °C para o Inconel 718) de carbeto e/ou nitreto e fases intermetálicas que são responsáveis por manterem ou até mesmo melhorarem a resistência do material. Assim existe uma competição entre a temperatura que causa o amolecimento da liga e a precipitação responsável pela manutenção e bom desempenho da resistência.

Na Figura 5.106 são apresentadas imagens em microscopia óptica da matriz da peça antes de ser usinada, ou seja, na condição como fornecida pela empresa como laminada a quente. Na matriz não foi detectada a presença de precipitados como na Figura 5.107. A ausência de precipitados é justificada uma vez que sua dissolução completa ocorre por volta dos 1120 °C e a laminação do material ocorre em temperaturas inferiores.

Figura 5.106 – Microscopia da peça antes de ser usinada 100x (a) e 500x (b).



(a)

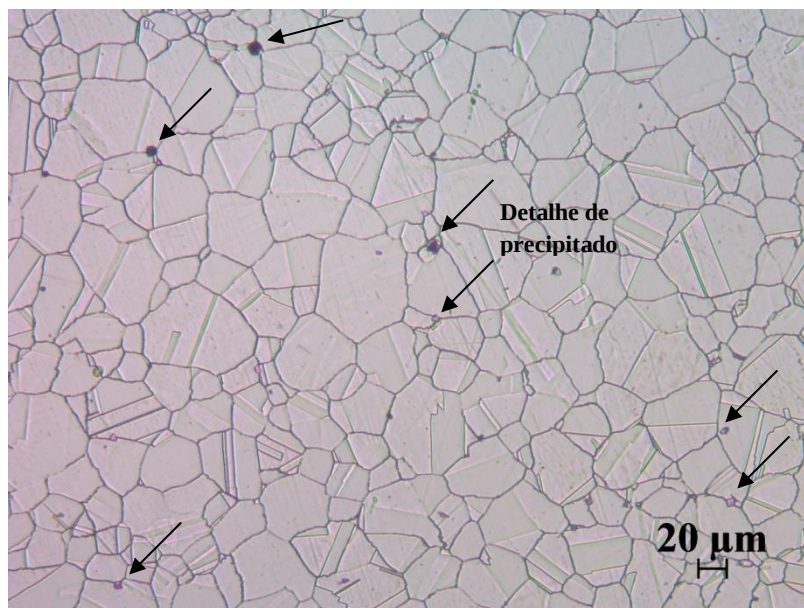


(b)

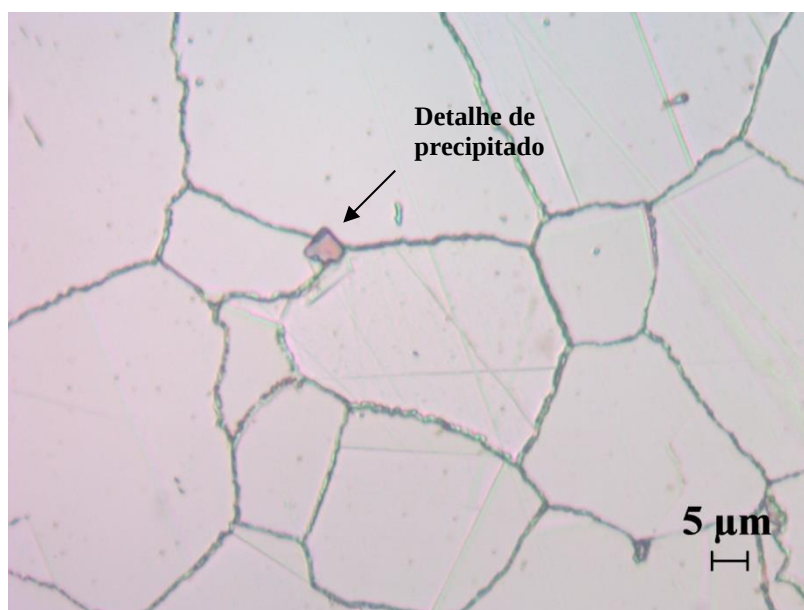
Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.107 são apresentadas imagens em microscopia óptica da super liga à base de níquel Inconel 718 em diferentes ampliações. Nota-se assim como nos cavacos a presença de precipitados na matriz da liga como resultados das altas temperaturas atingidas durante a usinagem do material.

Figura 5.107 – Microscopia peça usinada 100x (a) e 500x (b).



(a)



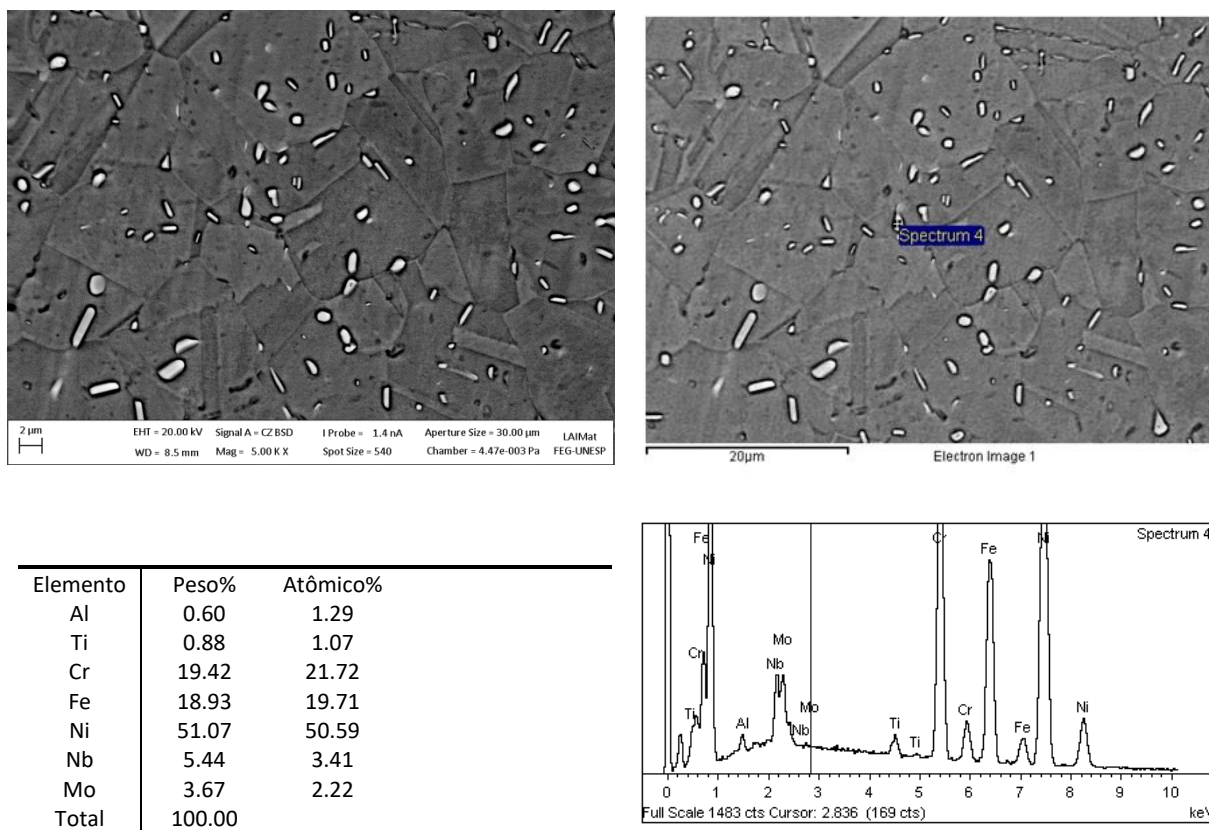
(b)

Fonte: Produção do próprio autor.

Com a finalidade de se determinar quais os tipos de precipitados ocorreram na liga durante os ensaios realizou-se microscopia eletrônica de varredura em diversos pontos da amostra e as imagens são apresentadas nas Figuras de 5.108 a 5.111.

Na Figura 5.108 é possível pelo pela microscopia eletrônica de varredura e pela espectroscopia de energia dispersiva determinar que durante a usinagem devido à temperatura ocorreu a geração de intermetálico composto por níquel, ferro e cobre.

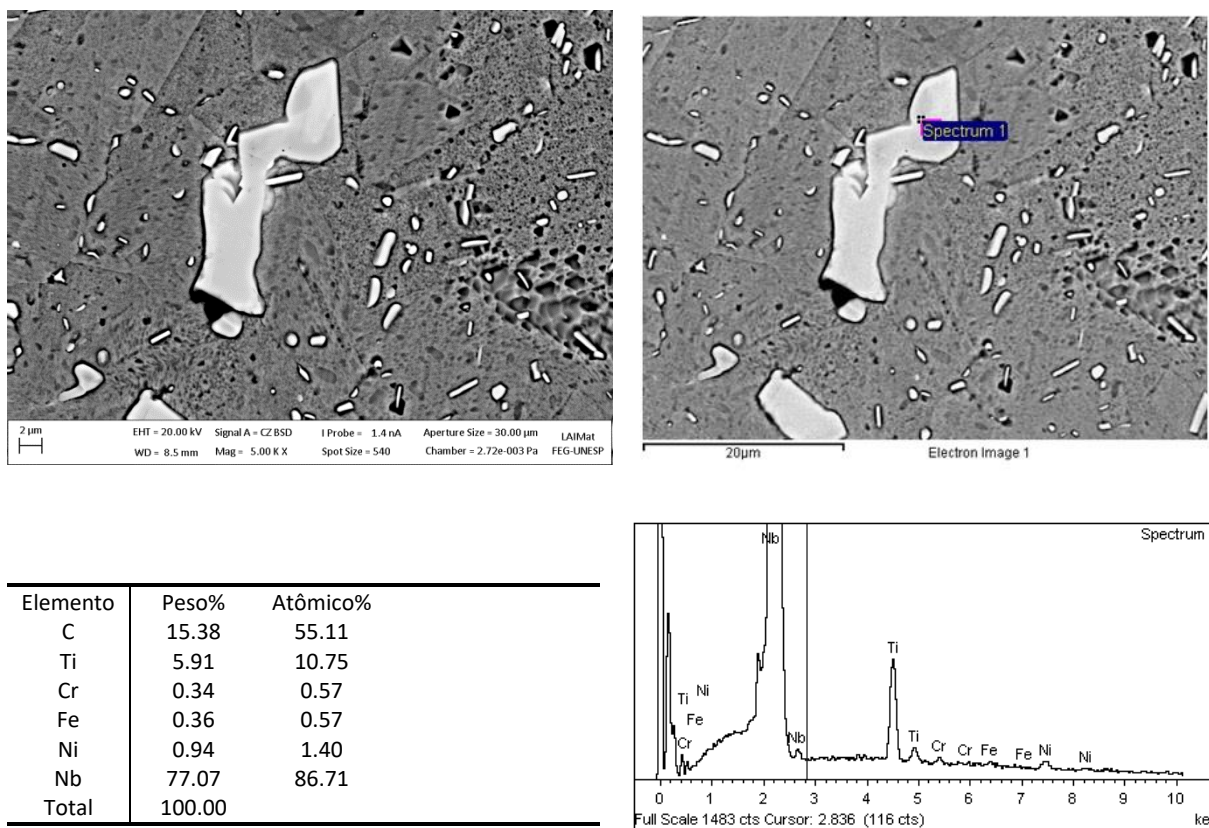
Figura 5.108 – MEV da peça usinada e EDS detecção de intermetálico.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.109 é apresentada em MEV e EDS a presença de precipitados de carbeto de nióbio na matriz de níquel ratificando a elevada temperatura que a peça atingiu durante a usinagem. Os carbetos de nióbio devido o número atômico elevado do nióbio apresentam-se na imagem de MEV com forte brilho esbranquiçado.

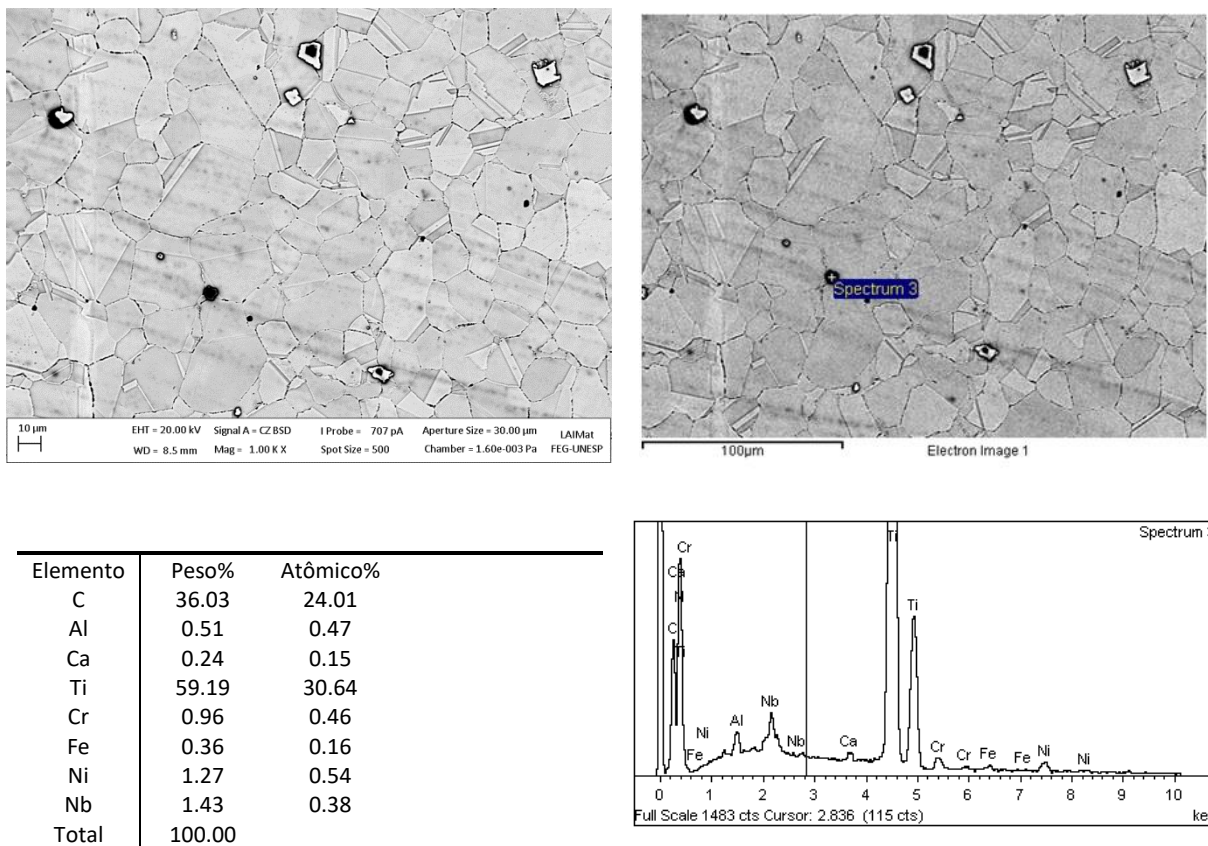
Figura 5.109 – MEV da peça usinada e EDS detecção de carbeto de nióbio.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.110 é apresentado outro tipo de precipitado na liga, o carbeto de titânio que devido o titânio possuir baixo número atômico apresenta-se como pontos pretos na matriz da liga.

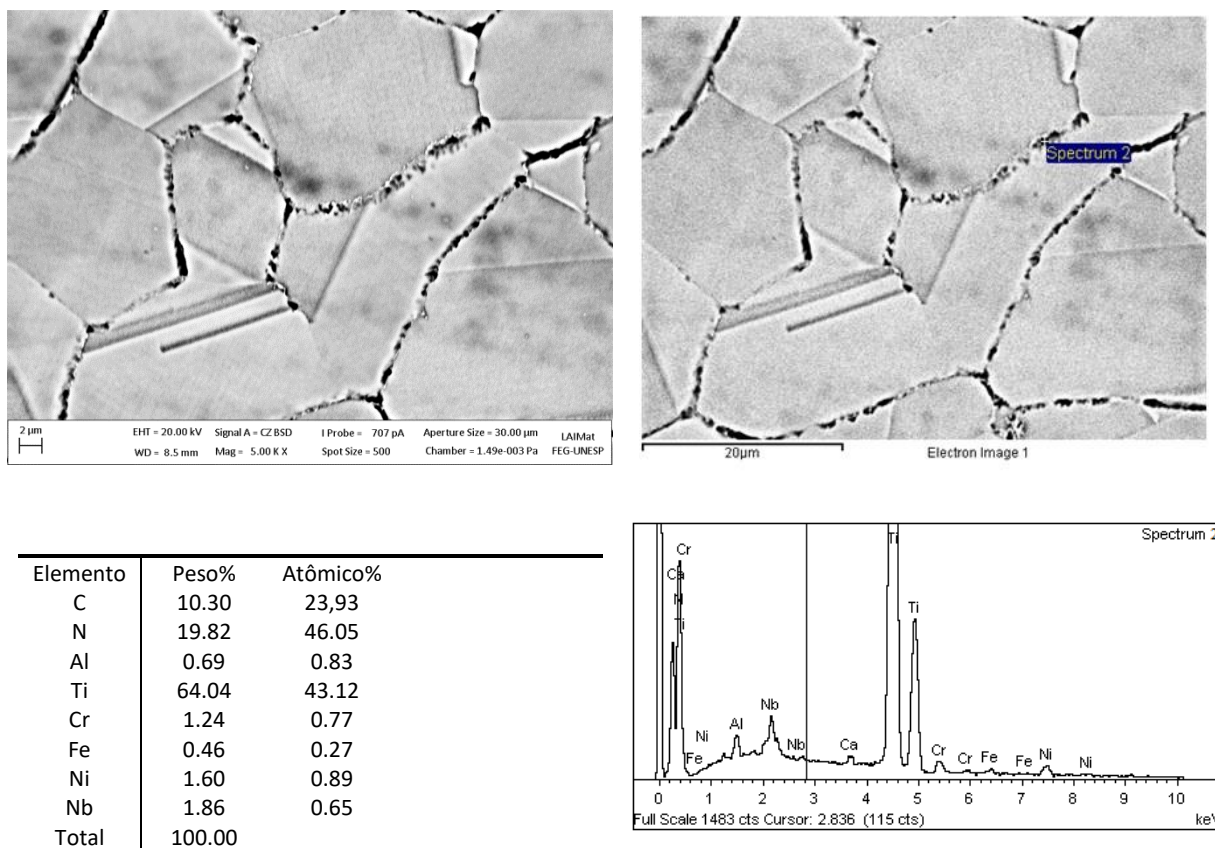
Figura 5.110 – MEV da peça usinada e EDS detecção de carbeto de titânio.



Fonte: Produção do próprio autor.

Na Figura 5.111 é apresentado o resultado do MEV e EDS no contorno do grão do material, onde foi constada a possível presença de precipitados de carbonitretos de titânio nos contornos.

Figura 5.111 – MEV da peça usinada e EDS detecção de carbeto de titânio.



Fonte: Produção do próprio autor.

A estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC) da matriz austenítica da superliga de níquel Inconel 718 são capazes de apresentar grande capacidade de manter a resistência à tração, à ruptura e boas propriedades de fluência em temperaturas mais elevadas do que as ligas de matriz cúbica de corpo centrado (CCC) por causa de vários fatores, incluindo o excelente módulo de elasticidade e a alta difusividade que os elementos secundários possuem nesse tipo de matriz. É muito importante a solubilidade de muitos elementos de liga na matriz austenítica e a capacidade de controle da precipitação de fases intermetálicas, que conferem alta resistência mecânica. O endurecimento também pode ser aumentado pela formação de carbeto e também pela dissolução de alguns elementos na matriz (endurecimento por solução sólida). Essa capacidade de endurecimento da superliga de níquel Inconel 718, a torna adequada para aplicações em turbinas de jato e motores de foguetes, que exigem alta resistência mecânica em média e alta temperatura. Porém quando são atingidas temperaturas suficientemente elevadas para a formação destes precipitados durante a usinagem há a possibilidade de resultados indesejáveis, pois estes precipitados possuem dureza elevada

agindo como abrasivos na ponta da ferramenta e mantém as propriedades da liga enquanto as da ferramenta estão diminuindo pelo efeito da temperatura. Consequentemente ocorre baixa vida da ferramenta, elevados valores de rugosidade, danos severos as ferramentas, formação de cavacos prejudiciais ao processo entre diversos outros fatores.

6 CONCLUSÃO

De modo geral o processamento das superligas de níquel requer profundo estudo uma vez que o material possui propriedades muito importantes para o desenvolvimento tecnológico e industrial. No caso da usinagem, mais especificamente o torneamento, produzir peças confiáveis, bem-acabadas, a baixo custo e com menor impacto ambiental etc., sempre será um desafio.

As propriedades das superligas que as fazem ser um material diferenciado, no processo de manufatura pode torná-las um verdadeiro problema aos engenheiros.

Neste trabalho foi possível visualizar o comportamento da potência do equipamento durante a usinagem e assim entender as relações entre a curva de potência e o desgaste da ferramenta, onde possivelmente há uma forte relação entre aumentos bruscos de potência com acúmulo de material na ponta da ferramenta e quedas bruscas de potência com o desprendimento do material acumulado na ponta da ferramenta.

Notou-se uma associação dos danos causados na ferramenta quando do uso do método MQL com o aumento da potência e dos desgastes, uma vez que o método ocasionava uma geometria na ferramenta muito mais propícia a ancoragem mecânica de material da peça na ferramenta.

O método de aplicação do fluido gerou impactos significativos no comportamento da ferramenta. Para a aplicação utilizando fluido abundante houve um melhor comportamento ocasionando maiores comprimentos usinados, maior vida da ferramenta e melhor acabamento. Enquanto que para o método MQL houve grandes danos as ferramentas e rápido desgaste gerando menores comprimentos usinados, menor vida da ferramenta e acabamento inferior ao método abundante. Uma das razões para este efeito foi a maior presença de precipitados nos cavacos que foram gerados na usinagem com MQL que funcionam como partículas abrasivas na ponta da ferramenta.

O método MQL de modo geral não apresentou bons resultados de modo a justificar sua utilização nos parâmetros adotados, pois gerou condições muito favoráveis a avarias e desgaste acelerado da ferramenta devido à ineficiência na remoção de calor durante a usinagem, causando maior densidade de precipitados que danificam demasiadamente a ferramenta.

Deve-se, ao usinar superligas, atentar-se as temperaturas atingidas e a afinidade química dos elementos que fazem parte dos componentes em contato. No caso das superligas, que possuem vários elementos de liga, encontrar componentes que não possuam afinidade

química é um desafio. Na usinagem em MQL as altas temperaturas foram possivelmente capazes de produzir um grande gradiente térmico proporcionando grande difusão atômica e que se pode perceber devido à grande incidência do desgaste de craterização e posteriormente confirmado pelo EDS. Para parâmetros elevados de corte associado à baixa remoção de calor e grande afinidade entre elementos houve indícios suficientes para notar que há uma possível formação de uma espécie de cobertura que se forma na região de contato peça/ferramenta que pode dificultar o corte e assim acarretar em menor vida da ferramenta.

O método com aplicação de fluido abundante foi o que obteve melhores resultados de forma geral.

Nota-se que invariavelmente os cavacos gerados independentemente da aplicação do fluido são cavacos longos de forma helicoidal e fita do tipo de cisalhamento.

Para maiores deformações cisalhantes nos cavacos estão associadas rugosidades mais elevadas uma vez que maior deformação está diretamente associada a maior grau de recalque. Assim maiores deformações acarretam em maior dureza dos cavacos que ao tocar a superfície usinada da peça pode danificá-la ou criar condição para quebra ou desgaste da ferramenta.

Como melhor condição geral de usinagem apresentada nos experimentos foi a combinação de velocidade de corte 90 m/min com avanço de 0,15 mm/rot e fluido abundante, que gerou o maior comprimento usinado (1247 m), a maior vida de ferramenta (13,87 min), um VB de 0,485 mm. Apesar desta combinação de parâmetros não ter gerado a melhor rugosidade ainda assim ficou com rugosidade final de 1,2 μm .

Nas imagens de MEV e EDS da peça usinada pôde ser constada a grande incidência de precipitados (intermetálicos, carbeto e carbonitreto) a grande quantidade de precipitados faz com que a liga tenha comportamento cada vez mais resistente ao corte tornando-se fundamental o controle da temperatura no decorrer da usinagem de modo a usinar nas faixas de temperatura abaixo daquela em que os precipitados ocorrem.

REFERÊNCIAS

- ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L.. A review of polycrystalline cubic boron nitride tool developments and application. **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.
- ALI ÇELİK, MELIKESERTALAĞAÇ, SERVETTURAN, ALPAGUTKARA, FERHATKARA; Wear behavior of solid SiAlON milling tools during high speed milling of Inconel 718. **Wear**, 2017, p. 58-67.
- ALMOND, E. A., Towards improved tests based on fundamental properties. **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.
- A.R.C. SHARMAN, J.I. HUGHES, K. RIDGWAY, The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718 - **Journal of Materials Processing Technology**, 2015, p. 123 a 132.
- 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.
- A. THAKUR, S. GANGOPADHYAY.; Dry machining of nickel-based super alloy as a sustainable alternative using TiN/TiAlN coated tool - **Journal of Cleaner Production**, 2016, p. 256-268.
- 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., **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. **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, **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 20/07/2014.

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, **Journal of Materials Processing Technology**, 77 (1-3), 1998, p. 278-284.

D.A. STEPHENSONA, S.J. SKERLOS B, A.S. KINGC, S.D. SUPEKAR B. Rough turning Inconel 750 with supercritical CO₂-based minimum quantity lubrication - **Journal of Materials Processing Technology**, 2014, pag. 673-680.

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.carttech.com/techarticles.aspx?id=1552>, acesso em 21/07/2014.

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 Lîber Editora, 2014.

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. **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, N° 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, **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.

GAMA, R. P.; RIBEIRO, M. V. **Estudo da Formação do Cavaco no Torneamento de Superligas de Níquel**. Saarbrücken. Novas Edições Acadêmicas: 2017

GAMA, R. P.; RIBEIRO, M. V. BAHIA, A. L. H. Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF), 9. 2017, Joinville. Study of the Machining by Turning of the Nickel Super Alloy Pyromet A31: Flood Fluid X MQL. Joinville: **ABCM**, 2017

GAMA, R. P.; RIBEIRO, M. V., Effects of cutting fluid application in the performance of the Nimonic 80A turning. **Key Engineering Materials**, Vols 656-657, p. 243-250, 2015.

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.

GAMA, R.P. **Estudo Da Formação Do Cavaco No Torneamento De Superligas De Níquel**, Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual Paulista, 128pp, Guaratinguetá-SP. 2014.

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., Modelling of tool/chip interface temperature distribution in metal cutting, **International Journal Mechanical Science** 36, 1994, p.931 – 943.

H.Z. LI, H. ZENG, X.Q. CHEN, An experimental study of tool wear and cutting force variation in the end milling of Inconel 718 with coated carbide inserts, **Journal of Materials Processing Technology**, 2006, p. 296-304.

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.

J.L. CANTERO, J.DIAZ-ALVAREZ, M.H.MIGUELEZ, N.C.MARIN; Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718. **Wear**, 2013, p. 885-894.

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

KEJIAZHUANG, DAHUZHU, XIAOMINGZHANG, HANDING; Notch wear prediction model in turning of Inconel 718 with ceramic tools considering the influence of work hardened layer. **Wear**, 2014, p. 63-74.

K. KULAWIK, P.A. BUFFAT, A. KRUK, A.M.WUSATOWSKA-SARNEK, A. CZYRSKA-FILEMONOWICZ; Imaging and characterization of γ' and γ'' nanoparticles in Inconel 718 by EDX elemental mapping and FIB-SEM tomography, **Materials Characterization**, 2015, p. 74-80.

KLOCKE, F.; GERSCHWILER, W., Advanced machining of titanium and nickelbase alloys, **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 Schneidstoffe - Beanspruchungsgerechte Anwendung Sowie Verschleibursachen**, Forschungsber, Nr. 2472 des. Lds. Nordrh. - Westf, Westdeutscher 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. **Journal 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, **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?, **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.

MOURA FILHO, O. C.; MARQUES, A.; MACHADO, A. R.; Estudo Da Temperatura No Torneamento Do Inconel 718 Com Aplicação De Lubrificantes Sólidos. **8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2015.

M.S. KASIM, C.H.CHEHARON, J.A.GHANI, M.A.SULAIMAN, M.Z.A.YAZID; Wear mechanism and notch wear location prediction model in ball nose end milling of Inconel 718. **Wear**, 2013, p.1171-1179.

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). **European Symposium on Superalloys and their Applications**. Kreuth - Germany, May. 25-28, 2010, Proceedings in Cd-rom.

RIBEIRO, M. V.; GAMA, R. P.; BAHIA, A. L. H.; SIMBA, B. G. Aspects on Superalloy Machining. Wythers, Maryann C. (Org.). **Advances in Materials Science Research**. New York: Nova Science Publishers, 2017. p. 31-98.

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. **Annals 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., **J Electrochem Soc.**, Vol 126, 1979, p 1281-1287.

SCHINTLMEISTER, W.; PACHER, O.; PFAFFINGER, K.; RAINE, T., **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. **Máquinas 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.

SOUZA, A. C. de; NOVASKI, O.; PAMPLONA, E e BATOCCHIO, A. Condições econômicas no processo de usinagem: uma abordagem para consideração dos custos. **VII Congresso Internacional de Custos**. Léon, Espanha. Julho de 2001

STAPPEN V. M., STALS, L. M., KERKHOF, 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.

SUGAHARA, T; REIS, D. A.P.; CASTAGNET, M.; COUTO, A. A., Estudo Das Propriedades Mecânicas Da Superliga Inconel 718 Após Ensaio De Tração A Quente* **Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração**, São Paulo, v. 11, n. 2, p. 99-104, abr./jun. 2014

SUMITOMO ELECTRIC HARTMETALL GMBH. **Catalogue 2014-2015**. Itami-shi, Hyogo, Japão. 2015.

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

US GEOLOGICAL SURVEY, **Catalogue**. 2014

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 Machining: Comparisons Between Seizure and Sliding Friction, **Wear**, Vol 54, 1979, p. 371-390.

Y. KAMATA, T. OBIKAWA, High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools, **Journal of Materials Processing Technology**, 2007, p. 281-286.

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