CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI

WILLIANS HELENO PEREIRA

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE CORTE SOBRE A INTEGRIDADE
SUPERFICIAL DO INCONEL 718 TORNEADO SOB CONDIÇÃO CRIOGÊNICA**

São Bernardo do Campo

2017

WILLIANS HELENO PEREIRA

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE CORTE SOBRE A INTEGRIDADE
SUPERFICIAL DO INCONEL 718 TORNEADO SOB CONDIÇÃO CRIOGÊNICA**

Dissertação apresentada ao Centro
Universitário FEI, como parte dos requisitos
necessários para obtenção do título de Mestre
em Engenharia Mecânica. Orientado pelo Prof.
Dr. Sergio Delijaicov.

São Bernardo do Campo

2017

Pereira, Willians Heleno.

Influência dos parâmetros de corte sobre a integridade superficial do
inconel 718 torneado sob condição criogênica / Willians Heleno Pereira.
São Bernardo do Campo, 2017.

129 p. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Sergio Delijaicov.

1. Torneamento. 2. Inconel 718. 3. Integridade superficial. 4.
Refrigeração criogênica. 5. Nitrogênio líquido. I. Delijaicov, Sergio,
orient. II. Título.

Aluno: Willians Heleno Pereira

Matrícula: 215140-5

Título do Trabalho: Influência dos parâmetros de corte sobre a integridade superficial do inconel 718 torneado sob condição criogênica.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Data da realização da defesa: 19/06/2017

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, 19 / 06 / 2017.

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Ass.: _____

Prof. Dr. Ed Claudio Bordinassi

Ass.: _____

Prof.^a Dr.^a Izabel Fernanda Machado

Ass.: _____

A Banca Julgadora acima-assinada atribuiu ao aluno o seguinte resultado:

APROVADO ☒

REPROVADO ☐

VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO

**APROVO A VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO EM QUE
FORAM INCLUÍDAS AS RECOMENDAÇÕES DA BANCA
EXAMINADORA**

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

_____
Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

Dedico este trabalho a Deus, aos meus pais que sempre me incentivaram com os estudos, a minha esposa e ao nosso pequeno Matheus que em breve estará conosco.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Dr. Sergio Delijaicov, por acreditar neste trabalho, pelas orientações, discussões, ensinamentos e apoio incondicional durante todo o período do mestrado.

Aos funcionários do CLM do Centro Universitário da FEI, que participaram efetivamente na realização dos experimentos.

Aos meus amigos Airton Eugênio Gerardi da empresa AEG-TEC, Rafael Verçosa da empresa Sandvik, Emmerson Périco da empresa Iscar do Brasil e Rodrigo Ribeiro César da empresa MWM que contribuíram com as discussões e desafios sobre o tema deste mestrado.

Aos Professores Dr. Adalto de Farias, Dr. Éd Claudio Bordinassi e Dr.^a Izabel Fernanda Machado que participaram das bancas de qualificação e defesa, contribuindo com o enriquecimento deste trabalho.

Ao Centro Universitário FEI, por toda infraestrutura e disponibilidade de recursos essenciais no desenvolvimento deste trabalho.

“A menos que modifiquemos a nossa maneira de pensar, não seremos capazes de resolver os problemas causados pela forma como nos acostumamos a ver o mundo”

Albert Einstein

RESUMO

As ligas de níquel, tais como o Inconel 718, têm sido amplamente empregadas na indústria aeronáutica, óleo & gás e petroquímica, devido as suas excelentes propriedades como fluência superior e altas resistências mecânica, à fadiga e à oxidação. No entanto, estas propriedades caracterizam as ligas como difíceis de usinar devido à elevada geração de calor durante a remoção de material, gerando um desgaste acelerado da ferramenta de corte que produz um efeito prejudicial na integridade superficial, comprometendo a vida em fadiga do componente usinado e baixa produtividade. Em razão destas dificuldades, o objetivo deste trabalho foi avaliar a influência dos parâmetros de corte sobre a integridade superficial da liga de Inconel 718 torneado sob condição criogênica com o uso de nitrogênio líquido (LN2) em altas velocidades de corte. A utilização da ferramenta cerâmica reforçada com whiskers foi escolhida pelo fato de resistir a altas velocidades de corte, relacionando-se os aspectos da integridade superficial como rugosidade Ra, tensões residuais, micro-dureza e camada branca, assim como os esforços de corte. O delineamento central composto foi escolhido como planejamento fatorial tendo como variáveis independentes velocidade de corte, avanço e profundidade de corte para a realização dos experimentos. Por fim, a utilização de refrigeração criogênica por LN2 resultou em um esforço de corte médio de 267 N, onde a força de penetração foi a maior. A rugosidade Ra média foi de 0,52 μm , influenciada principalmente pelo avanço e profundidade de corte. Na avaliação das tensões residuais, a maior tensão residual trativa foi de 1394 MPa utilizando LN2 e de 1237 MPa com usinagem á seco no sentido circunferencial, sendo a profundidade de corte a variável independente mais significativa. Ocorreu pequena alteração nos valores de micro-dureza até 0,3 mm abaixo da superfície, no entanto, não houve sinais de camada branca após a usinagem. De forma geral, maiores tensões trativas na subsuperfície foram encontradas com o uso de LN2, no entanto, tensões compressivas foram maiores na subsuperfície em comparação com a usinagem a seco, o que pode ser benéfico na vida em fadiga de componentes usinados em altas velocidades de corte. Os resultados mostraram que condições mínimas dos parâmetros de corte tendem a apresentar os melhores resultados quanto aos aspectos de força de corte e integridade superficial.

Palavras-chave: Torneamento, Inconel 718, Integridade superficial, Refrigeração criogênica, Nitrogênio líquido.

ABSTRACT

Nickel alloys such as Inconel 718 have been widely used in the aerospace, oil & gas and chemical industries, due to their excellent properties that combine high creep resistance and high mechanical strength, fatigue and corrosion. However, these properties make these alloys extremely difficult to machine due to high heat generation during material removal, occurring a quick cutting tool wear that produces a detrimental effect on the surface integrity, reducing fatigue life of machined component and low productivity. For these reason, the aim of this work was the evaluation of the influences of cutting parameters on the surface integrity of the Inconel 718 turned under cryogenic condition using liquid nitrogen (LN2) in high cutting speed. The whisker reinforced ceramic tool was used for resisting at high speed cutting, associated with aspects of surface integrity in terms of roughness Ra, residual stresses, microhardness and white layer as well as cutting forces. Central composite design was chosen as factorial planning for the independent variables as cutting speed, feed rate and depth of cut to carry out of the experiments. Cryogenic cooling resulted in average cutting force of 267 N, where penetration force was higher. The roughness Ra was of 0.52 μm , influenced by feed rate and depth of cut. Regarding to residual stresses measurement, higher tensile residual stresses with LN2 and dry conditions were 1394 MPa and 1237 MPa in the circumferential direction respectively, influenced by depth of cut. Small microhardness changes occurred until 0.3 mm from beneath machine surface and presence of white layer was not noticed. Although tensile residual stresses were slightly higher using LN2 in relation to dry machining on surface, LN2 resulted in higher compressive residual stresses on subsurface, which can improve fatigue life of machined components in high cutting speed. The results showed that lower cutting parameters tend to present the best results regarding the aspects of cutting force and surface integrity.

Keywords: Turning, Inconel 718, Surface Integrity, Cryogenic cooling, Liquid nitrogen.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 -	Evolução dos processos e capacidade das superligas em altas temperaturas	25
Figura 2 -	Classificação das superligas	26
Figura 3 -	Componentes de uma turbina a jato fabricados em liga de níquel	28
Figura 4 -	Utilização de materiais na indústria aeroespacial (GE)	29
Figura 5 -	Regiões onde o calor é percebido durante a formação de cavaco	32
Figura 6 -	Tipos de desgaste na ferramenta de corte.	38
Figura 7 -	Variação do desgaste do flanco e tempo de usinagem para diferentes velocidades de corte	39
Figura 8 -	Vida da ferramenta e variação nos avanços de corte para diferentes revestimentos na ferramenta de corte ($v_c= 50$ m/min)	40
Figura 9 -	Vida da ferramenta e variação nos avanços de corte para diferentes revestimentos na ferramenta de corte ($v_c= 100$ m/min)	40
Figura 10 -	Comparação no desgaste da ferramenta de metal duro.....	41
Figura 11 -	Comparação entre a vida da ferramenta e tipo de refrigeração para diferentes revestimentos na ferramenta de corte ($v_c=60$ m/min, $f=0,1$ mm/rot e $a_p=0,1$ mm)	41
Figura 12 -	Distinção entre velocidade de corte convencional e alta velocidade de corte	42
Figura 13 -	Desgaste característico do inserto de cerâmica na usinagem do Inconel 718 (tipo entalhe)	43
Figura 14 -	Relação entre velocidade de corte e vida da ferramenta sob diferentes pressões de refrigeração.....	44
Figura 15 -	Relação entre velocidade de corte e taxa de desgaste tipo entalhe sob diferentes avanços de corte e pressões de refrigeração.....	44
Figura 16 -	Desgaste médio do flanco x velocidade de corte.....	45
Figura 17 -	Efeito do teor de CBN e tipos de ligante na vida da ferramenta	46
Figura 18 -	Comparação do percentual de CBN na ferramenta de corte em relação aos tipos de desgaste em diferentes velocidades de corte	47
Figura 19 -	Comparação da vida da ferramenta e variação do avanço para os insertos de CBN ($v_c=250$ m/min)	47
Figura 20 -	Desgaste da ferramenta de CBN em velocidade de corte de 250 m/min.....	48
Figura 21 -	Força de usinagem e seus componentes durante o torneamento	49
Figura 22 -	Influência dos parâmetros de corte na F_c utilizando inserto de CBN	50

Figura 23 - Influência da profundidade de corte e avanço de corte na força de corte utilizando inserto de cerâmica.....	50
Figura 24 - Fluidos de corte usados para redução da temperatura durante o torneamento	51
Figura 25 - Técnicas para redução da temperatura durante o torneamento.....	52
Figura 26 - Refrigeração criogênica por LN2 sobre a ferramenta de corte	53
Figura 27 - Temperatura na formação do cavaco em diferentes tipos de refrigeração	55
Figura 28 - Desgaste do flanco da ferramenta e tempo de usinagem em diferentes tipos de refrigeração.....	55
Figura 29 - Desgaste do flanco em diferentes técnicas de refrigeração ($v_c=120$ m/min).....	56
Figura 30 - Desgaste no flanco da ferramenta em diferentes processos de refrigeração.....	56
Figura 31 - Desgaste do flanco após 20 min de usinagem.	57
Figura 32 - Definições de integridade superficial	58
Figura 33 - Rugosidade R_a em diferentes velocidades de corte e avanços de corte	59
Figura 34 - Rugosidade superficial com inserto de CBN de geometria redonda e quadrada.	60
Figura 35 - Comparação da rugosidade superficial sob três geometria de insertos	60
Figura 36 - Rugosidade superficial sob diferentes condições de usinagem	61
Figura 37 - Resultado de rugosidade superficial sob diferentes tipos de refrigeração	61
Figura 38 - Seleção das interações quanto a tensão residual e encruamento	63
Figura 39 - Efeito da velocidade de corte na geração de tensão residual.....	64
Figura 40 - Interação entre os parâmetros de corte na tensão residual.....	64
Figura 41 - Influência da geometria da ferramenta na tensão residual.....	65
Figura 42 - Resultado das tensões residuais em comparação com insertos com e sem revestimento	65
Figura 43 - Tensão residual sob influência de desgaste da ferramenta de cerâmica	66
Figura 44 - Influência do material da ferramenta de corte na tensão residual.....	67
Figura 45 - Influência dos tipos de refrigeração na tensão residual sentido transversal	67
Figura 46 - Influência dos tipos de refrigeração na tensão residual sentido longitudinal	68
Figura 47 - Influência do LN2 e usinagem á seco em diferentes parâmetros de corte sob a tensão residual	68
Figura 48 - Deformação na subsuperfície após usinagem com CBN revestido com TiN ($v_c=250$ m/min e $f= 0,1$ mm/rot.)	69
Figura 49 - Microestrutura na subsuperfície em diferentes condições de usinagem.....	70
Figura 50 - Alteração de micro-dureza quanto a variação da velocidade de corte e pressão convencional de refrigeração	70

Figura 51 - Alteração de micro-dureza quanto a variação da velocidade de corte sob pressão de refrigeração com 11 MPa	71
Figura 52 - Comparação entre usinagem á seco e com refrigeração sobre o efeito na micro-dureza do Inconel 718	71
Figura 53 - Efeito do LN2 e usinagem a seco na micro-dureza	72
Figura 54 - Efeito da vida da ferramenta sob refrigeração convencional e por LN2 na micro-dureza após usinagem do Inconel 718.....	73
Figura 55 - Formação de camada branca na usinagem do Inconel 718.....	74
Figura 56 - Caracterização de camada branca no Inconel 718.....	75
Figura 57 - Espessura de camada branca na usinagem do Inconel 825 utilizando inserto com e sem revestimento em diferentes velocidades de corte.....	76
Figura 58 - Comparação na espessura da camada branca utilizando inserto com e sem cobertura em velocidades variadas.....	76
Figura 59 - Barra de Inconel 718 (VAT718A).....	77
Figura 60 - Croqui do corpo de prova com 10 seções (dimensões em mm)	78
Figura 61 - Ferramenta de corte utilizada no experimento (dimensões em mm).....	78
Figura 62 - Torno CNC ROMI Centur 30D utilizado no experimento	79
Figura 63 - Sistema de refrigeração adaptado ao torno CNC.....	80
Figura 64 - Porta ferramenta CRG NR 2525M-12 CEA com transdutor piezoelétrico	81
Figura 65 - Sistema de aquisição de dados (modelo Spider8-30, empresa HBM).....	81
Figura 66 - Condicionado de sinais do transdutor piezoelétrico	81
Figura 67 - Rugosímetro para medição da rugosidade média (Ra)	82
Figura 68 - Difrátômetro modelo XRD-7000.....	82
Figura 69 - Ponto de medição da tensão residual no corpo de prova	83
Figura 70 - Equipamento MTS 3000-SINT – método do furo cego	84
Figura 71 - Microscópio utilizado para verificação de camada branca.....	85
Figura 72 - Micro-durômetro utilizado para medição da micro-dureza	85
Figura 73 - Barra de Inconel com as seções de corpo de prova usinados	87
Figura 74 - Barra de Inconel 718 fixada na área de trabalho do Torno CNC	88
Figura 75 - Alimentação do LN2 na ferramenta de corte.....	88
Figura 76 - Saída de LN2 na ferramenta de corte.....	89
Figura 77 - Média das forças durante a usinagem do Inconel 718 utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm).....	91
Figura 78 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para F_c utilizando LN2	92

Figura 79 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para F_c a seco.....	92
Figura 80 - Gráfico de contorno para a variável F_c quanto a interação entre $f \times a_p$	93
Figura 81 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para F_p utilizando LN2	94
Figura 82 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para F_p a seco.....	94
Figura 83 - Gráfico de contorno para variável F_p quanto a interação entre $f \times a_p$	95
Figura 84 - Média da rugosidade superficial R_a após a usinagem do Inconel 718 utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm)	97
Figura 85 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para R_a , utilizando LN2.....	98
Figura 86 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para R_a , usinagem a seco	98
Figura 87 - Gráfico de contorno para variável R_a utilizando LN2.....	99
Figura 88 - Gráfico de contorno para variável R_a sem refrigeração	100
Figura 89 - Média dos valores de tensão residual no sentido circunferencial e longitudinal com o uso de LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm)	102
Figura 90 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual utilizando LN2.....	103
Figura 91 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual na usinagem á seco	104
Figura 92 - Gráfico de contorno para a variável tensão residual no sentido circunferencial.....	105
Figura 93 - Gráfico de contorno para a variável tensão residual no sentido longitudinal....	106
Figura 94 - Tensões residuais obtidos pelo método do furo cego, utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,20$ mm/rot. e $a_p= 0,30$ mm).....	107
Figura 95 - Micro endentação em um dos corpos de prova analisados	108
Figura 96 - Média de medição da micro-dureza utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p= 0,3$ mm)	109
Figura 97 - Micrografia da superfície do corpo de prova 18 com ampliação de 500X.....	110
Figura 98 - Micrografia da superfície do corpo de prova com ampliação de 500X.....	111
Figura 99 - Gráfico de resíduos para força de avanço utilizando LN2.....	124
Figura 100 - Gráfico de resíduos para força de avanço com usinagem a seco.....	124
Figura 101 - Gráfico de resíduos para força de corte utilizando LN2.....	125
Figura 102 - Gráfico de resíduos para força de avanço com usinagem a seco.....	125
Figura 103 - Gráfico de resíduos para força de penetração utilizando LN2.....	126
Figura 104 - Gráfico de resíduos para força de penetração com usinagem a seco.....	126
Figura 105 - Gráfico de resíduos para rugosidade superficial utilizando LN2	127

Figura 106 - Gráfico de resíduos para rugosidade superficial com usinagem a seco.....	127
Figura 107 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido circunferencial, utilizando LN2.....	128
Figura 108 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido longitudinal, utilizando LN2	128
Figura 109 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido circunferencial com usinagem a seco.....	129
Figura 110 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido longitudinal com usinagem a seco.....	129

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química do Inconel 718 (UNS N07718)	29
Tabela 2 - Propriedades mecânicas do Inconel 718 (UNS N07718).....	29
Tabela 3 - Composição química da liga VAT718A usada no experimento (% em peso).....	77
Tabela 4 - Propriedades mecânicas da liga VAT718A usada no experimento.	78
Tabela 5 - Parâmetros utilizados para medição da tensão residual no DRX.....	83
Tabela 6 - Parâmetros utilizados para a medição de tensão residual por furo cego	84
Tabela 7 - Parâmetros de corte utilizados no ensaio de usinagem de Inconel 718.....	87
Tabela 8 - Resultados obtidos das forças durante a usinagem	90
Tabela 9 - Resultado de rugosidade Ra após a usinagem com uso de LN2 e seco	96
Tabela 10 - Resultados das tensões residuais utilizando refrigeração por LN2 e Seco.....	101
Tabela 11 - Análise de variância para a força de avanço utilizando LN2	121
Tabela 12 - Análise de variância para a força de avanço com usinagem a seco	121
Tabela 13 - Análise de variância para a força de corte utilizando LN2	121
Tabela 14 - Análise de variância para a força de corte com usinagem a seco.....	121
Tabela 15 - Análise de variância para a força de penetração utilizando LN2	122
Tabela 16 - Análise de variância para a força de penetração com usinagem a seco	122
Tabela 17 - Análise de variância para rugosidade utilizando LN2.....	122
Tabela 18 - Análise de variância para rugosidade com usinagem a seco.....	122
Tabela 19 - Análise de variância para tensão residual no sentido circunferencial utilizando LN2	123
Tabela 20 - Análise de variância para tensão residual no sentido longitudinal utilizando LN2	123
Tabela 21 - Análise de variância para tensão residual no sentido circunferencial com usinagem a seco.....	123
Tabela 22 - Análise de variância para tensão residual no sentido longitudinal com usinagem a seco.....	123

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASM	<i>American Society of Material</i>
BUE	<i>Buit-up Edge</i> – Aresta Postiça de Corte
CBN	<i>Cubic Boron Nitrite</i> - Nitreto Cúbico de Boro
CFC	Estrutura cúbica de face centrada
CNC	<i>Computer Numerical Control</i> – Controle Numérico Computadorizado
CVD	<i>Chemical Vapour Deposition</i> - Composição Química à Vapor
DCC	Delineamento Composto Central
DOE	<i>Design of Experiments</i> - Delineamento de Experimentos
DRX	Difratômetro de raio X
FEI	Fundação Educacional Inaciana
IS	Integridade Superficial
ISO	<i>International Standard Organization</i>
LN2	<i>Liquid Nitrogen</i> - Nitrogênio Líquido
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificação
PCBN	<i>Polycrystalline Cubic Boron Nitrite</i> -Nitreto Cúbico de Boro Policristalino
PCD	<i>Polycrystalline Diamond</i> – Diamante Policristalino
PVD	<i>Physical Vapour Deposition</i> – Deposição Física à Vapor
SEM	<i>Scanning Electron Microscopy</i> – Microscopia Eletrônica de Varredura
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
RC	Refrigeração convencional

SIMBOLOGIA

Símbolo	Definição	Unidade
a_p	profundidade de corte	mm
f	avanço de corte	mm/rot.
F_c	Força de corte	N
F_f	Força de avanço	N
F_p	Força passiva ou de penetração	N
F_u	Força de usinagem	N
HRC	dureza Rockwell C	---
HV	micro-dureza Vickers	---
P_c	Potência de Corte	kW
P_f	Potência de avanço	kW
VB	Desgaste do flanco da ferramenta	mm
v_c	Velocidade de corte	m/min
γ	fase matrix gama	---
γ'	fase gama linha	---
γ''	fase gama duas linhas	---
δ	fase delta	---

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	OBJETIVO GERAL.....	22
1.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	23
1.3	JUSTIFICATIVA	23
1.4	RELEVÂNCIA.....	23
1.5	ESTRUTURA DO TRABALHO	24
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	25
2.1	HISTÓRIA E CARACTERIZAÇÃO DAS SUPERLIGAS	25
2.1.1	Ligas a base de Níquel.....	27
2.1.2	Liga de Inconel 718.....	29
2.2	O PROCESSO DE USINAGEM.....	30
2.3	GERAÇÃO DE CALOR NA USINAGEM	32
2.4	FERRAMENTA DE CORTE.....	33
2.4.1	Material da ferramenta de corte	33
2.4.2	Tipos de desgaste da ferramenta de corte	36
2.4.3	Usinagem do Inconel 718 com Ferramentas de Metal Duro	39
2.4.4	Usinagem do Inconel 718 com Ferramentas de Cerâmica.....	42
2.4.5	Performance e desgaste das Ferramentas de CBN.....	46
2.5	FORÇAS E POTÊNCIA DE CORTE	48
2.5.1	Esforço de Corte na Usinagem do Inconel 718	49
2.6	REFRIGERAÇÃO NA USINAGEM.....	51
2.6.1	Refrigeração Criogênica por Nitrogênio Líquido (LN2)	53
2.6.2	Usinagem do Inconel 718 com Nitrogênio Líquido (LN2)	54
2.7	INTEGRIDADE SUPERFICIAL.....	57
2.7.1	Rugosidade Superficial na Usinagem do Inconel 718	59
2.7.2	Tensão Residual.....	62

2.7.3	Tensão Residual na Usinagem do Inconel 718	63
2.7.4	Alteração na micro-dureza	69
2.7.5	Formação de Camada Branca	74
3	METODOLOGIA.....	77
3.1	MATERIAL	77
3.1.1	Corpo de Prova	78
3.1.2	Ferramenta de Corte	78
3.2	EQUIPAMENTO	79
3.2.1	Maquina Operatriz.....	79
3.2.2	Equipamento para Refrigeração Criogênica	79
3.2.3	Medição dos esforços de corte	81
3.2.4	Medição da rugosidade média (Ra)	81
3.2.5	Medição da Tensão Residual	82
3.2.6	Medição de micro-dureza e camada branca	84
3.3	PROCEDIMENTO	86
3.3.1	Preparação de Usinagem com LN2.....	88
3.3.2	Preparação de Usinagem a seco	89
3.3.3	Análise dos Resultados e Discussões	89
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	90
4.1	FORÇAS DURANTE A USINAGEM	90
4.2	RUGOSIDADE SUPERFICIAL.....	96
4.3	TENSÃO RESIDUAL.....	101
4.4	MEDIÇÃO DE MICRO-DUREZA	108
4.5	CAMADA BRANCA.....	109
5	CONCLUSÕES.....	112
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	114
	REFERÊNCIAS	115

APÊNDICE A – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: FORÇAS DE USINAGEM	121
APÊNDICE B – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: RUGOSIDADE RA.....	122
APÊNDICE C – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: TENSÃO RESIDUAL	123
APÊNDICE D – GRÁFICO DE RESÍDUOS: FORÇAS DE USINAGEM	124
APÊNDICE E – GRÁFICO DE RESÍDUOS: RUGOSIDADE SUPERFICIAL .	127
APÊNDICE F – GRÁFICO DE RESÍDUOS: TENSÃO RESIDUAL	128

1 INTRODUÇÃO

A importância da evolução tecnológica para o desenvolvimento de materiais e componentes mecânicos que atendam os mais diversos ambientes e regimes de operação, certamente contribui para alcançar grandes resultados em sua empregabilidade. O sucesso e o fracasso de muitas atividades de engenharia estão atrelados a seleção de materiais e a combinação de suas propriedades físicas e químicas para cada aplicação (DEGARMO; BLACK; KOHSER, 1997).

Considerando a importância da correta aplicação do material, as superligas foram desenvolvidas a fim de atender a construção de componentes que operam em regimes de trabalho severos, como em temperaturas extremas, ambientes corrosivos e alta solicitação de resistência mecânica, por isso são amplamente empregadas (SIMS, 1984).

Por mais de seis décadas, as superligas fornecem o meio mais confiável e de custo eficaz para resistir a altas temperaturas de operação e em condições elevadas de tensão (DONACHIE, M.; DONACHIE, S., 2012). Devido suas características de alta resistência mecânica, fluência superior, resistência a corrosão e oxidação em regimes de operação em altas temperaturas, as superligas a base de níquel são muito utilizadas nas indústrias de óleo & gás, aeroespacial, química e petroquímica (CHOUDHURY; EL-BARADIE, 1998; HADIA et al., 2013).

Dentre os diversos materiais empregados como superligas, o Inconel 718 é a liga mais utilizada, sendo aplicada nos mais diversos ambientes corrosivos e em variadas temperaturas, devido à sua resistência mecânica e à fluência superior em até 650°C. Adicionalmente, possui boa resistência à corrosão e empregabilidade em temperaturas criogênicas de até -250°C (VILLARES METALS, 2016).

Existem diversos processos de fabricação que são utilizados na manufatura de componentes funcionais com o uso de ligas de Inconel. Porém, de acordo com Kaynak (2014), a usinagem é um dos mais significativos para produzir estes componentes, seja para a indústria aeroespacial, óleo & gás, entre outros.

Contudo, dadas as propriedades físicas e químicas, as superligas são consideradas de difícil usinagem quando comparadas, por exemplo, com os aços (EZUGWU et al., 2005). Para Olgun e Budak (2013), isso ocorre devido à sua baixa condutividade térmica e a alta resistência ao calor, fazendo com que a temperatura na zona de corte se torne ainda mais elevada, reduzindo assim a usinabilidade. Outros fatores que reduzem a usinabilidade também foram descritos por Thakur, Ramamoorthy e Vijayaraghavan (2009) como: o encruamento, a presença de partículas

abrasivas de carboneto e a afinidade química da liga de Inconel em reagir com alguns materiais utilizados para ferramenta de corte.

O efeito da baixa usinabilidade da liga de Inconel se dá principalmente ao desgaste acentuado da ferramenta de corte. Para Zhu, Zhang e Ding (2013) este desgaste está geralmente associado como resultado das propriedades mecânicas (principalmente à abrasão) e propriedades químicas (desgaste termoquímico e difusão) das interações entre a ferramenta de corte e o material. O desgaste além de afetar a integridade da superfície do componente usinado, também reduz a vida da ferramenta de corte, influenciando nos custos de produção (XUE; CHEN, 2011).

Para reduzir o efeito da baixa usinabilidade, a seleção do tipo de material e a classe da ferramenta de corte são fatores importantes a serem considerados ao planejar uma operação de usinagem bem-sucedida (SANDVIK, 2016). Existe uma grande variedade de materiais para ferramentas de corte com suas propriedades, performances e custos, disponíveis comercialmente (DEGARMO; BLACK; KOHSER, 1997). Machado et al., (2015) classificam-nas da seguinte forma:

- a) Aço rápido;
- b) Metal duro;
- c) Cerâmicas;
- d) Nitreto de Boro Cúbico (CBN);
- e) Diamante policristalino (PCD).

Cada grupo de ferramenta apresenta particularidades distintas, dependendo do material a ser usinado. Dos autores pesquisados, o material para ferramentas de corte geralmente empregados na usinagem da liga de Inconel é o metal duro, cerâmica e CBN. De acordo com Cantero et al. (2013), a ferramenta de metal duro é a mais utilizada, porém devido a elevada geração de calor na zona de corte causado pela resistência do material, esse tipo de ferramenta tende a trabalhar em velocidades de corte mais baixas (entre 20 m/min e 50 m/min) e com fluído refrigerante. Segundo Pande e Sambhe (2014), ferramentas de metal duro não podem ser usadas em usinagem com altas velocidades de corte devido à baixa resistência ao elevado calor gerado durante a usinagem, o que acentua o desgaste da ferramenta e causa danos na integridade superficial.

Além dos motivos de reduzir o impacto na integridade superficial e desgaste da ferramenta, baixas velocidades de corte têm também o intuito de aumentar a vida da ferramenta, de modo a não perder tempo com trocas constantes (DEGARMO; BLACK; KOHSER, 1997). Velocidades de corte mais elevadas (entre 200 m/min e 700 m/min) são atingidas com

ferramentas de cerâmicas (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999), assim como as ferramentas de CBN, PCBN e PCD (EZUGWU, 2005).

Além do material e tipo da ferramenta de corte, outra consideração importante na usinagem é a refrigeração. De acordo com Aramcharoen e Chuan (2014), para reduzir o efeito da temperatura na usinagem, a aplicação de um fluido refrigerante direcionado à zona de corte, desempenha um papel significativo neste processo. Os tipos de refrigeração são classificados em basicamente três grupos: óleos minerais, óleos solúveis em água e a utilização de gases como CO₂, Nitrogênio Líquido (LN₂) e Hélio (YILDIZ; NALBANT, 2008).

Na usinagem de materiais com elevada resistência ao cisalhamento e baixa condutividade térmica, tais como ligas à base de níquel, os fluidos refrigerantes convencionais (óleos minerais e óleos solúveis em água) não são suficientemente eficazes para reduzir a geração de calor na zona de corte (ARAMCHAROEN; CHUAN, 2014).

Para Yildiz e Nalbant (2008), um dos métodos mais favoráveis na redução de calor na zona de corte é a refrigeração criogênica por nitrogênio líquido, que segundo eles, possuem capacidade considerável de reduzir o desgaste da ferramenta através da redução e controle da temperatura na área de contato peça-ferramenta.

A redução na temperatura da zona de corte é um dos fatores principais a fim de garantir a integridade superficial e assim elevar a vida em fadiga do componente usinado, pois deformações causadas termicamente induzem tensão residual de tração que não são benéficas em componentes que operam em regimes de alta sollicitação mecânica.

Por isso, a escolha do material da ferramenta de corte, geometria, parâmetros de corte e condição de usinagem (como uso de refrigeração) são fatores importantes no planejamento de usinagem a fim de minimizar os efeitos na integridade superficial do componente usinado (DEVILLEZ et al., 2011).

Aramcharoen e Chuan (2014) descrevem também que os fatores citados anteriormente, são técnicas adotadas pelas indústrias para aumentar a produtividade, seja através da aplicação do tipo de fluido refrigerante, ferramentas de corte e os revestimentos mais avançados.

1.1 OBJETIVO GERAL

Tendo em vista a evolução de ligas à base de níquel como o Inconel 718 e sua baixa usinabilidade, o objetivo deste trabalho é estudar a influência dos parâmetros de corte no torneamento da liga Inconel 718, utilizando inserto de cerâmica e com refrigeração criogênica

por nitrogênio líquido (LN2), caracterizando consequentemente, os efeitos na integridade superficial em altas velocidades de corte.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- a) Analisar os esforços de corte sobre a variação dos parâmetros de corte;
- b) Analisar os efeitos na rugosidade superficial com e sem LN2;
- c) Avaliar a tensão residual sob uso de LN2 e comparar com usinagem a seco;
- d) Analisar a influência do LN2 quanto os efeitos na micro-dureza e camada branca.

1.3 JUSTIFICATIVA

Profissionais em usinagem estão continuamente explorando a interação entre ferramenta de corte e material a ser usinado, de forma a permitir maiores taxas de remoção de material, com grande profundidade e velocidades de corte cada vez maiores. Para Ezugwu (2005) e Hadia et al. (2013), isso é motivado pela necessidade de aumentar a produtividade e reduzir os custos de fabricação, assim como o desenvolvimento contínuo das novas ligas estruturais que geram dificuldades para a usinagem.

De acordo com Yildiz e Nalbant (2008), a usinagem por nitrogênio líquido pode ajudar nestes aspectos quanto a usinagem de peças de forma mais rápida, com maior qualidade e redução global nos custos de fabricação. No entanto, garantir a melhor integridade superficial da peça no processo de usinagem é um dos principais fatores na escolha das condições de usinagem a fim de aumentar a vida em fadiga do componente.

Além disso, o tema sobre usinagem em Inconel com refrigeração criogênica não é encontrado em grande quantidade nas bases de pesquisas, sendo assim, necessário pesquisar de diferentes formas, a aplicabilidade e os efeitos deste tipo de refrigeração a fim de tornar-se uma opção viável no processo de usinagem quanto ao aspecto de integridade superficial.

1.4 RELEVÂNCIA

A perpetuidade do sistema produtivo só será possível se novas tecnologias forem desenvolvidas a fim de otimizar os recursos primários, agregando maior valor no processo de usinagem de materiais avançados como o Inconel 718.

A utilização de nitrogênio líquido substituindo os óleos refrigerantes que são tradicionalmente empregados é uma opção a ser considerada, pois segundo Pusavec et al.

(2011), a usinagem criogênica por nitrogênio líquido pode oferecer uma solução limpa e sustentável dado a redução significativa de sólidos e uso de água no processo produtivo.

1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO

O trabalho está organizado em 8 seções, sendo:

- a) Introdução: apresenta-se a contextualização do tema pretendido, justificativas, razões para a escolha do tema e a perspectiva da abordagem;
- b) Fundamentação Teórica: apresenta-se as principais fontes de informações que são relevantes ao trabalho, fornecendo uma base de conhecimento entre o tema apresentado e os trabalhos realizados;
- c) Metodologia: apresenta-se os dados de entrada como: tipo de ferramenta, parâmetros de corte, refrigeração, equipamento de usinagem, instrumentos de medição, entre outros e como serão conduzidos os experimentos;
- d) Resultados e Discussões: apresenta-se os principais resultados obtidos com os experimentos e as discussões com base na revisão bibliográfica;
- e) Conclusões: apresenta-se um resumo das observações e discussões dos resultados encontrados;
- f) Sugestão para trabalhos futuros: apresenta-se indicações de futuras pesquisas em torno do tema deste trabalho;
- g) Referências: apresenta-se as fontes de pesquisa utilizadas no trabalho;
- h) Apêndice: apresenta-se demais informações utilizados neste trabalho

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Nesta seção, as principais informações relevantes ao trabalho serão apresentadas.

2.1 HISTÓRIA E CARACTERIZAÇÃO DAS SUPERLIGAS

A história das superligas iniciou-se após o sucesso na aplicação da liga de níquel cromo (80% Ni e 20% Cr) que foram usadas para aquecimento elétrico em 1906 nos Estados Unidos (BETTERIDGE; HESLOP, 1974). A partir de 1940, o desenvolvimento das superligas foi rapidamente impulsionado devido a segunda guerra mundial, motivado pelo melhor desempenho de turbinas a gás que não só exigiam maior resistência em regime de altas temperaturas, como também, confiabilidade e viabilidade econômica em seu uso militar (SIMS; STOLOFF; HAGEL, 1987).

Diante desta necessidade, o estudo das superligas assim como a evolução dos processos industriais a partir de 1940, permitiram que elas fossem drasticamente melhoradas. Com base no desenvolvimento das palhetas de turbinas em relação a baixa fluência foi observado o desempenho do material, que submetido a altas temperaturas, não apresentasse ruptura a um período inferior a 1000 horas sobre uma tensão de 137 MPa (REED, 2006). Esse contexto histórico e o desenvolvimento dos processos (do forjado a monocristais) são apresentados na Figura 1.

Figura 1 - Evolução dos processos e capacidade das superligas em altas temperaturas

Fonte: Autor "adaptado de" Reed, 2006

Isso reforça que as melhorias progressivas de ligas à base de níquel não foram simplesmente em função da sua composição química, mais também associada com o método de fusão, condições aplicadas no trabalho a quente e a otimização dos processos de tratamento térmico (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

As superligas são constituídas de ligas com base em elementos do Grupo VIII (ferro, cobalto e níquel), desenvolvidos para ambientes de temperatura elevada em virtude de sua combinação de resistência mecânica e estabilidade de sua superfície em ambientes corrosivos, sendo utilizadas em componentes aeronáuticos, turbinas de gás, instalações de conversão de carvão entre outros (SPECIAL METALS, 2016).

A ASM International (1990) classifica as superligas a base de níquel, ferro e cobalto em subgrupos de acordo com seu principal material base, vide Figura 2.

Figura 2 - Classificação das superligas

Fonte: Autor “adaptado de” ASM International, 1990

As ligas a base de cobalto, além de ter o cobalto como seu principal componente, possui quantidades significativas de níquel, cromo e tungstênio e quantidades menores de molibdênio, nióbio, titânio, ferro, tântalo e lantânio. Sua composição química é semelhante aos aços inoxidáveis e seu principal elemento de liga é o cromo (entre 20% á 30%), contribuindo com o aumento de resistência a corrosão. (SILVA, 2006; SIMS; STOLOFF; HAGEL, 1987).

Ligas a base de ferro, têm como seu principal componente o ferro, quantidades significativas de cromo e níquel e quantidades menores de molibdênio e tungstênio em sua composição química. São também chamadas de ligas a base de níquel-ferro, pois são muito semelhantes as ligas a base de níquel, contendo entre 25% a 60% de níquel e 15% á 60% de ferro (SILVA, 2006; SIMS; STOLOFF; HAGEL, 1987).

Por fim, as ligas a base de níquel, que além de terem como seu principal componente o níquel, possuem quantidades significativas de cromo, além de conter cobalto, ferro, molibdênio, tungstênio e o tântalo como principais elementos de liga (SILVA, 2006). O efeito destes elementos solutos é o fortalecimento da matriz que depende da diferença de tamanho do níquel e do soluto com a finalidade de conter o movimento das discordâncias. A combinação de níquel e cromo garante uma excelente resistência a corrosão.

2.1.1 Ligas a base de Níquel

A composição das superligas a base de níquel contém de 30% a 75% de níquel e até 30% de cromo e são endurecidas por solução sólida e precipitação. O níquel apresenta estrutura cúbica de face centrada (CFC) em matriz austenítica que garante boa resistência a tração e baixa fluência (deformação permanente quando submetido a uma carga ou tensão constante) em altas temperaturas (BRADLEY, 1988).

As diferentes fases presentes nas superligas a base de níquel, permitem que ocorra um aumento de resistência ao escoamento do material com o aumento da temperatura (SIMS; STOLOFF; HAGEL, 1987; ASM INTERNATIONAL, 1990).

As principais fases presentes na maioria das superligas a base de níquel são: gama (γ), gama linha (γ'), gama duas linhas (γ''), delta (δ) e carbonetos (BOWMAN, 2000; CAMPBELL, 2006; REED, 2006). Essas fases estão descritas a seguir:

- a) Fase matriz gama (γ): matriz contínua que possui estrutura cúbica de face centrada (CFC) em matriz austenítica que normalmente contém uma elevada porcentagem de elementos de solução sólida, tais como o cobalto (Co), cromo (Cr), molibdênio (Mo) e tungstênio (W).
- b) Fase gama linha (γ'): A fase de aumento de resistência primária intermetálica e ordenada ($L1_2$) com estrutura cristalina CFC. Possui composição química de Ni_3 (Al, Ti) e os átomos de Ni e Co ocupam o centro das faces da célula unitária, enquanto que os átomos de Al, Ti e Nb estão posicionados nos vértices da estrutura cristalina.
- c) Fase gama duas linhas (γ''): A fase γ'' pode ser observada em ligas ricas em nióbio ou tântalo Ni_3 (Nb, Ta), sendo a principal fase endurecedora das ligas 718, 706 e 725. Apresenta morfologia de discos alongados coerentes com a matriz γ e sua estrutura cristalina é tetragonal.
- d) Fase delta (δ): Esta fase tem composição química Ni_3Nb e é estável com relação a fase γ'' . Tem estrutura cristalina ortorrômbica, precipita-se de forma incoerente com

formato de placas e bastonetes no interior dos grãos ou orientada ao longo dos contornos de grão.

- e) Carbonetos: Aumentam a resistência da matriz gama (γ) quando presentes intergranularmente e adicionam resistência em elevadas temperaturas, inibindo o deslizamento nos contornos de grão. Os principais carbonetos encontrados nas ligas de níquel são o MC, $M_{23}C_6$ e M_6C e normalmente exibe uma estrutura cristalina cúbica não homogênea.

O desenvolvimento da força de resistência das ligas à base de níquel pode ser resumido como: a) endurecimento da fase γ' por solução sólida; b) aumento do volume percentual da fase γ' ; c) aumento da falha de energia da fase γ' ; d) endurecimento da fase γ' por solução sólida; e) redução na formação de fases η ; Ni_3Nb ; Laves e sigma (σ); f) controle na formação de carboneto para prevenir estruturas celulares e filmes no contorno de grãos de $M_{23}C_6$ (para resistência à tração); g) controle de carbonetos e fase γ' (tamanho do grão, etc.) para aumentar a resistência à ruptura (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Devido suas características de alta resistência mecânica, fluência superior, resistência a corrosão e oxidação em regimes de operação em altas temperaturas, as superligas a base de níquel são muito utilizadas nas indústrias de óleo & gás, aeroespacial, química e petroquímica (CHOUDHURY; EL-BARADIE, 1998; HADIA et al., 2013). A Figura 3 mostra a utilização de liga de níquel em uma turbina a jato.

Figura 3 - Componentes de uma turbina a jato fabricados em liga de níquel

Fonte: Autor “adaptado de” Ulutan e Ozel, 2011

Dentre os diversos materiais empregados pelas superligas de níquel, o Inconel 718 é a liga mais utilizada (ARUNACHALAM; MANNAN, 2000; CAMPBELL, 2006). A Figura 4 apresenta o percentual de utilização do Inconel 718 na indústria aeroespacial, comparada a outros tipos de materiais.

Figura 4 - Utilização de materiais na indústria aeroespacial (GE)

Fonte: Autor “adaptado de” Campbell, 2006

2.1.2 Liga de Inconel 718

Liga de Inconel é uma liga de níquel-cromo que possui alta resistência mecânica e é endurecida por precipitação, formando compostos intermetálicos com quantidades significativas de ferro, nióbio e molibdênio juntamente com menor quantidade de alumínio e titânio, sendo adequada para ambientes em temperaturas elevadas (SIMS; HAGEL, 1972; FEYZI; SAFAVI, 2013).

Além disso, possui alta resistência à corrosão, excelente soldabilidade, excelente resistência à fluência e ruptura em temperaturas a 700°C (SPECIAL METALS, 2016). A composição química e suas principais propriedades mecânicas são apresentadas na Tabela 1 e 2 respectivamente com base na norma ASTM B637 (UNS N07718).

Tabela 1 - Composição química do Inconel 718 (UNS N07718)

Elemento	Ni	Cr	Fe	Nb+Ta	Mo	Ti	Al	Co
% min	50	17	restante	4,75	2,8	0,65	0,2	
% max.	55	21		5,5	3,3	1,15	0,8	1
Elemento	C	Mn	Si	P	S	B	Cu	
% min								
% max.	0,08	0,35	0,35	0,015	0,015	0,006	0,3	

Fonte: Autor “adaptado de” ASTM B637, 2016

Tabela 2 - Propriedades mecânicas do Inconel 718 (UNS N07718)

Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de tração (MPa)	Dureza Brinell (HB)
1034	1275	331

Fonte: Autor “adaptado de” ASTM B637, 2016

Uma característica que marca a liga de Inconel 718 é a sua composição química, pois propicia uma ampla variedade de microestruturas. Por causa disto, a metalurgia usa toda a sua engenhosidade para obter grandes aumentos de resistência nas mais variadas temperaturas de tratamento. A seguir estão relacionados os principais elementos químicos e suas funções (SANTOS, 1993):

- a) Ni - A sua principal função é formar a matriz austenítica, permitindo a presença de outros elementos químicos, e acomodar precipitados coerentes na matriz em solução sólida.
- b) Fe - Este elemento também ajuda a formar a matriz, auxilia no processo de endurecimento por solução sólida, sendo fundamental para a precipitação de compostos endurecedores na matriz.
- c) Cr - Juntamente com Ni e Fe, forma a matriz e auxilia no processo de endurecimento por solução sólida garantindo a estabilidade superficial (resistência à oxidação e a corrosão a quente).
- d) Mo - Sua função é auxiliar no processo de endurecimento por solução sólida na matriz.
- e) Nb e Ti - Causam um pouco de endurecimento por solução sólida. São os principais formadores intermetálicos (Ni_3Nb e Ni_3Ti).
- f) Al - Tem como função principal, junto com o cromo auxiliar na resistência a oxidação, além de formar compostos endurecedores intermetálicos (Ni_3Al).

Porém, devido à baixa condutividade térmica (11,2 W/mK), e suas propriedades de alta resistência a temperatura, o Inconel 718 é conhecido como um material muito difícil de ser usinado, sendo isto, a sua principal desvantagem (DUDZINSKI et al., 2004). Algumas razões que dificultam a usinagem do Inconel (WANG et al., 2003; EZUGWU et al., 2005; KENNAMETAL, 2016).

- a) Elevada resistência ao corte (cisalhamento);
- b) Alta capacidade de encruamento;
- c) Carbonetos abrasivos na microestrutura;
- d) Baixa condutividade térmica, resultando em concentração de calor elevada na zona de corte;
- e) Forte tendência de adesão, formando aresta postiça.

2.2 O PROCESSO DE USINAGEM

Segundo Trent e Wright (2000), a usinagem é reconhecidamente o processo de fabricação mais popular do mundo. Conferir forma a peça em processos de usinagem é um dos mais importantes empregados na manufatura (DEGARMO; BLACK; KOHSER, 1997). Isso porque quase todo produto fabricado contém componentes que requerem usinagem, o qual oferece ótima precisão (ASM HANDBOOK, 1989).

Em processos de usinagem, a peça é submetida a remoção de material através de uma ferramenta de corte que confere à peça: forma, dimensões e acabamento superficial desejadas. Desta forma, ocorre a geração do cavaco (FERRARESI, 1977).

Para Machado et al. (2015), a usinagem tem uma peculiaridade de ser um processo essencialmente prático e que envolve um número elevado de variáveis. Essas variáveis têm relações importantes que definem a sua usinabilidade.

A usinabilidade é entendida como o grau de dificuldade em usar um determinado material com suas condições intrínsecas (estado metalúrgico, dureza, composição química, encruamento e propriedades mecânicas) e também as condições de usinagem quanto a característica da ferramenta de corte, condições de refrigeração, tipo de máquina, variáveis de corte, entre outros (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014).

Alguns parâmetros como vida da ferramenta, taxa de remoção de material, forças e potência de corte, acabamento superficial e formação de cavaco são alguns critérios que podem ser utilizados como definição de usinabilidade (EZUGWU, 2005). Esses critérios foram descritos por Trent e Wright (2000) da seguinte forma:

- a) Vida da ferramenta: quantidade de material removido por uma ferramenta, sobre condições de cortes padronizados antes que seu desempenho se torne inaceitável. A norma ISO 3685:1993 definiu que o desgaste do flanco da ferramenta (VB) não seja superior a 0,3 mm para operações de acabamento;
- b) Taxa limitada de remoção de material: taxa máxima à qual o material pode ser usinado para uma vida curta da ferramenta;
- c) Forças de corte: forças que atuam sobre a ferramenta e/ou consumo de energia;
- d) Acabamento superficial: atendimento de requisitos quanto ao acabamento na superfície usinada, em condições de corte especificados;
- e) Formato do cavaco: a forma do cavaco, uma vez que influencia a remoção do cavaco em torno da ferramenta, sob condições de corte normalizadas.

Assim, como o material tem influência na usinabilidade, o processo de usinagem pode gerar um efeito na integridade superficial do material usinado. Segundo Griffiths (2001) apud Farias (2009) as mudanças podem ocorrer na subsuperfície da região usinada as quais

geralmente acompanham os padrões de textura da topografia na superfície e uma das principais causas está associada ao aumento da temperatura na remoção de material, deformação plástica, entre outras.

2.3 GERAÇÃO DE CALOR NA USINAGEM

Em processos de usinagem, praticamente toda a energia consumida é transformada em calor, devido ao resultado da deformação plástica da camada de material sendo removida e a força a vencer o atrito nas interfaces ferramenta-cavaco e ferramenta-peça (YILDIZ; NALBANT, 2008).

As principais fontes geradoras de calor estão na deformação e no cisalhamento do cavaco, seguido pelo atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta e depois pelo atrito peça-superfície de folga da ferramenta. Por fim, o calor é dissipado através do cavaco (grande extrator de calor), da peça usinada, pela ferramenta de corte e fluido de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). A Figura 5 apresenta as três regiões distintas como geradoras de calor durante a usinagem.

Figura 5 - Regiões onde o calor é percebido durante a formação de cavaco

Fonte: Machado et al., 2015

A região A é definida como a zona de cisalhamento (zona primária de cisalhamento), seguida da região B e C como zonas de interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta (zona secundária de cisalhamento). Por fim a região de interface de contato da peça com a superfície de folga da ferramenta (zona terciária de cisalhamento). O calor na região de corte aumenta de acordo com a taxa de remoção de material, seja por meio da velocidade de corte, da profundidade de corte ou do avanço, além claro, das propriedades do material da peça e ferramenta de corte (MACHADO et al., 2015).

Para ligas de Inconel, a geração de calor se torna ainda mais intensa, pois a usinagem requer muito mais energia no corte do que em um material de baixa resistência mecânica. Com isso, a temperatura gerada na zona de corte influencia no desgaste da ferramenta de corte e desempenha um papel crucial em sua vida, assim como na qualidade da usinagem (WANG; RAJURKAR, 2000).

Sobre essa influência, Choudhury e El-Baradie (1998), citaram que devido as características desta liga, temperaturas acima de 1000 ° C e altas tensões na zona de corte podem ocorrer durante a usinagem, levando ao desgaste acelerado da ferramenta de corte e afetando na integridade superficial.

Por isso, um fator importante citado por Cantero et al. (2013) é a seleção da ferramenta de corte. Para este tipo de liga, o material da ferramenta de corte deverá apresentar alta resistência ao desgaste, alta tenacidade, elevada dureza em alta temperatura, estabilidade química e resistência ao choque térmico. Com a fragilidade nesses fatores, a usinagem desse material estará associada a baixas velocidades de corte, baixa produtividade e alto custo de usinagem (ARAMCHAROEN; CHUAN, 2014).

2.4 FERRAMENTA DE CORTE

Entende-se ferramenta de corte como um dispositivo mecânico utilizado para remover/cortar uma grande variedade de materiais empregados na indústria. Para que a remoção do material ocorra durante a usinagem, Machado et al. (2015) descreveram que o material da ferramenta de corte deve ser mais duro e mecanicamente mais resistente que o material da peça a ser cortada.

2.4.1 Material da ferramenta de corte

A seguir são citadas as principais propriedades desejáveis em um material para desenvolver uma ferramenta de corte:

- a) Alta dureza;
- b) Tenacidade suficiente para evitar falha por ruptura;
- c) Alta resistência ao desgaste abrasivo;
- d) Alta resistência a compressão;
- e) Alta resistência ao cisalhamento;
- f) Boas propriedades mecânicas e térmicas em temperaturas elevadas;

- g) Alta resistência ao choque térmico;
- h) Alta resistência ao impacto;
- i) Ser inerte quimicamente.

Os materiais da ferramenta de corte possuem diferentes combinações de dureza, tenacidade e resistência ao desgaste e são divididos em várias classes com propriedades específicas (SANDVIK, 2016). Alguns desses materiais podem ser classificados com base em seus característicos químicos (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014), sendo:

- a) Aços rápidos (com ou sem cobertura): aço ferramenta de alta liga de W, Mo, Cr, V, Co e Ni. Podem ser utilizados em temperaturas de corte até 600°C e são indicados para operações de baixa e média velocidade de corte;
- b) Metal duro (com ou sem cobertura): são constituídos de carbonetos de tungstênio e cobalto, fabricado pelo processo de sinterização, formando um corpo de alta dureza e resistência a compressão. A utilização é feita na maioria das vezes, na forma de pastilhas intercambiáveis revestidas com carboneto de titânio (TiC), óxido de alumínio (Al_2O_3) e nitreto de titânio (TiN) a fim de aumentar a resistência ao desgaste. Existem basicamente 3 classes de metal duro:
  - Classe P: composto por WC + Co com elevado teor de TiC + TaC é aplicado na usinagem de aços e materiais que produzem cavacos contínuos, gerando alta temperatura de corte que tendem a desgastar a ferramenta (desgaste de cratera). É o mais resistente entre as classes de metal duro;
  - Classe K: composto de WC + Co puros, não é resistente ao mecanismo de desgaste por cratera e geralmente são aplicados na usinagem de materiais frágeis que formam cavacos curtos (ferro fundido e ligas não ferrosas);
  - Classe M: é composto com propriedades intermediárias, sendo destinado a aplicações múltiplas e é aplicado a aços inoxidáveis.
- c) Cermets: grupo intermediário entre os metais duros e as cerâmicas, são constituídos por carboneto de titânio (TiC) e nitreto de titânio (TiN) e geralmente tem o níquel (Ni) ou o cobalto (Co) como elemento ligante. Possuem alta resistência a oxidação e deformação plástica. Devido à baixa condutividade térmica e ao alto coeficiente de dilatação, os Cermets têm um baixo coeficiente de resistência ao choque térmico, bem inferior ao do metal duro;
- d) Cerâmicas: são constituídas basicamente de grãos finos de óxido de alumínio (Al_2O_3) ou nitreto de silício (Si_3N_4) sinterizados. Possuem excelente resistência ao desgaste

e estabilidade química em altas temperaturas, porém baixa condutividade térmica e baixa tenacidade. Dividem-se basicamente em dois grandes grupos:

- Base de óxido de alumínio (Al_2O_3): dividem-se em cerâmicas puras, que constituem somente de óxidos de alumina totalmente pura, podendo também conter óxido de cromo, titânio e níquel para aumentar a resistência mecânica ou alumina com baixos teores de óxido de zircônio para aumentar a tenacidade, cerâmicas mistas que além de alumina, são constituídas de 20% a 30% de TiC e pequenas quantidades de TiN e alumina reforçada com “whiskers” com inclusão de monocristais de SiC (carboneto de silício) chamados “whiskers” em uma matrix cerâmica de óxido de alumínio, aumentando resistência em altas temperaturas e tenacidade.
- Base de nitreto de silício (Si_3N_4): são cristais de Si_3N_4 com uma fase intergranular de SiO_2 que são sinterizados na presença da alumina. Possuem mesma resistência ao desgaste que as cerâmicas de Al_2O_3 , porém com uma tenacidade superior.

Em geral, as cerâmicas podem operar com velocidades de corte de 3 a 6 vezes maiores que o metal duro, porém algumas cerâmicas apresentam desvantagens como baixa tenacidade e baixa resistência ao choque térmico;

- e) Diamante sintético policristalino (PCD): obtenção artificial do diamante, produzida pela sinterização das partículas de diamante com cobalto é aplicado em camada de aproximadamente 0,5 mm na pastilha de metal duro ou ligada através de brasagem. Possuem alto valor de condutividade térmica, alta tenacidade, elevada dureza e elevada resistência ao desgaste por abrasão. É mais utilizado na usinagem de ligas de alumínio-silício e seu uso é limitado de forma geral devido ao alto custo de fabricação;
- f) Nitreto de Boro Cúbico (CBN): material sintético obtido pela transformação do nitreto de boro de estrutura hexagonal em estrutura cúbica, seu processo de fabricação é semelhante com o PCD. É mais resistente que o metal duro, quimicamente mais estável que o PCD e possui tenacidade maior que as cerâmicas, podendo usinar ligas ferrosas sem o problema de desgaste por difusão. Como a ferramenta é muito resistente a altas temperaturas de usinagem é desejável que não seja utilizado fluido de corte.

Embora todas essas propriedades não se reúnam em um só material, a priorização de algumas delas deve ser atribuída dependendo da aplicação (MACHADO et al., 2015). Para seleção criteriosa do material a ser empregado na ferramenta de corte, Diniz, Marcondes e

Coppini (2014) mencionam e descrevem a necessidade de entender os seguintes fatores no planejamento de usinagem:

- a) Material a ser usinado: a dureza e o tipo de cavaco formado;
- b) Processo de usinagem: torneamento, fresamento, mandrilamento, entre outros;
- c) Condição da máquina operatriz: potência, gama de velocidades, rotação;
- d) Formas e dimensões da ferramenta; perfil e geometria da ferramenta de corte;
- e) Custo do material da ferramenta: relação de custo benefício;
- f) Condições de usinagem: operação de desbaste (baixas velocidades de cortes, maior avanço e maior profundidade na usinagem exigem ferramentas mais resistentes ao desgaste) e operação de acabamento (altas velocidades de corte, com menor avanço e menor profundidade de corte exigem ferramentas com maior tenacidade);
- g) Condições de operação: se o corte for interrompido e/ou o sistema for pouco rígido, exigirá uma ferramenta mais tenaz.

Em geral, os materiais empregados para as ferramentas de corte na usinagem de ligas a base de níquel são feitos de metal duro (com ou sem revestimento), ferramentas de cerâmica e ferramentas de CBN (EZUGWU et al., 2005; ZHU; ZHANG; DING, 2013).

Por apresentarem desempenho diferentes na usinagem, a escolha deverá ocorrer com base na necessidade de otimizar o processo a fim de garantir a maior vida da ferramenta, maior integridade superficial e custos menores de fabricação.

2.4.2 Tipos de desgaste da ferramenta de corte

A fim de entender as vantagens e as limitações de cada material é importante conhecer e avaliar os diferentes mecanismos de desgaste, dos quais as ferramentas de corte estão sujeitas. De acordo com Choudhury e El-Baradie (1998), os mecanismos de desgaste da ferramenta são geralmente influenciados por três fenômenos: amolecimento térmico, difusão e entalhe na profundidade do corte da ferramenta.

Segundo López de Lacalle et al. (2011), no processo de torneamento, as ferramentas são submetidas a um aquecimento constante, derivada da energia de deformação por cisalhamento e o atrito o qual se gera o cavaco. A ação contínua do processo de remoção do cavaco é a principal causa de desgaste da ferramenta, podendo estar direcionado em duas regiões:

- a) Desgaste na face de corte: a alta temperatura é o principal fator de desgaste nesta região, o que geralmente dá origem a um padrão tipo cratera;

- b) Desgaste do flanco (face de folga da ferramenta): causado devido ao elevado atrito do corte da ferramenta com a superfície usinada, o que geralmente da origem a um padrão tipo abrasivo.

A seguir são descritos alguns dos principais tipos de desgaste que ocorrem na ferramenta de corte, durante o torneamento (LÓPEZ DE LACALLE et al., 2011; SANDVIK, 2016):

- a) Cratera: desgaste metalúrgico/químico devido adesão e difusão de pequenas partículas da superfície de corte da ferramenta e cavaco. Mais comuns na usinagem de Titânio;
- b) Entalhe: Combinação do desgaste da face de ataque e face do flanco, o qual ocorre apenas no ponto onde a maior intersecção na extremidade de corte e face usinada, típico em materiais com tendências ao encruamento tais como as ligas a base de níquel;
- c) Flanco: Ocorre na face de saída e folga da ferramenta de corte e é atribuído devido ao atrito da ferramenta ao longo da superfície usinada e elevadas temperaturas, devido à abrasão causada por constituintes duros no material da peça. É mais comum no caso de materiais duros, onde não há afinidade química entre a ferramenta e o material usinado, sendo abrasão o principal mecanismo de desgaste;
- d) Adesivo: Devido à alta pressão e temperatura, ocorre soldagem entre a face usinada do cavaco e face de ataque da ferramenta. Ocorre onde os materiais tem afinidade metalúrgica.

Dentre os tipos de desgaste citados anteriormente, o mais comum é o desgaste abrasivo (desgaste de flanco), o qual pode oferecer uma vida previsível e estável da ferramenta. Já os tipos de desgaste por reação química (cratera) e desgaste tipo adesivo (aresta postiça de corte e tipo entalhe) assim como o desgaste térmico (deformação plástica) e desgaste mecânico (lascamento), geralmente estão associados a reações químicas entre a peça e o material da ferramenta de corte, velocidades de cortes inadequadas, altas temperaturas e sobrecargas de tensões (SANDVIK, 2016).

Materiais como superligas à base de níquel, cromo e ferro são extremamente resistentes ao calor, por isso, a maior parte do calor produzido durante a usinagem é absorvida pela aresta de corte, podendo causar danos na ferramenta de corte e danos que vão desde o desgaste por craterização (passando pela deformação plástica) até a falha completa da ferramenta (KENNAMETAL, 2016). De acordo com Sandvik (2016), materiais avançados para ferramentas de corte são o CBN, cerâmicas e diamante policristalino (PCD) e são indicados na usinagem de superligas resistentes ao calor.

Na Figura 6 é possível visualizar as diferenças entre os tipos de desgaste na região de contato entre a ferramenta de corte, peça e cavaco.

Figura 6 - Tipos de desgaste na ferramenta de corte.

Fonte: Autor “adaptado de” Sandvik, 2016

Legenda: a) desgaste de flanco b) cratera c) aresta postiça d) tipo entalhe e) deformação plástica f) lascamento

Outro fator importante que influencia no mecanismo de desgaste da ferramenta de corte são os parâmetros de corte. A seleção dos parâmetros de corte mais adequadas dependem da operação de usinagem, material da ferramenta e peça de trabalho (MACHADO et al., 2015). Sobre eles, destacam-se:

- a) Velocidade de corte (v_c): velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e o sentido de corte. Em outras palavras é a taxa na qual a superfície não cortada da peça passa pela aresta de corte da ferramenta (AMORIM, 2002). Para processos com movimentação de rotação, a velocidade de corte é calculada através da equação 1 (MACHADO et al., 2015):

$$V_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad [\text{m/min}] \quad (1)$$

Onde:

d = Diâmetro da peça ou ferramenta (mm)

n = Número de rotações por minuto (rpm)

- b) Velocidade de avanço (v_f): velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de cortante da ferramenta, segundo a direção e o sentido de avanço. Dado pela equação 2.

$$v_f = f \cdot n \quad [\text{mm/min}] \quad (2)$$

Onde:

f = Percurso de avanço da ferramenta em cada volta (mm/rot.)

n = Número de rotações por minuto (rpm)

Assim com as velocidades de corte e avanço, a profundidade de corte (a_p) também faz parte dos parâmetros de corte que envolvem a ferramenta. A profundidade de corte é definida como espessura ou profundidade de penetração da ferramenta medida perpendicularmente ao plano de trabalho, que é definido pela direção de avanço e corte da ferramenta. (AMORIM, 2002).

A fim de esclarecer o comportamento e análise do desgaste da ferramenta, a norma ISO3685:1993 especifica procedimentos para testes de ferramenta de corte no torneamento, que por sua vez, avaliam a deterioração e a vida da ferramenta antes que ocorra grandes problemas na usinagem em operações de acabamento. A seguir são descritos os principais critérios ao avaliar o desgaste de uma ferramenta de corte:

- a) Desgaste médio do flanco $\leq 0,3$ mm;
- b) Desgaste máximo do flanco $\leq 0,4$ mm;
- c) Desgaste ponta da ferramenta $\leq 0,5$ mm;
- d) Entalhe na profundidade da aresta de corte $\leq 0,6$ mm;
- e) Rejeição por excesso de lascamento ou fratura catastrófica no ponta de corte.

2.4.3 Usinagem do Inconel 718 com Ferramentas de Metal Duro

Thakur, Ramamoorthy e Vijayaraghavan (2009) utilizaram uma classe de ferramenta de metal duro (K20) sem revestimento, em diferentes parâmetros de corte na usinagem do Inconel 718. O resultado que obteve a maior vida da ferramenta foi conseguido através da velocidade de corte de 45 m/min, avanço de 0,05 mm/rot. e 0,5 mm de profundidade de corte (Figura 7).

Figura 7 - Variação do desgaste do flanco e tempo de usinagem para diferentes velocidades de corte

Fonte: Thakur, Ramamoorthy e Vijayaraghavan, 2009

Os principais tipos de desgastes encontrados por Thakur, Ramamoorthy e Vijayaraghavan (2009) foram a abrasão, microfissuras e também alguma deformação plástica, sem formação de aresta postiça em condição de usinagem sem refrigeração.

No estudo de Bhatt et al. (2010) sobre os mecanismos de desgaste da ferramenta de corte na usinagem do Inconel 718, a comparação na performance de insertos de metal duro com e sem revestimento, mostraram que sobre o aspecto de vida da ferramenta, o inserto sem revestimento apresentou melhor desempenho em velocidade de corte de 50 m/min e $f = 0,1$ mm/rot., quando comparados aos insertos com revestimento de TiCN/Al₂O₃/TiN (três camadas - método CVD) e TiAlN (método PVD) vide Figura 8.

Figura 8 - Vida da ferramenta e variação nos avanços de corte para diferentes revestimentos na ferramenta de corte ($v_c = 50$ m/min)

Fonte: Bhatt et al., 2010

Quando a velocidade de corte foi aumentada para 100 m/min ($f = 0,075$ mm/rot.), o inserto revestido de TiCN/Al₂O₃/TiN apresentou a maior vida da ferramenta quando comparado aos demais (Figura 9).

Figura 9 - Vida da ferramenta e variação nos avanços de corte para diferentes revestimentos na ferramenta de corte ($v_c = 100$ m/min)

Fonte: Bhatt et al., 2010

Neste caso, o uso de ferramentas com revestimento seria somente apropriado quando o objetivo fosse reduzir o tempo de usinagem considerando maiores velocidades de corte.

Quanto aos tipos de desgaste encontrados por Bhatt et al. (2010) predominaram o desgaste tipo adesivo e o abrasivo para os três tipos de insertos utilizados, embora os insertos com revestimentos apresentaram um tipo de lascamento (escamação) em baixa velocidade de corte. Na Figura 10 é apresentada os tipos de desgaste.

Figura 10 - Comparação no desgaste da ferramenta de metal duro

Fonte: Bhatt et al., 2010

Legenda: a) sem cobertura b) revestida de TiAlN c) revestida de TiCN/Al₂O₃/TiN

O efeito da refrigeração na usinagem do Inconel 718 com inserto de MD pode ser maior para a vida de ferramenta quando comparado com usinagem a seco. Kamata e Obikawa, (2007) mostraram que o inserto com revestimento de TiCN/Al₂O₃/TiN (método CVD) apresentou maior vida da ferramenta, principalmente, quando utilizado óleo refrigerante, vide Figura 11.

Figura 11 - Comparação entre a vida da ferramenta e tipo de refrigeração para diferentes revestimentos na ferramenta de corte ($v_c=60$ m/min, $f=0,1$ mm/rot. e $a_p=0,1$ mm)

Fonte: Kamata e Obikawa, 2007

Nos demais estudos quanto ao processo de torneamento de Inconel 718, tais como o de Yildiz e Nalbant (2008), Kaynak (2014) e Aramcharoen e Chuan (2014), foram utilizados insertos de metal duro com baixas velocidades de corte (entre 30 m/min e 60 m/min).

No entanto, com a necessidade de alcançar a remoção de material de forma mais rápida e com melhor qualidade superficial, a introdução do conceito de usinagem de alta velocidade se fez necessária e com isso, o uso das ferramentas de metal duro tornou-se mais problemática (DUDZINSKI et al., 2004).

Bushlya, Zhou e Stahl (2012), consideram a usinagem de ligas a base de níquel com velocidade até 60 m/min, como baixa eficiência para a produção. A fim de alcançar velocidades de corte mais elevadas (de 200 m/min a 700 m/min) o uso de ferramentas de cerâmicas, assim como ferramentas de CBN são mais indicadas (EZUGWU; WANG; MACHADO, 1999).

Além do tipo de ferramenta de corte, a usinagem em altas velocidades de corte descritas anteriormente, devem ser também associadas com a característica do material a ser usinado (THAKUR; RAMAMOORTHY; VIJAYARAGHAVAN, 2009). Considerando a influência do material para tal definição, Vigneau (1997) distinguiu as faixas de velocidade de corte em relação ao material utilizado no processo de usinagem (Figura 12).

Figura 12 - Distinção entre velocidade de corte convencional e alta velocidade de corte

Fonte: Vigneau, 1997

De acordo com Vigneau (1997), a utilização de velocidades de corte acima de 100 m/min na usinagem de superligas, das quais incluem o Inconel 718, podem ser consideradas como usinagem em altas velocidades de corte e para tanto, se faz necessário o uso de ferramentas com materiais avançados como as cerâmicas ou o CBN.

2.4.4 Usinagem do Inconel 718 com Ferramentas de Cerâmica

Li et al. (2002) compararam a utilização de três insertos de metal duro revestido ($\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$, TiAlN , $\text{TiN}/\text{TiCN}/\text{TiN}$) e quatro insertos de cerâmica Sialon (SiAlON) de diferentes classes e geometrias, com base na otimização das velocidades de corte pela equação de Taylor e sem o uso de refrigeração na usinagem do Inconel. Assim, concluíram que a relação de quantidade de material removida e a vida da ferramenta foi mais satisfatória com uso de ferramenta de cerâmica para velocidade de corte altas (acima de 125 m/min) e com geometria redonda.

Os principais mecanismos de desgaste para os insertos de cerâmica citados por Li et al. (2002) foram: desgaste por abrasão, entalhe, adesivo, microfissuras e lascamento. Entretanto, o desgaste por entalhe é o mais característico na usinagem do Inconel em altas velocidades de corte (Figura 13).

Figura 13 - Desgaste característico do inserto de cerâmica na usinagem do Inconel 718 (tipo entalhe)

Fonte: Li et al., 2002

Amini, Fatemi e Atefihigh (2014) também realizaram estudos na usinagem de Inconel comparando ferramentas de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$) e metal duro revestido (TiAlN), encontrando a relação que minimizava os valores de rugosidade média e força de corte. Assim, concluíram que os insertos de cerâmicas apresentaram melhores resultados em condições de usinagem mesmo em velocidades de corte maiores. Essa relação foi definida em duas condições: para uma rugosidade média de $0,894 \mu\text{m}$, os parâmetros encontrados foram: v_c de 200 m/min; f de 0,08 mm/rot.; a_p de 0,4 mm. Quanto a menor força de corte $F = 118,8 \text{ N}$, os parâmetros encontrados foram: v_c de 150 m/min; f de 0,05 mm/rot.; a_p de 0,4 mm.

Ezugwu et al. (2005) utilizaram insertos de cerâmica com whiskers de carboneto de silício (SiC_w) utilizando refrigeração convencional (RC) e diferentes tipos de pressões de refrigeração para a usinagem do Inconel 718. O melhor resultado em relação a vida da ferramenta e menor desgaste por entalhe ocorreu utilizando velocidade de corte de 270 m/min ($f = 0,1$ mm/rot., $a_p = 0,5$ mm) com pressão de refrigeração em 15 MPa. As Figuras 14 e 15 apresentam a performance da vida da ferramenta e taxa de desgaste tipo entalhe respectivamente em diferentes condições de velocidade de corte e pressões de refrigeração.

Figura 14 - Relação entre velocidade de corte e vida da ferramenta sob diferentes pressões de refrigeração

Fonte: Ezugwu et al., 2005

Figura 15 - Relação entre velocidade de corte e taxa de desgaste tipo entalhe sob diferentes avanços de corte e pressões de refrigeração

Fonte: Ezugwu et al., 2005

Embora o uso de insertos de cerâmicas sejam indicados para trabalhar sem refrigeração devido à baixa resistência ao choque térmico e tenacidade, cerâmicas reforçadas com

whiskers são usadas para aumentar drasticamente a tenacidade e permitir o uso de fluídos refrigerantes e por isso, consideradas ideais para usinagem de ligas à base Ni (SANDVIK, 2016).

O estudo de Ezugwu et al. (2005) sobre usinagem de Inconel 718 com diferentes pressões de refrigeração, conclui que o ajuste da pressão de refrigeração, pode acentuar o desgaste tipo entalhe e por consequência reduzir a vida da ferramenta como visto na Figura 15.

Altin, Nalbant e Taskesen (2007) estudaram os efeitos da velocidade de corte na usinagem do Inconel 718, utilizando duas classes de insertos de cerâmicas tais como a cerâmica de Sialon e cerâmicas com whiskers de óxido de alumínio ($Al_2O_3 + SiC_w$), com dois tipos diferentes de geometria (tipo quadrado - SNGN e redondo - RNGN) e utilizando refrigeração convencional.

A comparação demonstrou que utilizando a velocidade de corte de 200 m/min ($f = 0,2$ mm/rot., $a_p = 2$ mm), todos os tipos de insertos atenderam o desgaste máximo de 0,3 mm de acordo com a norma ISO3685 após a remoção no volume de material em 273 cm^3 .

No entanto, os insertos de geometria redonda, apresentaram menor desgaste do flanco em maiores velocidades de corte quando comparados com os insertos quadrados. Na Figura 16 é mostrada a relação de desgaste do flanco e outras velocidades de corte quando utilizadas as duas geometrias da ferramenta.

Figura 16 - Desgaste médio do flanco x velocidade de corte

Fonte: Altin, Nalbant e Taskesen, 2007

Quanto aos principais mecanismos de desgaste, o tipo entalhe e desgaste do flanco estiveram mais presentes nos insertos de geometria redonda, enquanto que no inserto quadrado, além do desgaste do flanco, o desgaste tipo cratera foi observado.

2.4.5 Performance e desgaste das Ferramentas de CBN

Costes et al. (2007) realizaram estudos sobre o teor de CBN mais adequado na usinagem de Inconel em relação ao tipo de desgaste e maior vida da ferramenta. No primeiro ensaio, o teor de CBN abaixo de 65% em velocidade de corte de 200 m/min ($f = 0,2$ mm/rot. e $a_p = 0,3$ mm) apresentou melhor resultado em relação a vida da ferramenta (geometria redonda), como pode ser observado na Figura 17.

Figura 17 - Efeito do teor de CBN e tipos de ligante na vida da ferramenta

Fonte: Costes et al., 2007

A partir desse resultado, realizaram novos ensaios com percentuais de CBN em 30%, 45% e 60% e ligante de TiC, aumentando a velocidade de corte e profundidade de corte para 250 m/min e 0,5 mm respectivamente ($f = 0,2$ mm/rot.).

Seguindo o critério da norma ISO 3685, concluíram que o uso de ferramenta com teor de CBN de 45% e 60%, apresentaram o menor desgaste quando comparado com ferramenta com teor de CBN em 30%, conforme pode ser observado na Figura 18.

Figura 18 - Comparação do percentual de CBN na ferramenta de corte em relação aos tipos de desgaste em diferentes velocidades de corte

Vc (m/min)	% CBN					
	30%		45%		60%	
250	45 s	300 s	45 s	300 s	45 s	300 s
350	45 s	300 s	45 s	300 s	45 s	300 s
450	45 s	300 s	45 s	300 s	45 s	300 s
Tipos de desgaste	Desgaste Progressivo (1)	Desgaste Catastrófico (2)	Lascamento (3)	(1) + (3)	(2) + (3)	

Fonte: Autor “adaptado de” Costes et al., 2007

Além dos tipos de desgaste apresentados na Figura 18, outros mecanismos de desgaste do inserto de CBN foram adesão e difusão ocorridos devido a afinidade química com o material da peça e a abrasão.

Bushlya, Zhou e Stahl (2012) sobre a usinagem de Inconel 718, analisaram o comportamento de insertos de PCBN com e sem revestimento de TiN em relação ao desgaste da ferramenta e vida da ferramenta. Em relação a vida da ferramenta, o melhor desempenho foi com o inserto revestido, utilizando velocidade de corte de 250 m/min e avanço de 0,15 mm/rot. (Figura 19).

Figura 19 - Comparação da vida da ferramenta e variação do avanço para os insertos de CBN ($v_c=250$ m/min)

Fonte: Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

O desgaste característico da ferramenta foi do tipo cratera e pequenas ranhuras, semelhante tanto para insertos com revestimento quanto para insertos sem revestimento. O tipo

cratera é um desgaste característico devido a afinidade química do CBN com o material usinado. Além disso, a presença de material gasto é típico do baixo ponto de fusão entre o material da peça e ferramenta. A Figura 20 apresenta o desgaste do inserto de CBN sem revestimento.

Figura 20 - Desgaste da ferramenta de CBN em velocidade de corte de 250 m/min

Fonte: Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

Além das diferenças e tipos de desgaste de cada ferramenta de corte, a sua escolha impacta também na integridade superficial da peça após a usinagem. No trabalho de Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), quando comparadas as ferramentas de CBN e ferramentas cerâmicas, concluíram que as ferramentas de corte com material cerâmico causaram formação de tensões residuais de tração muito mais elevadas em relação as ferramentas de CBN, dado à má condutividade térmica destas ferramentas.

Entretanto, o uso de ferramenta de cerâmica reforçada pode ser utilizado com fluido refrigerante o que pode reduzir a temperatura de corte a qual influencia nas tensões residuais trativas para a resistência a fadiga do material. Quando comparado com as ferramentas de metal duro, Zhou, Bushlya e Stahl (2012) descreveram as cerâmicas reforçadas são mais adequadas para operar em maiores velocidades de corte e com isso, aumentam a produtividade na usinagem, embora questões de qualidade superficial sejam os maiores desafios.

2.5 FORÇAS E POTÊNCIA DE CORTE

As forças que atuam sobre a ferramenta são um aspecto importante na usinagem (TRENT; WRIGHT, 2000). A fim de estimar a potência necessária na usinagem, o conhecimento destas forças atuantes é de grande importância (MACHADO et al., 2015). De acordo com Ferraresi (1977), existem três principais componentes de força atuantes durante a usinagem, que compõem a força de usinagem (F_u):

- a) Força de corte (F_c): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte;
- b) Força de avanço (F_f): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de avanço, dada pela velocidade de corte;

- c) Força passiva ou profundidade de corte (F_p): projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

A Figura 21 mostra a força de usinagem e seus componentes no processo de torneamento.

Figura 21 - Força de usinagem e seus componentes durante o torneamento

Fonte: Ferraresi, 1977 apud Machado et al., 2015

Como a força de usinagem (F_u) é decomposta nos seus três principais componentes, vale a relação descrita na equação 3.

$$F_u = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2} \quad (3)$$

Onde:

$$F_{ap} = F_c$$

A potência de usinagem resulta da soma das potências necessárias para cada componente da força de usinagem. Assim, somente os componentes de potência de corte (P_c) e potência avanço (P_f) contribuem para a potência de usinagem, dada pelas equações 4 e 5 respectivamente:

$$P_c = \frac{F_c \times v_c}{6 \times 10^4} \quad [\text{kW}] \quad (4)$$

$$P_f = \frac{F_f \times v_f}{6 \times 10^7} \quad [\text{kW}] \quad (5)$$

2.5.1 Esforço de Corte na Usinagem do Inconel 718

Os esforços de corte na usinagem do Inconel 718 foram estudadas por diferentes autores. Pawade et al. (2007) estudaram os efeitos dos parâmetros de corte e diferentes chanfros no raio de ponta da ferramenta de CBN na usinagem do Inconel 718, em relação a rugosidade

superficial e ao esforço de corte. Quanto aos esforços de corte, a força de corte apresentou os maiores valores quando comparados com a força de penetração e força de avanço.

A Figura 22 mostra que profundidade de corte e avanço de corte foram as variáveis mais significativas.

Figura 22 - Influência dos parâmetros de corte na Fc utilizando inserto de CBN

Fonte: Pawade et al., 2007

Amini, Fatemi e Atefihigh (2014) estudaram os efeitos dos parâmetros de corte sobre a força de corte e rugosidade superficial utilizando insertos de metal duro e cerâmica. Como resultado, o inserto de cerâmica apresentou menor valor de esforço de corte quando comparado com inserto de metal duro. Quanto a influência dos parâmetros de corte, utilizando ferramenta de cerâmica, a profundidade de corte e o avanço de corte também foram as mais significativas na obtenção do menor esforço de corte (Figura 23).

Figura 23 - Influência da profundidade de corte e avanço de corte na força de corte utilizando inserto de cerâmica

Fonte: Amini, Fatemi e Atefihigh, 2014

Pusavec et al. (2015) estudaram os efeitos de diferentes abordagens de refrigeração no processo de usinagem do Inconel 718 a fim de encontrar uma forma otimizada e sustentável

neste processo. Em relação aos esforços de corte, assim como Amini, Fatemi e Atefhigh (2014), as variáveis mais significativas foram a profundidade de corte e o avanço de corte. No entanto, o avanço de corte é mais suscetível à redução do esforço de corte de acordo com o fluido refrigerante aplicado, que neste caso foi o LN2.

2.6 REFRIGERAÇÃO NA USINAGEM

A utilização de fluídos de corte na usinagem foi introduzida por F.W. Taylor em 1890 que utilizou água para resfriar a ferramenta e depois água e sabão para evitar a oxidação da peça/ferramenta (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014). Uma vez que toda a energia consumida na usinagem é convertida em calor, a função principal do fluido de corte é de remover o calor da peça sendo usinada, do material removido (cavaco) e da ferramenta de corte (DUDZINSKI et al., 2004).

Yildiz e Nalbant (2008) descreveram que os fluídos de corte foram classificados em três grupos. Essa classificação pode ser vista na Figura 24, distinguindo-se os tipos de refrigeração em: óleos minerais, óleos solúveis em água (óleos emulsificantes, sintéticos e semissintéticos) e a utilização de gases na refrigeração durante a usinagem.

Figura 24 - Fluídos de corte usados para redução da temperatura durante o torneamento

Fonte: Autor “adaptado de” Yildiz e Nalbant, 2008

Segundo El-Baradie (1996), a diferenciação dos tipos de fluídos de corte é descrita como:

- a) Óleos puros: são preferidos quando a pressão de corte entre o cavaco e a face da ferramenta é muito elevada, a consideração primordial é a lubrificação;
- b) Solúveis em água: são adequados em operações em que as velocidades de corte são muito elevadas e pressões de corte sobre a ferramenta são relativamente baixas. Tais

condições produzem altas temperaturas no cavaco e assim o resfriamento é de suma importância;

- c) Gases: Lubrificantes gasosos são utilizados quando o problema de penetração do fluido de corte é considerado. Porém o uso do nitrogênio líquido pode reduzir drasticamente a temperatura na zona de corte (SHARMA; DOGRA; SURI, 2009).

Machado et al. (2015) citaram as principais funções do fluido de corte, sendo:

- a) Lubrificação a baixas velocidades de corte;
- b) Refrigeração a altas velocidades de corte;
- c) Remoção dos cavacos da zona de corte;
- d) Proteção da máquina-ferramenta e da peça contra a oxidação.

O efeito dos fluidos de corte, além de poder evitar alterações microestruturais decorrentes de elevadas temperaturas, visam contribuir no aumento da vida da ferramenta, redução das forças de corte, melhoria no acabamento superficial e redução do risco de distorção e variação dimensional da peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2014; MACHADO et al., 2015).

Dentre a classificação dos fluidos de corte, Sharma, Dogra e Suri (2009), citaram algumas tecnologias (Figura 25) desenvolvidas para controlar a temperatura na zona de corte e melhorar a performance no torneamento.

Figura 25 - Técnicas para redução da temperatura durante o torneamento

Fonte: Autor “adaptado de” Sharma, Dogra e Suri, 2009

Considerando que cada técnica de refrigeração visa contribuir para a redução da temperatura na zona de corte, algumas delas são mais eficazes que as outras e isso tem relação também com o material que será usinado. Na usinagem de materiais com elevada resistência ao cisalhamento e baixa condutividade térmica, tais como ligas à base de níquel, os fluídos refrigerantes convencionais (óleos minerais e solúveis em água) não são suficientemente eficazes para reduzir a geração de calor na zona de corte (ARAMCHAROEN; CHUAN, 2014).

Sendo a refrigeração convencional não eficiente para reduzir a geração de calor na zona de corte, Yildiz e Nalbant (2008) citam a refrigeração criogênica por nitrogênio líquido (LN2) como um dos métodos mais favoráveis na usinagem de materiais avançados, devido à capacidade considerável de reduzir o desgaste da ferramenta, através do controle da temperatura na área de contato peça – ferramenta.

2.6.1 Refrigeração Criogênica por Nitrogênio Líquido (LN2)

Refrigeração criogênica é um processo que utiliza a temperatura criogênica para modificar as propriedades dos materiais a fim de melhorar o seu desempenho. Segundo Yildiz e Nalbant (2008) e Xavier (2010), o nitrogênio líquido é o mais utilizado no processo de refrigeração criogênica em peças metálicas, sendo este gás, produzido industrialmente por destilação fracionada do ar líquido e é conhecido pela sigla LN2.

Durante a usinagem, o LN2 está em torno de -196°C e é aplicado a fim de reduzir a temperatura na zona de corte (SHARMA; DOGRA; SURI, 2009). Hong e Zhao (1999) definiram a utilização da refrigeração criogênica como efetiva na capacidade de reduzir o calor na zona de corte, modificando as características de atrito na interfaces cavaco-ferramenta, alterando as propriedades da peça e o material da ferramenta de corte. A Figura 26 ilustra o exemplo de utilização da refrigeração criogênica na ferramenta de corte.

Figura 26 - Refrigeração criogênica por LN2 sobre a ferramenta de corte

Fonte: Fernández et al., 2014

Pusavec et al. (2011) pesquisaram diversos autores que apresentaram os principais benefícios na utilização da refrigeração criogênica, com o uso de nitrogênio líquido, como:

- a) Redução considerável do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta;
- b) O LN2 é aplicado localmente na aresta de corte sendo superior na redução da temperatura de corte comparado ao fluido de corte por emulsão;
- c) Aumento da vida da ferramenta devido menor abrasão e menor desgaste químico;
- d) Aumento da taxa de remoção de material sem aumentar o desgaste da ferramenta;
- e) Melhoria na qualidade superficial com a ausência de degradação química e mecânica das faces usinadas.

De acordo com a pesquisa feita por Yildiz e Nalbant (2008), quatro tipos de abordagens são descritas por diversos pesquisadores na aplicação da refrigeração criogênica na usinagem de materiais e os seus respectivos efeitos, sendo:

- a) Pré-resfriamento: consiste em resfriar a peça e o cavaco para alterar as propriedades do material de dúctil para frágil, facilitando a formação e quebra do cavaco. O controle e quebra do cavaco poderá aumentar o desempenho na usinagem, porém aumenta a força de corte e a abrasão. Além disso, pode causar alterações dimensionais da peça e alto consumo de LN2;
- b) Refrigeração por Jato pulverizado na ferramenta de corte: A passagem do LN2 fica localizado no porta-ferramenta, sem contato com a peça. Desta forma, não causa alteração significativa nas propriedades físicas da peça e o efeito na refrigeração é estável, embora dependa da condutividade térmica do material da ferramenta;
- c) Pulverização criogênica na aresta de corte: Tem como objetivo, resfriar a zona de corte durante a usinagem, principalmente na interface cavaco-ferramenta. Reduz a temperatura e desgaste da ferramenta, assim como elimina a formação de aresta postiza;
- d) Tratamento criogênico: A peça é resfriada em temperatura criogênica e mantida durante um longo tempo, depois é mantida até obter a temperatura ambiente. Por fim tende a melhorar a resistência ao desgaste e estabilidade dimensional, porém o efeito sobre o desempenho de corte não é estável.

2.6.2 Usinagem do Inconel 718 com Nitrogênio Líquido (LN2)

Assim como citado por Yildiz e Nalbant (2008), o LN2 é um dos métodos mais favoráveis de reduzir calor na zona de corte. No trabalho de Aramcharoen e Chuan (2014) a

aplicação da refrigeração criogênica por LN2 reduziu em 44% a temperatura na zona de corte quando comparado com o processo de usinagem á seco utilizando inserto de metal duro revestido com TiN.

Kaynak (2014) também descreveu como uma das maiores vantagens no uso deste tipo de refrigeração, a de manter a temperatura da ferramenta de corte mais baixa possível, evitando o superaquecimento da mesma. Isso pode ser visto em seu trabalho que comparou as técnicas de refrigeração em MQL e á seco com a refrigeração criogênica e a influência na temperatura máxima na zona de corte (Figura 27).

Figura 27 - Temperatura na formação do cavaco em diferentes tipos de refrigeração

Fonte: Kaynak, 2014

Como visto na Figura 27, o uso de LN2 aplicado a pressão de 15 bar reduziu a temperatura na zona de corte em torno de 42% e 57% em relação aos métodos de MQL e usinagem á seco respectivamente. Consequentemente, o desgaste no flanco da ferramenta foi menor quando comparado com os demais métodos e por seguinte, a vida da ferramenta aumentada, como pode ser visto na Figura 28. Neste ensaio foi utilizado um inserto de metal duro sem cobertura, com velocidade de corte de 60 m/min ($f = 0,075$ mm/rot. e $a_p = 0,8$ mm).

Figura 28 - Desgaste do flanco da ferramenta e tempo de usinagem em diferentes tipos de refrigeração

Fonte: Kaynak, 2014

Quando aplicada uma velocidade de corte de 120 m/min, o desgaste do flanco também foi menor utilizando a refrigeração criogênica quanto as técnicas á seco e MQL após 30 segundos de usinagem (Figura 29).

Figura 29 - Desgaste do flanco em diferentes técnicas de refrigeração ($v_c=120$ m/min)

Fonte: Kaynak, 2014

Fernández et al. (2014), também realizaram estudos de forma a comparar diferentes técnicas de refrigeração na usinagem do Inconel 718. Tomando o mesmo critério de Kaynak (2014) quanto ao desgaste máximo do flanco (ISO 3685), o volume de material removido foi maior com o uso da refrigeração criogênica (6 bar), quando comparado com técnicas como emulsão, ar frio e usinagem á seco (Figura 30). A ferramenta de MD com cobertura PVD foi utilizada no experimento com velocidade de corte de 50 m/min ($f=0,25$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm).

Figura 30 - Desgaste no flanco da ferramenta em diferentes processos de refrigeração.

Fonte: Fernández et al., 2014.

Segundo Fernández et al. (2014) o desgaste predominante na usinagem do Inconel 718 foi abrasão no flanco da ferramenta, porém desgastes como cratera e tipo entalhe também foram observados, principalmente no final da vida da ferramenta. A Figura 31 mostra o desgaste no flanco da ferramenta após 20 min de usinagem.

Figura 31 - Desgaste do flanco após 20 min de usinagem

Fonte: Fernández et al., 2014

Legenda: a) refrigeração criogênica b) emulsão c) seco d) ar frio

2.7 INTEGRIDADE SUPERFICIAL

De acordo com Pusavec et al. (2011), rugosidade superficial, dureza, tensões residuais, entre outras, são consideradas características de integridade superficial de um material, determinando sua funcionalidade e a vida em fadiga. Shaw (1994) descreveu que características de desempenho do material são geralmente sensíveis à integridade superficial, incluindo: resistência à fratura, resistência à fadiga, taxa de corrosão, comportamento tribológico, propriedades magnéticas e estabilidade dimensional.

De forma geral, o termo integridade superficial é utilizado para descrever a qualidade de uma superfície, tanto em relação ao acabamento como em relação a subsuperfície após a usinagem (BORDINASSI, 2006) e por isso é extramente importante controlar a integridade superficial na fabricação dos componentes mecânicos que suportarão altas tensões estáticas e dinâmicas em ambientes severos de operação.

Segundo Machado et al. (2015), as operações de usinagem induzem na peça tensões de origem mecânica e térmica que normalmente têm efeito adverso sobre a sua integridade. Essa condição final é o resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e as vezes reações químicas (ARUNACHALAM; MANNAN; SPOWAGE, 2004). A Figura 32 mostra a influência na integridade superficial em três tipos comuns de usinagem (GRIFFITHS, 2001 apud FARIAS, 2009).

Figura 32 - Definições de integridade superficial

Fonte: Griffiths, 2001 apud Farias, 2009

Os efeitos na usinagem causam influências que podem ser agrupadas em três condições (FIELD; KAHLES; KOSTER, 1974 apud ULUTAN e OZEL, 2011):

- a) características topográficas: textura superficial, ondulação e rugosidade da superfície;
- b) alteração nas propriedades mecânicas: tensões residuais e dureza;
- c) estado metalúrgico: microestrutura, transformação de fase, tamanho e forma de grão, inclusões, etc.

Além das condições de usinagem, Sharma, Dogra e Suri (2009) descreveram que a deterioração da qualidade superficial durante a usinagem está diretamente relacionada com a progressão do desgaste da ferramenta. A influência da usinagem na integridade superficial se torna ainda mais crítica nas superligas a base de níquel, uma vez que o desgaste da ferramenta é ainda mais intensificado dado as propriedades mecânicas deste tipo de material. Devido a utilização das superligas em regime de alta solicitação mecânica, os efeitos adversos na integridade superficial podem afetar as propriedades de resistência a fadiga, gerando fratura/trincas por tensão de corrosão ou fluência, impactando na vida em serviço (THEREZANI, 2012). Segundo ASM International (2008), quase todas as falhas de fadiga começam na superfície, por isso o acabamento superficial e o estado de tensões podem ter um profundo efeito sobre a resistência à fadiga.

2.7.1 Rugosidade Superficial na Usinagem do Inconel 718

Bushlya, Zhou e Stahl (2012) utilizaram insertos de PCBN com e sem revestimento de TiN na usinagem do Inconel 718 em diferentes parâmetros de corte, com refrigeração a base de óleo semissintético e analisaram aspectos na rugosidade e integridade superficial da peça. A Figura 33 apresenta os resultados na rugosidade superficial considerando variações de avanço e velocidade de corte comparando ferramentas de CBN sem revestimento (UCBN) e ferramentas de CBN com revestimento (CCBN) utilizando a_p de 0,3 mm.

Figura 33 - Rugosidade Ra em diferentes velocidades de corte e avanços de corte

Fonte: Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

É possível observar a existência de uma grande diferença na rugosidade entre os insertos com e sem revestimento sob o menor avanço da ferramenta (0,1 mm/rot). Segundo Zhou et al. (2011), este comportamento especial pode ser atribuído devido ao amolecimento do material da peça devido à baixa condutividade térmica do revestimento de TiN.

O amolecimento citado por Zhou et al (2011) pode estar associado ao aumento na temperatura na zona de corte quando comparado a outros avanços de corte, isto é, causado pelo maior tempo de contato entre a ferramenta de corte e a peça. Por isso, quando o avanço de corte foi aumentado para 0,15 mm/rot, a diferença foi bem menor entre os tipos de insertos, uma vez que o tempo de contato neste caso tende a diminuir.

Além dos parâmetros de corte, outro fator que influencia a rugosidade é a geometria da ferramenta. Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) analisaram os efeitos da geometria da ferramenta de corte na rugosidade superficial comparando o inserto redondo e o quadrado de CBN no faceamento do Inconel 718. A Figura 34 mostra que o inserto redondo apresentou uma rugosidade menor quando comparado ao inserto quadrado ($v_c=225$ m/min, $f=0,15$ mm/rot. e $a_p=0,5$ mm).

Figura 34 - Rugosidade superficial com inserto de CBN de geometria redonda e quadrada

Fonte: Arunachalam, Mannan e Spowage, 2004

De acordo com Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), o inserto quadrado possui raio de ponta de 0,8 mm enquanto o inserto redondo possui um raio de 12 mm e isso contribui com que a superfície usinada tenha menos sulcos por conta do avanço da ferramenta de corte. Após 25 mm no faceamento, o maior valor de rugosidade utilizando inserto quadrado foi dado devido a ocorrência do desgaste tipo aresta postiça, depositando material sobre a superfície usinada, o que não ocorreu no inserto redondo.

Coelho et al. (2004) também compararam a influência da geometria da ferramenta na rugosidade, utilizando duas classes de insertos de cerâmica (cerâmica mista e cerâmica com carboneto de silício) e um inserto de CBN (Figura 35).

Figura 35 - Comparação da rugosidade superficial sob três geometria de insertos

Fonte: Coelho et al., 2004

Legenda: a) cerâmica mista b) cerâmica reforçada c) inserto de PCBN

O resultado mostrou que o inserto redondo apresentou menor rugosidade quando comparado aos de geometria quadrada e triangular. Os dados de corte utilizados na Figura 35

foram os mesmos para as diferentes classes do material da ferramenta assim como para as diferentes geometrias ($v_c=500$ m/min, $f=0,1$ mm/rot. e $a_p=0,35$ mm). Além da geometria redonda, o inserto de cerâmica também apresentou menor rugosidade, sendo assim uma boa opção na usinagem do Inconel 718.

Pusavec et al. (2011) avaliaram a rugosidade sob aspectos de usinagem a seco, MQL, LN2 e MQL+LN2, utilizando ferramenta de metal duro. Utilizando $v_c = 60$ m/min, $f = 0,05$ mm/rot. e $a_p = 0,63$ mm, mostraram que o valor de rugosidade na usinagem com LN2 foi menor quando comparado com usinagem á seco e MQL (Figura 36).

Figura 36 - Rugosidade superficial sob diferentes condições de usinagem

Fonte: Pusavec et al., 2011

Zhuang et al. (2015) avaliaram a rugosidade superficial sob o aspecto de diferentes tipos de refrigeração (Seco, pré-aquecimento por indução e LN2), porém com o uso de ferramenta de cerâmica. Como resultado, perceberam que a peça refrigerada por LN2 apresentou uma rugosidade bem menor quando comparado com a usinagem á seco (Figura 37).

Figura 37 - Resultado de rugosidade superficial sob diferentes tipos de refrigeração

Fonte: Zhuang et al., 2015

Essa redução foi associada devido ao LN2 ter sido direcionado na zona de corte, o qual afetou na redução da temperatura e consequentemente na redução da rugosidade, independente da velocidade de corte. Os demais parâmetros de corte foram $f=0,2$ mm/rot e $a_p=1,5$ mm.

Como visto, a lubrificação tem importante influência na rugosidade e neste caso o uso do LN2 associado ao MQL, apresentou o menor valor de rugosidade superficial.

2.7.2 Tensão Residual

As tensões residuais desempenham um papel importante na vida em fadiga de componentes mecânicos (PUSAVEC et al., 2011) e são definidas como as tensões elásticas existentes em um corpo sem a existência de carregamentos externos ou gradientes de temperatura, onde todo sistema de tensões residuais está em equilíbrio e a somatória das forças resultantes e dos momentos produzidos é igual a zero.

Para Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), tensões residuais são também um indicador sensível para variações de parâmetros de usinagem e propriedades da ferramenta e por isso pode ser um poderoso critério de avaliação no processo de usinagem.

Segundo Dowling (2007) as tensões residuais podem tanto diminuir a resistência de um componente a fadiga (tensão de tração) como aumentar esta resistência (tensão de compressão).

De acordo com Bordinassi (2006) a tensão de compressão reduz a tensão de tração de trabalho e consequentemente a nucleação de trincas. Existem três tipos de tensões residuais, denominadas como: macroscópicas, microscópicas e submicroscópicas:

- a) Tensões residuais macroscópicas (tipo I): tensões que se estendem sobre grandes porções volumétricas quando comparadas com o tamanho do grão do material;
- b) Tensões residuais microscópicas (tipo II): tensões que mantêm uma distribuição uniforme ao longo do grão e podem ocorrer em interfaces entre fases e partículas precipitadas e a matriz;
- c) Tensões residuais submicroscópicas (tipo III): micro tensões que abrangem distâncias interatômicas, dentro de uma pequena porção de um grão.

Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), descreveram que a deformação plástica causada pelas forças paralelas e perpendiculares na usinagem tendem a induzir tensão de compressão, enquanto a deformação plástica causada pela consequência do calor gerado durante a usinagem tende a induzir tensões de tração. Pawade, Joshi e Brahmankar (2008) elaboraram um diagrama sobre as interações de alguns fatores que envolvem o torneamento quanto a influência na tensão residual após a superfície usinada (Figura 38).

Figura 38 - Seleção das interações quanto a tensão residual e encruamento

Fonte: Pawade, Joshi e Brahmkankar, 2008

Uma das questões críticas na usinagem de componentes aeroespaciais é controlar as tensões residuais (M'SAOUBI et al., 2008). Forças mecânicas e o calor gerado no processo de corte induzem mudanças significativas na microestrutura do material usinado (PENG et al., 2013). A usinagem de liga de Inconel 718 torna essas condições ainda mais severas dado as suas propriedades físicas e químicas apresentadas anteriormente.

2.7.3 Tensão Residual na Usinagem do Inconel 718

Pawade, Joshi e Brahmkankar (2008) analisaram a influência da ferramenta de CBN na usinagem do Inconel 718 com diferentes parâmetros de corte, geometria da ferramenta e sem o uso de fluido refrigerante na integridade superficial. Os três tipos de velocidade de corte (125 m/min, 300 m/min e 475 m/min), avanço de corte (0,05 mm/rot., 0,10 mm/rot e 0,15 mm/rot.) e profundidade de corte (0,5 mm, 0,75 mm e 1 mm) foram escolhidas na realização dos ensaios. Variando somente a velocidade de corte, de 125 m/min para 300 m/min, a tensão residual aumentou na direção de tração, enquanto na velocidade de 475 m/min a direção da tensão residual mudou para compressiva, onde Q_{wi} se refere ao calor dissipado na superfície usinada, Q_{ci} acúmulo de calor no cavaco e Z_i é o volume removido (Figura 39).

Fonte: Pawade, Joshi e Brahmkar, 2008

Segundo Pawade, Joshi e Brahmkar (2008), velocidades de cortes mais baixas apresentam menores taxas de remoção (geração de cavaco) e consequentemente menor dissipação do calor, gerando tensão residual de tração. Neste caso, velocidade de corte, avanço e a profundidade de corte influenciaram na tensão residual. Quando a taxa de avanço de corte é aumentada, a tensão residual de tração tende a ser maior. No caso da profundidade de corte ocorreu a mudança de tensão trativa para compressiva, devido a tendência de aumentar o volume de remoção de material e consequentemente a dissipação de calor durante a usinagem. A Figura 40 apresenta as interações entre a velocidade de corte x avanço e velocidade de corte x profundidade de corte.

Figura 40 - Interação entre os parâmetros de corte na tensão residual

Fonte: Pawade, Joshi e Brahmkar, 2008

Legenda: a) velocidade x avanço b) velocidade x profundidade de corte

Assim, Pawade, Joshi e Brahmkar (2008) concluíram que a tensão residual induzida na usinagem mostrou que a dominância na deformação térmica e mecânica é governada pela habilidade do cavaco dissipar calor e isto é dependente do volume de cavaco removido.

Além dos efeitos dos parâmetros de corte, Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) analisaram a influência da geometria do inserto de CBN na integridade superficial durante o

faceamento do Inconel 718. A Figura 41 mostra que o inserto com geometria redonda apresentou menor tensão residual trativa quando comparado com o inserto de geometria quadrada.

Figura 41 - Influência da geometria da ferramenta na tensão residual

Fonte: Arunachalam, Mannan e Spowage, 2004

Embora os autores considerem que as preparações dos inserts foram realizados de forma diferente, a área de contato do inserto tende a exercer maior esforço mecânico sendo mais propensa a tensão de compressão.

Bushlya, Zhou e Stahl (2012) analisaram as tensões axiais e tangenciais considerando ferramenta de corte redonda com e sem revestimento ($v_c = 300$ m/min e $f = 0,1$ mm/rot.). A Figura 42 apresenta o perfil das tensões residuais na face usinada.

Figura 42 - Resultado das tensões residuais em comparação com inserts com e sem revestimento

Fonte: Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

Legenda: a) inserto sem revestimento b) insertos com revestimento

O uso do inserto de CBN mostrou tensões de compressão vantajosas, encontradas tanto para ferramentas de CBN revestido quanto sem revestimento, embora o inserto sem revestimento apresente pequena tensão de tração. Outro fator responsável citado por Bushlya, Zhou e Stahl (2012) pela geração de tensões de compressão na superfície usinada foi a geometria da ferramenta, em particular o grande raio de ponta que ocasiona maior deformação na superfície usinada, aumentando assim as tensões mecânicas relacionadas com a compressão.

Peng et al. (2013) avaliaram a influência do desgaste da ferramenta de cerâmica reforçada com *whiskers* na tensão residual após usinagem do Inconel 718. Utilizando os parâmetros de corte fixos em $v_c=200$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm, mostraram que com o desgaste da ferramenta, a tensão residual de tração aumenta consideravelmente na direção do corte do material, o qual influencia na tensão residual da superfície usinada (Figura 43).

Figura 43 - Tensão residual sob influência de desgaste da ferramenta de cerâmica

Fonte: Peng et al., 2013

Legenda: a) ferramenta nova b) ferramenta seminova c) ferramenta desgastada

Alguns autores questionaram o uso de ferramentas de cerâmica devido a ser mais propensa a gerar tensões residuais de tração na superfície, quando comparados por exemplo com as ferramentas de CBN pela dificuldade das cerâmicas em dissipar o calor.

Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) analisaram a influência das ferramentas de cerâmica e CBN na usinagem do Inconel e mostraram que a superfície usinada com ferramentas de cerâmica apresentava tensões trativas bem maiores quando comparado com as ferramentas de CBN (Figura 44).

Figura 44 - Influência do material da ferramenta de corte na tensão residual

Fonte: Arunachalam, Mannan e Spowage, 2004

Porém, as velocidades de corte foram diferentes entre os tipos de insertos, potencializando a condição de tensão residual devido ao aumento da temperatura na zona de corte. Enquanto o inserto de CBN foi utilizado com $v_c=375$ m/min, o inserto de cerâmica foi utilizado $v_c=450$ m/min. Embora, Zhou et al. (2014) descreveram que as cerâmicas tendem a gerar maiores tensões trativas quando comparados com o CBN, as cerâmicas reforçadas com carbonetos de silício permitem trabalhar sob refrigeração e com isso, reduzir a temperatura na zona de corte e seu efeito na tensão de tração.

Segundo Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) o uso de refrigerante no corte pode resultar em tensões compressivas ou menores tensões de tração quando comparados a outros tipos de refrigeração. Pusavec et al. (2011) estudaram o efeito das diferentes abordagens de refrigeração na tensão residual do Inconel 718 após usinagem, utilizando ferramenta de MD (Figuras 45 e 46).

Figura 45 - Influência dos tipos de refrigeração na tensão residual sentido transversal

Fonte: Pusavec et al., 2011

Figura 46 - Influência dos tipos de refrigeração na tensão residual sentido longitudinal

Fonte: Pusavec et al. (2011)

Neste estudo pode-se observar que o uso do LN2 apresentou maior tensão residual na superfície, no entanto, apresentaram maiores valores de tensão de compressão na subsuperfície quando comparadas com os outros tipos de abordagem. Em ambos os casos, a tensão residual foi sempre maior no sentido circunferencial quando comparado com o sentido longitudinal.

Por fim, He, Zhang e Ding (2016) realizaram estudos comparando a influência da usinagem á seco e LN2 na tensão residual da superfície usinada do Inconel 718, onde o uso de LN2 reduziu a tensão residual em torno de 100 MPa quando comparado com a usinagem a seco, utilizando ferramenta de MD e $a_p = 0,5$ mm no sentido circunferencial (Figura 47).

Figura 47 - Influência do LN2 e usinagem á seco em diferentes parâmetros de corte sob a tensão residual

Fonte: He, Zhang e Ding, 2016

Legenda: a) $v_c = 40$ m/min e $f = 0,3$ mm/rot. b) $v_c = 50$ m/min e $f = 0,2$ mm/rot. c) $v_c = 60$ m/min e $f = 0,1$ mm/rot.

2.7.4 Alteração na micro-dureza

A influência dos parâmetros de corte na micro-dureza das superligas de níquel após a usinagem costuma ser maior na superfície do material em relação ao seu interior, onde os efeitos do calor e da deformação são neutralizados pelo volume do material, devido a sua baixa condutividade térmica (LOUREIRO, 2015).

Bushlya, Zhou e Stahl (2012) analisaram os efeitos da superfície usinada do Inconel 718 quanto a deformação na subsuperfície e distribuição da tensão residual utilizando ferramenta de geometria redonda. Em sua análise, foi distinguido uma zona de deformação grave e adjacente à superfície usinada, ocorrendo significativa curvatura e alongamento no contorno dos grãos e linhas de deslizamento na direção de corte. A Figura 48 mostra os efeitos na subsuperfície da peça usinada.

Figura 48 - Deformação na subsuperfície após usinagem com CBN revestido com TiN ($v_c=250\text{m/min}$ e $f=0,1\text{mm/rot.}$)

Fonte: Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

Segundo Bushlya, Zhou e Stahl (2012), isso pode ser explicado devido ao aumento da temperatura, que pode resultar numa perda de resistência do material e aumento da sua plasticidade, permitindo uma deformação mais intensiva. Outra causa de danos na subsuperfície pode ter sido pelo efeito do tamanho da aresta de corte da ferramenta (geometria redonda do inserto), contribuindo adicionalmente para a ação mecânica.

Devillez et al. (2011) também haviam estudado o efeito da usinagem na microestrutura da liga de Inconel 718, comparando o efeito da usinagem á seco e com refrigeração (Figura 49).

Figura 49 - Microestrutura na subsuperfície em diferentes condições de usinagem

Fonte: Devillez et al., 2011

Legenda: a) usinagem com refrigeração b) usinagem a seco

Como é possível ver, em condições de usinagem a seco, aparece uma pequena camada (entre 10-20 μm) abaixo da superfície usinada, o alongamento das estruturas do grão e uma orientação direcional no contorno dos grãos quando comparado com a usinagem com refrigeração. Embora ocorra uma incidência de danos e deformação na microestrutura maior na usinagem á seco quando comparado com a usinagem com refrigeração, existe a ocorrência de deformação plástica após a usinagem do Inconel 718 como citado anteriormente.

Ezugwu et al. (2005) avaliaram a alteração de micro-dureza com variação da velocidade de corte e alta pressão de refrigeração (11 MPa). Na Figura 50 é possível ver que utilizando a refrigeração convencional, as menores velocidades de corte tiveram menor efeito no encruamento da região usinada quando comparado com a maior velocidade.

Figura 50 - Alteração de micro-dureza quanto a variação da velocidade de corte e pressão convencional de refrigeração

Fonte: Ezugwu et al., 2005

No entanto, a utilização de maior pressão de refrigeração (11 MPa), os valores de micro-dureza entre as velocidades de corte foram aproximados (Figura 51).

Figura 51 - Alteração de micro-dureza quanto a variação da velocidade de corte sob pressão de refrigeração com 11 MPa

Fonte: Ezugwu et al., 2005

Segundo Ezugwu et al. (2005), ocorreu uma redução na deformação plástica causada pelo efeito térmico, o qual tende a diminuir a temperatura e minimiza a diferença na micro-dureza para diferentes velocidades de corte. No entanto, os valores de micro-dureza para a menor velocidade de corte aumentaram com o uso de alta pressão de refrigeração quando comparado com a refrigeração convencional, o que pode ser explicado pela troca do efeito térmico pelo efeito mecânico na deformação o que manteve o encruamento na região usinada.

Devillez et al. (2011) avaliaram a influência da refrigeração na micro-dureza durante a usinagem do Inconel 718 com ferramenta de metal duro com cobertura ($v_c = 60$ m/min), onde a utilização de fluido refrigerante convencional, reduziu o efeito no valor da micro-dureza quando comparado com usinagem á seco (figura 52).

Figura 52 - Comparação entre usinagem á seco e com refrigeração sobre o efeito na micro-dureza do Inconel 718

Fonte: Devillez et al., 2011

Segundo Devillez et al. (2011) esta diferença na micro-dureza é decorrente de maior deformação plástica e aumento de temperatura ocorrida com a usinagem a seco, afetando a subsuperfície até 200 μm (HV0,02).

Ainda sobre a influência da refrigeração na micro-dureza, Zhuang et al. (2015) compararam três abordagens de refrigeração (usinagem a seco, aquecimento por indução plasma e LN2), utilizando ferramenta de cerâmica com geometria redonda quanto a rugosidade e a micro-dureza. A Figura 53 mostra o efeito da usinagem á seco e com refrigeração por LN2 sobre a micro-dureza.

Figura 53 - Efeito do LN2 e usinagem a seco na micro-dureza

Fonte: Zhuang et al., 2015

Legenda: a) usinagem a seco b) usinagem com LN2

Como visto na Figura 53, o valor da micro-dureza na subsuperfície com o uso de refrigeração por LN2 foi menor quando comparado com a usinagem a seco. Segundo Zhuang et al. (2015) essa diferença é suscetível ao excesso de deformação plástica e alta temperatura na usinagem a seco.

Os efeitos do uso de LN2+MQL na micro-dureza também foram avaliados por Iturbe et al. (2016) que diante dos resultados, mostraram que o uso de refrigeração convencional (óleo solúvel) provocou menor alteração na profundidade abaixo da superfície em relação a micro-dureza quando comparado com o uso de LN2+MQL (Figura 54).

Figura 54 - Efeito da vida da ferramenta sob refrigeração convencional e por LN2 na micro-dureza após usinagem do Inconel 718

Fonte: Iturbe et al., 2016

Segundo Iturbe et al. (2016), isso pode ter sido provocado pelo maior desgaste da ferramenta de corte com o uso do LN2+MQL, resultando em perda de corte da aresta da ferramenta, dificultando a remoção do material durante a usinagem do Inconel 718. Os dados de corte para a ferramenta de MD com cobertura utilizados no experimento de Iturbe et al. (2016) foram $v_c=70$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,2$ mm.

A conclusão de Iturbe et al. (2016) diverge dos demais autores citados anteriormente na revisão bibliográfica sobre o efeito do LN2 quanto a redução do desgaste da ferramenta e alteração na micro-dureza após a usinagem do Inconel 718, o que fomenta a discussão do uso de LN2 na usinagem do Inconel 718.

De certa forma, os aspectos de velocidade de corte, uso de refrigeração e desgaste da ferramenta na usinagem do Inconel 718 são fatores importantes quanto a alterações nos valores de micro-dureza e deformações na subsuperfície, o que podem reduzir ou aumentar a vida em fadiga do componente usinado.

2.7.5 Formação de Camada Branca

A formação de camada branca é considerada como parte de um conjunto de parâmetros que caracterizam a integridade superficial de um componente usinado, uma vez que a presença de camada branca pode levar à redução da vida em fadiga (BUSHLYA et al., 2011).

De acordo com Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014) e Loureiro (2015) a formação de camada branca durante a usinagem está geralmente associada ao escoamento plástico que produz uma estrutura homogênea ou refinada, rápido aquecimento e resfriamento e reação da superfície como nitretação, carbonetação ou sulcamento por oxidação.

O nome camada branca é dado pois ao realizar o ataque químico na amostra do material, aparece como uma fina camada branca vista por um microscópio ótico (Figura 55).

Figura 55 - Formação de camada branca na usinagem do Inconel 718

Fonte: Bushlya et al., 2011

Embora a ocorrência da camada branca seja amplamente discutida na usinagem de aços endurecidos, autores como Bushlya et al. (2011), Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014) introduziram em seus trabalhos, a discussão e a visualização de camada branca após a usinagem do Inconel 718.

Bushlya et al. (2011) analisaram a presença de camada branca após a usinagem do Inconel 718 utilizando ferramenta de cerâmica (em diferentes níveis de desgaste), velocidade de corte variadas e usinagem á seco e com refrigeração.

A Figura 56 apresenta a região caracterizada pelos autores como camada branca no Inconel 718.

Figura 56 - Caracterização de camada branca no Inconel 718

Fonte: Bushlya et al., 2011

A microscopia eletrônica de transmissão de alta resolução utilizada por Bushlya et al. (2011) revelou que a camada branca é formada por estrutura nano cristalina com tamanho de grão 50-150 nm, presença insignificante de grãos maiores que 200 nm e consideráveis números de contornos de grãos sem estabilidade e zonas com altas densidade de discordâncias.

Segundo Bushlya et al. (2011), o refinamento do tamanho do grão foi atribuído predominantemente à recristalização dinâmica e à subdivisão do grão por severa deformação plástica da região próxima da superfície usinada. Os principais fatores que foram atribuídos na geração de camada branca foram o desgaste da ferramenta de corte, usinagem á seco e maiores velocidade de corte.

Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014) avaliaram o efeito de diferentes velocidades de corte e ferramenta com cobertura na usinagem do Inconel 825 quanto ao efeito na integridade superficial e em relação a alteração na microestrutura, a Figura 57 mostra três condições de usinagem, analisadas utilizando SEM.

Figura 57 - Espessura de camada branca na usinagem do Inconel 825 utilizando inserto com e sem revestimento em diferentes velocidades de corte

Fonte: Thakur, Gangopadhyay e Maity, 2014

Legenda: a) $v_c = 51$ m/min b) $v_c = 84$ m/min c) $v_c = 124$ m/min

De acordo com Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014), o aumento da velocidade de corte aumenta a espessura da camada branca assim como a região de deformação plástica, dada pela baixa condutividade térmica do material em dissipar o aumento do calor gerado pelo aumento da velocidade de corte. A Figura 58 mostra a diferença na espessura da camada branca sob os aspectos de velocidade de corte com o uso do inserto com e sem cobertura.

Figura 58 - Comparação na espessura da camada branca utilizando inserto com e sem cobertura em velocidades variadas

Fonte: Thakur, Gangopadhyay e Maity, 2014

O inserto com cobertura minimizou a espessura da camada branca para as menores velocidades de corte dada. Na utilização de $v_c = 124$ m/min o valor médio de camada branca foi muito próximo quando comparado com o inserto sem cobertura o que pode ser explicado pela baixa condutividade térmica de uma das camadas de Al_2O_3 da cobertura do inserto.

3 METODOLOGIA

Esta parte do trabalho teve como objetivo, demonstrar as etapas do planejamento experimental na realização dos ensaios, quanto aos efeitos dos parâmetros de corte sobre a integridade superficial do Inconel 718 quando torneado, utilizando refrigeração por LN2. Os experimentos assim como as medições foram realizados nos laboratórios do Centro Universitário da FEI, em São Bernardo do Campo.

3.1 MATERIAL

O material utilizado no experimento foi barra cilíndrica de Inconel 718 (VAT718A) solubilizado e envelhecido, com dimensões de Ø50,8 mm e 520 mm de comprimento. A Figura 59 ilustra as duas barras de Inconel 718.

Figura 59 - Barra de Inconel 718 (VAT718A)

Fonte: Autor

A composição química e propriedades mecânicas do Inconel 718, que foram utilizados no experimento, são mostradas na Tabela 3 e 4 respectivamente, fornecidas pela Villares Metals S.A.

Tabela 3 - Composição química da liga VAT718A usada no experimento (% em peso)

Material	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	C	Nb+Ta
VAT718A	53,1	17,92	19,31	4,99	2,95	0,98	0,46	0,023	5,04
	Si	Mn	Co	Cu	B	Pb	S	P	Mg
	0,05	0,02	0,04	0,01	0,004	0,0002	<0,001	<0,005	0,005

Fonte: Villares Metals, 2016

Tabela 4 - Propriedades mecânicas da liga VAT718A usada no experimento.

Material	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de Ruptura (MPa)	Dureza Média (HRc)
VAT718A	934	1227	39

Fonte: Villares Metals, 2016

3.1.1 Corpo de Prova

As dimensões do corpo de prova foram definidas a fim de obter o maior aproveitamento do material. A Figura 60 representa o desenho do corpo de prova usinado.

Figura 60 - Croqui do corpo de prova com 10 seções (dimensões em mm)

Fonte: Autor

3.1.2 Ferramenta de Corte

A ferramenta de corte escolhida para a usinagem do Inconel 718 é composta pela pastilha de cerâmica redonda reforçada com carbonetos de silício (*whisker*) de especificação RNGN120400T classe IW7 e porta ferramenta CRGNR2525M-12CEA de geometria negativa (ângulo -6°), fabricado pela empresa Iscar. A Figura 61 apresenta as dimensões principais da ferramenta de corte.

Figura 61 - Ferramenta de corte utilizada no experimento (dimensões em mm)

Fonte: Autor "adaptado de" Iscar

3.2 EQUIPAMENTO

Nesta seção serão apresentadas as informações referentes a máquina de usinagem, sistema de refrigeração e instrumentos de medições das variáveis dependentes utilizadas durante os experimentos.

3.2.1 Máquina Operatriz

A máquina operatriz utilizada na realização dos experimentos foi o torno CNC fabricado pela empresa ROMI modelo Centur 30D (Figura 62), com potência total instalada de 7,5 kW e rotação máxima de 4000 RPM.

Figura 62 - Torno CNC ROMI Centur 30D utilizado no experimento

Fonte: Autor

3.2.2 Equipamento para Refrigeração Criogênica

O equipamento usado na refrigeração criogênica foi composto por um cilindro pressurizado de LN₂, válvula reguladora de pressão, manômetro, tubulação rígida de inox e cobre revestida com material isolante. A tubulação que levou o LN₂ até a zona de corte foi

adaptada na torre de ferramentas a fim de evitar alterações na máquina operatriz. A Figura 63 mostra o sistema de refrigeração montado próximo ao torno CNC.

Figura 63 - Sistema de refrigeração adaptado ao torno CNC

Fonte: Autor

Legenda: a) equipamento montado próximo ao torno CNC b) descrição dos componentes no sistema de passagem do LN2

A pulverização do LN2 na ferramenta de corte foi escolhida para a realização dos experimentos, uma vez que se tornou mais fácil a adaptação no torno CNC, utilizando pressão de 1,5 bar.

3.2.3 Medição dos esforços de corte

A fim de captar os esforços de corte durante a usinagem, o porta-ferramenta foi modificado, unindo-se a ele um transdutor piezoelétrico modelo PCB 260A02 já calibrado pelo fornecedor PCB Piezotronics (Figura 64).

Figura 64 - Porta ferramenta CRG NR 2525M-12 CEA com transdutor piezoelétrico

Fonte: Autor

O controle e visualização dos dados de força foram obtidos utilizando o Spider8-30 e o software Catman, fabricado pela empresa HBM (Figura 65). A frequência de aquisição dos dados foi de 200 Hz.

Figura 65 - Sistema de aquisição de dados (modelo Spider8-30, empresa HBM)

Fonte: Autor

Para o condicionamento de sinais do transdutor piezoelétrico foi utilizado o modelo PCB-482C da empresa PCB Piezotronics (Figura 66).

Figura 66 - Condicionado de sinais do transdutor piezoelétrico

Fonte: Autor

3.2.4 Medição da rugosidade média (Ra)

A medição da rugosidade foi realizada no centro do percurso do diâmetro usinado, utilizando um *cut-off* de 0,8 mm e $n=5$. Cada corpo de prova foi medido em três posições espaçados a 120° obtendo assim, o valor médio de rugosidade. O rugosímetro usado foi o modelo *Surftest* SJ-301 fabricado pela empresa Mitutoyo (Figura 67).

Figura 67 - Rugosímetro para medição da rugosidade média (R_a)

Fonte: Autor

3.2.5 Medição da Tensão Residual

A análise da tensão residual de todas as amostras foi realizada através de difração de raio-X, pois segundo Delijaicov (2004) é o mais utilizado em meios acadêmicos e industriais dado pelo seu alto grau de desenvolvimento tecnológico quando comparados com outros métodos como ultrassom e eletromagnéticos.

De acordo com Lu (1996) apud Martins (2004) a deformação causada na superfície da peça é obtida pela variação no reticulado cristalino que é induzida pela presença de tensões e aplicando a lei de Bragg, as tensões residuais são calculadas através das distorções que ocorrem no regime linear elástico. O difratômetro utilizado para a medição dos corpos de prova foi o modelo XRD-7000 da empresa Shimadzu (Figura 68).

Figura 68 - Difratômetro modelo XRD-7000

Fonte: Autor

Legenda: a) difratômetro de raio X b) medição do corpo de prova

Os parâmetros de *setup* utilizados para a medição da tensão residual são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 - Parâmetros utilizados para medição da tensão residual no DRX

Parâmetro	Especificação
Material do Tubo raio X	Cromo
Material do Filtro	Vanádio
Ângulo de incidência (2θ)	128,5°
Fator K	-91,4
Inclinação ψ	20°;28°;36°;45°
Voltagem do tubo raio X	40 kV
Corrente do tubo raio X	30 mA
Velocidade de medição	2 graus/min
Percorso de medição	127° á 130°

Fonte: Autor

A medição da tensão residual foi realizada a aproximadamente 12 mm após o início da usinagem, tanto no sentido longitudinal (direção do avanço da ferramenta) quanto no sentido circunferencial do corpo de prova (Figura 69).

Figura 69 - Ponto de medição da tensão residual no corpo de prova

Fonte: Autor

Além da medição da tensão residual por DRX, outra técnica conhecida como método do furo cego foi usada para avaliar em algumas amostras, os respectivos perfis das tensões ao longo das suas espessuras, além de servir de comparativo com os resultados do Raio-X.

O método do furo cego consiste em medir as tensões aliviadas captadas por rosetas de *strain-gages* quando é usinado um furo não passante entre o centro da roseta e a amostra. O dispositivo para realizar o processo do furo cego foi o MTS 3000-SINT e é mostrado na Figura 70.

Figura 70 - Equipamento MTS 3000-SINT – método do furo cego

Fonte: Autor

Legenda: a) equipamento preparado para medição da tensão residual b) detalhe do local de medição

Os parâmetros utilizados para a medição da tensão residual pelo método do furo cego são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Parâmetros utilizados para a medição de tensão residual por furo cego

Parâmetro	Especificação
Fresa cônica	Ø1,6 mm
Profundidade total	0,4 mm
Roseta extensométrica	Excel PA 062RE-120

Fonte: Autor

3.2.6 Medição de micro-dureza e camada branca

A fim de analisar a existência de camada branca e medição da micro-dureza, os corpos de prova foram submetidos aos cortes longitudinal e transversal próximas ao centro das amostras para posteriormente serem embutidas no baquelite.

Após o embutimento, as amostras passaram pelo processo de lixamento utilizando máquina rotativa (granulação: 320, 400, 600 *mesh*), polimento em máquina politriz rotativa (pasta de diamante na granulação de 1 μm) e ataque com reagente Kalling nº02 (250 ml álcool etílico, 250 ml de ácido clorídrico e 12,5 g de cloreto de cobre) preparado pelo departamento de química da FEI.

Para realizar a verificação da camada branca nas amostras foi utilizado um microscópio modelo BX60M, fabricado pela empresa Olympus (Figura 71). A região analisada foi próxima a interface baquelite e amostra, a qual corresponde a superfície usinada nos experimentos.

Figura 71 - Microscópio utilizado para verificação de camada branca

Fonte: Autor

O micro-durômetro modelo HMV-2 fabricado pela empresa Shimadzu foi utilizado para a medição da micro-dureza (Figura 72).

Figura 72 - Micro-durômetro utilizado para medição da micro-dureza

Fonte: Autor

O início de medição da micro-dureza foi realizado a partir da interface baquelite e amostra (superfície usinada), onde as distâncias foram 0,03 mm, 0,05 mm, 0,10 mm, 0,15 mm, 0,2 mm, 0,3 mm, 0,4 mm e 2,4 mm. O valor considerado foi obtido pela média de três pontos equidistantes a 0,05 mm para cada distância informada anteriormente.

3.3 PROCEDIMENTO

Dentro do planejamento para a realização do experimento, buscou-se definir basicamente quais seriam as condições e variáveis a serem envolvidas, o planejamento estatístico adequado e a preparação das amostras para os corpos de prova.

As condições e variáveis envolvidas no experimento foram:

a) Condições fixas:

Geometria e material do experimento

Máquina operatriz

Equipamento e parâmetros de processo criogênico

Geometria e material da ferramenta de corte

b) Variáveis independentes:

Velocidade de corte

Avanço de corte

Profundidade de corte

Usinagem com LN2 e à seco

c) Variáveis dependentes:

Rugosidade superficial

Tensão Residual

Esforços de corte

Com o objetivo de fazer uma análise estatística, quanto aos efeitos dos parâmetros de corte na integridade superficial da superfície usinada, foi escolhido como planejamento fatorial, o delineamento central composto (DCC) com 6 réplicas no centro, definindo o número de ensaios com base na regra $2^k + 2 \cdot k + m$, onde “k” é igual ao número de variáveis independentes e o “m” é o número de réplicas no ponto central. Este planejamento foi escolhido, pois segundo Atkinson e Donev (1992) os delineamentos compostos pertencem a uma família de delineamentos eficientes, os quais requerem poucos ensaios para sua realização, possibilitando a busca pela resposta ótima.

Os parâmetros de corte definidos para a realização do experimento tiveram como base a recomendação do fabricante e ensaios experimentais preliminares, sendo:

a) Velocidade de corte: 250 m/min, 275 m/min e 300 m/min;

b) Avanço de corte: 0,15 mm/rot., 0,20 mm/rot. e 0,25 mm/rot.;

c) Profundidade de corte: 0,2 mm, 0,3 mm e 0,4 mm.

Com esses dados e com o uso do software *Statistica 13.2*, foi possível obter os parâmetros de corte utilizando altas velocidades de corte para cada ensaio e a sequência randômica de usinagem (Tabela 7). O número do tratamento com a informação (C) se refere a réplica no ponto central (total de 6 réplicas).

Tabela 7 - Parâmetros de corte utilizados no ensaio de usinagem de Inconel 718

Sequência	Corpo de prova	Vc (mm/min)	f (mm/rot.)	ap (mm)
1º	17 (C)	275,00	0,20	0,30
2º	3	250,00	0,25	0,20
3º	2	250,00	0,15	0,40
4º	11	275,00	0,12	0,30
5º	14	275,00	0,20	0,47
6º	19 (C)	275,00	0,20	0,30
7º	5	300,00	0,15	0,20
8º	16 (C)	275,00	0,20	0,30
9º	10	317,04	0,20	0,30
10º	18 (C)	275,00	0,20	0,30
11º	8	300,00	0,25	0,40
12º	7	300,00	0,25	0,20
13º	20 (C)	275,00	0,20	0,30
14º	6	300,00	0,15	0,40
15º	4	250,00	0,25	0,40
16º	9	232,96	0,20	0,30
17º	1	250,00	0,15	0,20
18º	12	275,00	0,28	0,30
19º	15 (C)	275,00	0,20	0,30
20º	13	275,00	0,20	0,13

Fonte: Autor

A barra de Inconel 718 foi submetida a uma primeira operação de usinagem, com o intuito de remover qualquer irregularidade geométrica no diâmetro externo (aproximadamente 1,4 mm no raio). Na sequência foram realizadas a usinagem dos canais com ferramenta de corte do tipo bedame de 4 mm para facilitar a identificação das seções do corpo de prova (18 mm) na barra. A Figura 73 mostra uma das 4 barras de Inconel 718 preparadas para a realização dos ensaios.

Figura 73 - Barra de Inconel com as seções de corpo de prova usinados

Fonte: Autor

Após a preparação da barra de Inconel 718, a mesma foi fixada na placa de fixação do torno CNC seguido com o contra ponta e depois, fixado a ferramenta de corte na torre de ferramentas (Figura 74). Um programa CNC foi elaborado a fim de permitir a usinagem individual de cada seção com os parâmetros de corte calculados pelo software *Statistica 13.2*.

Figura 74 - Barra de Inconel 718 fixada na área de trabalho do Torno CNC

Fonte: Autor

Com o programa CNC e a barra de Inconel 718 fixada entre a placa do torno e o contra ponta, o sistema de alimentação da refrigeração criogênica foi adaptado junto a torre de ferramentas para enviar o LN2 na área de corte da ferramenta (Figura 75).

Figura 75 - Alimentação do LN2 na ferramenta de corte

Fonte: Autor

3.3.1 Preparação de Usinagem com LN2

Antes de iniciar a usinagem, a válvula de abertura do LN2 foi acionada e observou-se o tempo de aproximadamente 30 min até que o gás estivesse saindo com fluxo constante sob uma pressão de 1,5 bar. A Figura 76 mostra o fluxo de LN2 após a normalização do sistema.

Figura 76 - Saída de LN2 na ferramenta de corte

Fonte: Autor

A cada seção usinada (18 mm), a pastilha de cerâmica tinha sua posição alterada em aproximadamente 30° a fim de utilizar sempre a usinagem com uma região nova da pastilha redonda, para que o desgaste não tivesse influência na análise posterior de cada seção usinada. Depois os parâmetros eram alterados de acordo com a sequência calculada pelo software Statistica 13.2 como pode ser visto na Tabela 7.

3.3.2 Preparação de Usinagem a seco

Para a usinagem a seco, a pastilha de corte foi substituída e a válvula de abertura do LN2 foi fechada. Assim foi possível seguir com os experimentos na mesma condição descrito anteriormente para a refrigeração com LN2 quanto a preparação da ferramenta de corte (alterar a posição em aprox. 30°) e sequência dos ensaios.

3.3.3 Análise dos Resultados e Discussões

Os corpos de prova foram analisados nos aspectos das variáveis dependentes como força de corte, rugosidade superficial e tensão residual. A micro-dureza e presença de camada branca foram analisados somente nos pontos centrais. Inicialmente foram apresentados os resultados obtidos de cada variável dependente e na sequência as discussões sobre estes resultados. As tabelas de análise de variância e os gráficos dos resíduos encontram-se no apêndice.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção, os principais resultados obtidos com os experimentos e as discussões com base na revisão bibliográfica serão apresentados.

4.1 FORÇAS DURANTE A USINAGEM

A adaptação do suporte de ferramenta de forma a inserir o transdutor piezoelétrico contribuiu para a obtenção das três forças durante a usinagem dos corpos de prova com refrigeração por LN2 e também a seco. Estas forças são classificadas como: força de avanço (Ff), força de corte (Fc) e força de penetração (Fp). A Tabela 8 mostra os resultados obtidos das forças durante a usinagem dos corpos de prova tanto com usinagem por LN2 quanto usinagem a seco.

Tabela 8 - Resultados obtidos das forças durante a usinagem

Corpo de prova	Vc (mm/min)	f (mm/rot.)	ap (mm)	Refrigeração por LN2			Usinagem a Seco		
				Ff (N)	Fc (N)	Fp (N)	Ff (N)	Fc (N)	Fp (N)
17 (C)	275,00	0,20	0,30	52	200	255	39	165	178
3	250,00	0,25	0,20	30	137	184	30	142	155
2	250,00	0,15	0,40	66	272	335	52	184	202
11	275,00	0,12	0,30	25	125	154	30	112	142
14	275,00	0,20	0,47	105	321	412	70	254	273
19 (C)	275,00	0,20	0,30	51	190	242	43	182	197
5	300,00	0,15	0,20	30	149	196	25	109	131
16 (C)	275,00	0,20	0,30	50	160	304	48	194	211
10	317,04	0,20	0,30	69	282	278	48	198	216
18 (C)	275,00	0,20	0,30	61	265	267	51	201	225
8	300,00	0,25	0,40	59	283	312	62	257	252
7	300,00	0,25	0,20	48	211	204	28	129	163
20 (C)	275,00	0,20	0,30	51	277	308	41	173	191
6	300,00	0,15	0,40	54	169	279	50	183	206
4	250,00	0,25	0,40	69	270	332	70	272	282
9	232,96	0,20	0,30	35	149	175	49	190	220
1	250,00	0,15	0,20	27	99	192	25	108	138
12	275,00	0,28	0,30	59	246	269	57	244	253
15 (C)	275,00	0,20	0,30	50	192	225	46	187	213
13	275,00	0,20	0,13	18	91	113	18	91	116

Fonte: Autor

Como visto na Tabela 8, os maiores valores de esforços de corte foram obtidos quando foi utilizado no experimento a maior profundidade de corte ($a_p=0,47$ mm), na componente força de penetração. Os valores foram 412 N com o uso de LN2 e 273 N na usinagem a seco. A força

de penetração apresentou o maior valor quando comparado com a força de corte e força de avanço, o que pode ser explicado devido a geometria redonda da ferramenta de corte utilizada no experimento. De acordo com Costes et al. (2007), Madariaga et al. (2014) e ZHOU et al. (2014), a ferramenta de corte com geometria redonda tende a aumentar a área de contato na zona de corte e com isso eleva a força de penetração.

A figura 77 ilustra o valor médio das componentes de forças medidas durante a usinagem do Inconel 718 no ponto central do experimento ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm), no qual os valores médios das forças com usinagem á seco foram menores quando comparadas com o uso de LN2.

Figura 77 - Média das forças durante a usinagem do Inconel 718 utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm)

Fonte: Autor

Essa diferença pode estar associada na redução da temperatura na zona de corte, resfriamento da peça antes do corte e o endurecimento da superfície dado pelo LN2, causando aumento da tensão de cisalhamento de modo a aumentar a força e assim as deformações durante a usinagem como descritos por Yildiz e Nalbant (2008) e Pusavec et al. (2015). Devillez et al. (2011) ainda reforçam que o aumento da temperatura na usinagem á seco leva a uma diminuição das propriedades mecânicas o que resulta menores forças de corte.

Nos trabalhos de Pawade, Joshi e Brahmkar (2008), Pusavec et al. (2011) e Amini, Fatemi e Atefhigh (2014), o valor da força de corte foi maior quando comparado com as demais. De acordo com Bordinassi (2006) a força de corte é a principal responsável pela potência necessária da máquina e está diretamente ligada a seção de corte removida da peça. No entanto, os resultados obtidos neste experimento mostram que a força de penetração apresentou os maiores valores e deve ser considerada, dado pela geometria redonda da ferramenta de corte. Como os valores de força de avanço foram muito menores, somente serão analisados a influência das variáveis independentes para a força de corte e força de penetração.

A fim de determinar quais variáveis independentes foram mais significativas na força de corte utilizando LN2, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,81 e R^2 ajustado de 0,63 indicou a profundidade de corte e avanço de corte. A Figura 78 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis independentes mais significativas para a força de corte com o uso de LN2.

Figura 78 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fc utilizando LN2

Fonte: Autor

Na usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,97 e R^2 ajustado de 0,94, a profundidade de corte, o avanço de corte e a interação entres elas foram as variáveis independentes mais significativas para a força de corte. A Figura 79 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para a força de corte com usinagem a seco.

Figura 79 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fc a seco

Fonte: Autor

Autores como Amini, Fatemi e Atefhigh (2014) e Pusavec et. al. (2015), descreveram que a profundidade de corte e o avanço de corte são as variáveis mais significativas e estão diretamente relacionados com as forças de corte, isto é, quanto menores estes valores, menores são as forças durante a usinagem. O gráfico de contorno gerado com os dados obtidos neste experimento, também indicam que menores valores de avanço e profundidade de corte, tendem a gerar menor força de corte seja com o uso de LN2 ou usinagem à seco (Figura 80).

Figura 80 - Gráfico de contorno para a variável F_c quanto a interação entre $f \times a_p$

Fonte: Autor

Legenda: a) utilizando LN2 b) usinagem à seco

Quanto a força de penetração, a fim de determinar quais variáveis independentes foram mais significativas utilizando LN2, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,82 e R^2 ajustado de 0,66 indicou a profundidade de corte. A Figura 81 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para a força de penetração com o uso de LN2.

Figura 81 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fp utilizando LN2

Fonte: Autor

Na usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,94 e R^2 ajustado de 0,88, a profundidade de corte e o avanço de foram as variáveis independentes mais significativas para a força de penetração. A Figura 82 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para a força de penetração com usinagem a seco.

Figura 82 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fp a seco

Fonte: Autor

Similarmente com as forças de corte, as variáveis mais significativas para a força de penetração foram a profundidade de corte e o avanço, embora que utilizando LN2 somente a profundidade de corte teve significância acima de 95%. O efeito do grande raio de ponta da ferramenta redonda também contribuiu para a significância da profundidade de corte na variável Fp. Para obter menores força de penetração, o gráfico de contorno indica que a profundidade de corte deveria ser menor, seja com o uso de LN2 ou usinagem á seco (Figura 83).

Figura 83 - Gráfico de contorno para variável Fp quanto a interação entre $f \times a_p$

Diante dos resultados obtidos no experimento e comparados com a revisão bibliográfica, pode-se afirmar que a profundidade de corte e o avanço de corte são as variáveis mais significativas nas forças de corte e força de penetração durante a usinagem do Inconel 718.

Com o uso de LN2, tanto as forças de corte como as forças de penetração foram maiores causados pelo resfriamento da zona de corte, o que pode ter diminuído o efeito térmico, porém aumentado o efeito mecânico na deformação plástica. No entanto, segundo Ulutan e Ozel (2011), a deformação plástica causada pela ação mecânica pode não ser um problema no ponto de vista da tensão residual, pois tendem a gerar tensões compressivas na superfície usinada.

4.2 RUGOSIDADE SUPERFICIAL

A medição da rugosidade foi realizada na distância de aproximadamente 12 mm após o início da usinagem e em três posições espaçados a 120° no sentido longitudinal, do qual se obteve a média para cada corpo de prova. A Tabela 9 apresenta a média dos resultados de rugosidade Ra dos corpos de prova usinados com LN2 e a seco.

Tabela 9 - Resultado de rugosidade Ra após a usinagem com uso de LN2 e seco

Corpo de prova	Vc (mm/min)	f (mm/rot.)	ap (mm)	Rugosidade Ra (μm)	
				LN2	Seco
				Média	Média
17 (C)	275,00	0,20	0,30	0,54	0,43
3	250,00	0,25	0,20	0,29	0,26
2	250,00	0,15	0,40	0,41	0,22
11	275,00	0,12	0,30	0,32	0,24
14	275,00	0,20	0,47	0,69	0,23
19 (C)	275,00	0,20	0,30	0,56	0,56
5	300,00	0,15	0,20	0,23	0,20
16 (C)	275,00	0,20	0,30	0,55	0,48
10	317,04	0,20	0,30	0,36	0,32
18 (C)	275,00	0,20	0,30	0,55	0,48
8	300,00	0,25	0,40	0,68	0,38
7	300,00	0,25	0,20	0,61	0,30
20 (C)	275,00	0,20	0,30	0,46	0,42
6	300,00	0,15	0,40	0,34	0,26
4	250,00	0,25	0,40	0,40	0,27
9	232,96	0,20	0,30	0,38	0,24
1	250,00	0,15	0,20	0,22	0,30
12	275,00	0,28	0,30	0,79	0,51
15 (C)	275,00	0,20	0,30	0,42	0,38
13	275,00	0,20	0,13	0,29	0,23

Fonte: Autor

Como visto na Tabela 9, o maior valor de rugosidade com o uso de LN2 foi de $0,79 \mu\text{m}$ quando aplicado a maior avanço de corte ($f=0,28 \text{ mm}$). No caso da usinagem a seco, o maior valor de rugosidade foi de $0,56 \mu\text{m}$ em um dos pontos centrais ($f=0,20 \text{ mm}$). A diferença na rugosidade pode estar associada ao maior esforço de corte na usinagem com o LN2 dado pelo resfriamento da peça, gerando vibrações indesejadas o que influenciou a rugosidade superficial.

Considerando os parâmetros nos pontos centrais do experimento ($v_c=275 \text{ m/min}$, $f=0,2 \text{ mm/rot.}$ e $a_p=0,3 \text{ mm}$), a Figura 84 ilustra o valor médio da rugosidade superficial após a usinagem do Inconel 718, no qual a rugosidade Ra com o uso de LN2 ($Ra=0,52 \mu\text{m}$) foi ligeiramente maior quando comparado com a usinagem á seco ($Ra=0,46 \mu\text{m}$).

Figura 84 - Média da rugosidade superficial Ra após a usinagem do Inconel 718 utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275 \text{ m/min}$, $f=0,2 \text{ mm/rot.}$ e $a_p=0,3 \text{ mm}$)

Fonte: Autor

Além de possíveis vibrações e um maior esforço de usinagem com LN2 causando maior rugosidade em relação a usinagem a seco, outro motivo descrito por Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) pode ter relação com um pequeno amolecimento do material causado pelo aumento de temperatura nas condições a seco, o que reduziu o esforço de usinagem e consequentemente menor vibração durante a usinagem, o que resulta em menor efeito na rugosidade.

Xavier (2010) também encontrou diferença semelhante com o uso do LN2, apresentando maior rugosidade associada com o aumento da velocidade de corte e profundidade de corte. No entanto, Pusavec et al. (2011) e Zhuang et al. (2015) encontraram rugosidade menor quando aplicado o LN2+MQL em comparação a usinagem á seco o que pode estar relacionado com as condições de rigidez do equipamento e ao menor efeito da refrigeração criogênica diretamente na peça de trabalho.

A fim de determinar quais variáveis independentes foram mais significativas na rugosidade Ra utilizando LN2, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,87 e R^2

ajustado de 0,76 indicou o avanço de corte, profundidade de corte, velocidade de corte e interação entre velocidade de corte e o avanço de corte. A Figura 85 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para a rugosidade Ra com o uso de LN2.

Figura 85 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Ra, utilizando LN2

Fonte: Autor

Na usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,87 e R^2 ajustado de 0,75, a profundidade de corte, velocidade de corte e o avanço de corte foram as variáveis independentes mais significativas para rugosidade Ra. A Figura 86 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para a rugosidade com usinagem a seco.

Figura 86 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Ra, usinagem a seco

Fonte: Autor

Os resultados obtidos mostraram que todas as variáveis independentes foram significativas para o valor de rugosidade Ra utilizando LN2. Nos trabalhos de Amini, Fatemi e Atefhigh (2014), Bushlya, Zhou e Stahl (2012) e Zhuang et al. (2015), velocidade de corte e

avanço foram as variáveis mais significativas, onde maiores velocidades de corte e menores avanços tendem a apresentar menor rugosidade. O gráfico de contorno com os dados obtidos neste experimento mostra a relação de $f \times a_p$ e $v_c \times f$ (Figura 87).

Figura 87 - Gráfico de contorno para variável Ra utilizando LN2

Fonte: Autor

Legenda: a) interação entre $f \times a_p$ b) interação entre $v_c \times f$

Como visto na Figura 87, condições mínimas da relação $f \times a_p$ tendem a gerar menores rugosidades, no caso da relação $v_c \times f$, a menor rugosidade Ra seria alcançada com velocidades de corte maiores desde que o avanço seja menor. No entanto, valores menores de rugosidade também podem ser alcançados na condição inversa, ou seja, menores valores de velocidade de corte e maiores avanços. Essa relação deve ser desconsiderada tanto por causa do conflito com a relação de $f \times a_p$, que indica avanços menores quanto com base nos resultados dos autores citados anteriormente no qual a velocidade de corte maior gera menor rugosidade.

Na usinagem a seco, o gráfico de contorno também apresenta a interação entre as variáveis $f \times a_p$ e $v_c \times f$ (Figura 88). Considerando a menor profundidade de corte, menores valores de rugosidade podem ser alcançados em diferentes condições de avanços desde que a velocidade de corte esteja em condições mínimas.

Figura 88 - Gráfico de contorno para variável R_a sem refrigeração

Fonte: Autor

Legenda: a) interação entre $f \times a_p$ b) interação entre $v_c \times f$

A diferença entre a usinagem a seco e a usinagem com o LN2 pode ser dada pelo fato da usinagem a seco indicar maiores faixas de avanço de corte na condição a seco. Isso pode ser explicado, pois o aumento da temperatura na usinagem a seco que tende a diminuir a resistência

de corte do material, permitindo trabalhar com avanços maiores, desde que a velocidade de corte esteja em condições mínimas para que o efeito na temperatura não seja tão elevado.

Em termos gerais, a rugosidade superficial possui relação com o avanço, raio de ponta da ferramenta e velocidade de corte, pois durante o torneamento a superfície usinada apresenta sulcos que se repetem de maneira uniforme e o seu distanciamento está relacionada com o valor do avanço de corte. No entanto, os resultados do experimento mostraram que a profundidade de corte também foi uma variável significativa, dada pelo seu grande raio de ponta e condições mínimas que devem ser consideradas.

4.3 TENSÃO RESIDUAL

As tensões residuais tanto no sentido circunferencial quanto no longitudinal após a usinagem dos corpos de prova foram obtidas por DRX. A Tabela 10 apresenta os resultados das tensões residuais na usinagem com refrigeração por LN2 e usinagem a seco.

Tabela 10 - Resultados das tensões residuais utilizando refrigeração por LN2 e Seco

Corpo de prova	Vc (mm/min)	f (mm/rot.)	ap (mm)	Refrigeração por LN2		Usinagem a Seco	
				Tensão (MPa)	Tensão (MPa)	Tensão (MPa)	Tensão (MPa)
				Circunferencial	Longitudinal	Circunferencial	Longitudinal
17 (C)	275,00	0,20	0,30	994	524	873	471
3	250,00	0,25	0,20	869	367	858	298
2	250,00	0,15	0,40	1335	1035	1114	598
11	275,00	0,12	0,30	761	529	835	416
14	275,00	0,20	0,47	1394	1123	1237	673
19 (C)	275,00	0,20	0,30	952	549	829	387
5	300,00	0,15	0,20	867	707	751	332
16 (C)	275,00	0,20	0,30	991	465	873	451
10	317,04	0,20	0,30	854	684	1085	697
18 (C)	275,00	0,20	0,30	942	480	855	447
8	300,00	0,25	0,40	920	774	973	813
7	300,00	0,25	0,20	859	523	863	531
20 (C)	275,00	0,20	0,30	966	475	825	493
6	300,00	0,15	0,40	870	778	1041	570
4	250,00	0,25	0,40	1192	872	994	530
9	232,96	0,20	0,30	826	950	790	256
1	250,00	0,15	0,20	1051	752	942	403
12	275,00	0,28	0,30	860	791	838	543
15 (C)	275,00	0,20	0,30	980	543	984	469
13	275,00	0,20	0,13	756	384	664	378

Fonte: Autor

Os maiores valores de tensão residual foram de 1394 MPa com o uso de LN2 e 1237 MPa com usinagem a seco, ambos no sentido circunferencial e associados a maior profundidade

de corte ($a_p=0,47$ mm). Inversamente, os menores valores de tensão residual foram de 756 MPa com o uso de LN2 e 664 MPa na usinagem a seco, também no sentido circunferencial e associados a menor profundidade de corte ($a_p=0,13$ mm). A princípio, a influência da profundidade de corte na tensão residual se apresentou como significativa, dado os valores máximos e mínimos encontrados.

Outro fator observado nos valores de tensão residual foi em relação a utilização do LN2, no qual apresentaram maiores tensões trativas em comparação com a usinagem a seco. A figura 89 mostra o comparativo entre usinagem á seco e com o LN2 referente aos dados centrais do experimento ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm).

Figura 89 - Média dos valores de tensão residual no sentido circunferencial e longitudinal com o uso de LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p=0,3$ mm)

Fonte: Autor

Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) citaram que o uso de fluido refrigerante como forma de reduzir a temperatura na zona de corte e como consequência o efeito térmico durante a usinagem no qual tende a gerar maiores tensões trativas. Pawade, Joshi e Brahmanekar (2008) também afirmaram que o aumento da temperatura eleva os valores de tensão residual. No entanto, os resultados deste experimento mostraram o contrário.

Por entender que a temperatura na zona de corte foi reduzida com o uso de LN2, o efeito térmico na deformação plástica causou pouca influência na tensão residual. Assim, pode-se entender que o efeito mecânico tenha sido mais propenso no aumento das tensões residuais com o uso do LN2 (deformações não homogêneas), o que pode estar associado a maior força de penetração mostrada na Figura 77.

Outro fator observado se refere aos resultados obtidos das tensões residuais nos sentidos longitudinal e circunferencial, onde no sentido circunferencial, as tensões residuais foram

maiores quando comparados no sentido longitudinal (Figura 89). De acordo com Zhou et al. (2014), as tensões residuais de tração tendem a ser maiores no sentido circunferencial devido a influência da velocidade e profundidade de corte. No sentido longitudinal, menores tensões residuais de tração (ou até tensões compressivas) são esperadas no sentido do avanço.

A fim de verificar a influência dos parâmetros de corte na tensão residual utilizando LN2, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,84 e R^2 ajustado de 0,70 indicou que a profundidade de corte, velocidade de corte e a interação entre eles foram as variáveis mais significativas no sentido circunferencial. No sentido longitudinal, com 95% de confiança, R^2 de 0,85 e R^2 ajustado de 0,71 foram a profundidade de corte e a velocidade de corte. A Figura 90 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para tensão residual com uso de LN2.

Figura 90 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual utilizando LN2

Fonte: Autor

Legenda: a) sentido circunferencial b) sentido longitudinal

Na usinagem a seco, a mesma análise de variância foi realizada a fim de verificar quais variáveis independentes são mais significativas na tensão residual. Considerando 95% de confiança, R^2 de 0,79 e R^2 ajustado de 0,61 indicou a profundidade de corte como variável mais significativa no sentido circunferencial. No sentido longitudinal, com 95% de confiança, R^2 de 0,88 e R^2 ajustado de 0,77, a profundidade de corte, velocidade de corte e interação entre velocidade de corte e avanço foram as variáveis mais significativas. A Figura 91 apresenta o gráfico de Pareto das variáveis mais significativas para tensão residual com usinagem a seco.

Figura 91 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual na usinagem á seco

Fonte: Autor

Legenda: a) sentido circunferencial b) sentido longitudinal

Em ambas as abordagens na usinagem seja pelo uso de LN2 quanto na usinagem á seco a profundidade de corte foi a mais significativa, onde essa condição já pode ser antecipada verificando os valores na Tabela 18. A segunda variável mais significativa foi a velocidade de corte, pois o aumento da velocidade de corte está associado ao aumento de temperatura na zona de corte dado pela baixa condutividade térmica do Inconel 718. O gráfico de contorno mostra a relação entre a velocidade de corte e profundidade de corte utilizando LN2 e usinagem á seco no sentido circunferencial (Figura 92).

Figura 92 - Gráfico de contorno para a variável tensão residual no sentido circunferencial

Fonte: Autor

Legenda: a) utilizando LN2 b) usinagem á seco

O gráfico de contorno indica a utilização de menores profundidades de corte a fim de obter menores tensões residuais de tração seja pelo uso de LN2 ou usinagem a seco. No entanto,

a principal diferença entre as duas condições de corte (LN2 e a seco) estão nos valores da velocidade de corte, onde na usinagem á seco indicou a utilização de menores valores de v_c , e com o uso de LN2, maiores v_c poderiam ser utilizadas para menores tensões trativas, dado pelo efeito do LN2 na redução da temperatura na zona de corte. No sentido longitudinal, o comportamento da usinagem á seco foi semelhante no sentido circunferencial, já com o uso de LN2, velocidades de corte intermediárias com menor profundidade de corte seriam indicadas para menores tensões trativas (Figura 93).

Figura 93 - Gráfico de contorno para a variável tensão residual no sentido longitudinal

Fonte: Autor

Legenda: a) utilizando LN2 b) usinagem á seco

Pawade, Joshi e Brahmanekar (2008) citaram que a velocidade de corte, assim como a profundidade de corte e o avanço foram significativos na tensão residual, onde velocidades de corte maiores, com menor avanço e maior profundidade de corte geraram tensões residuais

compressivas dado pela maior dissipação de calor devido a maior remoção de material. No entanto os dados obtidos neste experimento indicam velocidades de corte e profundidade menores na usinagem a seco. A indicativa de maior velocidade de corte é dada somente com o uso do LN2 pois tem efeito na temperatura na zona de corte. Embora Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) descreveram que tensões residuais de compressão podem ser alcançadas pelo efeito mecânico, os resultados indicaram o contrário, onde o uso de LN2 apresentou maiores tensões trativas quando comparado com a usinagem á seco o que pode estar associado as maiores forças de usinagem, vistos anteriormente com o uso de LN2.

A fim de observar o comportamento das tensões residuais na subsuperfície, o método do furo cego foi realizado, verificando o efeito do LN2 e usinagem á seco no sentido circunferencial e longitudinal, utilizando os parâmetros de corte no ponto central (Figura 94).

Figura 94 - Tensões residuais obtidos pelo método do furo cego, utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,20$ mm/rot. e $a_p=0,30$ mm)

Fonte: Autor

Legenda: a) corpo de prova nº15 b) corpo de prova nº 19

Embora o uso do LN2 tenha resultado em tensões trativas na superfície usinada maiores quando comparado com a usinagem a seco, na subsuperfície demonstrou valores de tensão compressivas menores. Pusavec et al. (2011) e He, Zhang e Ding (2016), já haviam afirmado que o uso de LN2 resulta em maiores tensões compressivas na subsuperfície quando comparados com processo de usinagem a seco, o que pode ser bom sob o ponto de vista em fadiga.

Como visto anteriormente, tensões residuais têm grande influência na vida em fadiga de um componente usinado. Enquanto que as tensões trativas tendem a diminuir a resistência mecânica quanto a nucleação e consequentemente a falhas catastróficas, as tensões compressivas tendem a aumentar sua resistência.

Sob condições de LN2, a escolha da menor profundidade de corte nas condições centrais de velocidade de corte e avanço de corte, apresentaram menores valores de tensão de tração. Contudo, o uso de usinagem a seco apresentou valor na tensão residual de tração na superfície de 92 MPa menor quando comparado com o uso de LN2.

4.4 MEDIÇÃO DE MICRO-DUREZA

A medição da micro-dureza foi realizada em 8 pontos afastados a partir da superfície usinada com três repetições, conforme descrito no item 3.2.3.4 (Figura 95).

Figura 95 - Micro endentação em um dos corpos de prova analisados

Fonte: Autor

Para a medição da micro-dureza, foram escolhidos os corpos de prova referentes aos parâmetros centrais deste experimento. Os resultados do perfil da micro-dureza são mostrados na Figura 96.

Figura 96 - Média de medição da micro-dureza utilizando LN2 e usinagem á seco ($v_c=275$ m/min, $f=0,2$ mm/rot. e $a_p= 0,3$ mm)

Fonte: Autor

O comportamento do perfil com o uso de LN2 apresentou maiores valores de micro-dureza na subsuperfície quando comparado com a usinagem á seco até 0,3 mm abaixo da superfície. Essa pequena diferença pode estar associada ao amolecimento ocorrido na subsuperfície, gerada pelo aumento na temperatura de corte com a usinagem a seco.

Devillez et al. (2011) e Zhuang et al. (2015) apresentaram em seus trabalhos que o efeito da refrigeração tende a reduzir a deformação plástica causado pelo efeito térmico e consequentemente, tem menor impacto na alteração da micro-dureza. No entanto, o resultado encontrado no experimento, demonstrou que a aplicação do LN2 provocou uma maior alteração na micro-dureza, o que pode estar associada com a deformação plástica causada pelo efeito mecânico da usinagem no Inconel 718.

4.5 CAMADA BRANCA

Os corpos de prova usinados com parâmetros centrais do experimento foram analisados a fim de verificar a presença de camada branca, pois o efeito dos parâmetros de corte e em especial altas velocidades de corte poderiam gerar camadas altamente endurecidas dada pela deformação plástica na subsuperfície o qual caracteriza a camada branca, pois segundo Bushlya et al. (2011) e Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014), altas velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 tendem a apresentar tal característica.

Os resultados encontrados na medição de micro-dureza poderiam ajudar a revelar se ocorreram deformação plástica severa a ponto de gerar camadas altamente endurecidas. Como

visto no item 4.4, os valores de micro-dureza abaixo da subsuperfície foram muito próximos em relação ao núcleo do material, o qual indica que não há região altamente endurecida, nos corpos de prova analisados, seja com o uso de LN2 ou usinagem a seco. As Figuras 97 e 98 mostram a região observada através de microscópio óptico com os parâmetros de usinagem no ponto central do experimento.

Figura 97 - Micrografia da superfície do corpo de prova 18 com ampliação de 500X.

Fonte: Autor

Legenda: a) usinagem com LN2 b) usinagem à seco.

Figura 98 - Micrografia da superfície do corpo de prova com ampliação de 500X.

Fonte: Autor

Legenda: a) usinagem com LN2 b) usinagem à seco.

Mesmo utilizando altas velocidades de corte no experimento, não foi evidenciado o fenômeno da camada branca logo abaixo da superfície usinada nas amostras analisadas como descrito por Bushlya et al. (2011), porém a verificação de camada branca por microscópio ótico não é conclusivo, sendo necessário avaliar com mais profundidade através do MEV.

5 CONCLUSÕES

A realização destes experimentos permitiu avaliar a influência dos parâmetros de corte em altas velocidades de corte, na integridade superficial da liga de Inconel 718 utilizando nitrogênio líquido como fluido refrigerante e também em condições de usinagem á seco para fins de comparação. Diante disso, as principais conclusões deste trabalho foram:

- a) As variáveis mais significativas para todas as forças aplicadas durante a usinagem tanto com o uso do LN2 quanto á seco foram o avanço de corte e a profundidade de corte. Dentre as demais componentes da força durante a usinagem, a força de penetração foi a maior, sendo influenciada pela maior área de contato da geometria redonda da ferramenta de corte;
- b) As componentes das forças durante a usinagem do Inconel 718 foram ligeiramente maiores quando utilizado o LN2 em comparação com a usinagem á seco ($F_p = 267\text{ N}$ e 203 N respectivamente), o que pode estar associado ao endurecimento da superfície causado pelo processo de refrigeração criogênica;
- c) A geometria redonda da ferramenta dado pelo seu grande raio de ponta exige maior rigidez da máquina assim como na fixação da peça, sendo assim, um dos principais fatores a serem considerados para evitar vibrações durante a usinagem;
- d) Quanto a rugosidade superficial, todas as variáveis independentes foram significativas seja com LN2 ou usinagem a seco. No entanto, a variável mais significativa com o uso de LN2 foi o avanço de corte e na usinagem á seco foi a profundidade de corte;
- e) A rugosidade média R_a nos pontos centrais do experimento foi bem parecida entre LN2 e usinagem á seco ($R_a = 0,52\text{ }\mu\text{m}$ e $0,46\text{ }\mu\text{m}$ respectivamente), no entanto a rugosidade dos corpos de prova com o uso de LN2 apresentaram maior variação, o que pode ser associada a pequenas vibrações durante a usinagem, causado pela maior força na usinagem;
- f) A rugosidade superficial pode ser ainda menor ($R_a < 0,3\text{ }\mu\text{m}$) se considerado menor avanço e profundidade de corte em maiores velocidades de corte, tanto com LN2 quanto na usinagem a seco, embora o maior raio de ponta da ferramenta tenha maior influência do que o avanço;
- g) Quanto as tensões residuais após a usinagem, as principais variáveis com o uso de LN2 foram a profundidade de corte e a velocidade de corte. A fim de obter menores

tensões residuais, os parâmetros de corte referente as variáveis mais significativas deverão ser as menores possíveis;

- h) A média das tensões residuais medidas por DRX no ponto central foi de tração tanto com o uso de LN2 quanto na usinagem a seco. O uso de LN2 apresentou valores de tensões residuais de tração um pouco maiores quando comparados com a usinagem a seco;
- i) Tensões residuais de tração tendem a ser maiores no sentido circunferencial do que no sentido longitudinal, afetado pela velocidade e profundidade de corte;
- j) A medição da tensão residual pelo método do furo cego mostrou que as tensões residuais de compressão na subsuperfície foram maiores com o uso do LN2;
- k) Ocorreu uma pequena diferença no valor médio de micro-dureza encontrado próximo a superfície entre usinagem á seco e com o uso de LN2. A usinagem a seco apresentou menor alteração quando comparado ao uso de LN2, o que pode estar associado ao amolecimento do material durante a usinagem;
- l) Não foi possível afirmar a ausência de camada branca nos corpos de prova analisados através do microscópio ótico e medição da micro-dureza, seja com o uso do LN2 ou usinagem a seco.

Este trabalho demonstrou que o uso de nitrogênio líquido como fluido refrigerante, tende a apresentar tensões trativas maiores quando comparado com a usinagem á seco em altas velocidades de corte. No entanto, maiores tensões compressivas foram encontradas na subsuperfície utilizando LN2 o que poderia favorecer o aumento da vida em fadiga. Os menores parâmetros de corte são indicados na usinagem do Inconel 718 sob condição criogênica e á seco a fim de obter menores valores de rugosidades, menores esforços de corte e menores tensões residuais de tração.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A fim de continuar os trabalhos nesta linha de pesquisa, segue algumas sugestões de trabalhos futuros:

- a) Avaliar a influência do desgaste e a vida da ferramenta de cerâmica reforçada na usinagem do Inconel 718 utilizando LN2 sob o aspecto da integridade superficial em altas velocidades de corte;
- b) Empregar diferentes tipos de pressão de refrigeração do LN2 na usinagem do Inconel 718 sob o aspecto da integridade superficial em altas velocidades de corte;
- c) Comparar a influência de ferramentas negativas e positivas com o uso do LN2 sob a integridade superficial;
- d) Empregar diferentes tipos de pressão de refrigeração do LN2 na usinagem do Inconel 718 sob o aspecto de vida da ferramenta.

REFERÊNCIAS

- ALTIN, A.; NALBANT, M.; TASKESSEN, A. The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools. **Materials and Design** **28**, p. 2518–2522, 2007.
- AMINI, S.; FATEMI, M. H.; ATEFIHIGH, R. Speed Turning of Inconel 718 Using Ceramic and Carbide Cutting Tools. **Arabian Journal Science and Engineering**, n. 39 p. 2323–2330, 2014.
- AMORIM, H. J. **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem em torneamento com ferramenta de metal duro**. Dissertação (Mestrado em) - Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2002.
- ARAMCHAROEN, A.; CHUAN, S. K. An experimental investigation on cryogenic milling of Inconel 718 and its sustainability assessment. **Procedia CIRP** **14**, p. 529 – 534, 2014.
- ARUNACHALAM, R.; MANNAN, M. Machinability of nickel-based high temperature alloys. **Machining Science and Technology**, n.4, p. 127-168, 2000.
- ARUNACHALAM, R. M.; MANNAN, M.A.; SPOWAGE, A.C. Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 44, p. 879–887, 2004.
- ASM HANDBOOK. **Machining**, Volume 16 of the 9th Edition Metals Handbook, 1989.
- ASM INTERNATIONAL. **Metals Handbook**. 10th ed. Ohio, v.1, p. 950–980, 1990.
- ASM INTERNATIONAL. **Elements of Metallurgy and Engineering Alloys**, 2008.
- ASTM INTERNATIONAL B637-06. **Standard Specification for Precipitation-Hardening Nickel Alloy Bars, Forgings, and Forging Stock for High-Temperature Service**, 2016.
- ATKINSON, A. C.; DONEV, A. N. **Optimum experimental designs**. Oxford Statistical Science Series 8: Clarendon Press, 1992.
- BETTERIDGE, W.; HESLOP, P.J. **The nimonic alloys**. London: Edwards Arnold Publishers, 1974, p. 25-27, 167.
- BHATT, A. et al. Wear mechanisms of wc coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718. **Tribology International**, n.43, p. 1113–1121, 2010.
- BORDINASSI, E. C. **Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável super-duplex após usinagem**. Tese (Doutorado em) - USP, São Paulo, 2006.
- BOWMAN, R. Superalloys: a primer and history. **9th INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SUPERALLOYS**. Sept. 17-21, 2000, Champion, Pennsylvania, 2000. Disponível em <<http://www.tms.org/Meetings/Specialty/Superalloys2000/SuperalloysHistory.html>>. Acesso em: 10 dez. 2016.

BRADLEY, E. F. **Superalloys: a technical guide**. Metals Park, OH: ASM International, 1988.

BUSHLYA, V. et al. Characterization of white layer generated when turning aged Inconel 718. **Procedia Engineering**, n.19, p. 60 – 66, 2001.

BUSHLYA, V.; ZHOU, J.M.; STAHL, J. E. Effect of cutting conditions on machinability of superalloy Inconel 718 during high speed turning with coated and uncoated PCBN tools. **Procedia CIRP**, n. 3, p. 370–375, 2012.

CAMPBELL, F.C. Superalloys: Chapter 6. **Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials**, p. 211-272, 2006.

CANTERO, J.L. et al. **Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718**. *Wear* 297, p. 885–894, 2013.

CHOUDHURY, I.A.; EL-BADARIE, M.A. Machinability of nickel-base super alloys: a general review. **Journal of Materials Processing Technology**, n.77, p.278–284, 1998.

COELHO, R.T. et al. Some effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning Inconel 718 at high cutting speeds. **Journal of Materials Processing Technology**, n.148, p.147–153, 2004.

COSTES, J.P. et al. Tool-life and wear mechanisms of CBN tools in machining of Inconel 718. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n.47, p.1081–1087, 2007.

DEGARMO, E.P.; BLACK, T.; KOHSER, A. **Materials and Processes in Manufacturing**. 8th ed. Local: Prentice-Hall, 1997.

DELIJAICOV, S. **Modelagem das tensões residuais no processo de torneamento duro de um aço DIN 100CrMn6 e suas correlações com os esforços de corte**. Tese (Doutorado em) – USP, São Paulo, 2004.

DEVILLEZ, A. et al. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 211, p.1590– 1598, 2011.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 9 ed. São Paulo: Art liber, 2014.

DONACHIE, M.J.; DONACHIE, S. J. **Superalloys: a technical guide**. 2nd ed. Local: ASM International, 2012.

DOWLING, N. E. **Mechanical behavior of materials**. 3rd ed. New Jersey: Pearson Prentice Hall, 2007.

DUDZINSKI, D. et al. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n.44, p. 439-456, 2004.

EL-BARADIE, M.A. Cutting fluids: Part 1 characterization. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 56, Issues 1–4, p. 786-797, 1996.

EZUGWU, E.O. WANG, Z.M.; MACHADO, A.R. The machinability of nickel-based alloys: a review. **Journal of Materials Processing Technology**, n.86, p. 1–16, 1999.

EZUGWU, E.O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, n. 45, p. 1353–1367, 2005.

EZUGWU, E.O. et al. Machining of nickel-base, Inconel 718, alloy with ceramic tools under finishing conditions with various coolant supply pressures. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 162–163, p. 609-614, may 2005.

FARIAS, A. **Análise da tensão residual e integridade superficial no processo de torneamento em material endurecido do aço ABNT 8620 cementado**. Dissertação (Mestrado em) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 191p, São Paulo, 2009.

FERNÁNDEZ, D. et al. Comparison of machining Inconel 718 with conventional and sustainable coolant. **Modern Machinery Science Journal**, p-506-510, 2014.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo, Edgard Blucher; 1977.

FEYZI, T.; SAFAVI, S.M. Improving machinability of Inconel 718 with a new hybrid machining technique. **International Journal Advanced Manufacturing Technology**, n.66, p. 1025-1030, 2013.

HADIA, M. A. et al. Comparison between up-milling and down-milling operations on tool wear in milling Inconel 718. **Procedia Engineering**, n.68, p. 647-653, 2013.

HE, Z.H.; ZHANG, X.M; DING, H. Comparison of residual stresses in cryogenic and dry machining of Inconel 718. **Procedia CIRP**, n.46, p. 19-22, 2016.

HONG, S.Y.; ZHAO, Z. Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining. **Clean products and processes**, v.1, p.107-116, 1999.

ITURBE, A. et al. Surface integrity analysis when machining Inconel 718 with conventional and cryogenic cooling. **Procedia CIRP**, n.45, p. 67-70, 2016.

KAMATA, Y.; OBIKAWA, T. High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 192-193, p. 281-286, 2007.

KAYNAK, Y. Evaluation of machining performance in cryogenic machining of Inconel 718 and comparison with dry and MQL machining. **International Journal Advanced Manufacturing Technology**, n. 72, p 919-933, 2014.

KENNAMETAL. **Usinagem de superligas**. Disponível em <http://www.kennametal.com/pt/industry-solutions/aerospace/machining-super-alloys.html>. Acesso em: 15 fev. 2016.

LI, L. et al. High-speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts. **Journal of material processing technology**, n.129, p.127-130, 2002.

LÓPEZ DE LACALLE, L.N. et al. Machining of Hard Materials. **Advanced Cutting Tools – Chapter 2**, v.211, p. 33-86, 2011.

LOUREIRO, D. **Influência da geometria da ferramenta e das condições de usinagem nas características de superfícies torneadas da liga de níquel 625**. Dissertação (Mestrado em) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, 2015.

MACHADO, A.R. et al. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3º edição, São Paulo: ed. Blucher, 2015.

MADARIAGA, A. et al. Analysis of residual stress and work-hardened profiles on Inconel 718 when face turning with large-nose radius tools. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, DOI 10.1007, 2014.

MARTINS, C.O.D. et al. Comparação entre técnicas de análise de tensões residuais em anéis de rolamento do aço ABNT 52100. **Revista Matéria**, v.9, p 20-28, 2004.

M'SAOUBI, R. et al. A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. **Int. Journal Sustainable Manufacturing**, v. 1, n.1/2, 2008.

OLGUN, U.; BUDAK, E. Machining of Difficult-to-Cut-Alloys Using Rotary Turning Tools. **Procedia CIRP**, v.8, p.81-87, 2013.

PANDE, P.P.; SAMBHE, R.U. Machinability assessment in turning of Inconel 718 nickel-based super alloys: A review. **International Journal of Mechanical Engineering and Technology**, v. 5, Issue 10, p. 94-105, 2014.

PAWADE, R.S. et al. An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 192–193, p. 139–146, 2007.

PAWADE, R.S.; JOSHI, S.S.; BRAHMANKAR, P.K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.48, p. 15–28, 2008.

PENG, R.L. et al. Surface Integrity and the Influence of Tool Wear in High Speed Machining of Inconel 718. **13th INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE**, 13,2013, Beijing, 2013, p. 16–21.

PUSAVEC, F.; HAMBI, H.; KOPAC, J.; JAWAHIR, I.S. Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, v.211, p. 773–783, 2011.

PUSAVEC, F. et al. Sustainable machining of high temperature nickel alloy e Inconel 718: part 2 - chip breakability and optimization. **Journal of Cleaner Production**, n.87, p.941- 952, 2015.

REED, R. C. **The Superalloys Fundamentals and Applications**. 2006, p.18-20.

SANDVIK. **Desgaste de ferramentas**. Disponível em: <
http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/general_turning/troubleshooting/tool-wear>. Acesso em 15 fev. 2016.

SANTOS, I.A. **Caracterização de uma superliga de níquel sob temperaturas elevadas**. Dissertação (Mestrado em ciências) - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares – IPEN, 1993.

SHARMA, S. V.; DOGRA, M.; SURI, N.M. Cooling techniques for improves productivity in turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.49, p.435-453, 2009.

SHAW, M. Heat-Affected zones in grinding steel. **Annals of the CIRP**, v. 43, n.1, p. 279-282, 1994.

SILVA, W. S. **Avaliação do comportamento mecânico e tribológico de ligas Ni-Cr-Al-C**. Tese (Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) - Escola Politécnica na Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.

SIMS, C.T.; HAGEL, W.C. **The superalloys**. New York: John Willey & Sons, 1972.

SIMS, C. T. A history of superalloy metallurgy for superalloy metallurgists superalloys. FIFTH INTERNATIONAL SYMPOSIUM, 1984. Local: **Anais...TMS**.

SIMS, C.T.; STOLOFF, N.S.; HAGEL, W.C. **Superalloys II**. New York: Wiley, 1987.

SPECIAL METALS. **High performance nickel alloys**. Disponível em:
<http://www.specialmetals.com/assets/smc/documents/alloys/inconel/inconel-alloy-718.pdf>. Acesso em: 04 mar. 2016.

THAKUR, A.; GANGOPADHYAY, S.; MAITY, K.P. Effect of cutting speed and tool coating on machined surface integrity of Ni-based super alloy. **Procedia CIRP**, n.14, p.541-545, 2014.

THAKUR, D.G.; RAMAMOORTHY, B.; VIJAYARAGHAVAN, L. Study on the machinability characteristics of super alloy Inconel 718 during high speed turning. **Materials and Design**, n.30, p. 1718–1725, 2009.

THEREZANI, D.F. **Avaliação de diferentes ferramentas no torneamento da liga Inconel 713C**. Dissertação (Mestrado em) - Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, 2012.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting** (2000), cap. 9, p. 251-310, 2000. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780750670692500115>>. Acesso em: 01 abr. 2016.

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloy: a review. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.51, p. 250-280, 2011.

VIGNEAU, J. Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e superligas. **Máquinas e Metais**, p. 16-32, 1997.

VILLARES METALS. **Resistentes à alta Temperatura**. Disponível em: <http://www.villaresmetals.com.br/pt/Produtos/Ligas-Especiais/Resistentes-a-alta-Temperatura>>. Acesso em 04 mar. 2016.

WANG, Z.Y.; RAJURKAR, K.P. **Cryogenic machining of hard-to-cut materials**. *Wear* 239, p.168–175, 2000.

WANG, Z.Y. et al. Hybrid machining of Inconel 718. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n.43 p. 1391–1396, 2003.

XAVIER, S. E. D. **Análise de efeitos da criogenia na usinagem de anéis de rolamento**. Dissertação (Mestrado Profissional em Engenharia Automotiva) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

XUE, C.; CHEN, W. **Adhering layer formation and its effect on the wear of coated carbide tools during turning of a nickel-based alloy**. *Wear* 270, p. 895–902, 2011.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n.48, p. 947–964, 2008.

ZHOU, J.M. et al. Study of surface quality in high speed turning of Inconel 718 with uncoated and coated CBN tools. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, n.58, p. 141–151, 2011.

ZHOU, J.M.; BUSHLYA, V.; STAHL, J.E. An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 212, p. 372– 384, 2012.

ZHOU, J.M. et al. Analysis of subsurface microstructure and residual stresses in machined Inconel 718 with PCBN and AL₂O₃-SiCw tools. **Procedia CIRP**, v.13, p. 150 – 155, 2014.

ZHU, D.; ZHANG, X.; DING, H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n.64, p. 60–77, 2013.

ZHUANG, K. et al. Employing preheating- and cooling-assisted technologies in machining of Inconel 718 with ceramic cutting tools: towards reducing tool wear and improving surface integrity, **International Journal Advanced Manufacturing Technology**, n.80, p. 1815–1822, 2015.

APÊNDICE A – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: FORÇAS DE USINAGEM

Tabela 11 - Análise de variância para a força de avanço utilizando LN2

Effect Estimates; Var.:LN2_Ff; R-sqr=.85622; Adj.:72682 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=107,8997 DV: LN2_Ff										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	52,3579	4,236522	12,35871	0,000000	42,9184	61,79751	52,35795	4,236522	42,9184	61,79751
(1)Vc (L)	8,2313	5,621665	1,46421	0,173852	-4,2945	20,75715	4,11565	2,810832	-2,1473	10,37858
Vc (Q)	-1,9815	5,472556	-0,36208	0,724828	-14,1751	10,21213	-0,99074	2,736278	-7,0876	5,10606
(2)f (L)	12,8279	5,621515	2,28192	0,045636	0,3023	25,35337	6,41393	2,810758	0,1512	12,67669
f (Q)	-8,6384	5,471987	-1,57867	0,145493	-20,8308	3,55391	-4,31922	2,735994	-10,4154	1,77695
(3)ap (L)	38,0005	5,621668	6,75965	0,000050	25,4746	50,52636	19,00025	2,810834	12,7373	25,26318
ap (Q)	4,9864	5,472567	0,91116	0,383651	-7,2073	17,18001	2,49318	2,736283	-3,6036	8,59000
1L by 2L	4,1606	7,345058	0,56645	0,583578	-12,2052	20,52639	2,08029	3,672529	-6,1026	10,26320
1L by 3L	-10,9124	7,345058	-1,48568	0,168193	-27,2782	5,45340	-5,45620	3,672529	-13,6391	2,72670
2L by 3L	-3,6131	7,345058	-0,49191	0,633399	-19,9789	12,75267	-1,80657	3,672529	-9,9895	6,37633

Fonte: Autor

Tabela 12 - Análise de variância para a força de avanço com usinagem a seco

Effect Estimates; Var.:SECO_Ff; R-sqr=.96102; Adj.:92593 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=15,85361 DV: SECO_Ff										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	44,73157	1,623915	27,54551	0,000000	41,11326	48,34988	44,73157	1,623915	41,11326	48,34988
(1)Vc (L)	-1,92654	2,154859	-0,89405	0,392307	-6,72787	2,87478	-0,96327	1,077429	-3,36393	1,43739
Vc (Q)	1,77983	2,097704	0,84847	0,416025	-2,89414	6,45381	0,88992	1,048852	-1,44707	3,22690
(2)f (L)	11,86972	2,154802	5,50850	0,000259	7,06853	16,67092	5,93486	1,077401	3,53426	8,33546
f (Q)	-1,96162	2,097485	-0,93522	0,371707	-6,63511	2,71187	-0,98081	1,048743	-3,31755	1,35593
(3)ap (L)	31,09666	2,154860	14,43094	0,000000	26,29533	35,89798	15,54833	1,077430	13,14766	17,94899
ap (Q)	-1,70410	2,097708	-0,81236	0,435496	-6,37808	2,96989	-0,85205	1,048854	-3,18904	1,48494
1L by 2L	-1,73358	2,815458	-0,61574	0,551825	-8,00681	4,53966	-0,86679	1,407729	-4,00340	2,26983
1L by 3L	-2,28102	2,815458	-0,81018	0,436693	-8,55425	3,99221	-1,14051	1,407729	-4,27713	1,99610
2L by 3L	5,38321	2,815458	1,91202	0,084921	-0,89002	11,65644	2,69161	1,407729	-0,44501	5,82822

Fonte: Autor

Tabela 13 - Análise de variância para a força de corte utilizando LN2

Effect Estimates; Var.:LN2_Fc; R-sqr=.80587; Adj.:63115 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=1746,15 DV: LN2_Fc										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	213,9951	17,04276	12,55636	0,000000	176,021	251,9687	213,9951	17,04276	176,0214	251,9687
(1)Vc (L)	37,7383	22,61494	1,66873	0,126130	-12,651	88,1276	18,8692	11,30747	-6,3254	44,0638
Vc (Q)	-0,2458	22,01511	-0,01117	0,991311	-49,299	48,8069	-0,1229	11,00755	-24,6493	24,4035
(2)f (L)	60,7716	22,61434	2,68730	0,022805	10,384	111,1595	30,3858	11,30717	5,1919	55,5798
f (Q)	-21,1249	22,01282	-0,95966	0,359853	-70,172	27,9227	-10,5624	11,00641	-35,0862	13,9614
(3)ap (L)	115,0211	22,61496	5,08606	0,000474	64,632	165,4104	57,5106	11,30748	32,3159	82,7052
ap (Q)	-6,4565	22,01515	-0,29327	0,775309	-55,509	42,5963	-3,2282	11,00757	-27,7546	21,2982
1L by 2L	34,7644	29,54784	1,17655	0,266624	-31,072	100,6011	17,3822	14,77392	-15,5361	50,3006
1L by 3L	-53,4332	29,54784	-1,80836	0,100671	-119,270	12,4035	-26,7166	14,77392	-59,6350	6,2017
2L by 3L	3,1084	29,54784	0,10520	0,918298	-62,728	68,9451	1,5542	14,77392	-31,3641	34,4726

Fonte: Autor

Tabela 14 - Análise de variância para a força de corte com usinagem a seco

Effect Estimates; Var.:SECO_Fc; R-sqr=.96749; Adj.:93823 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=172,2041 DV: SECO_Fc										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	183,9703	5,352060	34,37373	0,000000	172,0451	195,8954	183,9703	5,352060	172,0451	195,8954
(1)Vc (L)	-2,8600	7,101932	-0,40271	0,695636	-18,6841	12,9641	-1,4300	3,550966	-9,3421	6,4820
Vc (Q)	3,9065	6,913561	0,56505	0,584490	-11,4978	19,3109	1,9533	3,456780	-5,7489	9,6555
(2)f (L)	64,6566	7,101743	9,10433	0,000004	48,8329	80,4803	32,3283	3,550871	24,4165	40,2401
f (Q)	-7,2182	6,912841	-1,04418	0,320989	-22,6210	8,1846	-3,6091	3,456421	-11,3105	4,0923
(3)ap (L)	100,6010	7,101935	14,16529	0,000000	84,7769	116,4251	50,3005	3,550968	42,3884	58,2125
ap (Q)	-11,1026	6,913574	-1,60591	0,139375	-26,5070	4,3018	-5,5513	3,456787	-13,2535	2,1509
1L by 2L	-8,1427	9,279119	-0,87753	0,400789	-28,8179	12,5324	-4,0714	4,639560	-14,4089	6,2662
1L by 3L	-2,1043	9,279119	-0,22678	0,825165	-22,7795	18,5709	-1,0521	4,639560	-11,3897	9,2854
2L by 3L	27,9048	9,279119	3,00727	0,013179	7,2297	48,5800	13,9524	4,639560	3,6148	24,2900

Fonte: Autor

Tabela 15 - Análise de variância para a força de penetração utilizando LN2

Effect Estimates; Var.:LN2_Fp; R-sqr=.8236; Adj.:.66484 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=1756,999 DV: LN2_Fp										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	266,2784	17,09563	15,57582	0,000000	228,1869	304,3698	266,2784	17,09563	228,1869	304,3698
(1)Vc (L)	17,6913	22,68509	0,77986	0,453533	-32,8542	68,2368	8,8456	11,34255	-16,4271	34,1184
Vc (Q)	-18,8053	22,08339	-0,85156	0,414386	-68,0102	30,3996	-9,4026	11,04170	-34,0051	15,1998
(2)f (L)	32,5539	22,68449	1,43507	0,181795	-17,9903	83,0981	16,2769	11,34224	-8,9952	41,5490
f (Q)	-29,6258	22,08110	-1,34168	0,209370	-78,8256	19,5739	-14,8129	11,04055	-39,4128	9,7870
(3)ap (L)	144,2992	22,68510	6,36097	0,000082	93,7537	194,8448	72,1496	11,34255	46,8768	97,4224
ap (Q)	6,2817	22,08344	0,28445	0,781867	-42,9233	55,4866	3,1408	11,04172	-21,4616	27,7433
1L by 2L	13,1739	29,63950	0,44447	0,666166	-52,8670	79,2148	6,5870	14,81975	-26,4335	39,6074
1L by 3L	-25,4348	29,63950	-0,85814	0,410912	-91,4757	40,6061	-12,7174	14,81975	-45,7378	20,3031
2L by 3L	7,6957	29,63950	0,25964	0,800407	-58,3453	73,7366	3,8478	14,81975	-29,1726	36,8683

Fonte: Autor

Tabela 16 - Análise de variância para a força de penetração com usinagem a seco

Effect Estimates; Var.:SECO_Fp; R-sqr=.93691; Adj.:.88014 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=265,4514 DV: SECO_Fp										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	202,9407	6,64495	30,54059	0,000000	188,1348	217,7466	202,9407	6,644950	188,1348	217,7466
(1)Vc (L)	-4,7974	8,81754	-0,54408	0,598309	-24,4441	14,8493	-2,3987	4,408768	-12,2221	7,4246
Vc (Q)	5,6445	8,58366	0,65759	0,525647	-13,4810	24,7701	2,8223	4,291830	-6,7405	12,3851
(2)f (L)	52,9824	8,81730	6,00891	0,000131	33,3362	72,6285	26,4912	4,408651	16,6681	36,3143
f (Q)	-8,6179	8,58277	-1,00409	0,339010	-27,7415	10,5057	-4,3090	4,291383	-13,8708	5,2528
(3)ap (L)	90,6088	8,81754	10,27598	0,000001	70,9621	110,2555	45,3044	4,408770	35,4811	55,1278
ap (Q)	-10,8342	8,58368	-1,26218	0,235525	-29,9598	8,2915	-5,4171	4,291838	-14,9799	4,1457
1L by 2L	-5,0435	11,52066	-0,43778	0,670852	-30,7131	20,6262	-2,5217	5,760332	-15,3566	10,3131
1L by 3L	-7,1304	11,52066	-0,61893	0,549804	-32,8001	18,5392	-3,5652	5,760332	-16,4000	9,2696
2L by 3L	19,3043	11,52066	1,67563	0,124748	-6,3653	44,9740	9,6522	5,760332	-3,1826	22,4870

Fonte: Autor

APÊNDICE B – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: RUGOSIDADE RA

Tabela 17 - Análise de variância para rugosidade utilizando LN2

Effect Estimates; Var.:LN2_Ra; R-sqr=.87272; Adj.:.75816 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=.006319 DV: LN2_Ra										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	0,532194	0,032421	16,41516	0,000000	0,459956	0,604433	0,532194	0,032421	0,459956	0,604433
(1)Vc (L)	0,073667	0,043021	1,71235	0,117611	-0,022190	0,169524	0,036834	0,021511	-0,011095	0,084762
Vc (Q)	-0,144177	0,041880	-3,44262	0,006304	-0,237491	-0,050862	-0,072088	0,020940	-0,118745	-0,025431
(2)f (L)	0,229802	0,043020	5,34176	0,000327	0,133947	0,325656	0,114901	0,021510	0,066974	0,162828
f (Q)	-0,010995	0,041876	-0,26256	0,798216	-0,104300	0,082310	-0,005498	0,020938	-0,052150	0,041155
(3)ap (L)	0,166526	0,043021	3,87081	0,003105	0,070669	0,262383	0,083263	0,021511	0,035335	0,131191
ap (Q)	-0,055788	0,041880	-1,33210	0,212388	-0,149103	0,037526	-0,027894	0,020940	-0,074551	0,018763
1L by 2L	0,165833	0,056210	2,95027	0,014528	0,040590	0,291076	0,082917	0,028105	0,020295	0,145538
1L by 3L	-0,030833	0,056210	-0,54854	0,595354	-0,156076	0,094410	-0,015417	0,028105	-0,078038	0,047205
2L by 3L	-0,027500	0,056210	-0,48924	0,635225	-0,152743	0,097743	-0,013750	0,028105	-0,076371	0,048871

Fonte: Autor

Tabela 18 - Análise de variância para rugosidade com usinagem a seco

Effect Estimates; Var.:SECO_Ra; R-sqr=.86791; Adj.:.74903 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=.0030848 DV: SECO_Ra										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	0,458745	0,022652	20,25142	0,000000	0,408272	0,509218	0,458745	0,022652	0,408272	0,509218
(1)Vc (L)	0,033216	0,030059	1,10505	0,295016	-0,033759	0,100192	0,016608	0,015029	-0,016879	0,050096
Vc (Q)	-0,130282	0,029262	-4,45234	0,001231	-0,195481	-0,065083	-0,065141	0,014631	-0,097740	-0,032542
(2)f (L)	0,099687	0,030058	3,31650	0,007793	0,032714	0,166661	0,049844	0,015029	0,016357	0,083330
f (Q)	-0,061921	0,029258	-2,11633	0,060395	-0,127113	0,003271	-0,030960	0,014629	-0,063556	0,001636
(3)ap (L)	0,011716	0,030059	0,38976	0,704886	-0,055259	0,078691	0,005858	0,015029	-0,027630	0,039345
ap (Q)	-0,166816	0,029262	-5,70087	0,000198	-0,232015	-0,101618	-0,083408	0,014631	-0,116008	-0,050809
1L by 2L	0,053333	0,039274	1,35799	0,204315	-0,034174	0,140841	0,026667	0,019637	-0,017087	0,070420
1L by 3L	0,050000	0,039274	1,27312	0,231776	-0,037507	0,137507	0,025000	0,019637	-0,018754	0,068754
2L by 3L	0,031667	0,039274	0,80631	0,438820	-0,055841	0,119174	0,015833	0,019637	-0,027920	0,059587

Fonte: Autor

APÊNDICE C – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: TENSÃO RESIDUAL

Tabela 19 - Análise de variância para tensão residual no sentido circunferencial utilizando LN2

Effect Estimates; Var.:LN2_CIRC; R-sqr=.84424; Adj.:.70405 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=8585,904 DV: LN2_CIRC										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	968,970	37,79134	25,63999	0,000000	884,765	1053,174	968,9695	37,79134	884,765	1053,174
(1)Vc (L)	-112,746	50,14732	-2,24830	0,048319	-224,481	-1,011	-56,3731	25,07366	-112,241	-0,505
Vc (Q)	-68,382	48,81722	-1,40078	0,191538	-177,154	40,389	-34,1912	24,40861	-88,577	20,195
(2)f (L)	-33,765	50,14599	-0,67334	0,515989	-145,498	77,967	-16,8827	25,07299	-72,749	38,983
f (Q)	-89,510	48,81214	-1,83377	0,096579	-198,270	19,250	-44,7551	24,40607	-99,135	9,625
(3)ap (L)	244,289	50,14735	4,87142	0,000650	132,553	356,024	122,1443	25,07367	66,277	178,012
ap (Q)	137,457	48,81731	2,81574	0,018294	28,685	246,229	68,7285	24,40866	14,343	123,114
1L by 2L	119,919	65,52062	1,83025	0,097136	-26,070	265,908	59,9595	32,76031	-13,035	132,954
1L by 3L	-163,994	65,52062	-2,50294	0,031289	-309,983	-18,005	-81,9970	32,76031	-154,992	-9,002
2L by 3L	52,789	65,52062	0,80569	0,439162	-93,200	198,778	26,3945	32,76031	-46,600	99,389

Fonte: Autor

Tabela 20 - Análise de variância para tensão residual no sentido longitudinal utilizando LN2

Effect Estimates; Var.:LN2_LONG; R-sqr=.84715; Adj.:.70958 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=13549,3 DV: LN2_LONG										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	506,986	47,47420	10,67920	0,000001	401,207	612,7655	506,9863	47,47420	401,207	612,7655
(1)Vc (L)	-103,663	62,99603	-1,64555	0,130880	-244,027	36,7007	-51,8316	31,49802	-122,014	18,3503
Vc (Q)	208,419	61,32513	3,39859	0,006787	71,778	345,0601	104,2096	30,66256	35,889	172,5301
(2)f (L)	-40,754	62,99436	-0,64695	0,532234	-181,114	99,6061	-20,3770	31,49718	-90,557	49,8031
f (Q)	97,379	61,31875	1,58808	0,143353	-39,248	234,0056	48,6895	30,65938	-19,624	117,0028
(3)ap (L)	346,578	62,99606	5,50159	0,000261	206,214	486,9424	173,2892	31,49803	103,107	243,4712
ap (Q)	157,692	61,32525	2,57140	0,027824	21,051	294,3332	78,8460	30,66262	10,525	147,1666
1L by 2L	85,450	82,30827	1,03817	0,323641	-97,944	268,8445	42,7251	41,15413	-48,972	134,4222
1L by 3L	-112,546	82,30827	-1,36737	0,201455	-295,940	70,8485	-56,2729	41,15413	-147,970	35,4242
2L by 3L	96,327	82,30827	1,17032	0,269006	-87,067	279,7215	48,1636	41,15413	-43,533	139,8607

Fonte: Autor

Tabela 21 - Análise de variância para tensão residual no sentido circunferencial com usinagem a seco

Effect Estimates; Var.:SECO_CIRC; R-sqr=.79312; Adj.:.60692 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=7220,852 DV: SECO_CIRC										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	873,7390	34,65720	25,21089	0,000000	796,518	950,9600	873,7390	34,65720	796,5179	950,9600
(1)Vc (L)	59,7739	45,98847	1,29976	0,222845	-42,695	162,2426	29,8870	22,99423	-21,3474	81,1213
Vc (Q)	34,5202	44,76867	0,77108	0,458492	-65,231	134,2710	17,2601	22,38434	-32,6153	67,1355
(2)f (L)	-51,2093	45,98725	-1,11355	0,291520	-153,675	51,2567	-25,6047	22,99362	-76,8376	25,6293
f (Q)	-36,9943	44,76402	-0,82643	0,427838	-136,735	62,7461	-18,4972	22,38201	-68,3674	31,3731
(3)ap (L)	225,3617	45,98849	4,90039	0,000623	122,893	327,8304	112,6808	22,99425	61,4465	163,9152
ap (Q)	112,0007	44,76876	2,50176	0,031352	12,250	211,7517	56,0003	22,38438	6,1248	105,8758
1L by 2L	110,5840	60,08682	1,84040	0,095535	-23,298	244,4658	55,2920	30,04341	-11,6489	122,2329
1L by 3L	-25,5745	60,08682	-0,42563	0,679395	-159,456	108,3073	-12,7873	30,04341	-79,7281	54,1536
2L by 3L	-5,5300	60,08682	-0,09203	0,928489	-139,412	128,3518	-2,7650	30,04341	-69,7059	64,1759

Fonte: Autor

Tabela 22 - Análise de variância para tensão residual no sentido longitudinal com usinagem a seco

Effect Estimates; Var.:SECO_LONG; R-sqr=.88092; Adj.:.77375 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=4008,992 DV: SECO_LONG										
Factor	Effect	Std.Err.	t(10)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	451,9730	25,82360	17,50232	0,000000	394,434	509,5116	451,9730	25,82360	394,4344	509,5116
(1)Vc (L)	151,0749	34,26671	4,40879	0,001317	74,724	227,4259	75,5374	17,13335	37,3619	113,7129
Vc (Q)	29,8698	33,35782	0,89544	0,391598	-44,456	104,1956	14,9349	16,67891	-22,2280	52,0978
(2)f (L)	75,3762	34,26579	2,19975	0,052463	-0,973	151,7252	37,6881	17,13290	-0,4864	75,8626
f (Q)	32,1224	33,35435	0,96306	0,358225	-42,196	106,4405	16,0612	16,67717	-21,0979	53,2203
(3)ap (L)	214,5949	34,26672	6,26249	0,000094	138,244	290,9460	107,2975	17,13336	69,1220	145,4730
ap (Q)	36,1320	33,35788	1,08316	0,304161	-38,194	110,4580	18,0660	16,67894	-19,0970	55,2290
1L by 2L	121,7925	44,77160	2,72031	0,021549	22,035	221,5498	60,8963	22,38580	11,0176	110,7749
1L by 3L	35,5260	44,77160	0,79349	0,445909	-64,231	135,2833	17,7630	22,38580	-32,1157	67,6417
2L by 3L	-7,1235	44,77160	-0,15911	0,876752	-106,881	92,6338	-3,5618	22,38580	-53,4404	46,3169

Fonte: Autor

APÊNDICE D – GRÁFICO DE RESÍDUOS: FORÇAS DE USINAGEM

Figura 99 - Gráfico de resíduos para força de avanço utilizando LN2

Fonte: Autor

Figura 100 - Gráfico de resíduos para força de avanço com usinagem a seco

Fonte: Autor

Figura 101 - Gráfico de resíduos para força de corte utilizando LN2

Fonte: Autor

Figura 102 - Gráfico de resíduos para força de avanço com usinagem a seco

Fonte: Autor

Figura 103 - Gráfico de resíduos para força de penetração utilizando LN2

Fonte: Autor

Figura 104 - Gráfico de resíduos para força de penetração com usinagem a seco

Fonte: Autor

APÊNDICE E – GRÁFICO DE RESÍDUOS: RUGOSIDADE SUPERFICIAL

Figura 105 - Gráfico de resíduos para rugosidade superficial utilizando LN2

Fonte: Autor

Figura 106 - Gráfico de resíduos para rugosidade superficial com usinagem a seco

Fonte: Autor

APÊNDICE F – GRÁFICO DE RESÍDUOS: TENSÃO RESIDUAL

Figura 107 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido circunferencial, utilizando LN2

Fonte: Autor

Figura 108 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido longitudinal, utilizando LN2

Fonte: Autor

Figura 109 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido circunferencial com usinagem a seco

Fonte: Autor

Figura 110 - Gráfico de resíduos para tensão residual no sentido longitudinal com usinagem a seco

Fonte: Autor