CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI

DOUGLAS ALMEIDA DA SILVA

ANÁLISE DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO INCONEL 718 TORNEADO SOB CONDIÇÕES CRIOGÊNICAS.

São Bernardo do Campo

2019

DOUGLAS ALMEIDA DA SILVA

ANÁLISE DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO INCONEL 718 TORNEADO SOB CONDIÇÕES CRIOGÊNICAS.

Dissertação apresentada ao Centro Universitário da 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

2019

centro universitário FEI

APRESENTAÇÃO DE DISSERTAÇÃO
ATA DA BANCA EXAMINADORA

Programa de Pós-Graduação Stricto Sensu em Engenharia Mecânica

Mestrado

PGM-10

Aluno: Douglas Almeida da Silva **Matrícula:** 217104-9

Título do Trabalho: Análise da integridade superficial do inconel 718 torneado sob condições criogênicas.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Data da realização da defesa: 28/06/2019

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, / / .

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA	
Prof. Dr. Sergio Delijaicov	Ass.: _____
Prof. Dr. Adalto de Farias	Ass.: _____
Prof. Dr. Amauri Hassui	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 esse trabalho a meus pais e meu irmão que estiveram a meu lado apoiando e incentivando em todos os momentos, a minha namorada pela compreensão e apoio, e a Deus por me manter firme e perseverante durante mais essa jornada acadêmica.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Dr. Sergio Delijaicov, por todo apoio durante a realização dessa pesquisa.

Aos funcionários do CLM do Centro Universitário da FEI, que foram extremamente prestativos e solícitos para que todos os ensaios e testes pudessem ser realizados da melhor maneira possível.

Ao amigo MSc. Willians Heleno Pereira, por todo suporte e auxílio nas discussões que permearam essa pesquisa.

Aos professores Dr. Roberto Bortolussi, Dr. Ed Claudio Bordinassi, Dr. Amauri Hassui e Dr. Adalto de Farias, que participaram das bancas de qualificação e de defesa, contribuindo para o aperfeiçoamento desse trabalho.

Ao Centro Universitário da FEI, por disponibilizar toda a estrutura necessária para o bom desenvolvimento dessa pesquisa.

“A persistência é o menor caminho do êxito”.

Charles Chaplin

“Seja você quem for, seja qual for a posição social que você tenha na vida, a mais alta ou a mais baixa, tenha sempre como meta muita força, muita determinação e sempre faça tudo com muito amor e com muita fé em Deus, que um dia você chega lá. De alguma maneira você chega lá.”

Ayrton Senna

RESUMO

Mesmo sendo consideradas difíceis de se usinar, as superligas de Níquel como o Inconel, são empregadas em diversas aplicações na indústria aeronáutica, de óleo e gás e também na petroquímica, devido à sua alta confiabilidade quando empregado em ambientes severos. Dentre as grandes dificuldades encontradas na usinagem destas ligas, cita-se o alto calor gerado durante o processo de remoção de cavaco e da baixa condutividade térmica que, por sua vez, reduz a vida da ferramenta de corte de forma acelerada. Esse processo de usinagem severo pode conceder ao componente defeitos superficiais, responsáveis pela redução de sua vida, além de tornar o processo de fabricação pouco produtivo. Tendo em vista todos esses desafios, essa pesquisa foi conduzida a fim de avaliar influência dos parâmetros de corte, durante a usinagem a seco e utilizando refrigeração criogênica, na integridade superficial dos corpos de prova de Inconel 718. Ferramentas de cerâmica de geometria redonda foram utilizadas no torneamento, por apresentar grande resistência térmica e rigidez elevada, para que pudessem suportar melhor as características que conferem ao Inconel 718 a baixa usinabilidade. Foi estudado também a influência dos parâmetros de corte e da refrigeração criogênica sobre os esforços gerados durante o processo de usinagem. Mostrou-se que menores velocidades de corte com avanços elevados geram grandes esforços durante a remoção do cavaco e que a força de profundidade apresentou os maiores valores quando comparada às demais componentes da força de usinagem, tanto para a usinagem a seco quanto utilizando nitrogênio líquido. Os esforços de corte apresentaram valores mais elevados nos corpos de prova que foram usinados com a presença de criogenia, devido a influência da baixa temperatura no comportamento mecânico da liga. A rugosidade média também foi avaliada, possibilitando dessa forma concluir que as maiores rugosidades foram observadas após a usinagem com nitrogênio líquido, deixando evidente a influência da baixa temperatura na zona de corte. Do mesmo modo os maiores valores de rugosidade Ra foram verificados quando o maior avanço foi utilizado no experimento. Durante a usinagem com nitrogênio líquido houve a maior ocorrência de vibrações. Tensões residuais de tração e compressão foram observadas no sentido longitudinal dos corpos de prova usinados. Já no sentido circunferencial apenas tensões trativas foram observadas. Os maiores valores de tensão foram obtidos no sentido circunferencial dos corpos de prova. Tensões compressivas de maior magnitude foram observadas na subsuperfície dos componentes usinados com refrigeração criogênica, o que pode ser considerado benéfico, do ponto de vista da vida em fadiga. Houve um aumento na microdureza da subsuperfície logo abaixo da superfície usinada até aproximadamente 0,1 mm. Não foi possível evidenciar a formação de camada branca após a usinagem. Os resultados mostraram que menores esforços de corte e melhores resultados quanto a integridade superficial foram alcançados com a utilização de maiores velocidades de corte e menores avanços com a presença de refrigeração criogênica ou durante a usinagem à seco.

Palavras-chave: Inconel 718; integridade superficial; criogenia; torneamento; superligas

ABASTRACT

Although nickel superalloys such as Inconel are considered difficult to process, they are used in a variety of applications in the aeronautical, oil and gas and oil industries, due to their high reliability when used in severe environments. Among the difficulties encountered in the machining of these alloys it is possible to mention the high heat generated during the chip removal process and the low thermal conductivity which, in turning process, reduces the tool life quickly. This process of severe machining can provide to the workpiece superficial defects which are responsible to reduce its life in fatigue, besides that making the manufacturing process less productive. Considering all these challenges, this research was conducted in order to evaluate the influence of cutting parameters during dry machining and using cryogenic cooling on the surface integrity of Inconel 718. Rounded ceramic insert tools were used in the development of the work, as it presents great thermal resistance and high stiffness due to the necessity for an insert that could better withstand the characteristics that give the Inconel 718 the low machinability. The influence of cutting parameters and cryogenic cooling under the stresses generated during the machining process was also studied, thus showing that lower cutting speeds with high feed rates generate great efforts during the removal of the chip, and especially in the depth force which presented the highest values when compared to the other components of the machining force, both for dry machining and using liquid nitrogen, because the round geometry of the insert tends to increase the contact force in the cutting zone, increasing the passive force. The shear stresses presented higher values in the specimens that were machined with the presence of cryogenics due to the influence of the low temperature on the mechanical behavior of the superalloy. The surface roughness Ra was also evaluated, allowing to conclude that the greatest roughness was observed after the machining with liquid nitrogen, making evident the influence of the low temperature on the cutting zone. Similarly, the highest values of Ra roughness were verified when the greatest feed rate was used in the experiment. During machining with liquid nitrogen there was a higher occurrence of vibration. Tensile and compressive stresses were observed in the longitudinal direction of the machined specimens. In the circumferential direction only tensile stresses were observed. The highest stress values were generally obtained in the circumferential direction of the specimens. Compressive stresses of greater magnitude were observed in the subsurface of the components machined with cryogenics, which can be considered beneficial for the life in fatigue. There was an increase in the microhardness of the subsurface just below the machined surface to approximately 0.1 mm. And it was not possible to evidence the formation of white layer after the machining. The results showed that lower cutting efforts and better results on surface integrity would be achieved with higher cutting speeds and lower feed rates with cryogenics or dry machining.

Keywords: Inconel 718; Surface integrity; Cryogenic; Turning; Superalloy

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Evolução dos processos e capacidade das superligas em temperaturas elevadas....22
Figura 2 - Fluidos de corte utilizados durante torneamento para redução de temperatura.....26
Figura 3 - Desgaste tipo fratura em camadas 29
Figura 4 - Rugosidade Ra utilizando diferentes velocidades e avanços de corte 33
Figura 5 - Influência da velocidade de corte na geração de tensão residual 34
Figura 6 - Influência da geometria da ferramenta de corte na tensão residual 35
Figura 7 - Deformação na subsuperfície do Inconel 718 após usinagem com CBN revestido com TiN (v_c=250m/min e f= 0,1mm/rot.) 36
Figura 8 - Microestrutura na subsuperficie em diferentes condições de usinagem.....37
Figura 9 - Efeito do LN2 e usinagem a seco na microdureza.....37
Figura 10 - Formação de camada branca na usinagem do Inconel 718.....38
Figura 11 - Camada branca obtida por microscopia eletrônica de varredura 39
Figura 12 – Formação de camada branca durante usinagem com inserto com e sem cobertura 40
Figura 13 – Variação da espessura da camada branca conforme variação da velocidade de corte 41
Figura 14 - Croqui do corpo de prova. Dimensões em mm 42
Figura 15 - Ferramenta e suporte utilizados para a realização dos experimentos. Dimensões em mm 43
Figura 16 - Sistema de refrigeração adaptado ao torno CNC.....44
Figura 17 - Porta- ferramenta e transdutor piezoelétrico.....45
Figura 18 - Sistema de aquisição de dados (modelo Spider8-30, empresa HBM) 45
Figura 19 - Condicionador de sinais do transdutor piezoelétrico 46
Figura 20 - Rugosímetro utilizado para medição de rugosidade Ra.....46
Figura 21 - Difratômetro modelo XRD-7000.....47
Figura 22 - Ponto de medição da tensão residual no corpo de prova 48
Figura 23 - Equipamento MTS 3000-SINT - Método do furo cego.....49
Figura 24 - Corpo de prova com strain-gage 50
Figura 25 - Corpo de prova embutido em baquelite.....51
Figura 26 - Microdurômetro 52
Figura 27 - Barra de Inconel 718 fixada na área de trabalho do Torno CNC 55
Figura 28 - Alimentação do LN2 na ferramenta de corte.....55

Figura 29 – Média dos esforços de usinagem para LN2 e a seco no ponto central 58
Figura 30 – Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Ff a seco 59
Figura 31 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Ff com LN2 60
Figura 32 – Gráfico de contorno para a variável Ff considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem a seco 61
Figura 33 - Gráfico de contorno para a variável Ff considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem com LN2 61
Figura 34 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fc a seco 62
Figura 35 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fc com LN2 62
Figura 36 - Gráfico de contorno para a variável Fc considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem a seco 63
Figura 37 - Gráfico de contorno para a variável Fc considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem com LN2 64
Figura 38 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fp a seco 64
Figura 39 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fp com LN2 65
Figura 40 - Gráfico de contorno para a variável Fp considerando as variáveis independentes a_p x v_c na usinagem a seco 66
Figura 41 - Gráfico de contorno para a variável Fp considerando as variáveis independentes f x ap na usinagem com LN2 66
Figura 42 - Média da rugosidade Ra após a usinagem com LN2 e a seco no ponto central 68
Figura 43 – Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Rugosidade Ra com LN2 ... 69
Figura 44 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Rugosidade Ra a seco 70
Figura 47 - Média dos valores de tensão residual no sentido circunferencial e longitudinal com o uso de LN2 e usinagem a seco nos pontos centrais. 72
Figura 48- Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual longitudinal a seco 73
Figura 49 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual circunferencial a seco 74
Figura 50 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual longitudinal com LN2 75
Figura 51 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual circunferencial com LN2 75
Figura 52 - Gráfico de contorno para a tensão residual longitudinal considerando as variáveis independentes f x ap na usinagem a seco 76

Figura 53 - Gráfico de contorno para a tensão residual longitudinal considerando as variáveis independentes ap x f na usinagem com LN2 77
Figura 54 - Gráfico de contorno para a tensão residual circunferencial considerando as variáveis independentes f x vc na usinagem a seco 78
Figura 55 - Gráfico de contorno para a tensão residual circunferencial considerando as variáveis independentes f x vc na usinagem com LN2 78
Figura 56 – Medição de tensão residual no ponto central pelo método do Furo Cego 79
Figura 57 - Imagem de corpo de prova após medições de microdureza 80
Figura 58 - Medição de microdureza HV0,05. Gráfico Microdureza x Profundidade 80
Figura 59 - Imagem ampliada 200x de corpo de prova usinado a seco 82
Figura 60 - Imagem ampliada 200x de corpo de prova usinado com LN2 82
Figura 61 – Gráfico de resíduos para força de avanço a seco 95
Figura 62 – Gráfico de resíduos para força de corte a seco 96
Figura 63 – Gráfico de resíduos para força de profundidade a seco 96
Figura 64 – Gráfico de resíduos para força de avanço com LN2 97
Figura 65 – Gráfico de resíduos para força de corte com LN2 97
Figura 66 – Gráfico de resíduos para força de profundidade com LN2 98
Figura 67 – Gráfico de resíduos para rugosidade Ra a seco 98
Figura 68 – Gráfico de resíduos para rugosidade Ra com LN2 99
Figura 69 – Gráfico de resíduos para tensão longitudinal a seco 99
Figura 70 – Gráfico de resíduos para tensão circunferencial a seco 100
Figura 71 – Gráfico de resíduos para tensão residual longitudinal com LN2 100
Figura 72 – Gráfico de resíduos para tensão residual circunferencial com LN2 101
Figura 73 – Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de avanço a seco ... 101
Figura 74 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de corte a seco 102
Figura 75 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de profundidade a seco 102
Figura 76 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de avanço com LN2 103
Figura 77 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de corte com LN2 .. 103
Figura 78 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de profundidade com LN2 104
Figura 79 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para rugosidade Ra a seco 104
Figura 80 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para rugosidade Ra com LN2 . 105

Figura 81 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão longitudinal a seco 105
Figura 82 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão circunferencial a seco 106
Figura 83 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão longitudinal com LN2 106
Figura 84 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão circunferencial com LN2 107
Figura 85 – Gráfico de superfície para força de avanço a seco 107
Figura 86 – Gráfico de superfície para força de avanço com LN2 108
Figura 87 – Gráfico de superfície para força de corte a seco 108
Figura 88 - Gráfico de superfície para força de corte com LN2 109
Figura 89 – Gráfico de superfície para força de profundidade a seco 109
Figura 90 – Gráfico de superfície para força de profundidade com LN2 110
Figura 91 – Gráfico de superfície para rugosidade Ra a seco 110
Figura 92 – Gráfico de superfície para rugosidade Ra com LN2 111
Figura 93 – Gráfico de superfície para tensão longitudinal a seco 111
Figura 94 – Gráfico de superfície para tensão longitudinal com LN2 112
Figura 95 – Gráfico de superfície para tensão circunferencial a seco 112
Figura 96 – Gráfico de superfície para tensão circunferencial com LN2 113

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química da liga VAT718A usada no experimento (% em peso) 42
Tabela 2 - Propriedades mecânicas da liga VAT718A 42
Tabela 3 - Parâmetros utilizados para medição da tensão residual no DRX 47
Tabela 4 - dados utilizados para medição do alívio das tensões pelo método do furo cego 50
Tabela 5 - Delineamento experimental. 54
Tabela 6 - Resultados obtidos das forças durante a usinagem 57
Tabela 7 - Resultado da rugosidade Ra após usinagem 67
Tabela 8 - Tensões residuais após a usinagem a seco e com LN2 71
Tabela 9 – Análise de variância para a força de avanço a seco 92
Tabela 10 - Análise de veriância para a força de corte a seco 92
Tabela 11 – Análise de variância para a força de profundidade a seco 92
Tabela 12 – Análise de variância para força de avanço com LN2 92
Tabela 13 – Análise de variância para a força de corte com LN2 93
Tabela 14 – Análise de variância para a força de profundidade com LN2 93
Tabela 15 – Análise de variância para a rugosidade Ra a seco 93
Tabela 16 – Análise de variância para rugosidade com LN2 93
Tabela 17 – Análise de variância para tensão residual longitudinal a seco 94
Tabela 18 – Análise de veriância para tensão residual circunferêncial a seco 94
Tabela 19 – Análise de variância para tensão residual longitudinal com LN2 94
Tabela 20 – Análise de variância para tensão residual cincunferencial com LN2 95

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 16

1.1 OBJETIVO GERAL 19

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS 19

1.3 JUSTIFICATIVA 19

1.4 RELEVÂNCIA 20

1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO 20

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA 21

2.1 HISTÓRIA DAS SUPERLIGAS 21

2.1.1 Ligas à base de níquel 22

2.1.2 A liga de Inconel 718 23

2.2 PROCESSOS DE USINAGEM 24

2.2.1 Geração de calor durante a usinagem 25

2.2.2 Refrigeração 25

2.2.3 Ferramenta de corte 27

2.2.4 Esforços de corte 28

2.3 DESGASTE DA FERRAMENTA 29

2.4 USINAGEM DE INCONEL COM INSERTO CERÂMICO 30

2.5 USINAGEM DE INCONEL COM LN2 30

2.6 INTEGRIDADE SUPERFICIAL 31

2.6.1 Rugosidade de liga de Inconel 718 32

2.6.2 Tensão residual de ligas de Inconel 718 33

2.6.4 Microdureza 35

2.6.5 Camada branca 38

3 METODOLOGIA 42

3.1 MATERIAL 42

3.1.1 Corpos de prova 42

3.2 EQUIPAMENTO 43
3.2.1 Ferramenta de corte 43
3.2.2 Máquina operatriz 43
3.2.3 Equipamento de refrigeração criogênica 43
3.2.4 Medição dos esforços de corte 44
3.2.5 Medição da rugosidade média 46
3.2.6 Medição da tensão residual 47
3.2.7 Medição de microdureza e camada branca 50
3.3 PROCEDIMENTO 52
3.3.1 Usinagem com LN2 56
3.3.2 Usinagem a seco 56
3.3.3 Análise dos resultados e discussões 56
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES 57
4.1 FORÇAS DE USINAGEM 57
4.2 RUGOSIDADE 67
4.3 TENSÃO RESIDUAL 70
4.4 MICRODUREZA 80
4.5 CAMADA BRANCA 81
5 CONCLUSÕES 84
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 86
REFERÊNCIAS 87
APÊNDICE A – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: FORÇAS DE USINAGEM 92
APÊNDICE B – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: RUGOSIDADE RA 93
APÊNDICE C – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: TENSÃO RESIDUAL 94
APÊNDICE D – GRÁFICO DE RESÍDUOS: FORÇAS DE USINAGEM 95
APÊNDICE E – GRÁFICO DE RESÍDUOS: RUGOSIDADE RA 98
APÊNDICE F – GRÁFICO DE RESÍDUOS: TENSÃO RESIDUAL 99

APENDICE G – GRÁFICO DE RESÍDUOS: OBSERVADO X PREVISTO – FORÇAS DE USINAGEM **101**

APENDICE H – GRÁFICO DE RESÍDUOS: OBSERVADO X PREVISTO – RUGOSIDADE **104**

APENDICE I – GRÁFICO DE RESÍDUOS: OBSERVADO X PREVISTO – TENSÃO RESIDUAL **105**

APÊNDICE J – GRÁFICO DE SUPERFÍCIE: FORÇAS DE USINAGEM **107**

APÊNDICE K – GRÁFICO DE SUPERFÍCIE: RUGOSIDADE RA **110**

APÊNDICE L – GRÁFICO DE SUPERFÍCIE: TENSÃO RESIDUAL **111**

1 INTRODUÇÃO

O desenvolvimento tecnológico da indústria mecânica tem exigido cada vez mais o conhecimento aprofundado de novos materiais para a fabricação de componentes mecânicos. Saber definir como um dado material se comportará após passar por um processo de fabricação é de fundamental importância para se designar seus usos adequados.

A utilização de superligas pela indústria se deve ao fato de possuírem capacidade de trabalhar em condições severas em diferentes operações. Esses ambientes envolvem, em geral, o trabalho em temperaturas elevadas, com altos índices de corrosão e/ou grandes esforços mecânicos.

De acordo com Ulutan e Ozel (2010), as superligas de níquel são muito populares na indústria devido as suas vantagens sobre as ligas a base de titânio. Dentre as ligas a base de níquel ressalta-se o INCONEL 718 por se tratar da liga mais utilizada na indústria. A resistência ao calor, juntamente com outras propriedades mecânicas e químicas, é um fator determinante para a popularização dessa liga. Além da alta resistência a corrosão o INCONEL 718 também possui elevada temperatura de fusão, elevada resistência a fadiga térmica e a fluência.

Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), ressaltam que a qualidade superficial e subsuperficial oriundas do processo de usinagem podem conferir ao material tensões residuais, que se trativas, poderão ser responsáveis por originar falhas no componente quando este estiver em operação, uma vez são iniciadas invariavelmente na superfície do material. Essas tensões podem ser definidas como as tensões que permanecem na peça mesmo sem nenhuma força externa atuando. Estudos mostram que essas tensões quando compressivas são benéficas quanto a sua resistência a fadiga e a fluência.

Ainda de acordo com Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), as superligas de níquel possuem baixa usinabilidade devido as mesmas propriedades que as tornam adequadas para utilização na fabricação de motores aeronáuticos, isto é, alta resistência mecânica, alta resistência a corrosão e elevada resistência térmica. Sua resistência a altas temperaturas gera grandes esforços de corte, o que acaba refletindo na redução do bom desempenho da ferramenta de corte. Pusavec et. al (2010), citam que muitos estudos dão conta de que a confiabilidade e a vida de um componente fabricado com uma superliga de níquel estão diretamente relacionadas a qualidade da superfície usinada.

Os fluidos de corte são utilizados durante o processo de usinagem com as funções principais de arrefecer e lubrificar a interface metal-ferramenta, reduzindo o atrito e, consequentemente, a geração de calor. O arrefecimento aumenta a vida da ferramenta por reduzir o desgaste gerado pelo calor e a lubrificação reduz a abrasão na aresta de corte durante a usinagem (TEOBALDO, CONFIENGO e FAGA, 2015). O resfriamento da peça e da ferramenta proporciona ao produto final redução de distorções causadas pela geração de calor elevado (DEBNATH, REDDY e YI, 2013).

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 (REED, 2006). Existe uma grande variedade de materiais para ferramentas de corte com suas propriedades, desempenho e custos disponíveis comercialmente (DERGAMO, BLACK e KOHSER, 1997). As ferramentas de corte são classificadas da seguinte forma (MACHADO et al., 2015):

- Aço rápido;
- Metal duro;
- Cermets;
- Cerâmicas;
- Nitreto de Boro Cúbico (CBN);
- Diamante policristalino (PCD).

Cada grupo de ferramenta apresenta particularidades, dependendo do material a ser usinado. Os materiais mais utilizados para ferramentas de corte na usinagem de ligas de Inconel são o metal duro, cerâmica e CBN. Dentre estas ferramentas, a de metal duro é a mais utilizada (Cantero, et al., 2013), porém devido a elevada geração de calor na zona de corte, causada pela resistência do material, esse tipo de ferramenta trabalha em velocidades de corte mais baixas (entre 20 m/min e 50 m/min) e com fluido refrigerante. 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 se perder tempo com trocas constantes (DERGAMO, BLACK e KOHSER, 1997).

Velocidades de corte mais elevadas (de 200 m/min a 700 m/min) são atingidas com ferramentas 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. 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 (ARAMCHAROEN e CHUAN, 2014). Os fluidos de refrigeração são classificados em três grupos: óleos minerais, solúveis em água e a utilização de gases como CO2, Nitrogênio Líquido (LN2), Hélio, etc. (YILDIZ e 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 solúveis em água) não são suficientes para reduzir a geração de calor na zona de corte (ARAMCHAROEN e CHUAN, 2014).

Ainda segundo Aramcharoen e Chuan, (2014), a utilização de refrigeração criogênica não se baseia na utilização de refrigerantes a base de óleo para reduzir a temperatura da zona de corte e sim o nitrogênio líquido (LN2), que tem propriedades de ser incolor, inodoro, atóxico, não combustível e não corrosivo. O LN2 apresenta a temperatura de ebulição de -196 °C à pressão atmosférica e dessa forma quando aplicado a zona de corte, evapora e retorna a atmosfera sem gerar resíduos ou contaminações. Dessa maneira durante utilização de LN2 não há a necessidade de descarte de fluido refrigerante ou processo de limpeza devido a contaminações, podendo-se afirmar que o processo não afeta a saúde do operador quando aplicado de forma a impossibilitar que o ambiente de trabalho não tenha a proporção de oxigênio reduzida devido a passagem da fase líquida para a gasosa do LN2, e não é danoso ao meio ambiente, quando comparados a fluidos refrigerantes convencionais.

Segundo estudos realizados por Pusavec et al. (2011), sobre a usinagem do Inconel 718, concluiu-se que a refrigeração criogênica melhora a integridade superficial das peças em termos de aumento da dureza, na presença de tensões residuais compressivas.

Como a integridade superficial pode revelar muito sobre a confiabilidade de um componente usinado, de acordo com Silva (2014) estudos realizados com aços endurecidos mostraram que a origem das falhas por fadiga é proveniente da aspereza da superfície, e por essa razão a rugosidade é uma das causas mais prováveis para início de trincas em componentes fabricados com esse material.

Durante a pesquisa da literatura em usinagem criogênica e a seco de superligas de Niquel notou-se a necessidade de estudos que caracterizassem a integridade superficial destas ligas com velocidades de corte convencionais e avanços não convencionais para as velocidades de corte compreendida na faixa de 30 a 40 m/min, no sentido de dar uma contribuição ao respectivo

estado da arte. Esta pesquisa mostra como esses e outros parâmetros influenciaram nos resultados encontrados após a usinagem criogênica e a seco do Inconel 718.

1.1 OBJETIVO GERAL

Avaliar a influência dos parâmetros de corte, sobre a integridade superficial, durante o torneamento de liga de INCONEL 718, utilizando inserto cerâmico de geometria redonda, refrigeração criogênica e a seco, com avanços não convencionais para a faixa de velocidades de corte utilizada.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

a) Analisar os esforços de corte de acordo com a variação dos parâmetros de corte;
b) Avaliar a rugosidade após usinagem com e sem criogenia;
c) Avaliar a tensão residual presente no corpo de prova após usinagem criogênica e a seco;
d) Analisar a formação de camada branca e a microdureza após usinagem criogênica e a seco.

1.3 JUSTIFICATIVA

A contínua busca por melhores rendimentos durante a usinagem de componentes é o objetivo de estudo de muitos profissionais do ramo de usinagem. Outro ponto relevante é o interesse em maximizar a qualidade do produto, buscando sempre a redução de custos operacionais, utilizando diversas ferramentas de qualidade (EZUGWU, 2005).

A usinagem criogênica pode ajudar a aumentar a produtividade e a reduzir os custos produtivos. Um dos pontos mais relevantes a ser considerado é a garantia de melhor integridade superficial dos componentes, levando em conta o processo de usinagem mais adequado para a obtenção de peças mais resistentes a fadiga (YILDIZ e NALBANT, 2008).

A utilização de criogenia passou a ser mais difundida nas bases de pesquisa nos últimos anos, dessa maneira, é possível apontar a necessidade de aprofundamento nesse tema para entender e viabilizar a melhor maneira de introduzir o método nos processos produtivos tendo em vista a melhora da integridade superficial dos componentes.

O efeito da utilização de avanços de corte não convencionais juntamente com velocidades de corte e profundidades de corte convencionais não se mostrou presente nas bases

de dados que permearam essa pesquisa, dessa forma, além de contribuir com a realização de um estudo sobre a utilização de criogenia durante o torneamento de Inconel 718, os efeitos da utilização de avanços maiores que os convencionais também serão apresentados ao longo dessa pesquisa.

1.4 RELEVÂNCIA

De acordo com Pusavec, Krajnik e Kopac (2010), existia uma lacuna no que diz respeito ao estudo dos efeitos que a lubrificação e o resfriamento têm sobre a integridade superficial de ligas de INCONEL 718.

Segundo Iturbe et al. (2016) a utilização de refrigeração criogênica ao invés dos fluidos de corte e refrigerantes convencionais eleva a sustentabilidade do processo de usinagem, pois se trata de um processo mais limpo, seguro e benéfico ao meio ambiente, evitando o uso de grandes quantidades de fluidos de corte (ITURBE et al., 2016).

1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO

O trabalho está organizado em 6 seções distintas:

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;

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

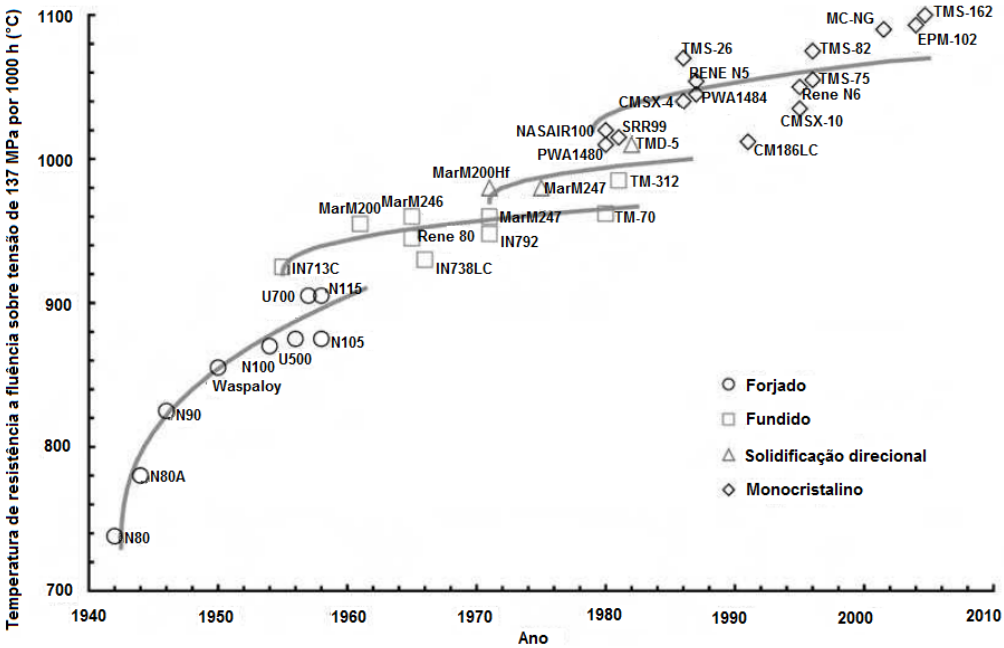
2.1 HISTÓRIA DAS SUPERLIGAS

Após o uso bem-sucedido da liga de níquel-cromo (80% Ni e 20% Cr) nos Estados Unidos como elemento de aquecimento elétrico no ano de 1906, iniciou-se o que pode ser chamado de história das superligas (SANTOS, 1993). Devido a Segunda Guerra Mundial o interesse em estudar ligas que apresentavam excelente desempenho, quanto a resistência a trabalhos severos, aumentou drasticamente (SANTOS, 1993). Na aviação percebeu-se que a medida que as aeronaves se desenvolviam seriam necessários turbo-compressores capazes de fornecer com eficiência uma mistura de ar/combustível pressurizado, devido à baixa pressão as quais os aviões se submeteriam em altitudes elevadas. Isto impulsionou a pesquisa de novos materiais como as superligas (BUSHLYA, ZHOU e STAHL, 2012).

Com o avanço das pesquisas, as superligas foram utilizadas em uma variedade de outras aplicações, como reatores de hélio de alta temperatura, trocadores de calor, fornos, equipamentos de poço de gás e afins (BUSHLYA, ZHOU e STAHL, 2012). A partir de 1940 a melhora no desempenho das superligas foi alcançada graças ao grande desenvolvimento dos processos industriais da época. A evolução das superligas de níquel pode ser observada através da figura 1, que mostra uma perspectiva dessas ligas desde meados dos anos de 1940 até o século atual (REED, 2006).

Os dados apresentados na figura 1 são referentes aos processos e materiais utilizados no desenvolvimento de palhetas de turbinas, onde pode-se observar melhora na propriedade de resistência à fluência do material considerando a ausência de ruptura em um período inferior a 1000 h, com tensão aplicada de 137 MPa (REED, 2006).

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



Fonte: Adaptado de Reed 2006

A evolução progressiva das ligas de níquel é fruto da melhora nos métodos de fusão, trabalho a quente e tratamento térmico, além da melhora da composição da liga (EZUGWU, WANG e MACHADO, 1999).

2.1.1 Ligas à base de níquel

O níquel é o quinto elemento mais abundante da Terra e possui estrutura cúbica de face centrada (CFC), e é estável desde a temperatura ambiente até seu ponto de fusão, dessa forma não há transformações de fases que podem causar contrações ou expansões complicando sua aplicação em altas temperaturas (REED, 2006).

As superligas à base de níquel contêm pelo menos 50% de níquel, enquanto que em ligas à base de níquel e ferro, o níquel é o principal componente de soluto. Além disso, elementos deletérios como silício, fósforo, enxofre, oxigênio e nitrogênio devem ser controlados por meio de práticas adequadas de fusão. Outros oligoelementos como selênio, bismuto e chumbo devem ser mantidos em níveis muito reduzidos. Muitas superligas forjadas à base de níquel contêm 10 a 20% de Cr, até cerca de 8% de Al e Ti combinadas, 5 a 15% de Co e pequenas quantidades de boro, zircônio, magnésio e carbono. Outros aditivos são molibdênio, nióbio e tungstênio. O cromo e o alumínio também são necessários para melhorar a estabilidade da liga (CHOUDHURY e BADARIE, 1998).

De acordo com Sims (2006) a estrutura de uma superliga consiste em diferentes fases:

Fase gama (γ): apresenta estrutura CFC e, na grande parte dos casos, forma uma fase matricial contínua, contento as outras fases. Contém elevadas concentrações de elementos como Cobalto, Cromo e Molibdênio.

Fase gama linha (γ'): Fase precipitada que é frequentemente coerente com a matriz γ e apresenta abundancia de elementos como alumínio, titânio e tântalo.

Carbonetos e boretos: O carbono constantemente presente em concentrações de até 0,2% em massa, é combinado com elementos como titânio e tântalo formando assim carbonetos MC.

Durante o serviço ou processamento, é possível que haja decomposição desses carbonetos em $M_{23}C_6$ e M_6C, geralmente encontrados nos contornos de grão e são ricos em cromo, molibdênio e tungstênio. O boro pode combinar com elementos como o cromo ou o molibdênio para formar boretos que residem nos limites dos grãos.

2.1.2 A liga de Inconel 718

O Inconel 718 é uma superliga de níquel, que representa quase metade, dentre as superligas, das mais diversas aplicações nas indústrias pelo mundo, como por exemplo na indústria aeroespacial, indústria petroquímica e indústria nuclear (VALLE, 2010).

Apresenta elevada resistência à corrosão, elevada resistência mecânica em temperatura ambiente, elevada resistência à fluência e à fadiga para temperaturas de até 650°C. Apresenta também excelentes propriedades mecânicas, como resistência à corrosão e ductilidade em temperaturas criogênicas de até -250°C (KUO et al., 2009).

De acordo com Sharman, Hughes e Ridgway (2005), a microestrutura do Inconel 718 é composta por uma fase cúbica de corpo centrado (CCC) que é a solução sólida de Fe, Cr e Mo em níquel juntamente com outras fases secundárias. A fase de fortalecimento principal é o precipitado γ''. Essa fase consiste em partículas em forma de discos, uniformemente distribuídos (composição Ni_3Nb) que são coerentes com a matriz principal. O Inconel 718 é frequentemente usado em uma condição de solução tratada e envelhecida, envolvendo um tratamento de solução a 970 - 1175 °C, seguido por um tratamento de precipitação a 600 - 815 °C. A dificuldade de movimento de discordâncias através desta microestrutura é responsável pela alta resistência à tração e elasticidade do material. A microestrutura degrada-se apenas quando mantida a temperaturas superiores à de envelhecimento por longos períodos. O

tratamento térmico resulta em uma microestrutura de grãos grandes contendo a fase precipitada e uma alta concentração de carbonetos nos limites dos grãos.

Cada um dos elementos presentes na composição química da superliga de Inconel 718 tem uma função específica (SANTOS, 1993):

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.

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.

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 à corrosão a quente).

Mo - Sua função é auxiliar no processo de endurecimento por solução sólida na matriz.

Nb e Ti - Causam um pouco de endurecimento por solução sólida. São os principais formadores intermetálicos (Ni_3Nb e Ni_3Ti).

Al - Tem como função principal, junto com o cromo auxiliar na resistência à oxidação, além de formar compostos endurecedores intermetálicos (Ni_3Al).

2.2 PROCESSOS DE USINAGEM

De acordo com Boothroyd e Knight (1989), a usinagem de metais conforme conhecemos atualmente teve início graças a criação de uma máquina capaz de realizar furos de precisão o que propiciou a montagem do primeiro motor a vapor. Segundo os mesmos autores, direta ou indiretamente, a usinagem, das mais variadas formas está presente na manufatura de todos os produtos comercializados no mundo moderno.

O princípio de toda operação de usinagem consiste em gerar movimento da peça ou da ferramenta de corte, de maneira que elas entrem em contato proporcionando à peça a nova forma geométrica através da remoção de cavacos (BOOTHROUYD e KNIGHT, 1989).

O torneamento, é definido por Ferraresi (1977) como o processo mecânico destinado a se obter peças de revolução, onde a peça gira em torno do eixo principal da máquina de usinagem enquanto a ferramenta de corte se desloca paralelamente em relação a esse eixo, para a obtenção de uma superfície cilíndrica. Caso a ferramenta de corte percorra um plano inclinado em relação ao eixo principal de rotação do equipamento de usinagem, obtém-se uma superfície cônica. Se o deslocamento da ferramenta ocorrer perpendicularmente ao eixo principal a usinagem é denominada faceamento ou sangramento (FERRARESI, 1977).

2.2.1 Geração de calor durante a usinagem

Durante a remoção de cavaco, temperaturas elevadas são alcançadas na zona de corte da ferramenta. Essas temperaturas têm alta influência na taxa de desgaste da ferramenta de corte (BOOTHROUYD e KNIGHT, 1989). Segundo Asharman, Hughes, e Ridgway (2005), as propriedades responsáveis por tornarem o Inconel 718 um importante material para a engenharia, também são responsáveis por sua usinabilidade geralmente ruim. A baixa condutividade térmica (11,4 W/m/K) gera elevadas temperaturas na zona de corte. As temperaturas alcançam cerca de 900 °C a uma velocidade de corte relativamente baixa de 30 m/min até 1300 ◦C a 300 m/min. As forças de corte geradas também são muito altas, cerca do dobro do encontrado durante a usinagem de aços liga de médio carbono. Os principais problemas da usinagem de superligas de níquel são arrancamento superficial, cavidades, trincas, recristalização metalúrgica, deformação plástica, aumento de microdureza e formação de tensões residuais (ASHARMAN, HUGHES, E RIDGWAY, 2005).

Usinar superligas a base de níquel ainda é um desafio, principalmente em condições severas de trabalho, como o corte a seco, por exemplo. Conforme citado anteriormente, as características que tornam as superligas excelentes materiais para condições severas de trabalho e que proporcionam alto índice de confiabilidade a peça acabada, também impõem a ferramenta de corte uma elevada carga térmica, causando assim um desgaste significativo do inserto (CANTERO et al., 2013).

2.2.2 Refrigeração

A energia consumida para a realização de uma operação de usinagem é convertida majoritariamente em calor. Os fluidos de corte são utilizados para reduzir o calor da peça usinada, da ferramenta e do cavaco removido (DUDZINSKI et al., 2004).

Os fluidos de corte podem ser divididos nos seguintes grupos, dadas as suas características (YILDIZ e NALBANT, 2008):

- Solúveis em água. São fluidos que apresentam a característica de serem adequados para operações com alta velocidade de corte e baixa pressão na ferramenta.
- Óleos puros. São adequados para operações onde a pressão de corte entre o cavaco e a ferramenta de corte são elevados e a principal consideração a se fazer é com relação à lubrificação.
- Gases. São recomendados para operações em que a penetração do fluido de corte precisa ser considerada.

Essas divisões quanto as características dos fluidos de corte são apresentadas na figura 2:

Figura 2 - Fluidos de corte utilizados durante torneamento para redução de temperatura

[redacted]

Fonte: Adaptado de Yildiz e Nalbant, 2008

Segundo Thakur e Gangopadhyay (2015), o uso de fluido de corte pode reduzir o atrito e reduzir a temperatura na zona de corte, o que por sua vez tem a capacidade de reduzir a intensidade dos efeitos térmicos durante a usinagem, resultando na redução da tensão residual trativa, quando comparada à usinagem a seco.

Thakur e Gangopadhyay (2015), citam que a temperatura é o fator com maior influência para a integridade superficial das ligas à base de níquel e a utilização de fluidos de corte precisa ser avaliada criticamente. Alguns pesquisadores (Arunachalam, Mannan e Spowage, 2004 e Cantero et.al, 2013), estudaram os efeitos da refrigeração sobre a rugosidade da superfície usinada e concluíram que a melhora na qualidade do acabamento superficial foi atribuída à capacidade do fluido refrigerante em prevenir a adesão de material na ferramenta de corte evitando assim a formação de arestas postiças.

2.2.3 Ferramenta de corte

Ferramenta de corte é um dispositivo mecânico que apresenta dureza e resistência mecânica maiores que o material a ser usinado, possibilitando dessa forma, a remoção de cavaco da peça, concedendo-lhe nova forma (MACHADO et al., 2015).

De acordo com Ferraresi (1977), o material a ser usinado tem extrema importância para a escolha do tipo de ferramenta a ser utilizada para a remoção do cavaco. É importante citar que não se deve levar em consideração apenas a classe do material da ferramenta, deve-se analisar a máquina operatriz utilizada e a forma da ferramenta. O material a ser usinado também precisa ser avaliado, uma vez que pode carregar consigo algum tratamento térmico ou mecânico ao qual foi submetido durante seu processo de fabricação.

Segundo Cantero et al. (2013), quando se trata da usinagem de ligas de níquel é muito importante levar em consideração fatores como: resistência ao desgaste, elevada resistência mecânica e tenacidade, dureza elevada a altas temperaturas, estabilidade química e resistência a choque térmico. Ferramentas de metal duro não devem ser utilizadas para usinar superligas a base de níquel em altas velocidades, pois é possível que o inserto não suporte as elevadas temperaturas e grandes esforços gerados na zona de corte. A velocidade de corte para essa classe de ferramenta varia de 30 a 100 m/min. As ferramentas de CBN e de cerâmica podem ser utilizadas em velocidades maiores que as alcançadas com a utilização de metal duro. Altas velocidades de usinagem podem ser alcanças com a utilização de ferramentas de corte reforçadas com whiskers (CANTERO et al., 2013).

Para Diniz, Marcondes e Coppini (2014), os materiais utilizados para construção das ferramentas de usinagem podem ser classificados com base em suas propriedades, da mesma maneira que citado anteriormente por Machado et al. (2015).

Pontos relevantes a respeito de ferramentas cerâmicas é citada por Diniz, Marcondes e Coppini, 2014, como dureza a quente e a frio, resistência ao desgaste e estabilidade química, que evita difusão durante usinagem em elevadas temperaturas. A sua baixa condutividade térmica torna esse material difícil de ser utilizado em operações de usinagem, pois como existe dificuldade na transferência de calor, a temperatura na zona de corte torna-se muito elevada. A baixa tenacidade, que facilita a trinca e até mesmo a quebra do inserto, é outro ponto que exige atenção durante o processo de usinagem.

2.2.4 Esforços de corte

De acordo com Machado et al. (2015) conhecer a força de usinagem que age sobre a cunha cortante da ferramenta, bem como sua componente é importante, pois possibilita estimar a potência necessária para realização da operação de usinagem, envolvendo a capacidade do equipamento disponível, o desgaste da ferramenta e também a viabilidade econômica do processo.

A componente da força de usinagem é obtida através da decomposição ortogonal sobre um plano ou direção qualquer. As principais forças que atuam durante a usinagem de um material e que compõem a força de usinagem são (FERRARESI, 1977):

- Força de corte (Fc): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte;

Força de avanço (Ff): projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de avanço, dada pelo avanço de corte;

- Força de profundidade de corte (Fp): projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

A força de usinagem (Fu) é composta por essas três forças principais, conforme equação 1, sendo a força total que atua na aresta de corte durante a usinagem.

$$Fu = \sqrt{F_c^2 + F_p^2 + F_f^2} \qquad (1)$$

Duas componentes são responsáveis por determinar a potência necessária a para usinagem. Ambas são determinadas através do produto das componentes da força de usinagem com as respectivas da velocidades de corte, conforme as equações 2 e 3.

$$P_c = \frac{F_c.v_c}{6.10^4} \qquad [\text{kW}] \qquad (2)$$

$$P_f = \frac{F_f.v_f}{6.10^7} \qquad [\text{kW}] \qquad (3)$$

Pawade et al. (2007), estudaram os esforços de corte durante a usinagem de Inconel 718 e concluíram que a magnitude da força de corte é de duas a três vezes maior que qualquer outra força gerada durante a usinagem. Notou ainda que todas as componentes de força de usinagem são menores para maiores velocidades de corte.

2.3 DESGASTE DA FERRAMENTA

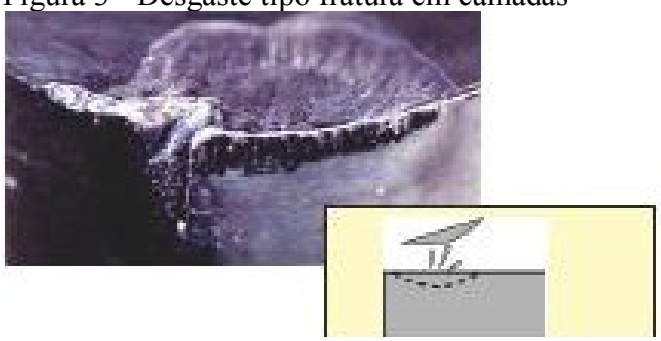
Durante a realização do processo de usinagem as superfícies de saída e de folga da ferramenta sofrem desgaste. Em ferramentas de metal duro o desgaste é o resultado da ação de alguns fenômenos distintos: para velocidades de corte baixas observa-se que o desgaste é relativamente elevado graças ao cisalhamento da aresta postiça de corte; para velocidades de corte mais elevadas os mecanismos responsáveis pelo desgaste da ferramenta são principalmente relativos a temperatura de corte, abrasão mecânica, difusão intermetálica e oxidação. Dependendo do material usinado e das condições de usinagem predominará um ou outro componente de desgaste sobre os demais. (FERRARESI, 1977).

De acordo com Lacalle e Lamikiz. (2011), o desgaste da ferramenta de corte é causado pela contínua remoção de cavaco durante a usinagem. Durante a operação de torneamento a força de corte é constante e o aquecimento sobre a ferramenta de corte também é constante devido ao atrito e ao cisalhamento do material usinado, gerando assim uma elevada temperatura na aresta de corte da ferramenta que pode alcançar temperaturas superiores a 600°C durante a usinagem de superligas, favorecendo dessa forma o desgaste que pode ser localizado em duas regiões diferentes: na face ou no flanco de corte.

Os insertos cerâmicos se distinguem dos de metal duro devido à sua elevada resistência ao desgaste, dureza em altas temperaturas, e pela resistência à oxidação, podendo assim substituir com vantagens o metal duro em usinagens onde velocidades de corte elevadas estão presentes (FERRARESI, 1977).

Em insetos cerâmicos as fraturas ocorrem em camadas ocasionadas por excesso de pressão da ferramenta (Figura 3).

Figura 3 - Desgaste tipo fratura em camadas



Fonte: Adaptado de Sandvik, 2018

De acordo com Machado et al. (2015), o principal mecanismo de falha, relacionado a utilização de insertos cerâmicos, deve-se a ocorrência repentina e inesperada da quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte.

2.4 USINAGEM DE INCONEL COM INSERTO CERÂMICO

Conforme pesquisa realizada por Li et al., (2002) os insertos cerâmicos apresentam a maior resistência ao desgaste quando submetidos a elevadas velocidades de corte, a partir de 120 m/min, concluindo assim que o ângulo negativo e a forma redonda do inserto são os mais indicados para essa condição de trabalho, considerando a quantidade de material capaz de ser removida da peça usinada.

Segundo Amini, Fatemi e Atefihigh (2014), na usinagem de alta velocidade de superligas de níquel (200 m/min a 700 m/min), deve-se utilizar insertos cerâmicos, devido a sua resistência a temperaturas elevadas. Por apresentar baixa taxa de transferência de calor e sensibilidade a choque térmico, os insertos cerâmicos são recomendados para usinagens sem refrigeração (AMINI, FATEMI e ATEFIHIGH, 2014).

Li et al (2002), concluíram que, para a operação de usinagem de Inconel 718 utilizando inserto cerâmico, os principais mecanismos de desgaste encontrados foram relacionados ao desgaste por abrasão e aderência, microtrincas e lascamento.

Desta forma, os mecanismos de desgaste observados em insertos cerâmicos são: desgaste de flanco, cratera, entalhe e deformação plástica. Para insertos de geometria redonda os mecanismos de desgaste predominantes são desgaste de flanco e entalhe, enquanto que para insertos de geometria quadrada os mecanismos de desgaste predominantes são desgaste de flanco e cratera (ALTIN, NALBANT e TASKESEN, 2007).

Segundo Ezugwu et al. (2005), a usinagem de Inconel 718 sob refrigeração de alta pressão, com inserto cerâmico de alumina e com reforço de whiskers, tende a promover a melhora da vida do inserto, para condições de usinagem de acabamento.

De acordo com Machado et al. (2015), para a usinagem com insertos cerâmicos, devido à sua baixa tenacidade, exige-se uma máquina operatriz com elevada rigidez e isenta de vibrações.

2.5 USINAGEM DE INCONEL COM LN2

Visando encontrar um fluido refrigerante cujo impacto ambiental fosse minimizado, a utilização de nitrogênio líquido nos processos de usinagem começou a ser estudada na década de 1950. Algumas vantagens do resfriamento criogênico sobre os fluidos de arrefecimento convencionais são: aumento da vida da ferramenta, melhora na quebra e manuseio do cavaco, aumento da produtividade, menor custo de produção, melhora do acabamento superficial, menos agressivo ao meio ambiente e mais saudável para o trabalhador. Apenas para ilustrar, quando comparado com um fluido de arrefecimento convencional, o nitrogênio líquido apesentou ganho de produtividade de até 21,36% na usinagem de aço inoxidável 304 (YILDIZ e NALBANT, 2008).

Estudos realizados pelos pesquisadores Wang et al. (2003) mostraram que durante a usinagem com a utilização de refrigeração criogênica houve melhora de 170% na vida da ferramenta e 250% no acabamento superficial, quando comparados com a utilização de fluidos refrigerantes convencionais.

Yldiz e Nalbant (2008), citam que quando comparada a operações de usinagem com corte a seco ou com refrigeração convencional, as principais características provenientes da refrigeração criogênica são a melhora substancial da vida da ferramenta e a melhora da precisão dimensional do acabamento superficial, devidos a redução do desgaste da ferramenta pelo controle da temperatura gerada na zona de corte.

Ainda de acordo com Yldiz e Nalbant (2008), diversos estudos foram realizados para avaliar a maneira mais eficiente de se introduzir a refrigeração criogênica no torneamento. Foram testadas formas de resfriamento da peça, resfriamento do cavaco, e resfriamento da zona de corte. Durante a condução desses estudos a refrigeração criogênica foi comparada com refrigeração convencional. Concluíram que a aplicação de refrigeração criogênica na zona de corte é mais significativa para a vida da ferramenta do que o resfriamento da peça durante a usinagem com altas velocidades de corte.

2.6 INTEGRIDADE SUPERFICIAL

São fatores de integridade superficial itens como rugosidade, microdureza, e tensões residuais. Esses itens são capazes de determinar a funcionalidade e a vida em fadiga do material usinado. Por se tratar de uma característica fundamental da superfície usinada, especialmente para componentes empregados em estruturas críticas, a integridade superficial tem sido alvo de

numerosos estudos visando encontrar uma relação entre as condições de usinagem e as tensões residuais (Pusavec et al., 2011).

De acordo com Peng et al. (2013), o processo de usinagem, por carregar consigo características como o esforço realizado pela ferramenta e o atrito, gera deformação plástica e um aumento de temperatura na zona de corte, que por sua vez resulta em variações na dureza e na tensão residual observada após o processo de usinagem. Tais variações têm grande influência no desempenho e na confiabilidade da peça acabada, e por essa razão, esses fenômenos são tema de interesse em muitas pesquisas científicas.

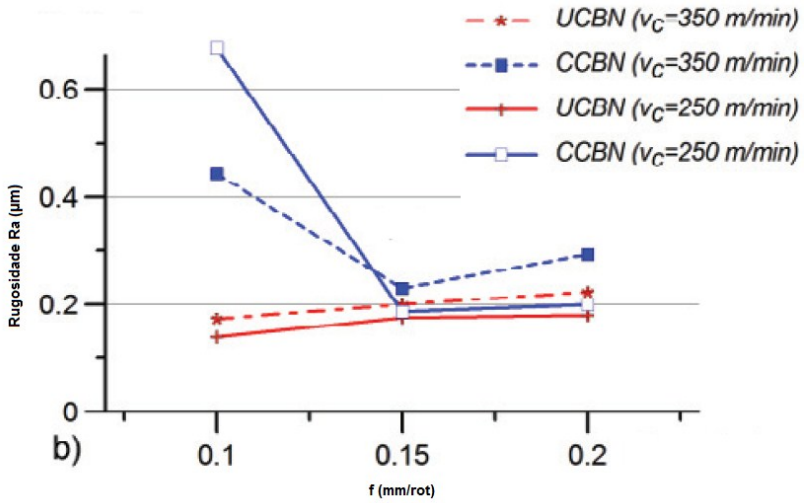
Embora exista numerosos estudos que buscam relacionar os efeitos dos parâmetros de corte na integridade superficial do material usinado, existe uma lacuna no que diz respeito a influência da lubrificação e o resfriamento na integridade superficial. Existem trabalhos que comprovam que o resfriamento criogênico é capaz de reduzir a magnitude das tensões residuais trativas, durante a usinagem de aços ferramentas e aços inoxidáveis, embora não relacionados a geometrias de ferramentas ou a ligas resistentes ao calor como o Inconel (PUSAVEC et al., 2011).

2.6.1 Rugosidade de liga de Inconel 718

Arunachalam, Mannan e Spowage, 2004, que estudaram a usinagem de Inconel 718 com inserto de geometrias redonda e quadrada, observaram que o inserto de perfil redondo apresentou melhor acabamento superficial, quando comparado ao maior raio de ponta. Outro ponto relevante observado foi a influência do fluido refrigerante durante a usinagem, pois valores menores de rugosidade foram obtidos durante a usinagem com fluido refrigerante.

Considerando a utilização de insertos de cBN com e sem cobertura, os valores apresentados na figura 4 mostram as variações da rugosidade de acordo com o aumento do avanço, e com a mesma profundidade de corte a_p de 0,3 mm (BUSHLYA, ZHOU e STAHL, 2012).

Figura 4 - Rugosidade Ra utilizando diferentes velocidades e avanços de corte



Fonte: Adaptado de Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

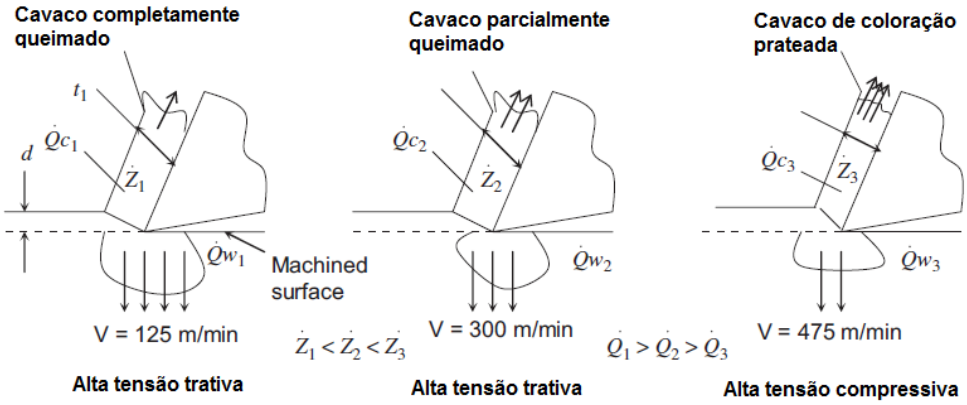
Nota-se que, com o aumento do avanço, as rugosidades para ambos os insertos, com cobertura e sem cobertura, permanecem muito próximas, o que não acontece para o menor avanço estudado (0,1 mm/rot), onde existe uma diferença considerável entre os valores da rugosidade.

2.6.2 Tensão residual de ligas de Inconel 718

Pawade, Joshi e Brahmankar (2008), realizaram ensaios a fim de avaliar a integridade superficial do Inconel 718, considerando três variáveis independentes: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. As velocidades de corte utilizadas no experimento foram: 125 m/min, 300 m/min e 475 m/min, os avanços foram: 0,05 mm/rot, 0,10 mm/rot e 0,15 m/rot, e as profundidades de corte foram: 0,50 mm, 0,75 mm e 1,00 mm.

Para as velocidades de corte de 125 m/min e 300 m/min foi observada a presença de tensão residual trativa. Quando a velocidade passou para 475 m/min foi observado a mudança na direção da tensão residual, passando assim a ser compressiva. As tensões residuais trativas, encontradas nas velocidades de corte de 125 m/min e 300 m/min, se devem ao fato de que o calor gerado pela remoção do cavaco acaba também se dissipando na superfície usinada, uma vez que a taxa de remoção de material é menor que 475 m/min, fazendo com que o cavaco permaneça na zona de usinagem por mais tempo. Utilizando a velocidade de corte de 475 m/min o cavaco permanece menos tempo na zona de corte, sendo mais eficiente a dissipação do calor por ter uma taxa de remoção de material mais elevada. Esse fenômeno pode ser observado na figura 5.

Figura 5 - Influência da velocidade de corte na geração de tensão residual



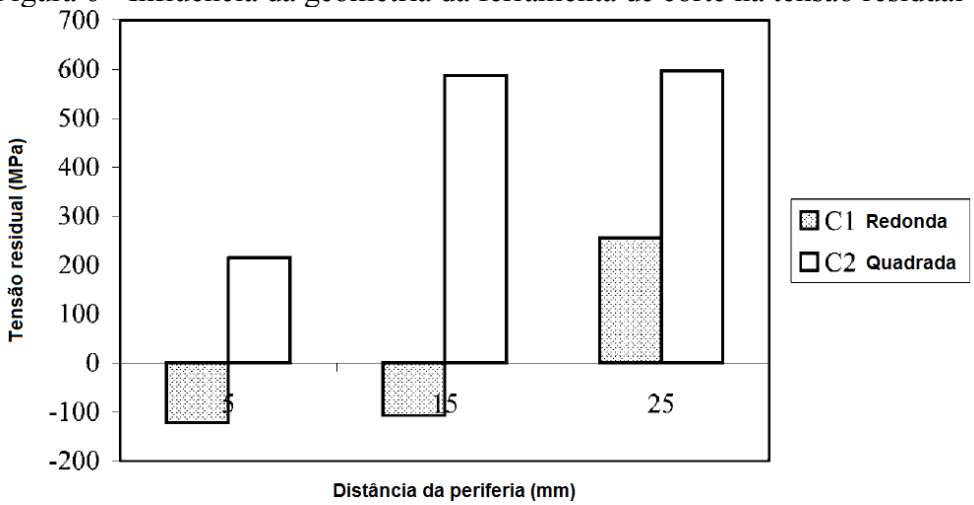
Fonte: Adaptado de Pawade, Joshi e Brahmankar, 2008

Diante dos resultados obtidos Pawade et al. (2007) concluíram que a tensão residual do componente usinado está diretamente ligada a taxa de remoção do material da peça, devido ao tipo de deformação oriundo da usinagem: térmica ou mecânica.

Ainda segundo Pawade et al. (2007) além da velocidade de corte o avanço e a profundidade de corte também têm influência sobre a tensão residual. Quando se eleva o avanço a tensão residual tende a ser trativa. Se houver um aumento na profundidade de corte ocorrerá a mudança na tensão residual, passando de trativa para compressiva, graças ao aumento na taxa de remoção de material.

Além das três variáveis já citadas para o estudo da integridade superficial, Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) realizaram um estudo onde foi levado em consideração a geometria da ferramenta e a utilização de fluido de corte para a usinagem do INCONEL 718. Concluiram que o inserto de geometria redonda apresentou menor tensão residual trativa que o inserto de geometria quadrada, conforme figura 6.

Figura 6 - Influência da geometria da ferramenta de corte na tensão residual



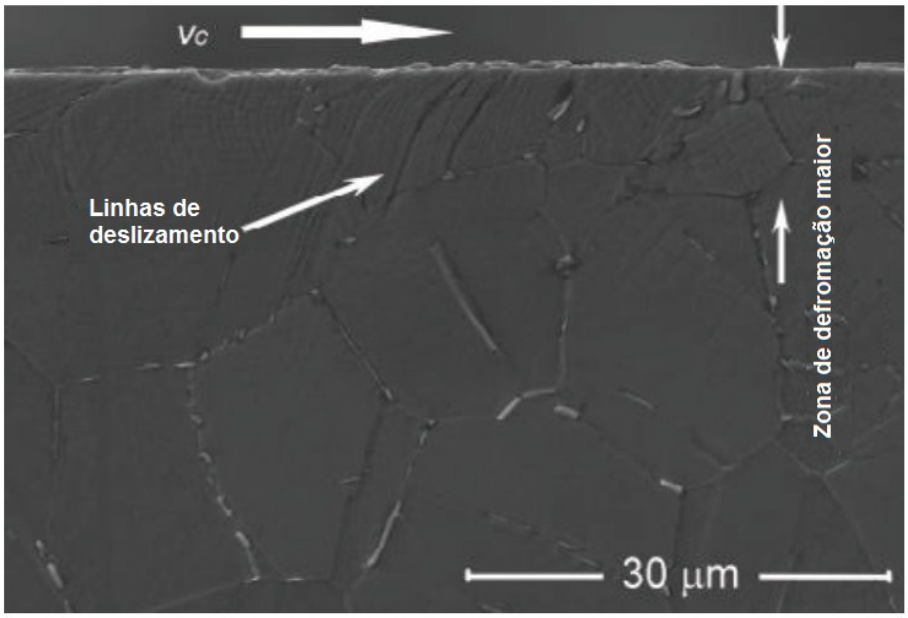
Fonte: Adaptado de Arunachalam, Mannan e Spowage, 2004

Arunachalan, Mannan e Spowage (2004) também verificaram que as peças usinadas a seco apresentaram tensões residuais trativas em ambas as velocidades de corte utilizadas: 150 m/min e 255 m/min. Durante a usinagem com refrigeração, pode-se notar tensões residuais compressivas ou baixas tensões residuais trativas.

2.6.4 Microdureza

Conforme citado por Loureiro (2015), a influência dos parâmetros de corte sobre a microdureza, apresenta tendência de ser maior na superfície do que em seu interior após o processo de usinagem em superligas de níquel, isso ocorre devido à baixa condutividade térmica da liga, que neutraliza a propagação do calor e da deformação para o interior da peça. Segundo Bushlya, Zhou e Stahl (2012), é possível verificar uma zona de deformação severa, adjacente à superfície usinada, a qual possui expressiva curvatura e alongamento do contorno de grão e linhas de deslizamento na direção da usinagem. Tal constatação pode ser analisada na figura 7. Essa zona de deformação normalmente se estende de 10µm a 15µm, e a intensidade dessa deformação bem como a sua espessura variam de acordo com a velocidade de corte.

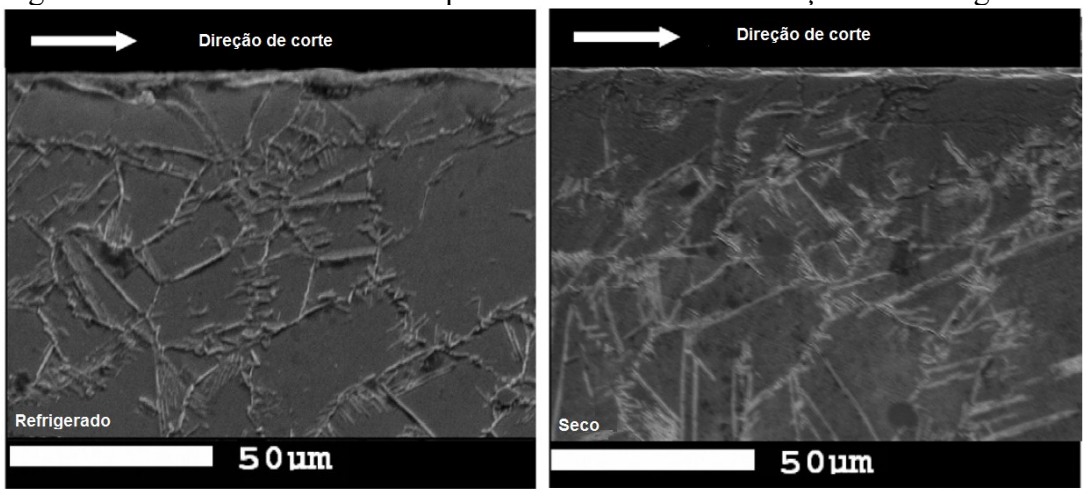
Figura 7 - Deformação na subsuperfície do Inconel 718 após usinagem com CBN revestido com TiN (v_c=250m/min e f= 0,1mm/rot.)



Fonte: Adaptado de Bushlya, Zhou e Stahl, 2012

Outro estudo a respeito da microestrutura da liga de Inconel foi realizado por Devillez et al. (2011), que compararam os efeitos da refrigeração e da falta dela no processo de usinagem. Os resultados observados apresentaram estrutura não homogênea do tamanho de grão, tendo ocorrido pouca deformação plástica dos contornos de grãos próxima à superfície usinada sob refrigeração. Nenhum dano significativo ou defeitos foram observados em ambas as condições, a seco e sob refrigeração. Na usinagem a seco, pode-se observar uma camada entre 10 e 20 μm abaixo da superfície usinada, um alongamento das estruturas de grãos e uma orientação direcional dos contornos de grão visíveis e mais significativos do que em condições sob refrigeração, conforme figura 8.

Figura 8 - Microestrutura na subsuperfície em diferentes condições de usinagem

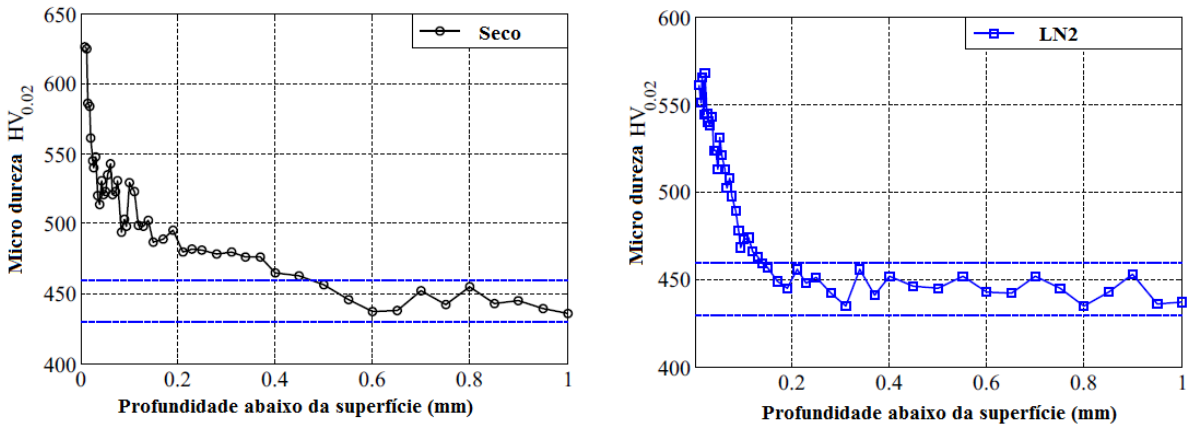


Fonte: Adaptado de Devillez et al., 2011

De acordo com os resultados obtidos na pesquisa realizada por Ezugwu et al. (2005), onde foram analisados os efeitos da usinagem de Inconel à seco e com alta pressão de refrigeração e velocidades de corte variando entre 250, 270 e 300 m/min, o endurecimento da superfície usinada até 0,2 mm de profundidade foi observado para ambos os casos. Esse fato está associado ao aumento da densidade de discordância devido a deformação plástica da superfície usinada. A deformação citada anteriormente se estende, em média, de 30 a 50 µm abaixo da superfície usinada com insertos de cerâmica sob alta pressão de refrigeração.

Visando avaliar a influência da refrigeração na rugosidade e na microdureza durante a usinagem de Inconel 718 com ferramentas cerâmicas de geometria redonda, Zhuang et al. (2015), consideraram três cenários: usinagem à seco, aquecimento por indução plasma e criogenia. Conforme pode-se observar na figura 9, o valor da microdureza na subsuperfície é menor quando se utiliza criogenia durante a usinagem.

Figura 9 - Efeito do LN2 e usinagem a seco na microdureza



Fonte: Adaptado de Zhuang et al., 2015

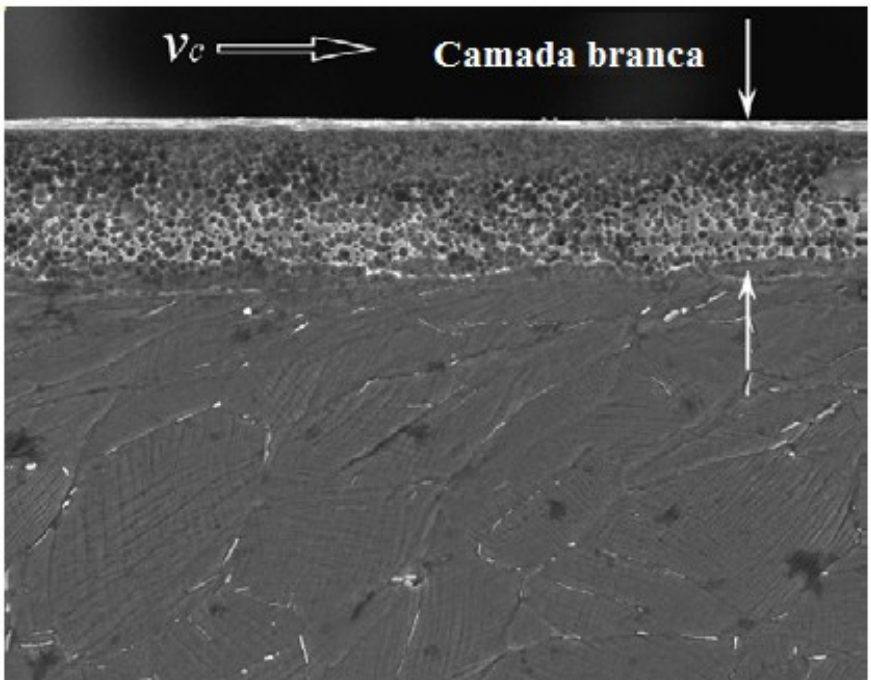
2.6.5 Camada branca

Segundo Bushlya, Zhou e Stahl (2012) a presença de camada branca na superfície usinada pode acarretar uma redução da vida em fadiga do componente em até seis vezes, sendo assim necessário incluir formação de camada branca no conjunto de parâmetros que caracterizam a integridade superficial.

De acordo com Axinite et al. (2006), a camada branca é resultante da concentração de calor relacionada à usinagem na subsuperfície da peça, aliada a baixa condutividade térmica do Inconel 718.

Segundo Loureiro (2015), camada branca é o nome dado ao fino extrato superficial de metal resistente ao ataque químico, e devido a isso aparece em branco durante a microscopia óptica, conforme figura 10. A formação de camada branca está geralmente associada a três fatores principais: O mecanismo de escoamento plástico, que produz uma estrutura homogênea ou refinada; devido ao aquecimento e têmpera; e a reações da superfície com o ambiente tais como: nitretação, carbonetação e sulcamento por oxidação.

Figura 10 - Formação de camada branca na usinagem do Inconel 718



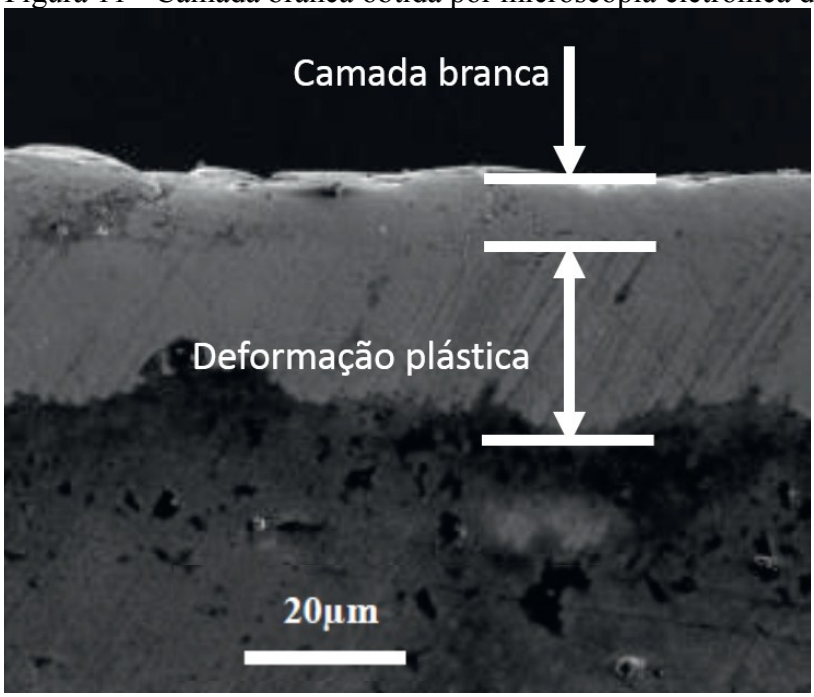
Fonte: - Adaptado de Bushlya et al., 2011

Loureiro (2015), aponta dois lados da formação de camada branca, um vantajoso do ponto de vista tribológico, pois proporciona aumento da dureza com estabilidade térmica, e um

nocivo causado por vazios e microtrincas que pode facilitar a nucleação de trincas bem como a sua propagação.

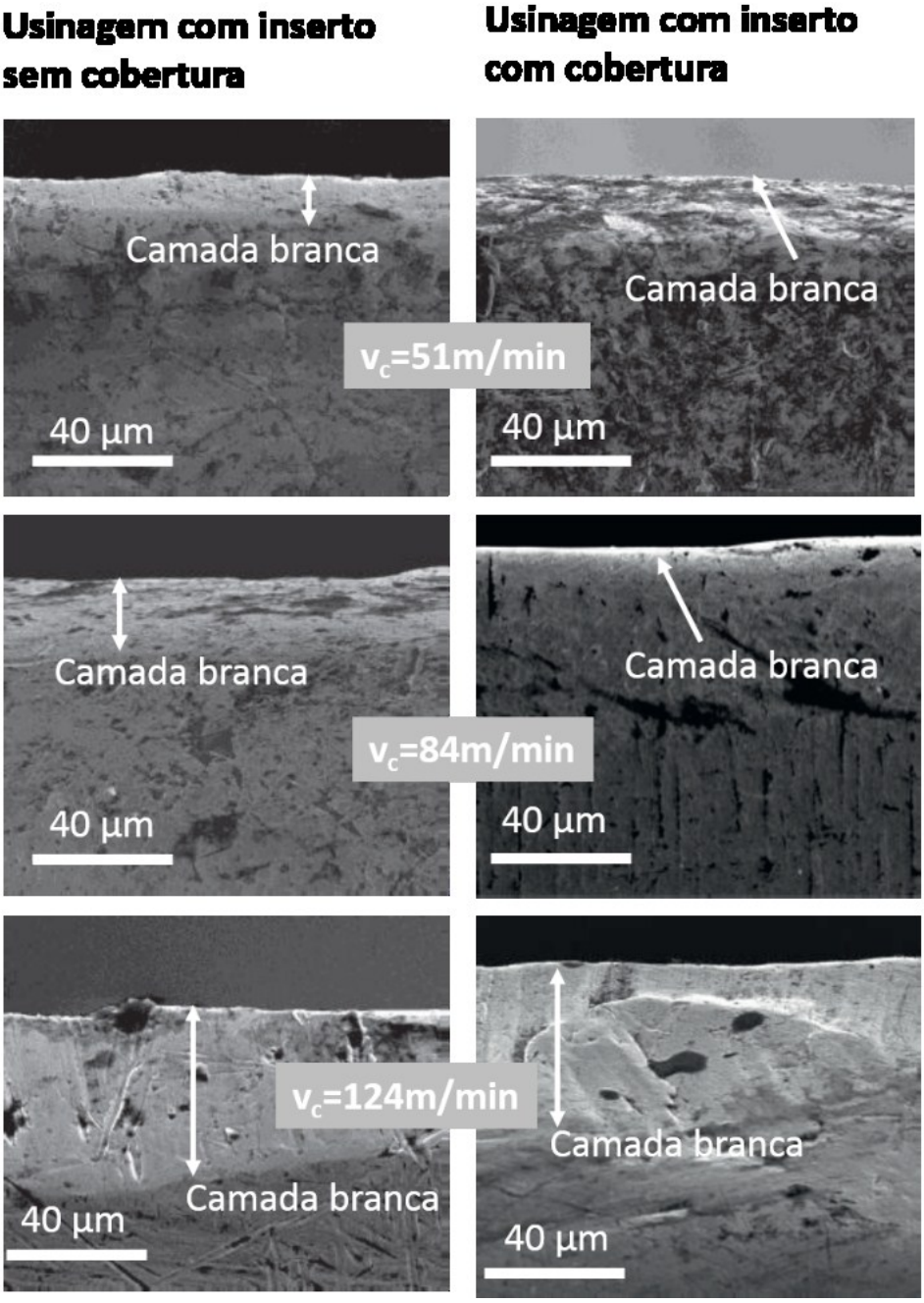
Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014), citam que a deformação plástica sofrida pelo material, durante a usinagem causada tanto por efeitos mecânicos quanto por térmicos, possui elevada influência na modificação estrutural do componente. Na figura 11, é possível notar a existência de três regiões após a usinagem a seco do Inconel: a camada branca, a região deformada plasticamente e parte do material que não sofreu com os efeitos da usinagem. A camada deformada logo abaixo da camada branca pode ser oriunda dos efeitos mecânicos ou térmicos gerados durante a usinagem, ou ainda uma combinação de ambos de acordo com os parâmetros de corte utilizados. Na figura 12, é possível observar a seção transversal usinada com diferentes velocidades de corte usando insertos de metal duro revestidos e sem revestimentos. Conforme a velocidade de corte é aumentada as espessuras, tanto da camada branca quanto da camada deformada plasticamente, se modificam. Isso se deve ao fato da elevação da temperatura na zona de corte, devido à baixa condutividade térmica do Inconel, e também do aumento do esforço de corte.

Figura 11 - Camada branca obtida por microscopia eletrônica de varredura



Fonte: Adaptado de Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014)

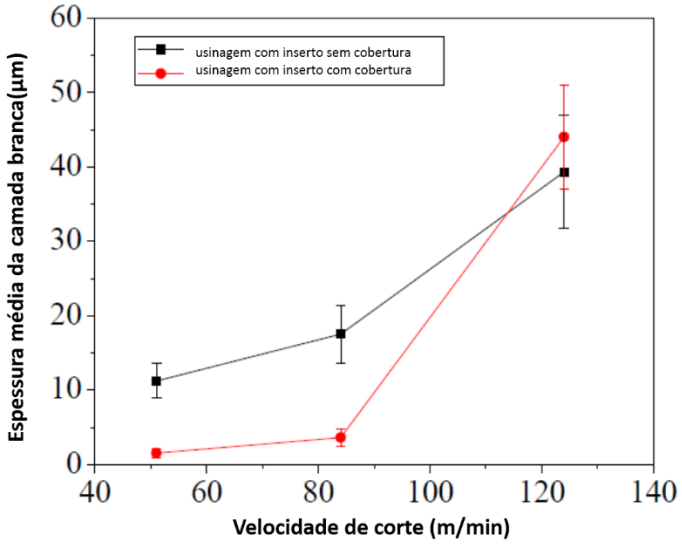
Figura 12 – Formação de camada branca durante usinagem com inserto com e sem cobertura



Fonte: Adaptado de Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014)

É possível, ainda, observar a influência da velocidade de corte na espessura da camada branca formada, avaliando a figura 13, sobre a influência da cobertura do inserto.

Figura 13 – Variação da espessura da camada branca conforme variação da velocidade de corte



Fonte: Adaptado de Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014)

Constata-se que em velocidades de corte abaixo de 124 m/min e com uso de inserto com revestimento, a espessura da camada branca formada foi menor. Isso ocorreu devido ao fato da cobertura do inserto possuir baixa condutividade térmica e ser capaz de reduzir o efeito térmico da usinagem no inserto.

3 METODOLOGIA

3.1 MATERIAL

Para realizar os experimentos, foram utilizadas quatro barras cilíndricas de Inconel 718 (VAT718A) solubilizadas e envelhecidas. As barras possuíam dimensões de 520 mm de comprimento e diâmetro de 50,8 mm.

A composição química do material e suas propriedades mecânicas são apresentadas nas tabelas 1 e 2 respectivamente.

Tabela 1 - Composição química da liga VAT718A usada no experimento (% em peso)

Material	C%	Si%	Mn%	Cr%	Ni%	Fe%	Cu%	Ti%	Al%	Mo%	Nb%
VAT718A	0,03	0,10	0,10	18,5	53,0	Rest.	0	1,00	0,50	3,00	5,10

Fonte: Villares Metals, 2018

Tabela 2 - Propriedades mecânicas da liga VAT718A

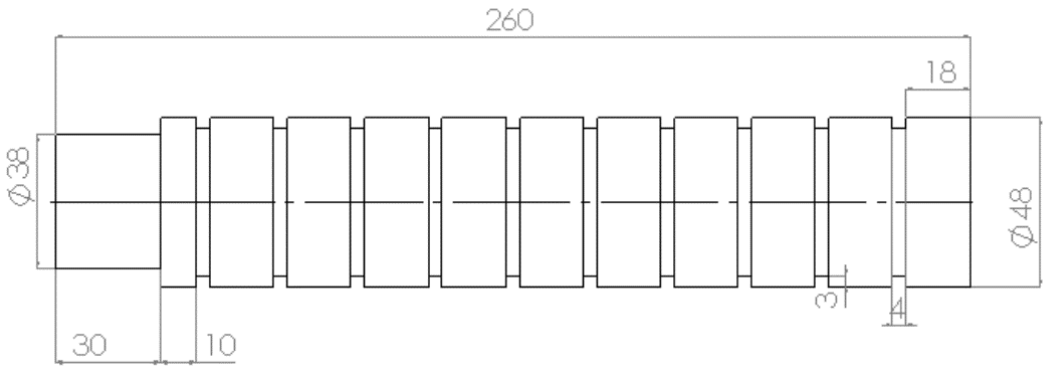
Material	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de Ruptura (MPa)	Dureza Média (HRc)
VAT718A	934	1227	39

Fonte: Villares Metals, 2016

3.1.1 Corpos de prova

Os corpos de prova foram previamente preparados conforme figura 14.

Figura 14 - Croqui do corpo de prova. Dimensões em mm



Fonte: Autor

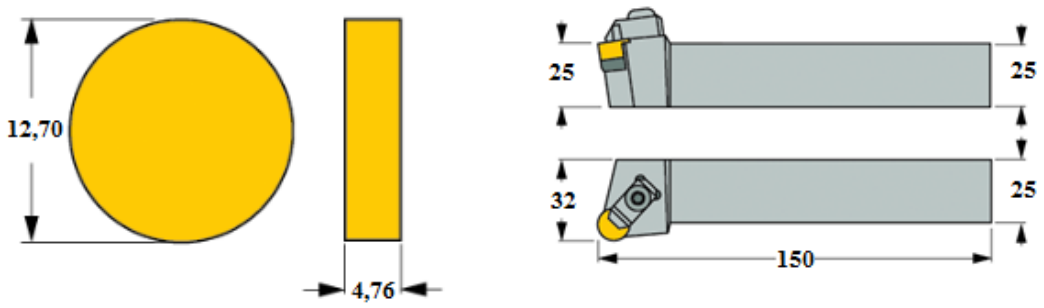
3.2 EQUIPAMENTO

Nesta seção serão apresentadas informações sobre os equipamentos utilizados para a realização dos experimentos como: ferramenta de corte, máquina de usinagem, sistema utilizado para refrigeração com LN2 e instrumentos de medição.

3.2.1 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 15 apresenta as dimensões principais da ferramenta de corte.

Figura 15 - Ferramenta e suporte utilizados para a realização dos experimentos. Dimensões em mm



Fonte: Autor “adaptado de” Iscar

3.2.2 Máquina operatriz

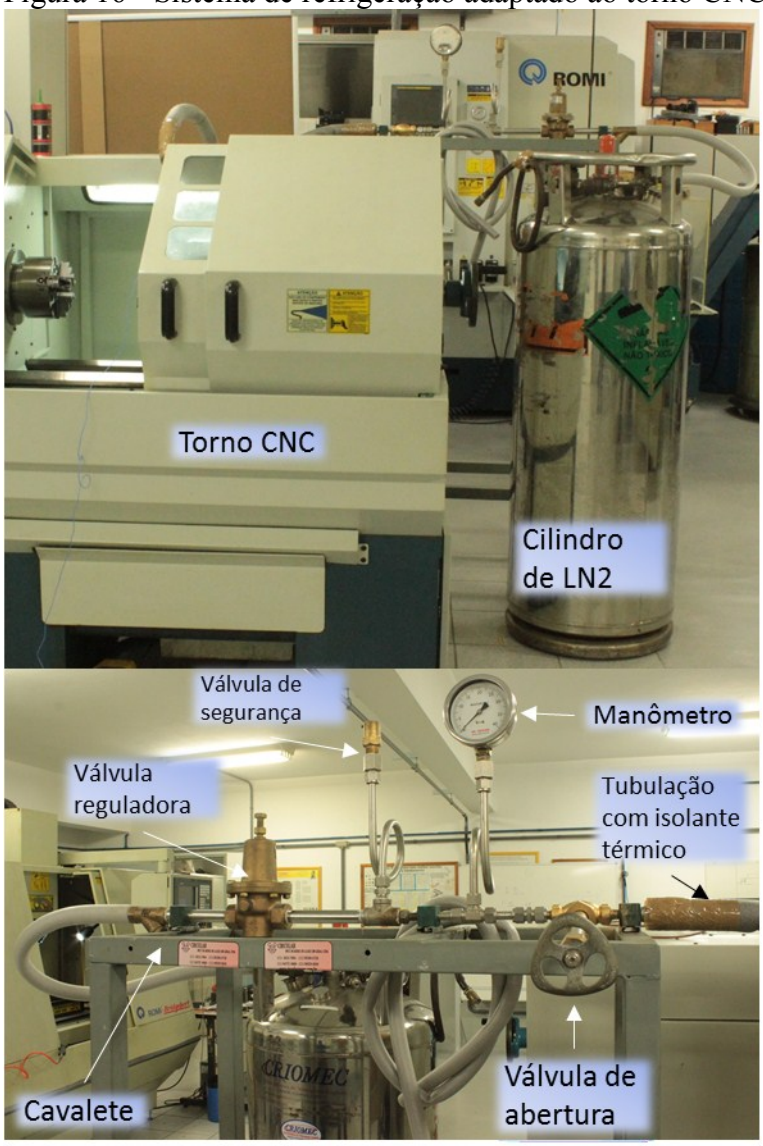
A máquina operatriz utilizada na realização dos experimentos foi o torno CNC fabricado pela empresa ROMI, modelo Centur 30D, com potência total instalada de 7,5 kW e rotação máxima de 4000 RPM.

3.2.3 Equipamento de 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 16 mostra o sistema de refrigeração montado próximo ao torno CNC.

Figura 16 - Sistema de refrigeração adaptado ao torno CNC



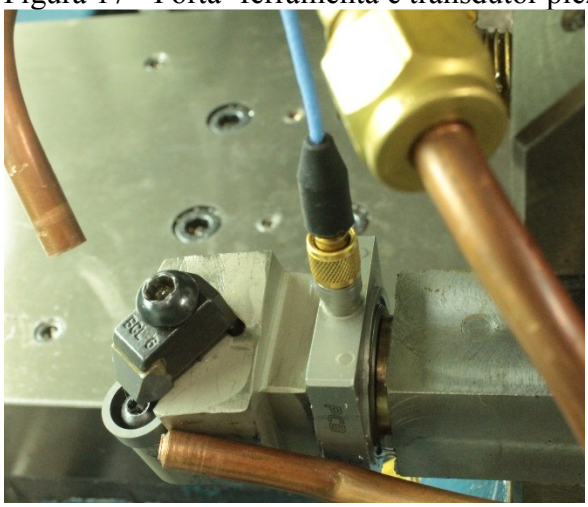
Fonte: Autor

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.

3.2.4 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 e calibrado pelo fornecedor PCB Piezotronics (Figura 17).

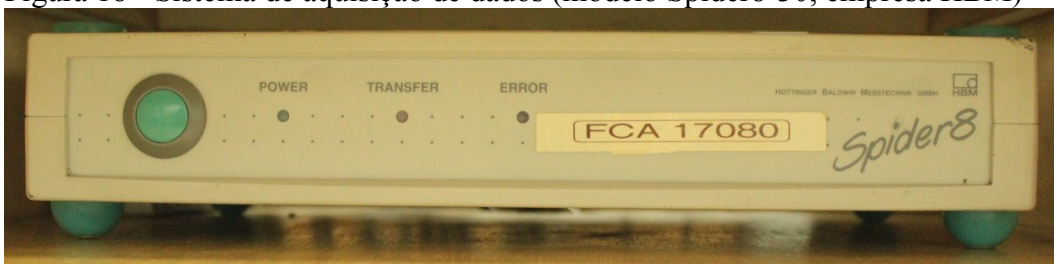
Figura 17 - Porta- ferramenta e transdutor piezoelétrico



Fonte: Autor

O controle e visualização dos dados de força foram obtidos utilizando o sistema de aquisição Spider8-30 e o software Catman, fabricado pela empresa HBM (Figura 18). A frequência de aquisição dos dados foi de 200 Hz.

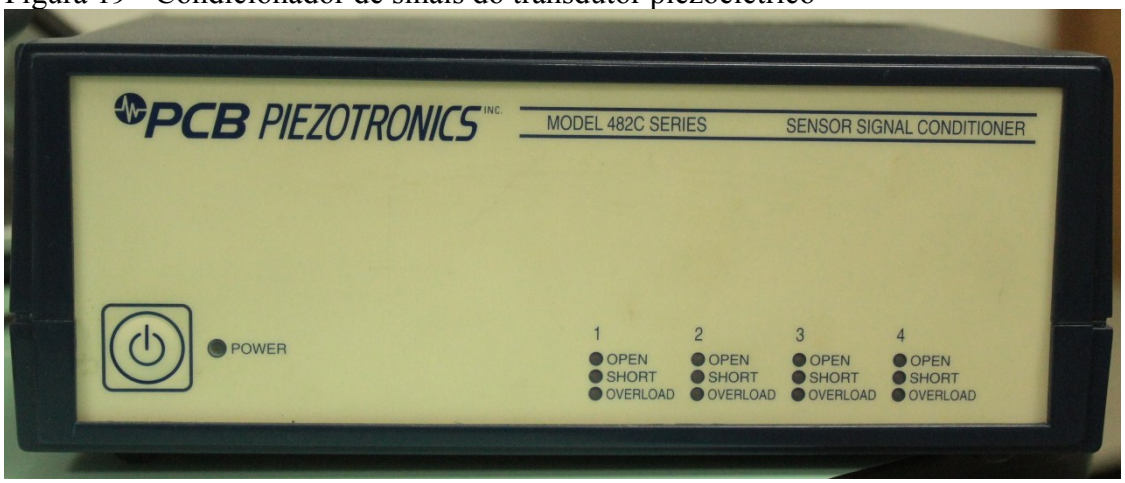
Figura 18 - Sistema de aquisição de dados (modelo Spider8-30, empresa HBM)



Fonte: Autor

Para o condicionamento de sinais do transdutor piezoelétrico foi utilizado o condicionador de sinais modelo PCB-482C da empresa PCB Piezotronics (Figura 19).

Figura 19 - Condicionador de sinais do transdutor piezoelétrico

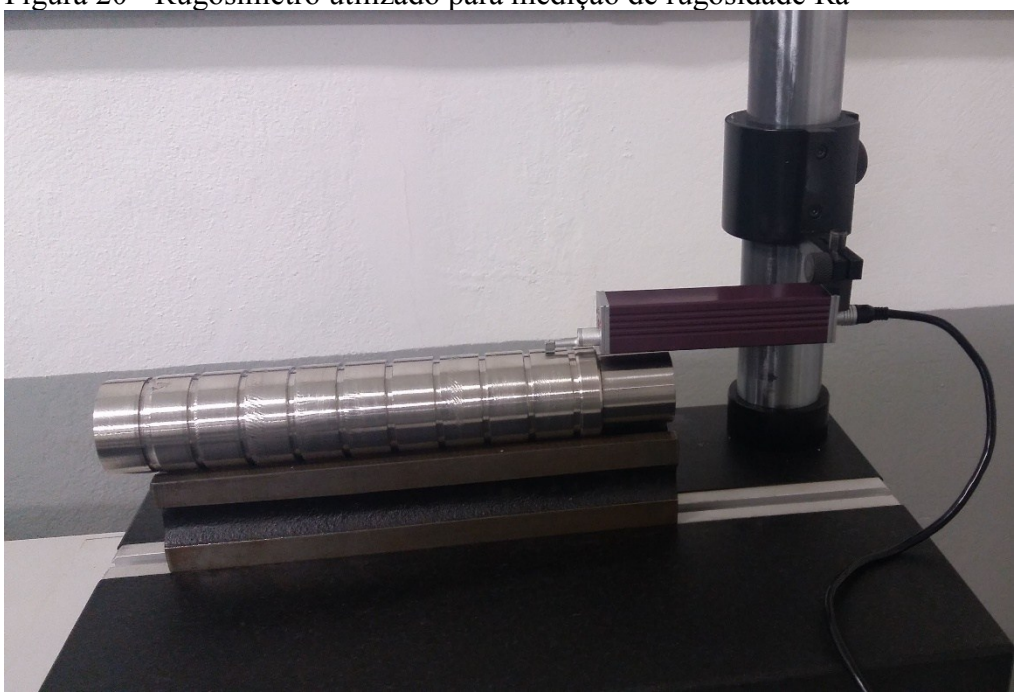


Fonte: Autor

3.2.5 Medição da rugosidade média

A medição da rugosidade foi realizada no centro do percurso do diâmetro usinado, utilizando um *cut-off* de 0,8 mm. Cada corpo de prova foi medido em três posições espaçados a 120° obtendo-se assim, o valor médio de rugosidade. O rugosímetro usado foi o modelo *Surftest* SJ-301 fabricado pela empresa Mitutoyo (Figura 20).

Figura 20 - Rugosímetro utilizado para medição de rugosidade Ra

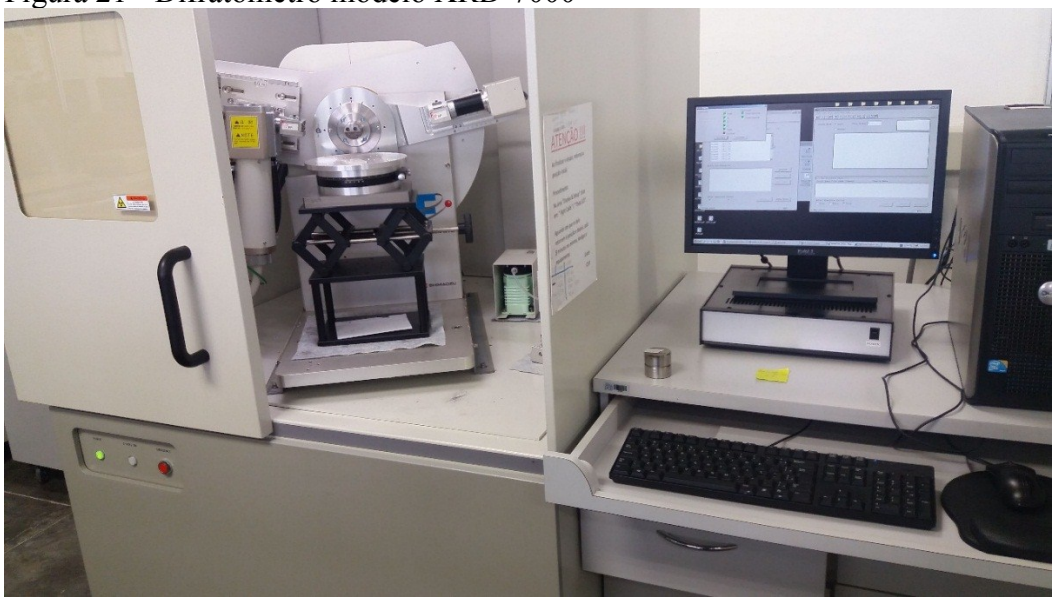


Fonte: Autor

3.2.6 Medição da tensão residual

O difratômetro utilizado para a medição dos corpos de prova foi o modelo XRD-7000 da empresa Shimadzu (Figura 21).

Figura 21 - Difratômetro modelo XRD-7000



Fonte: Autor

Os parâmetros utilizados para a medição da tensão residual são apresentados na Tabela 3.

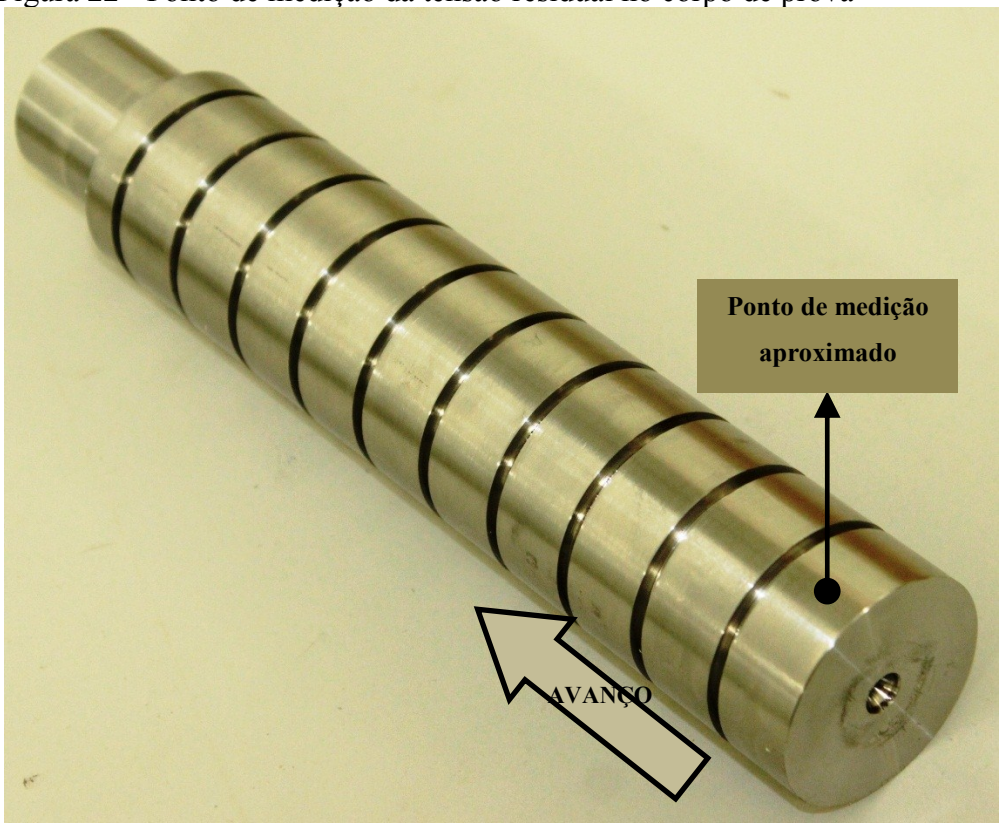
Tabela 3 - Parâmetros utilizados para medição da tensão residual no DRX

Parâmetro	Especificação
Material do Tubo raio X	Cromo
Material do Filtro	Vanádio
Ângulo de incidência (2ɵ)	128,5°
Fator K	-91,4
Inclinação ψ	25°;30°;35°;45°
Voltagem do tubo raio X	40 kV
Corrente do tubo raio X	30 mA
Velocidade de medição	2 graus/min
Percurso de medição	127° a 130°

Fonte: Autor

A medição da tensão residual foi realizada na superfície, aproximadamente, no centro de cada corpo de prova usinado, no sentido longitudinal (avanço da ferramenta) e no sentido circunferencial do corpo de prova (Figura 22).

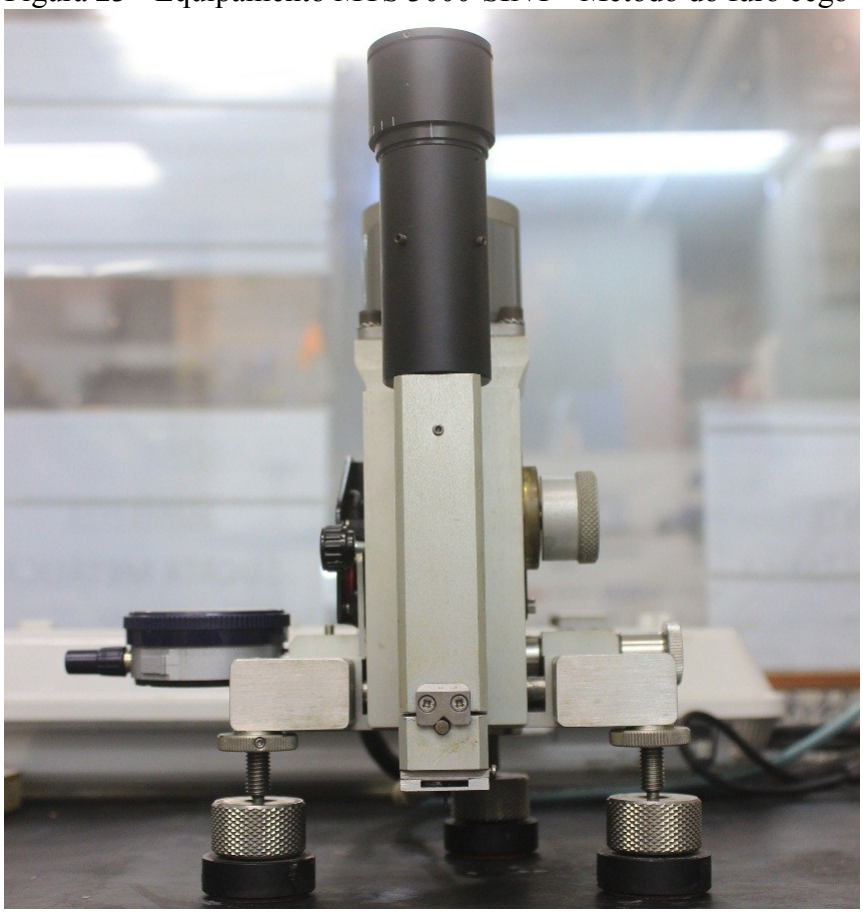
Figura 22 - Ponto de medição da tensão residual no corpo de prova



Fonte: Autor

Além da medição da tensão residual através de DRX, foi empregada também a medição pela técnica do furo cego, visando avaliar a tensão residual abaixo da superfície de usinagem. Para isso foi utilizado o dispositivo MTS 3000-SINT disponível no CLM da FEI (figura 23). O método consiste em medir as tensões residuais aliviadas captadas por strain-gages em formato de roseta, durante a usinagem de furo não passante no centro da roseta.

Figura 23 - Equipamento MTS 3000-SINT - Método do furo cego

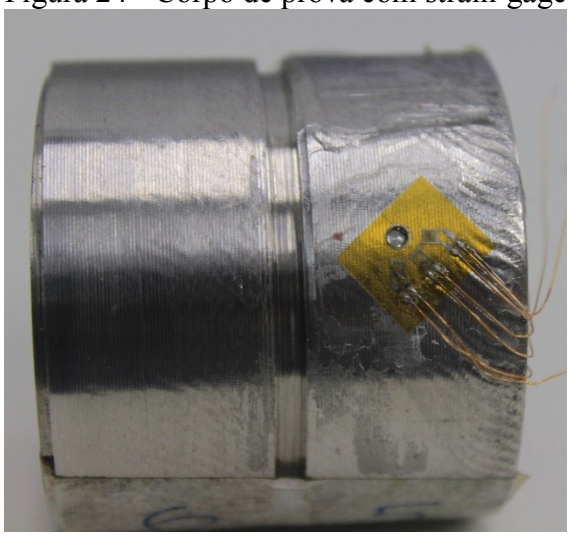


Fonte: Autor

A direção de colagem da roseta foi realizada de tal forma que o primeiro strain-gage, que compõe a roseta, estivesse posicionado na direção longitudinal de usinagem do corpo de

prova, servindo como referência para o posicionamento das tensões principais, conforme figura 24.

Figura 24 - Corpo de prova com strain-gage



Fonte: Autor

Os parâmetros utilizados para a realização do ensaio que permitiu a obtenção dos valores de tensão residual na subsuperfície são apresentados na tabela 4:

Tabela 4 - dados utilizados para medição do alívio das tensões pelo método do furo cego

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

3.2.7 Medição de microdureza e camada branca

Para avaliar a formação de camada branca e também para a medição de microdureza, foi realizado o embutimento de uma amostra cortada longitudinal e transversalmente dos corpos de prova, conforme figura 25.

Figura 25 - Corpo de prova embutido em baquelite

Fonte: Autor

Depois de embutidas, as amostras foram lixadas com o auxílio de máquina rotativa utilizando lixas com as granulações de 320, 400 e 600 respectivamente.

Para a realização do polimento foi utilizada a politriz rotativa, com pasta de diamante com granulação de 1 μm.

Após a realização do polimento foi realizado o ataque químico na superfície da peça com o reagente Kalling n°02 (250 ml álcool etílico, 250 ml de ácido clorídrico e 12,5 g de cloreto de cobre).

A verificação da camada branca nas amostras foi realizada utilizando-se um microscópio modelo BX60M fabricado pela empresa Olympus (Figura 30). A região analisada foi próxima à interface com a baquelite e amostra, a qual corresponde a superfície usinada nos experimentos.

O início de medição da microdureza 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 microdurômetro utilizado foi fabricado pela empresa Shimadzu de modelo HMV-2 (Figura 26) considerando HV0,05 (0,49 N).

Figura 26 - Microdurômetro

Fonte: Autor

Os valores das durezas foram obtidos pela média de três pontos equidistantes a 0,05 mm para cada distância informada anteriormente.

3.3 PROCEDIMENTO

Para a realização do experimento, foram definidas as condições fixas, variáveis dependentes e variáveis independentes, o planejamento estatístico e a preparação dos corpos de prova.

As condições e variáveis envolvidas no experimento foram:

a) Condições fixas:

Geometria e material utilizado no 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

Para realizar a análise estatística avaliando os efeitos dos parâmetros de corte sobre a integridade superficial dos corpos de prova usinados, o planejamento fatorial escolhido foi o delineamento central composto (DCC) com 6 amostras no ponto central, definindo o número de ensaios com base na regra $2^k + 2*k + m$, onde "k" é igual ao número de variáveis independentes e o "m" é o número de réplicas no ponto central. Foi utilizado essa classe de planejamento, pois de acordo com Atkinson e Donev (1992) esse delineamento é eficiente e requer um número baixo de ensaios para se encontrar os dados ótimos para o processo estudado.

Os parâmetros de corte definidos para a realização do experimento tiveram como base a recomendação do fabricante do inserto cerâmico, com exceção dos avanços que foram altos para a faixa de velocidade de corte utilizada, e ensaios experimentais preliminares, sendo:

a) Velocidade de corte: 30 m/min, 35 m/min e 40 m/min;

b) Avanço de corte: 0,2 mm/rot., 0,3 mm/rot. e 0,4 mm/rot.;

c) Profundidade de corte: 0,2 mm, 0,25 mm e 0,3 mm.

Com esses dados e com o uso do software *Statistica 13.2*, foi possível obter a tabela com os 20 tratamentos na sequência randômica de usinagem (Tabela 5). O número do tratamento com a informação (C) se refere a réplica no ponto central (total de 6 réplicas).

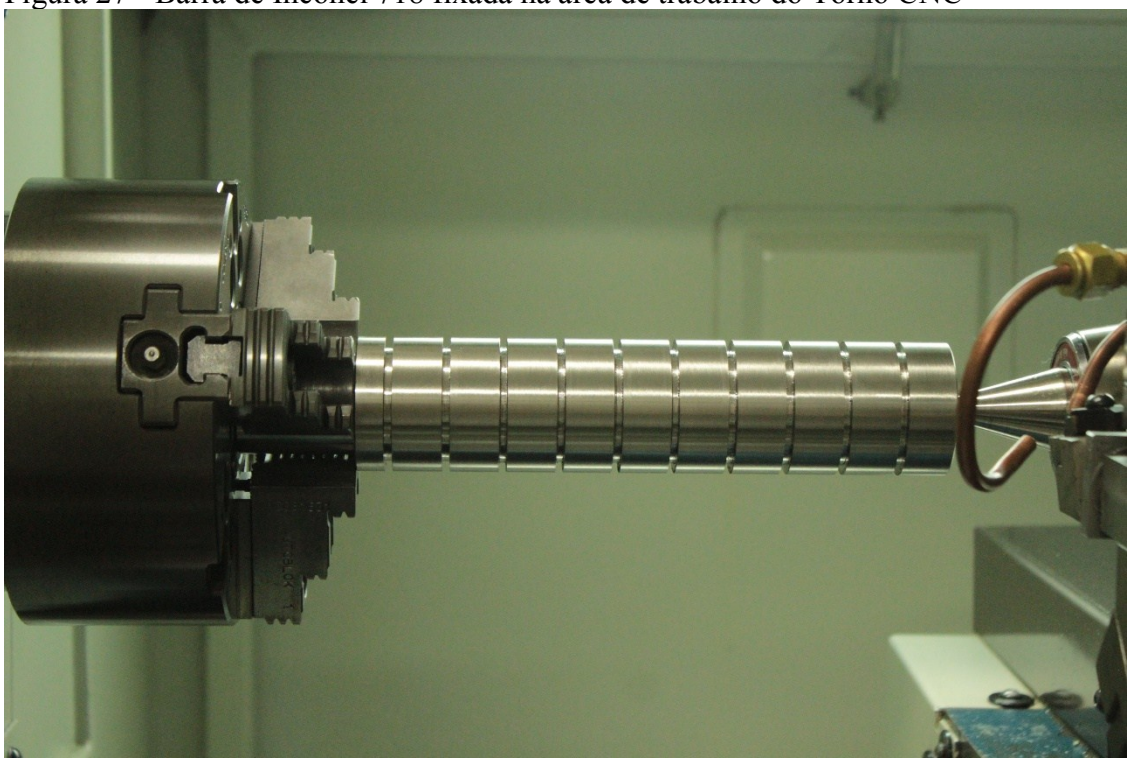
Tabela 5 - Delineamento experimental.

Sequência	**Corpo de prova**	**v_c (mm/min)**	**f (mm/rot.)**	**a_p (mm)**
1°	**9**	26,591	0,300	0,250
2°	**1**	30,000	0,200	0,200
3°	**11**	35,000	0,132	0,250
4°	**4**	30,000	0,400	0,300
5°	**17 (C)**	35,000	0,300	0,250
6°	**13**	35,000	0,300	0,166
7°	**12**	35,000	0,468	0,250
8°	**15 (C)**	35,000	0,300	0,250
9°	**7**	40,000	0,400	0,200
10°	**19 (C)**	35,000	0,300	0,250
11°	**2**	30,000	0,200	0,300
12°	**18 (C)**	35,000	0,300	0,250
13°	**6**	40,000	0,200	0,300
14°	**10**	43,409	0,300	0,250
15°	**5**	40,000	0,200	0,200
16°	**20 (C)**	35,000	0,300	0,250
17°	**3**	30,000	0,400	0,200
18°	**8**	40,000	0,400	0,300
19°	**16 (C)**	35,000	0,300	0,250
20°	**14**	35,000	0,300	0,334

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 as usinagens 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 32 mostra uma das 4 barras de Inconel 718 preparadas para a realização dos ensaios.

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, fixada a ferramenta de corte na torre de ferramentas (Figura 27). 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*.

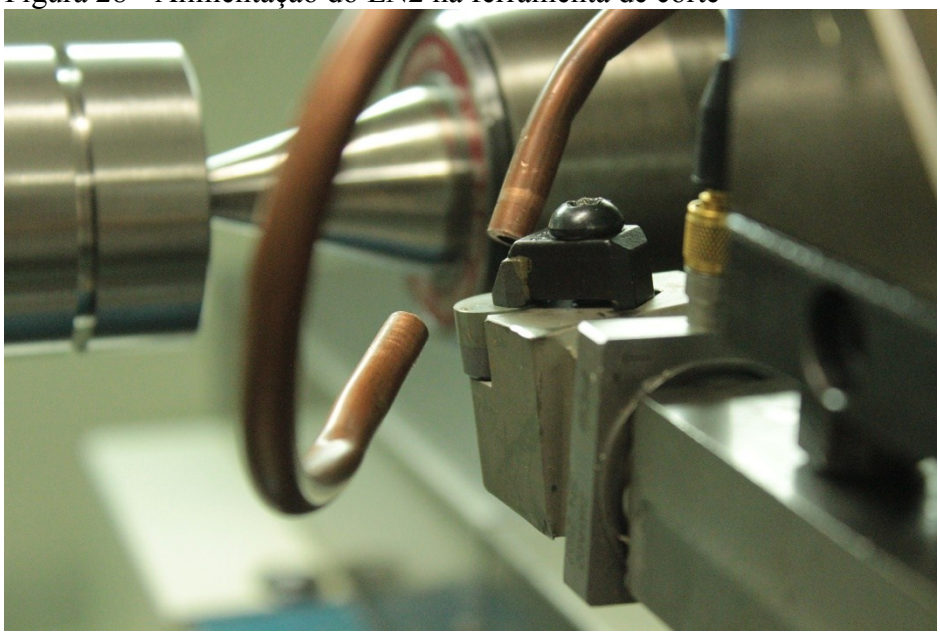
Figura 27 - Barra de Inconel 718 fixada na área de trabalho do Torno CNC



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 28).

Figura 28 - Alimentação do LN2 na ferramenta de corte



Fonte: Autor

3.3.1 Usinagem com LN2

Antes de iniciar a usinagem, a válvula de abertura do LN2 foi acionada aguardando até que o gás estivesse saindo com fluxo constante sob uma pressão de 1,5 bar.

A cada seção usinada (18 mm), a pastilha de cerâmica tinha sua posição alterada em aproximadamente 30º 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 5.

3.3.2 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 descrita anteriormente para a refrigeração com LN2 quanto a preparação da ferramenta de corte (mudança na posição em aprox. 30º) 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, tensão residual. A microdureza e presença de camada branca foram analisados somente nos pontos centrais.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Esta é a seção onde os principais resultados obtidos nos experimentos serão apresentados e analisados tendo como base a revisão bibliográfica.

4.1 FORÇAS DE USINAGEM

A tabela 6 apresenta os valores obtidos durante a usinagem dos corpos de prova com e sem LN2. As forças recebem a denominação de força de corte (Fc), força de avanço (Ff) e força de profundidade (Fp).

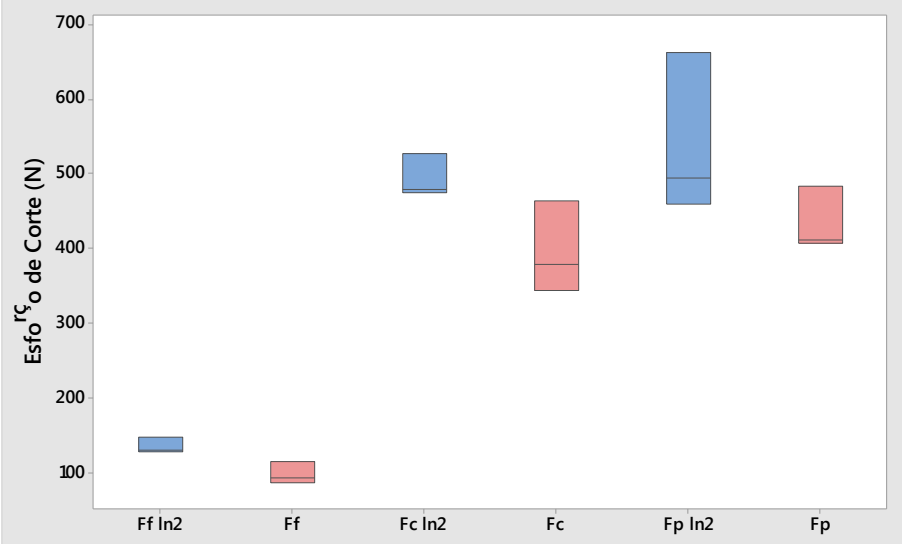
Tabela 6 - Resultados obtidos das forças durante a usinagem

Corpo de prova	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)	Ff (N)	Fc (N)	Fp (N)	Ff LN2 (N)	Fc LN2 (N)	Fp LN2 (N)
9	26,591	0,300	0,250	74	305	331	94	377	494
1	30,000	0,200	0,200	57	235	418	91	336	526
11	35,000	0,132	0,250	53	221	479	97	343	595
4	30,000	0,400	0,300	97	389	385	135	514	583
17 (C)	35,000	0,300	0,250	98	344	406	149	527	662
13	35,000	0,300	0,166	89	354	414	134	716	852
12	35,000	0,468	0,250	134	555	547	269	948	865
15 (C)	35,000	0,300	0,250	77	464	484	130	479	494
7	40,000	0,400	0,200	109	468	469	154	621	608
19 (C)	35,000	0,300	0,250	93	379	412	128	475	461
2	30,000	0,200	0,300	126	202	411	172	259	778
18 (C)	35,000	0,300	0,250	98	344	406	149	527	662
6	40,000	0,200	0,300	70	192	611	78	301	948
10	43,409	0,300	0,250	49	161	355	66	330	674
5	40,000	0,200	0,200	61	91	242	108	209	549
20 (C)	35,000	0,300	0,250	77	464	484	130	479	494
3	30,000	0,400	0,200	48	138	402	76	410	689
8	40,000	0,400	0,300	53	269	751	95	474	1000
16 (C)	35,000	0,300	0,250	93	379	412	128	475	461
14	35,000	0,300	0,334	111	247	787	155	406	997

Conforme apresentado na Tabela 6, os maiores valores de esforços de corte foram encontrados na componente força de penetração durante a usinagem a seco, 787 N, e durante a usinagem com LN2, 997 N. A força de penetração, de maneira geral, 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.

A figura 29 apresenta o valor médio com a dispersão das componentes das forças medidas durante a usinagem no ponto central do experimento (v_c=30m/min; f=0,25 mm/rot. e a_p = 0,2). É possível observar que os valores das forças de usinagem a seco foram menores quando comparados a usinagem utilizando LN2.

Figura 29 – Média dos esforços de usinagem para LN2 e a seco no ponto central



Fonte: Autor

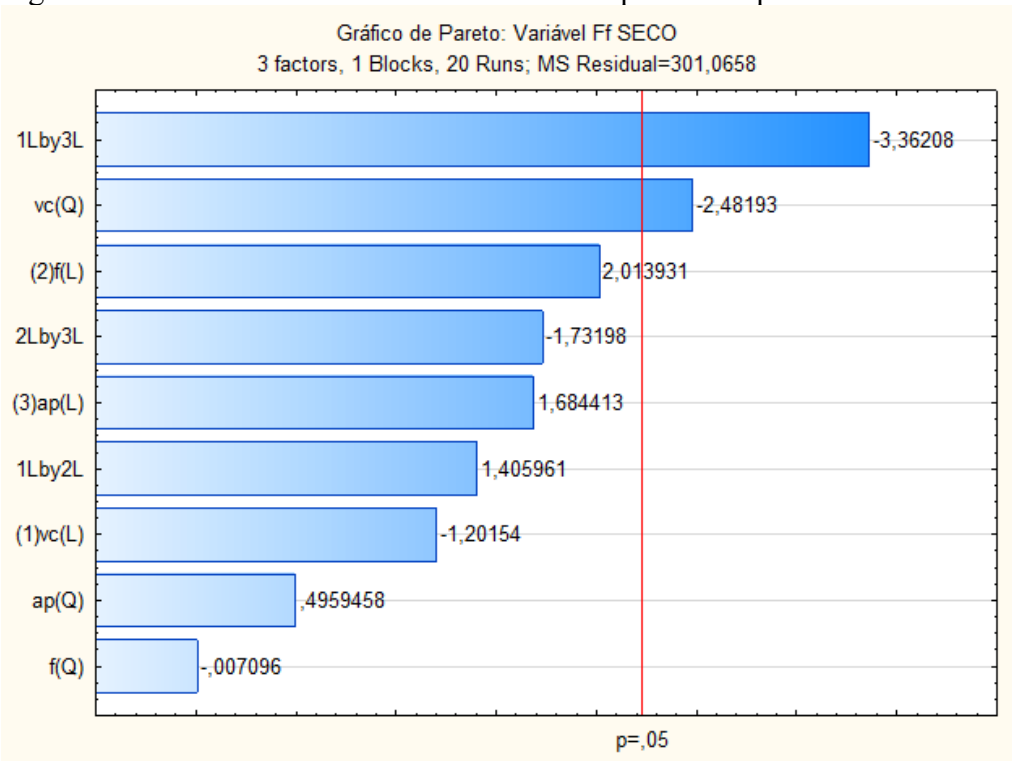
Estes resultados estão de acordo com os obtidos por Pusavec et al., 2015, Devillez et al., 2011, Pawade et al., 2007, Costes et al.,2007, Madariaga et al.,2014 e Zhou et al., 2014, conforme as respectivas observações apresentadas a seguir:

Pusavec et al. (2015) observaram que maiores forças de usinagem são obtidas durante a usinagem com LN2, já que a superfície a ser usinada apresenta temperatura muito baixa em sua zona de corte causando endurecimento da superfície e aumentando a tensão de cisalhamento. Devillez et al. (2011) citam que o aumento da temperatura na zona de corte durante a usinagem a seco resulta na diminuição das propriedades mecânicas da peça que, por sua vez, gera menores esforços de corte ao se comparar com os valores obtidos durante a usinagem com LN2. Pawade et al. (2007), encontraram maiores valores para a componente da força de corte (Fc), quando comparado com as outras duas componentes relacionadas as forças geradas durante a usinagem. Os parâmetros de corte utilizados pelos pesquisadores eram distintos dos utilizados no desenvolvimento dessa pesquisa, entretanto nota-se que para as velocidades de corte que utilizaram (de 125 m/min a 475 m/min), as forças de usinagem eram significativamente maiores conforme o avanço (f) era aumentado (Fc de 800 N para f = 0,15 mm/rot; Fc de 450 N para f = 0,15). Durante a condução deste experimento foram obtidas magnitudes diferentes para as forças de usinagem, tendo a força de profundidade (Fp) o maior valor quando comparado as

outras duas componentes estudadas. Conforme citado anteriormente a maior área de contato durante a usinagem, pode ter sido o fator determinante para a obtenção desse resultado, uma vez que estudiosos como Costes et al. (2007), Madariaga et al. (2014) e Zhou et al. (2014), citam que a ferramenta de corte com geometria redonda tende a aumentar a área de contato na zona de corte, elevando dessa maneira a força de penetração.

Para a usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,76 e R^2 ajustado de 0,54, o gráfico de Pareto da figura 30 apresentou a velocidade de corte (v_c) e o avanço (f) como as variáveis independentes com maior influência nos resultados para a força de avanço.

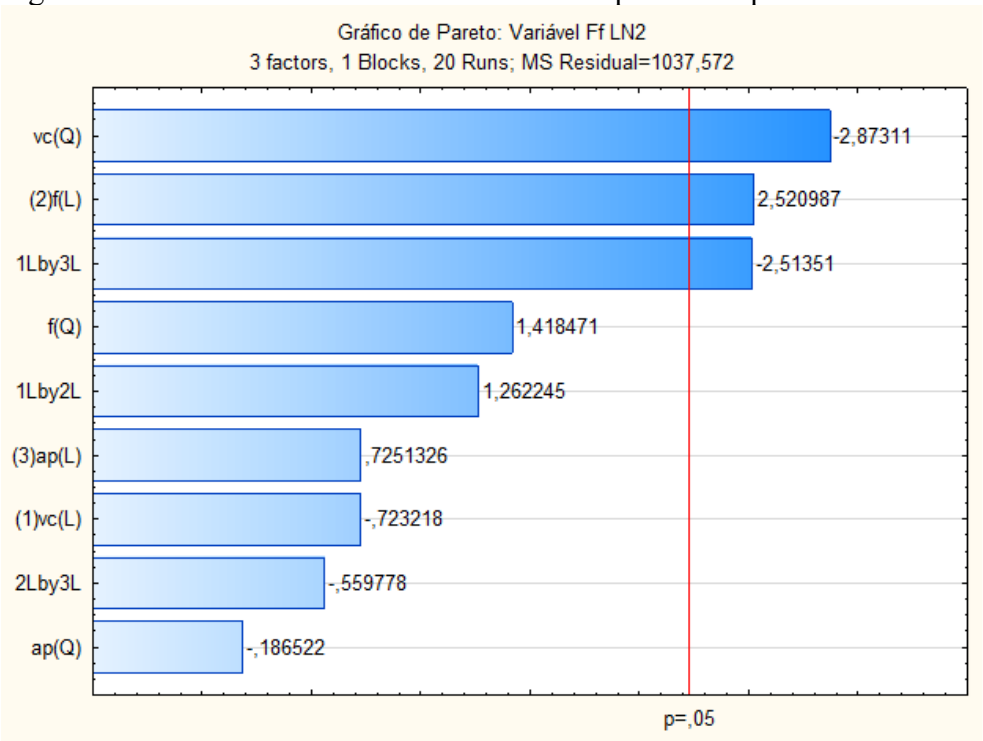
Figura 30 – Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Ff a seco



Fonte: Autor

Para a usinagem criogênica, a análise de variância com 95% de confiança R^2 de 0,73 e R^2 ajustado de 0,49, o gráfico de Pareto da figura 31 apresentou o avanço (f) e a velocidade de corte (v_c) como as variáveis independentes com maior influência nos resultados para a força de avanço.

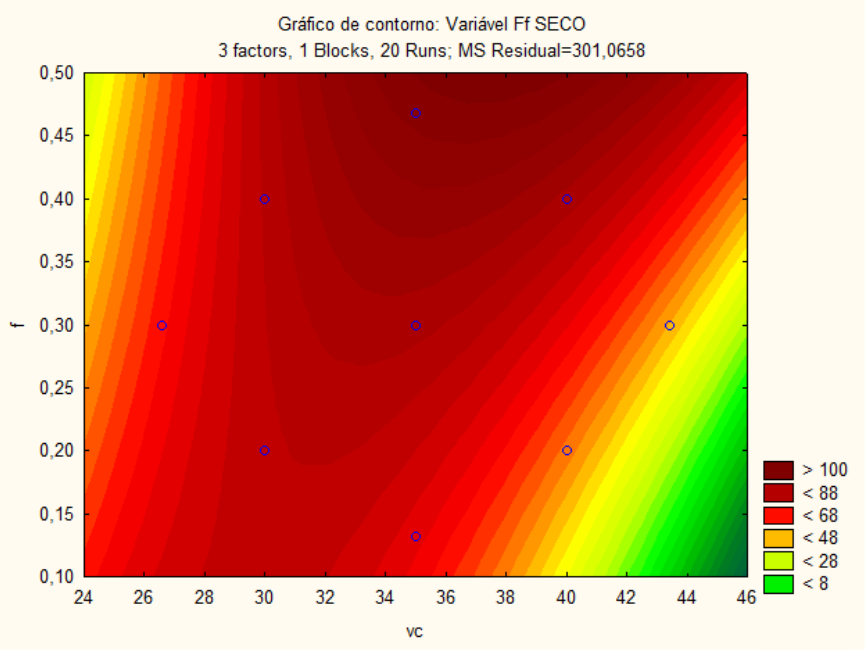
Figura 31 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Ff com LN2



Fonte: Autor

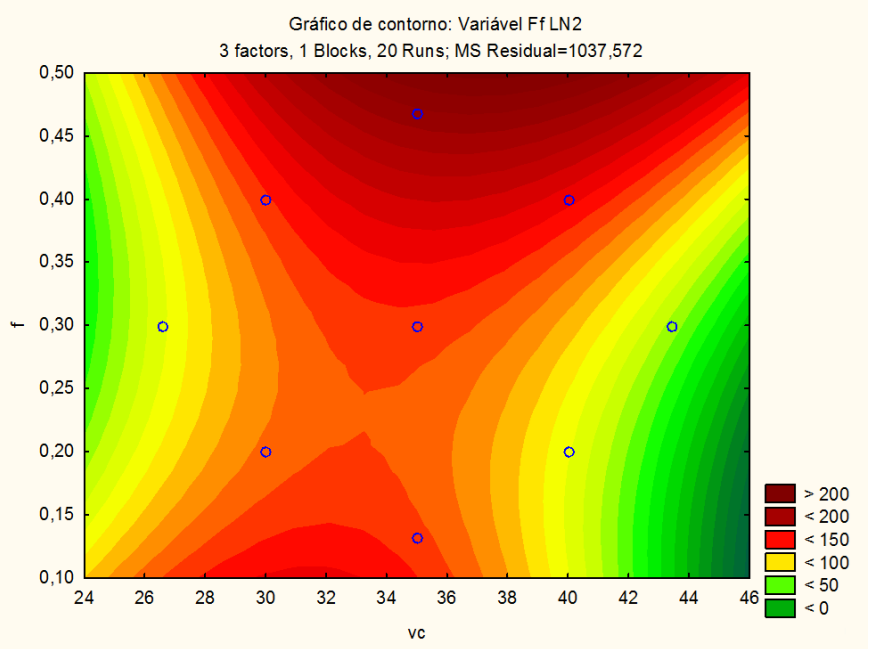
Os gráficos de contorno (figura 32 e figura 33) mostram que para obtenção de menores forças de avanço durante a usinagem deve-se aumentar a velocidade de corte. Essa afirmação pode ser observada na pesquisa de Pawade et al. (2007), pois mesmo utilizando velocidades de corte superiores a utilizadas nesse experimento, houve a obtenção de menores valores na componente da força de avanço, o que pode ser explicado pelo aumento do calor gerado na zona de corte graças ao aumento da velocidade de corte. E conforme citado por Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) e Xavier (2010), o aumento da temperatura na zona de corte é responsável por reduzir a dureza, assim como, o esforço mecânico necessário para a remoção do cavaco o que gera, como consequência, menores forças de corte encontradas durante a usinagem.

Figura 32 – Gráfico de contorno para a variável Ff considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem a seco



Fonte: Autor

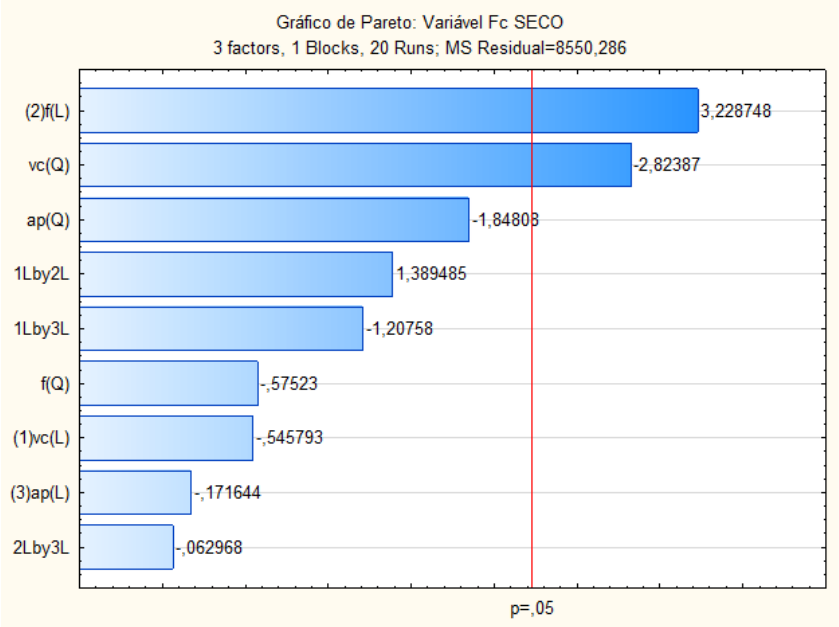
Figura 33 - Gráfico de contorno para a variável Ff considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem com LN2



Fonte: Autor

Para a usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,71 e R^2 ajustado de 0,45, o gráfico de Pareto da figura 34 apresentou o avanço (f) e a velocidade de corte (v_c) como as variáveis independentes com maior influência nos resultados para a força de corte.

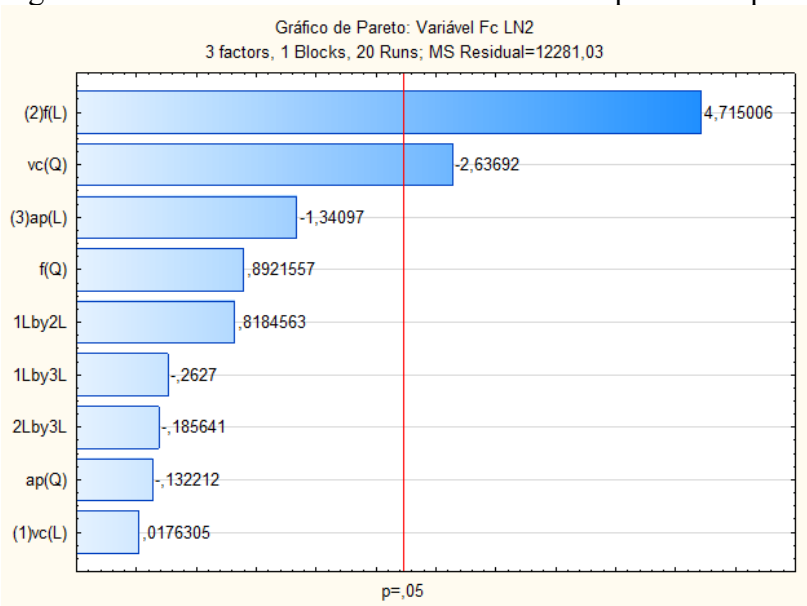
Figura 34 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fc a seco



Fonte: Autor

Para a usinagem criogênica, a análise de variância com 95% de confiança R^2 de 0,77 e R^2 ajustado de 0,56, o gráfico de Pareto da figura 35 apresentou o avanço (f) e a velocidade de corte (v_c) como as variáveis independentes com maior influência nos resultados para a força de corte.

Figura 35 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fc com LN2

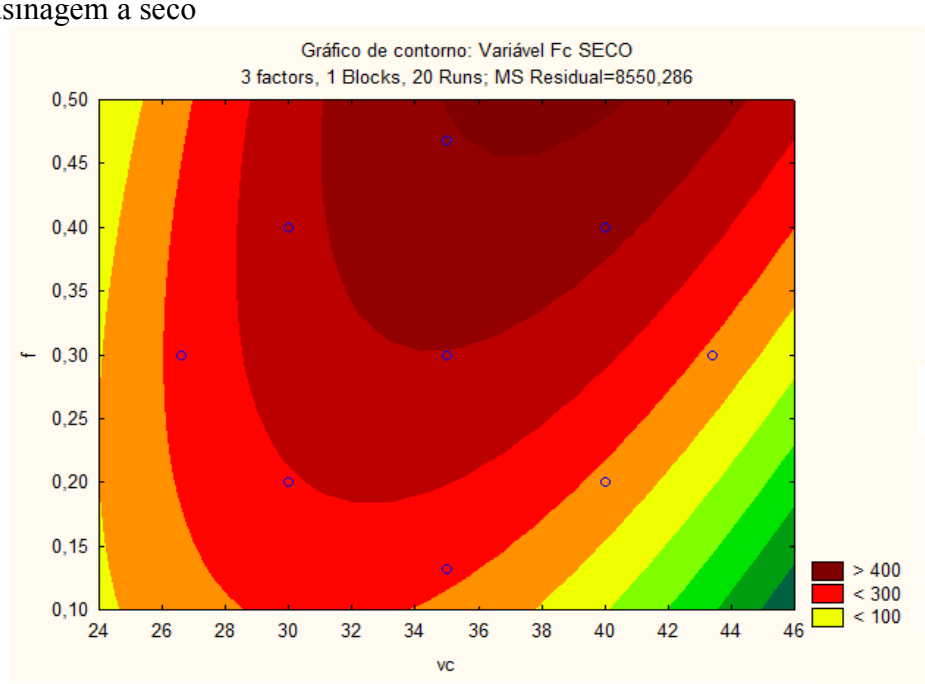


Fonte: Autor

Os gráficos de contorno (figura 36 e figura 37) relacionando as variáveis mais significativas nesse experimento, mostram que para obtenção de menores forças de corte

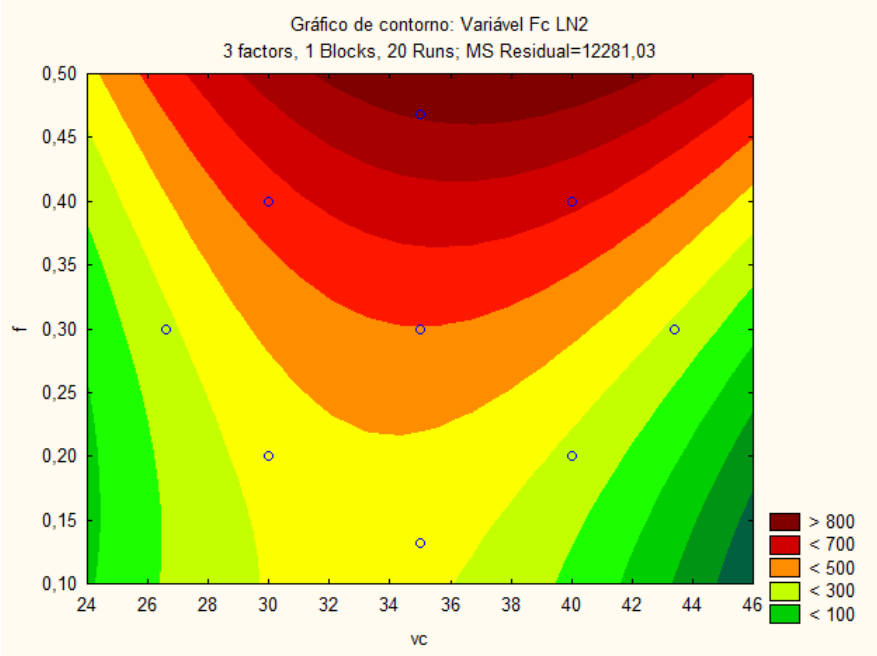
durante a usinagem deve-se aumentar a velocidade de corte. Thakur e Gangopadhyay (2015), citaram que menores valores de velocidade de corte tendem a resultar em maiores esforços durante a usinagem de superligas a base de níquel, o que pode ser explicado devido ao maior atrito da ferramenta de corte e a peça usinada; tal atrito é reduzido quando se utiliza maiores velocidades de corte. Amini, Fatemi e Atefihigh (2014) citam que o avanço de corte tem grande influência sobre a força de corte, o que pode ser reforçado através da tabela 6, onde é possível observar que o maior valor para a força de corte foi obtido quando se utilizou o maior avanço de corte durante a usinagem.

Figura 36 - Gráfico de contorno para a variável Fc considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem a seco



Fonte: Autor

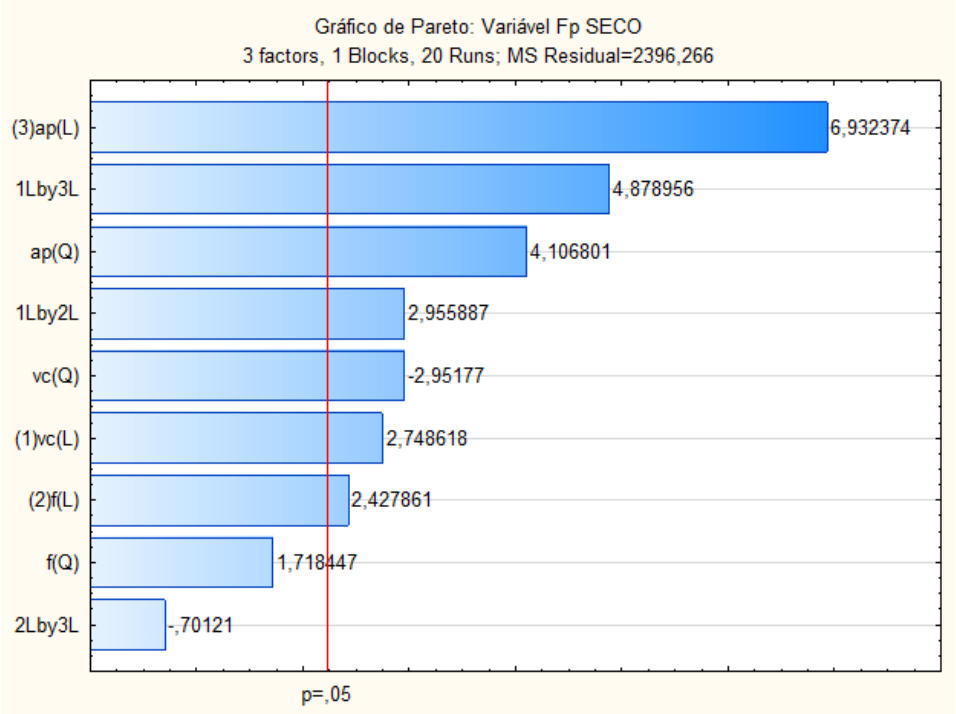
Figura 37 - Gráfico de contorno para a variável Fc considerando as variáveis independentes f x v_c na usinagem com LN2



Fonte: Autor

Para a usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R² de 0,93 e R² ajustado de 0,86, o gráfico da figura 38 apresentou a velocidade de corte (v_c) como a variável independente com maior influência nos resultados para a força de penetração.

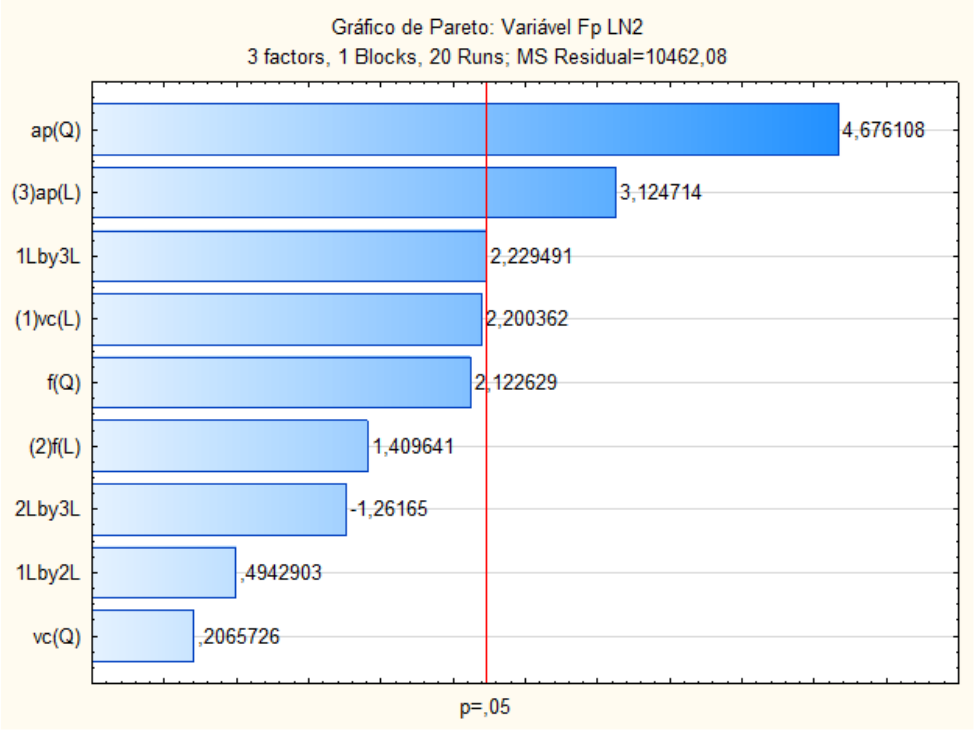
Figura 38 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fp a seco



Fonte: Autor

Para a usinagem criogênica, a análise de variância com 95% de confiança R^2 de 0,83 e R^2 ajustado de 0,67, o gráfico da figura 39 apresentou a velocidade de corte (v_c) e a profundidade de corte (a_p) como as variáveis independentes com maior influência nos resultados para a força de penetração.

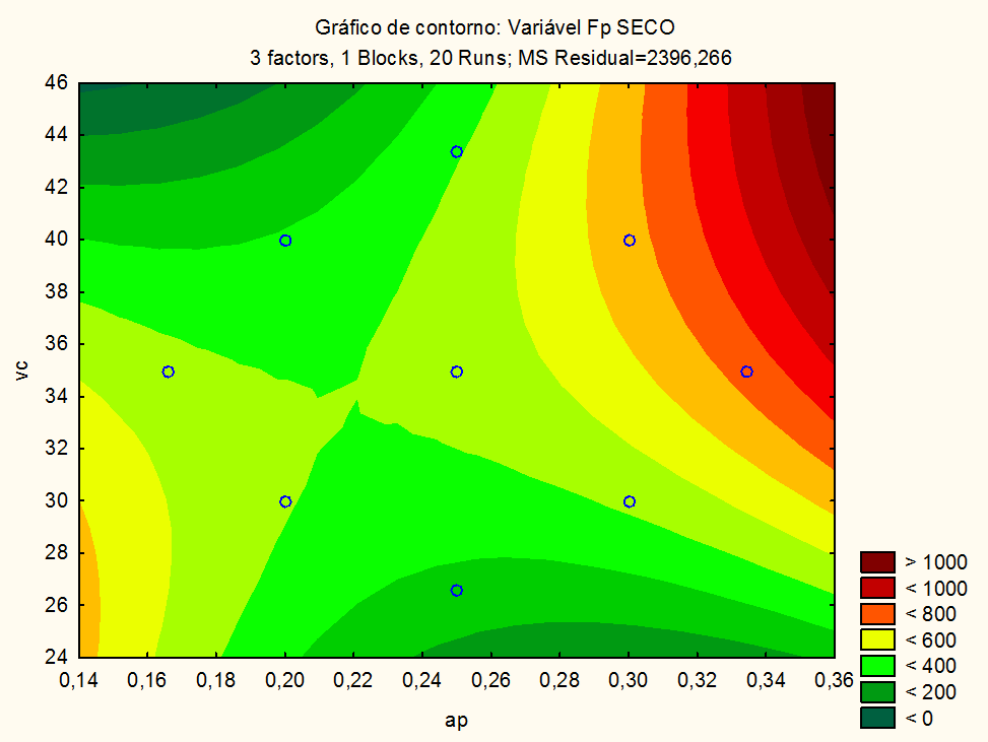
Figura 39 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Fp com LN2



Fonte: Autor

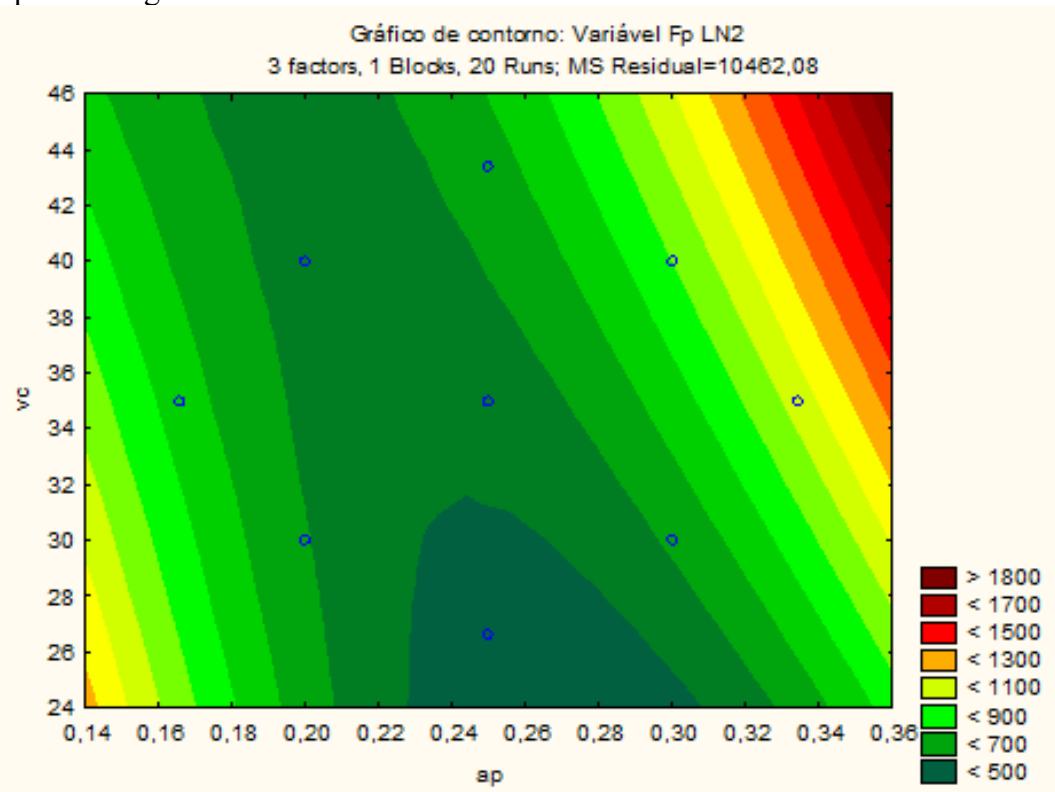
A seguir são apresentados os gráficos de contorno (figura 40 e figura 41) relacionando as variáveis mais significativas para a força de profundidade. Conforme citado por Costes et al. (2007), Madariaga et al. (2014) e Zhou et al. (2014) o grande raio da ponta da ferramenta também contribuiu para significância da profundidade de corte na variável Fp, o que pode ser reforçado pela tabela 6, quando os maiores valores de Fp foram encontrados utilizando a maior profundidade de corte (a_p).

Figura 40 - Gráfico de contorno para a variável Fp considerando as variáveis independentes a_p x v_c na usinagem a seco



Fonte: Autor

Figura 41 - Gráfico de contorno para a variável Fp considerando as variáveis independentes f x ap na usinagem com LN2



Fonte: Autor

Com base nos resultados obtidos nos experimentos, pode-se constatar que o avanço de corte foi a variável independente com maior influência nas forças geradas durante a usinagem do Inconel 718. A velocidade de corte também apresentou elevada influência sobre os valores das forças obtidas durante os ensaios.

As forças de usinagem foram maiores durante a usinagem com LN2 devido ao resfriamento da zona de corte causando a elevação da deformação plástica. Esse aumento na deformação plástica tende a gerar tensão residual compressiva o que favorece a vida em fadiga do material usinado (ULUTAN e OZEL, 2011).

4.2 RUGOSIDADE

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 7 apresenta a média dos resultados de rugosidade Ra dos corpos de prova usinados com LN2 e a seco.

Tabela 7 - Resultado da rugosidade Ra após usinagem

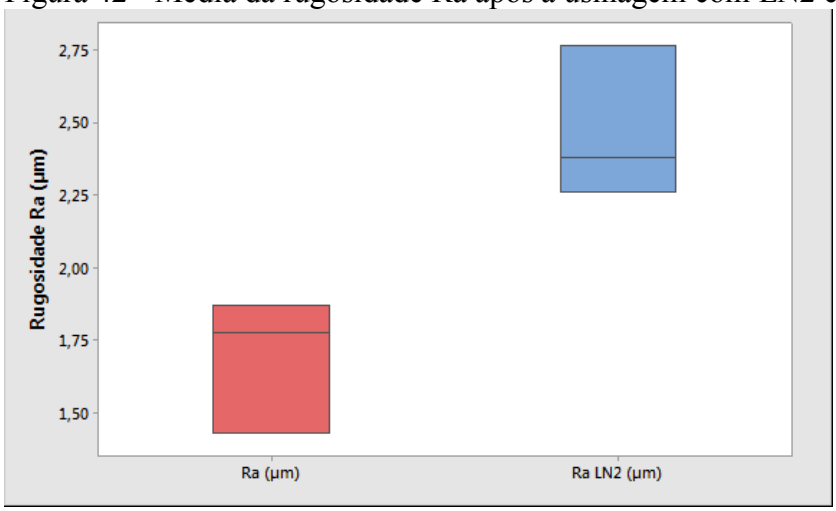
Corpo de prova	**v_c (m/min)**	**f (mm/rot)**	**a_p (mm)**	**Ra LN2 (µm)**	**Ra (µm)**
9	26,591	0,300	0,250	1,51	0,90
1	30,000	0,200	0,200	2,40	1,81
11	35,000	0,132	0,250	2,48	1,81
4	30,000	0,400	0,300	2,71	1,98
17 (C)	35,000	0,300	0,250	2,77	1,87
13	35,000	0,300	0,166	2,10	1,62
12	35,000	0,468	0,250	5,28	3,76
15 (C)	35,000	0,300	0,250	2,38	1,78
7	40,000	0,400	0,200	2,65	1,98
19 (C)	35,000	0,300	0,250	2,26	1,43
2	30,000	0,200	0,300	1,66	1,23
18 (C)	35,000	0,300	0,250	2,77	1,87
6	40,000	0,200	0,300	1,92	1,17
10	43,409	0,300	0,250	2,90	2,00
5	40,000	0,200	0,200	2,69	1,90
20 (C)	35,000	0,300	0,250	2,38	1,78
3	30,000	0,400	0,200	1,99	1,45
8	40,000	0,400	0,300	2,39	1,65
16 (C)	35,000	0,300	0,250	2,26	1,43
14	35,000	0,300	0,334	2,99	2,20

Fonte: Autor

Nota-se que as maiores rugosidades foram obtidas quando a usinagem foi realizada com LN2, e dentre elas a maior rugosidade (5,28 µm), ocorreu quando foi utilizado o maior avanço (0,468 mm/rot). A maior rugosidade para a usinagem a seco (3,76 µm), também ocorreu durante a utilização do maior avanço.

Na figura 42 pode-se observar que o valor da rugosidade durante a usinagem com LN2 foi superior ao encontrado durante a usinagem a seco. Essa análise foi realizada no ponto central do experimento (v_c=30m/min; f=0,25 mm/rot. e a_p = 0,2).

Figura 42 - Média da rugosidade Ra após a usinagem com LN2 e a seco no ponto central



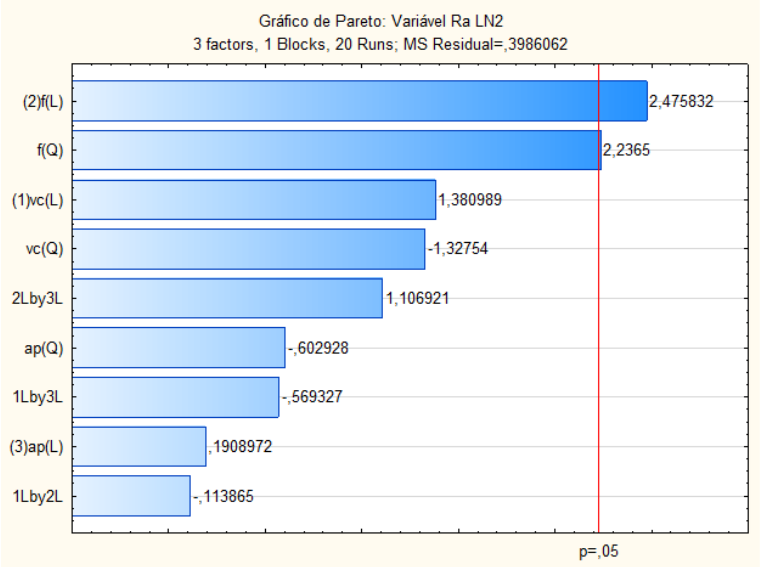
Fonte: Autor

Foi possível observar a vibração de alguns corpos de prova durante a usinagem com LN2 devido ao aumento da dureza na zona de corte causado pela baixa temperatura, bem como maiores esforços de corte, o que por sua vez causou maior rugosidade. Pesquisadores como Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) e Xavier (2010) também obtiveram o mesmo resultado durante a realização de seus experimentos. Durante a usinagem a seco, a temperatura na zona de corte se eleva causando um amolecimento do material responsável por reduzir os esforços de corte e consequentemente reduzindo a vibração, que por sua vez, influencia na obtenção de menores valores de rugosidade Ra.

Zhuang et al. (2015), no entanto, obtiveram melhores resultados relacionados a rugosidade durante a usinagem combinando LN2 e MQL, quando comparado aos valores obtidos durante a usinagem a seco nesta pesquisa. Tal resultado pode estar associado ao menor efeito da refrigeração criogênica aplicada diretamente na zona de corte.

Para avaliar os efeitos das variáveis independentes na rugosidade após a usinagem criogênica, realizou-se uma análise de variância com 95% de confiança R^2 de 0,64 e R^2 ajustado de 0,31, o gráfico da figura 43 apresentou o avanço (f) como a variável independente com maior influência nos resultados para rugosidade.

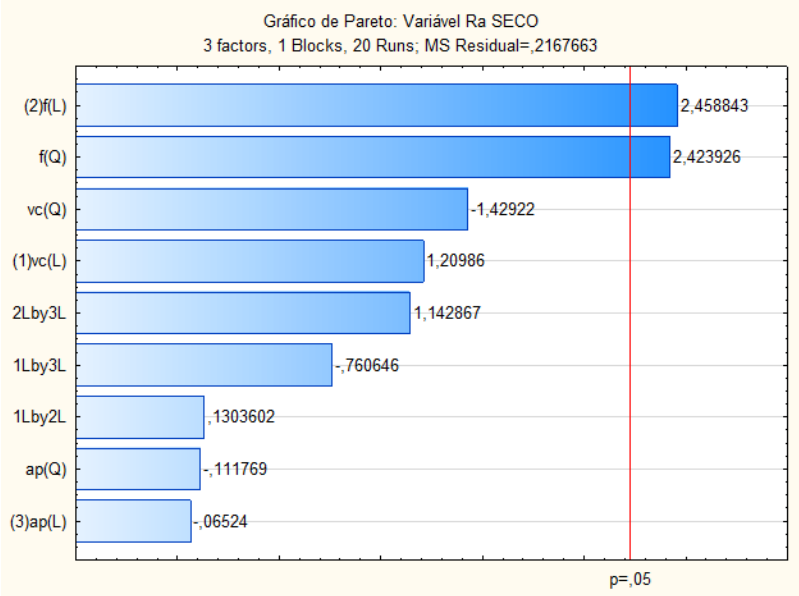
Figura 43 – Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Rugosidade Ra com LN2



Fonte: Autor

Para avaliar os efeitos das variáveis independentes na rugosidade superficial após a usinagem a seco, realizou-se uma análise de variância com 95% de confiança R^2 de 0,64 e R^2 ajustado de 0,32, o gráfico da figura 44 apresentou o avanço como a variável independente com maior influência nos resultados para rugosidade.

Figura 44 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para Rugosidade Ra a seco



Fonte: Autor

É possível observar que em ambos os casos a rugosidade Ra está relacionada com o avanço da ferramenta de corte, pois esse foi a única variável independente que apresentou mais de 95% de confiança.

Da mesma forma que os valores obtidos neste experimento, Pusavec et al. (2015), apontaram que o avanço de corte é a variável com a maior influência sobre a rugosidade superficial. Pawade et al. (2007), citam que o avanço de corte e o raio da ferramenta têm elevada influência na qualidade da superfície usinada do ponto de vista da rugosidade Ra, e apontaram ainda que a qualidade da superfície usinada é maior (menor rugosidade) quando são utilizadas velocidades de corte mais elevadas, tomando como base os parâmetros de corte que utilizaram no experimento (velocidade de corte de 125 m/min a 475 m/min, avanço de 0,05 mm/rot a 0,15 mm/rot e profundidade de corte de 0,50 mm a 1,0 mm), sem citar a presença de vibração durante a condução dos seus testes.

4.3 TENSÃO RESIDUAL

Os valores das tensões residuais obtidas por DRX após a usinagem com LN2 e a seco são apresentados na tabela 8.

Tabela 8 - Tensões residuais após a usinagem a seco e com LN2

Corpo de prova	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)	Tensão Longitudinal (MPa)	Tensão Circunferencial (MPa)	Tensão Longitudinal LN2 (MPa)	Tensão Circunferencial LN2 (MPa)
9	26,591	0,300	0,250	308,00	912,00	311,00	1059,00
1	30,000	0,200	0,200	-794,00	690,00	-353,00	945,00
11	35,000	0,132	0,250	-702,00	872,00	-208,00	1111,00
4	30,000	0,400	0,300	735,00	857,00	861,00	1076,00
17 (C)	35,000	0,300	0,250	360,00	450,00	372,00	758,00
13	35,000	0,300	0,166	-646,00	685,00	-387,00	967,00
12	35,000	0,468	0,250	505,00	812,00	844,00	1068,00
15 (C)	35,000	0,300	0,250	372,00	319,00	419,00	610,00
7	40,000	0,400	0,200	797,00	384,00	830,00	799,00
19 (C)	35,000	0,300	0,250	156,00	386,00	227,00	716,00
2	30,000	0,200	0,300	-499,00	794,00	-585,00	981,00
18 (C)	35,000	0,300	0,250	360,00	450,00	372,00	758,00
6	40,000	0,200	0,300	-941,00	249,00	-975,00	546,00
10	43,409	0,300	0,250	463,00	912,00	432,00	1100,00
5	40,000	0,200	0,200	-373,00	920,00	-403,00	931,00
20 (C)	35,000	0,300	0,250	372,00	319,00	419,00	610,00
3	30,000	0,400	0,200	232,00	414,00	270,00	661,00
8	40,000	0,400	0,300	223,00	452,00	139,00	727,00
16 (C)	35,000	0,300	0,250	156,00	386,00	227,00	716,00
14	35,000	0,300	0,334	57,00	544,00	165,00	799,00

Fonte: Autor

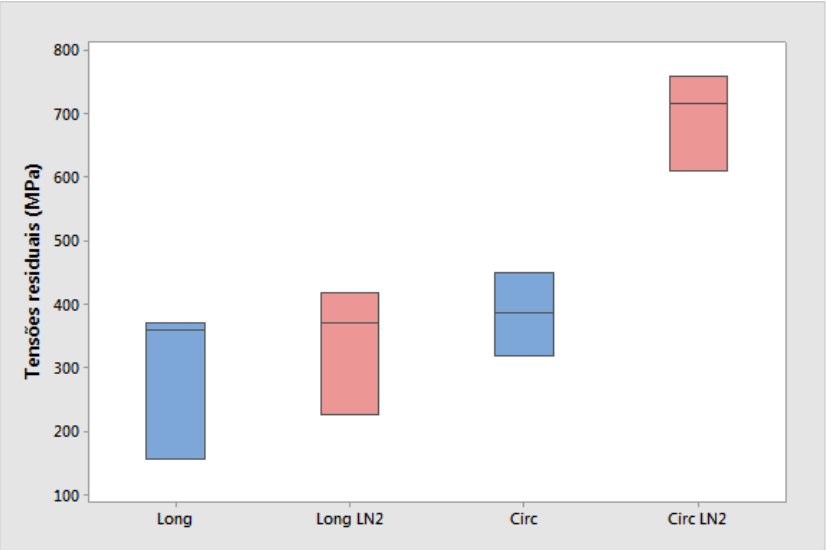
Analisando os dados obtidos através da análise de DRX, é possível observar que os maiores valores de tensão residual ocorreram no sentido circunferencial. Segundo Zhou et al. (2014), tensões tendem a ser maiores no sentido circunferencial devido a alta influência da velocidade e profundidade de corte.

Tanto para a usinagem a seco quanto para usinagem com LN2 houve uma quantidade considerável de valores de tensão residual compressiva longitudinal para os mesmos parâmetros de corte. Zhou et al. (2014), citam que em suas pesquisas foram observados valores de tensão residual trativa e compressiva, e Bushlya et al. (2012), atribui a presença de tensão residual compressiva na superfície à geometria da ferramenta de corte, em especial a insertos redondos que proporcionam à superfície um elevado grau de deformação. Arunachalam et al. (2004), observaram esse mesmo efeito em seus experimentos.

A figura 45 apresenta os valores médios das tensões residuais longitudinais e circunferências nos pontos centrais para os corpos de prova usinados com LN2 e a seco. É possível notar que, de maneira geral, os valores de tensão residual durante a usinagem com LN2 foram mais elevadas do que durante a usinagem a seco. Observa-se ainda que a magnitude da

tensão residual circunferencial foi mais elevada quando comparada a tensão residual longitudinal e essa diferença foi mais acentuada quando se avalia os resultados da usinagem com LN2. Arunachalam, Mannan e Spowage (2004), estudaram o efeito da temperatura na tensão residual do Inconel 718 e concluíram que, o uso de fluido refrigerante para reduzir a temperatura na zona de corte que é responsável por gerar maiores tensões trativas.

Figura 45 - Média dos valores de tensão residual no sentido circunferencial e longitudinal com o uso de LN2 e usinagem a seco nos pontos centrais.



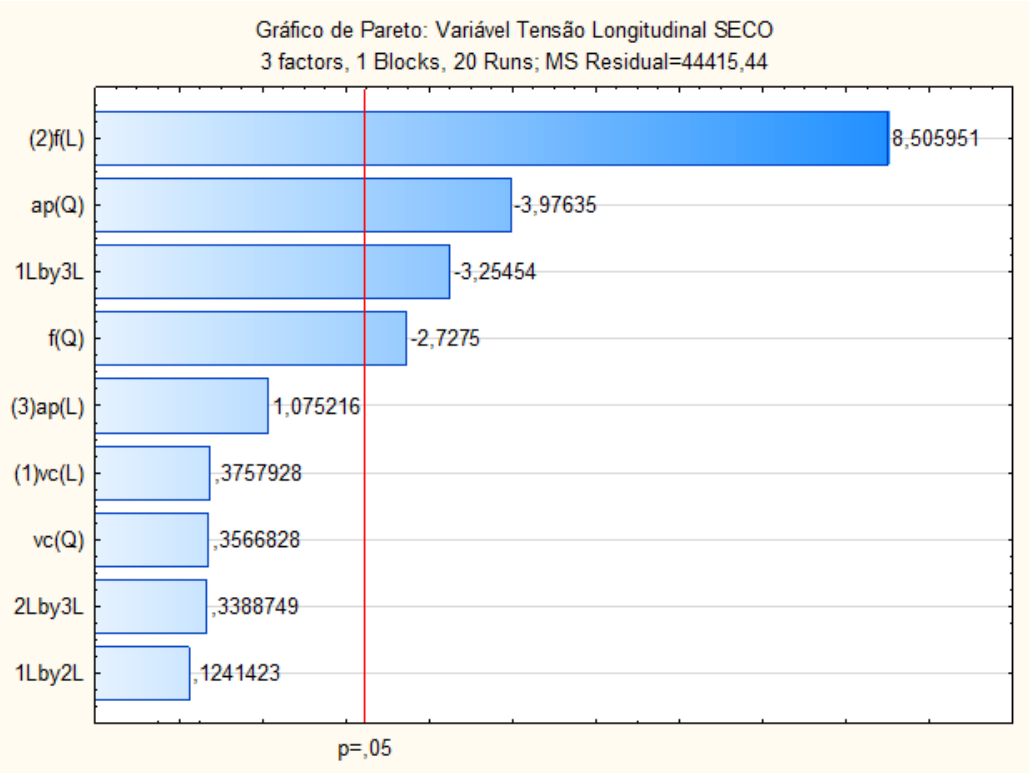
Fonte: Autor

Segundo a pesquisa realizada por Zhou et al. (2014), também foi observado a presença de tensões residuais compressivas e trativas, com maior tendência ao surgimento de tensões compressivas na direção longitudinal do que na direção circunferencial. Os resultados obtidos através da análise de DRX nos corpos de prova deste experimento convergem com esse resultado.

Os pesquisadores Zhou et al. (2014), citaram que as tensões tendem a ser maiores no sentido circunferencial graças a alta influência da velocidade de corte e da profundidade de corte. Contudo, por entender que neste experimento os avanços são maiores que os convencionais, estes apresentaram grande influência nos resultados obtidos das tensões residuais. Conforme as figuras 46 e 48 tanto durante a usinagem a seco quanto durante a usinagem com LN2, o avanço (f) e a velocidade de corte (v_c) foram as variáveis mais significativas do ponto de vista da tensão residual no sentido circunferencial.

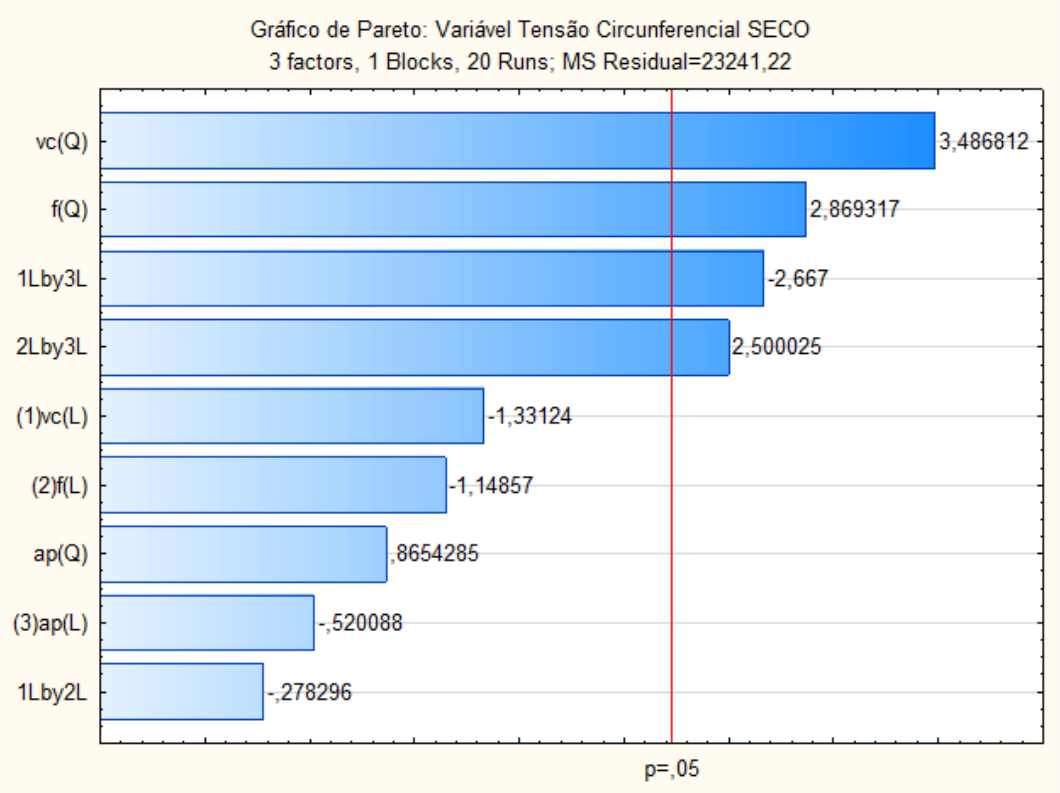
No intuito de avaliar a influência dos parâmetros de corte sobre a tensão residual durante a usinagem a seco, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,91 e R^2 ajustado de 0,84 indicou o avanço (f) e a profundidade de corte (a_p) como as variáveis com maior influência sobre a tensão residual no sentido longitudinal, conforme figura 46. No sentido circunferencial, com 95% de confiança R^2 de 0,78 e R^2 ajustado de 0,58 as variáveis com maior influência sobre a tensão residual foram a velocidade de corte (v_c) e o avanço (f), conforme figura 47.

Figura 46- Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual longitudinal a seco



Fonte: Autor

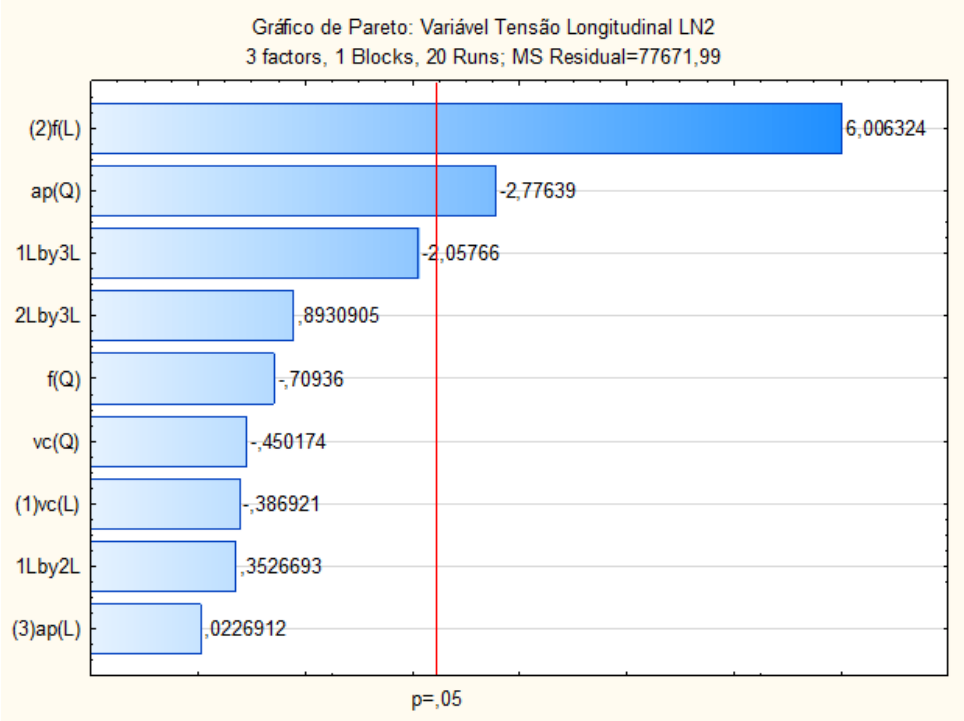
Figura 47 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual circunferencial a seco



Fonte: Autor

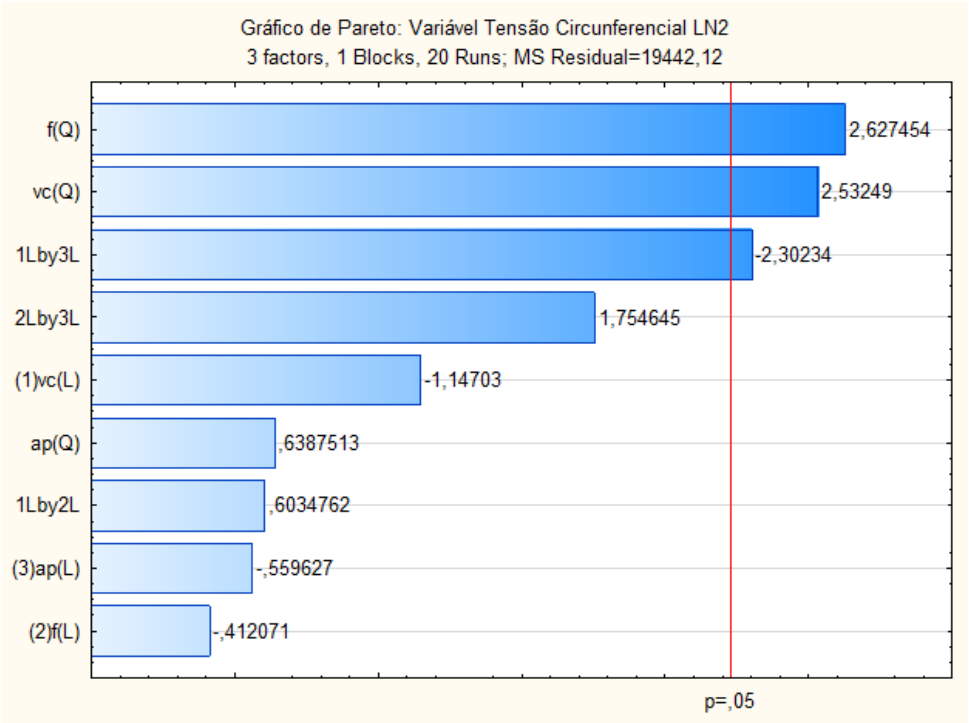
Para avaliar a influência dos parâmetros de corte na tensão residual durante a usinagem com LN2, a análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,83 e R^2 ajustado de 0,68 mostrou que o avanço (f) e a profundidade de corte (a_p) foram as variáveis com maior influência sobre os valores de tensão residual no sentido longitudinal, conforme figura 48. Para avaliar a tensão residual no sentido circunferencial análise de variância com 95% de confiança, R^2 de 0,69 e R^2 ajustado de 0,42 apontaram o avanço (f) e a velocidade de corte como os parâmetros com maior influência sobre os valores encontrados, conforme figura 49.

Figura 48 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual longitudinal com LN2



Fonte: Autor

Figura 49 - Gráfico de Pareto das variáveis independentes para tensão residual circunferencial com LN2



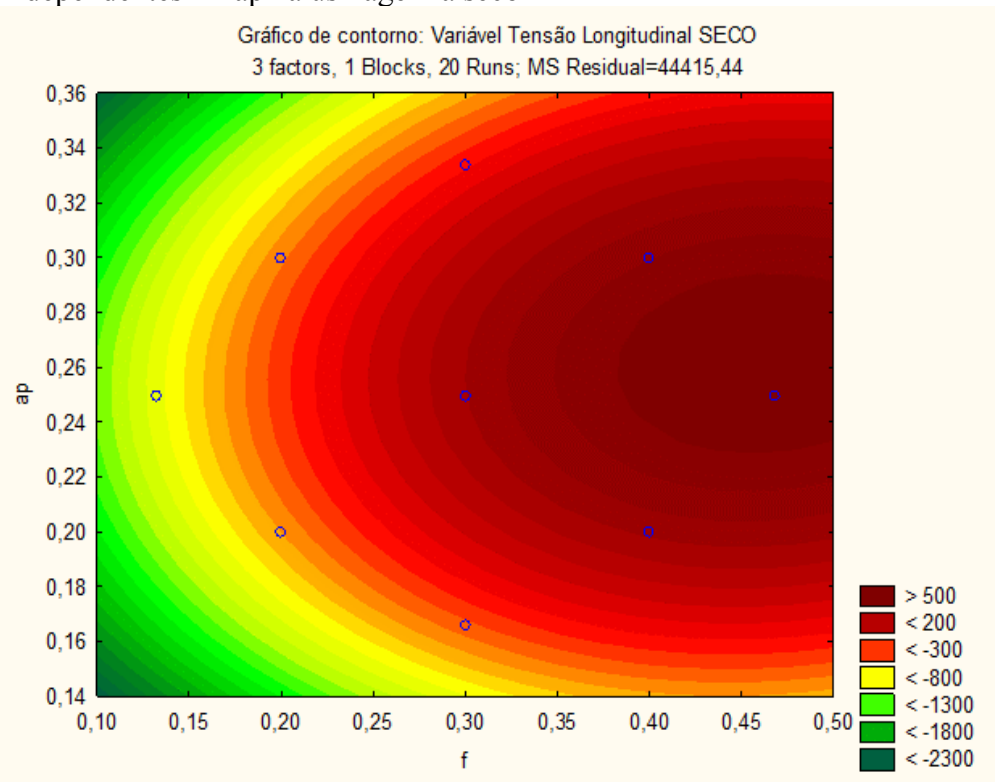
Fonte: Autor

É possível verificar que para a tensão residual longitudinal as variáveis com maior influência, tanto para a usinagem a seco quanto para usinagem com LN2, foram o avanço (f) e

a profundidade de corte (a_p). Para a tensão residual circunferencial as variáveis que apresentaram a maior influência nos valores medidos, foram a velocidade de corte (v_c) e o avanço (f). O avanço de corte (f) teve grande influência nos dois sentidos das tensões residuais estudadas.

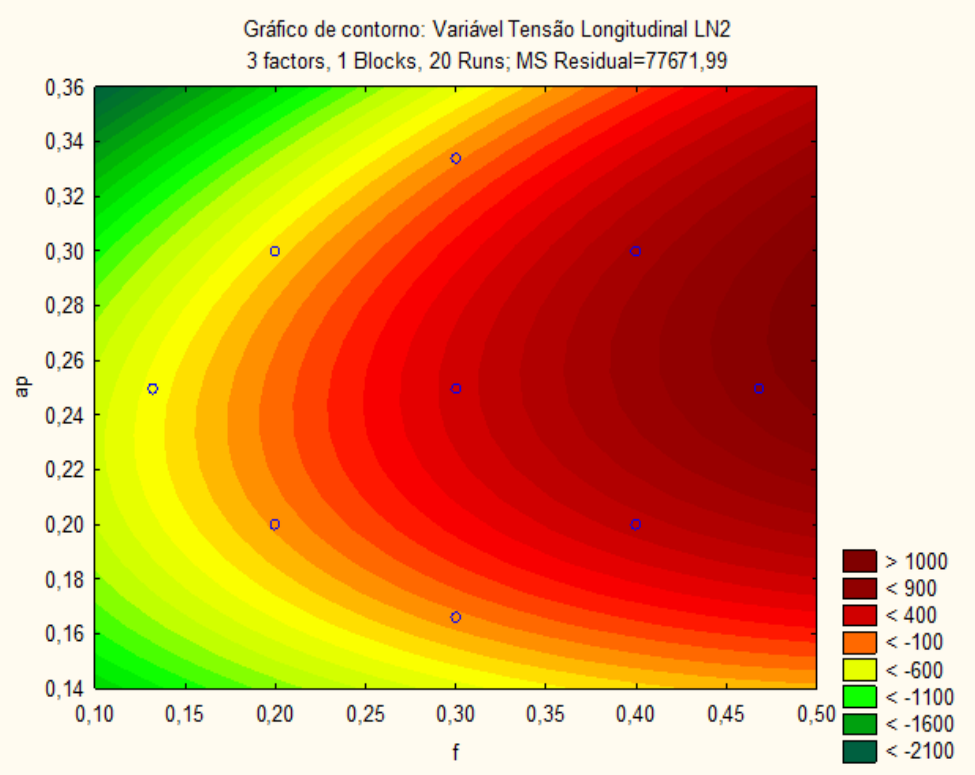
Os gráficos de contorno, figuras 50 e 51, relacionando as variáveis mais significativas nesse experimento, mostram que mesmo que houvessem maiores variações nos parâmetros de corte do experimento, ainda seriam encontradas majoritariamente tensões residuais compressivas, o que corrobora pelo que foi descrito por Zhou et al. (2014), que observaram a presença de tensões residuais compressivas e trativas em seus experimentos, com maior tendência ao surgimento de tensões compressivas na direção longitudinal do que na direção circunferencial.

Figura 50 - Gráfico de contorno para a tensão residual longitudinal considerando as variáveis independentes f x ap na usinagem a seco



Fonte: Autor

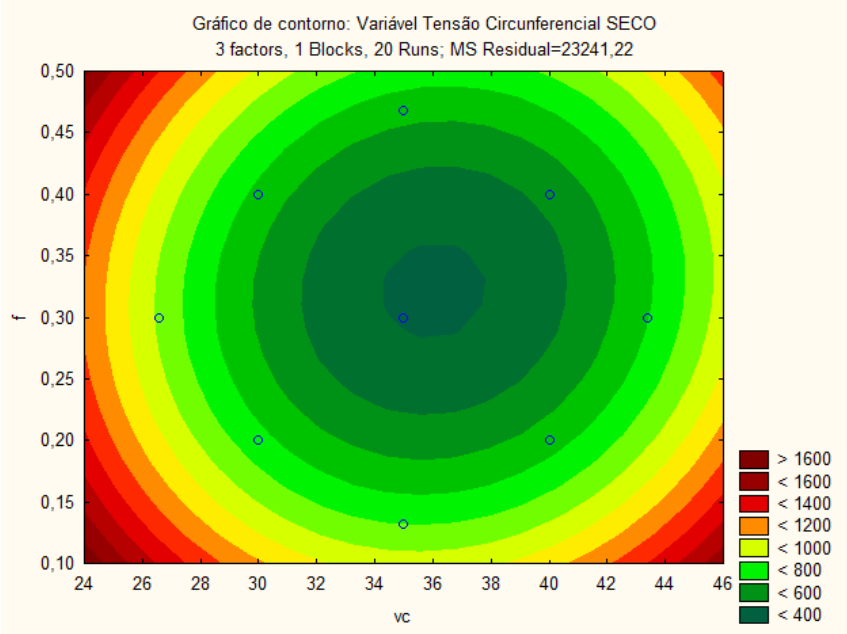
Figura 51 - Gráfico de contorno para a tensão residual longitudinal considerando as variáveis independentes ap x f na usinagem com LN2



Fonte: Autor

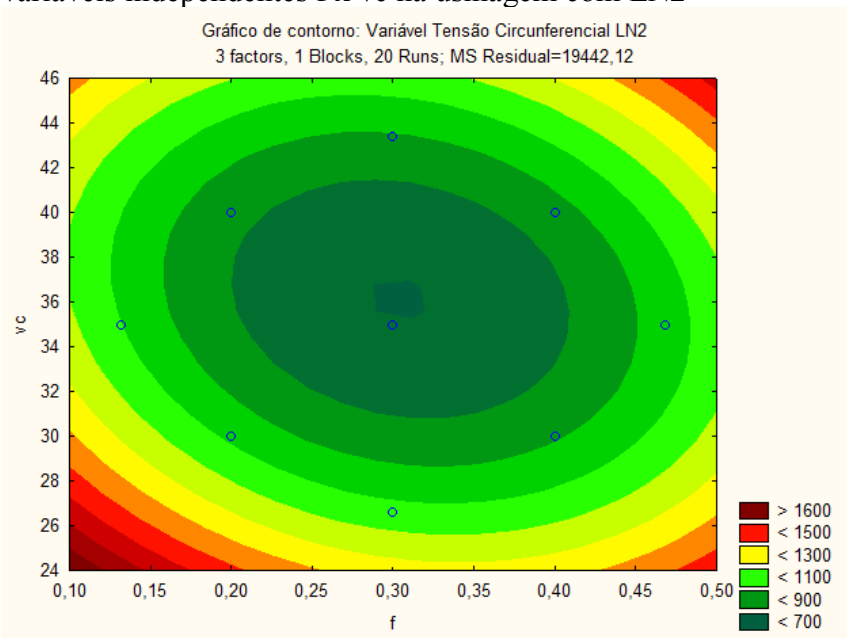
Os gráficos de contorno apresentados, figura 52 e 53, relacionando as variáveis mais significativas para esse experimento, mostram que os parâmetros de corte utilizados contribuíram para a obtenção de tensões residuais de tração.

Figura 52 - Gráfico de contorno para a tensão residual circunferencial considerando as variáveis independentes f x vc na usinagem a seco



Fonte: Autor

Figura 53 - Gráfico de contorno para a tensão residual circunferencial considerando as variáveis independentes f x vc na usinagem com LN2

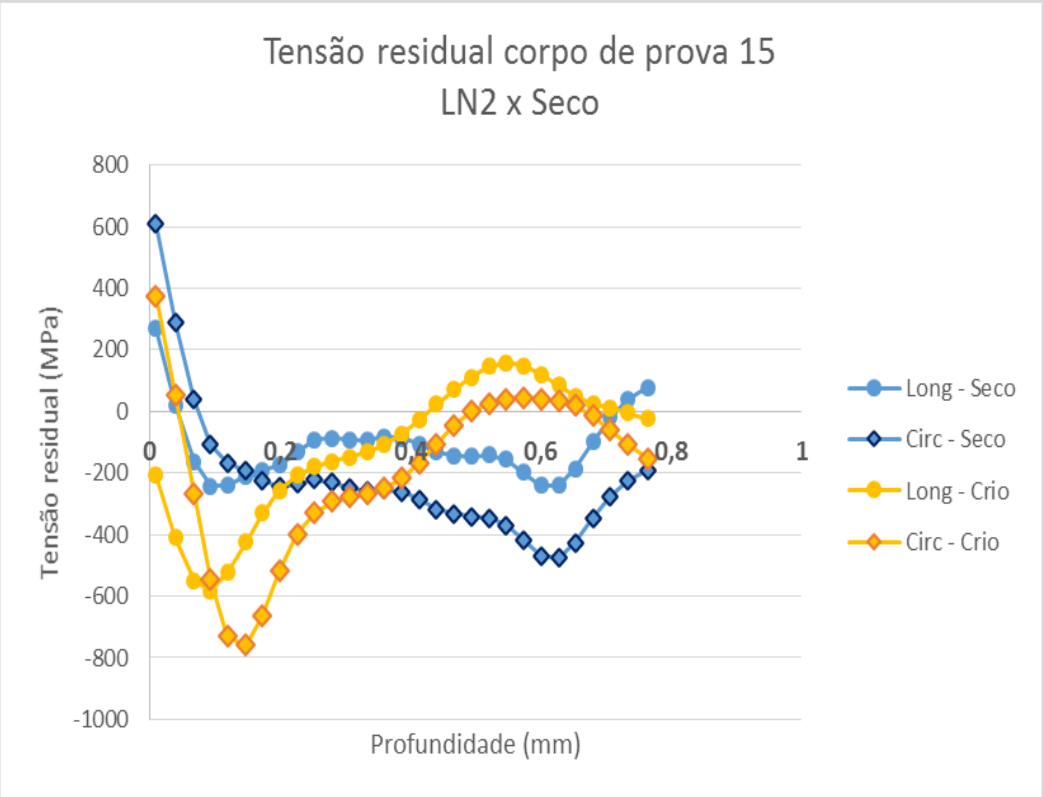


Fonte: Autor

Madariaga et al. (2014), citam que o maior raio da ferramenta de corte tem grande influência nas forças geradas durante usinagem especialmente na força de profundidade, e a magnitude das forças tem extrema importância na integridade superficial do ponto de vista da tensão residual no componente usinado.

Para avaliar as tensões residuais presentes na subsuperfície dos corpos de prova do ponto central, foram realizados ensaios pelo método do Furo Cego, para se avaliar o perfil das amostras usinadas com LN2 e a seco nos sentidos longitudinal e circunferencial. Os resultados são apresentados na figura 54.

Figura 54 – Medição de tensão residual no ponto central pelo método do Furo Cego



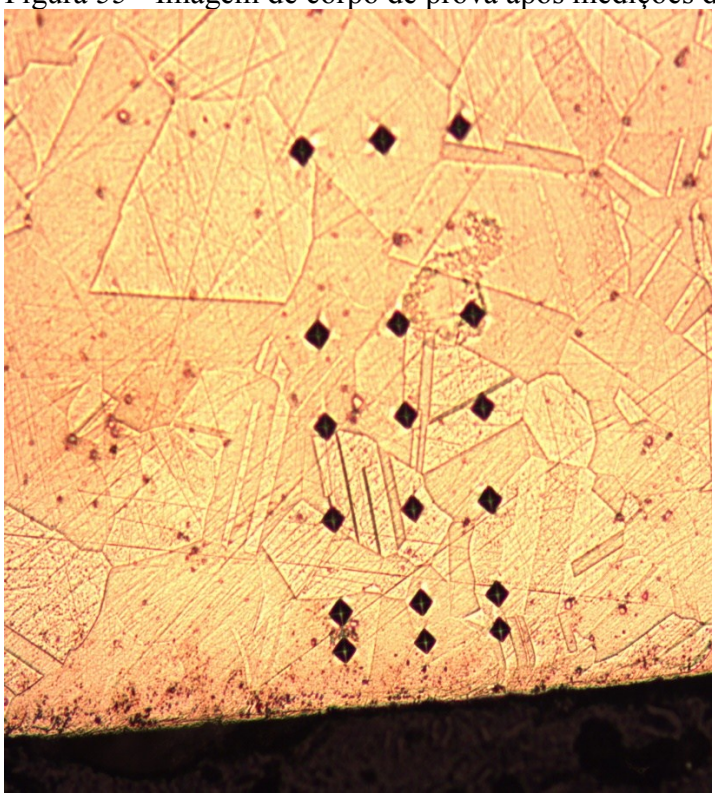
Fonte: Autor

De acordo com a análise de DRX as tensões residuais dos corpos de prova usinados, com os parâmetros dos pontos centrais, apresentaram na superfície usinada tensões trativas para a usinagem a seco e com LN2. Após realizar a análise da tensão residual, pelo método do furo cego, constatou-se que na subsuperfície desses mesmos corpos houve um predomínio de tensão compressiva até aproximadamente 0,3mm abaixo da superfície usinada, o que segundo Zhou et al (2014), pode ser explicado devido à alta influência da deformação plástica sofrida durante a usinagem. As pesquisas conduzidas por Pusavec et al. (2011) e por He, Zhang e Ding (2016), mostravam esse mesmo resultado, ou seja, o surgimento de maiores tensões residuais compressivas na subsuperfície quando comparado com a usinagem a seco, e isso tende a ser uma boa característica quando se analisa o componente usinado quanto a vida em fadiga.

4.4 MICRODUREZA

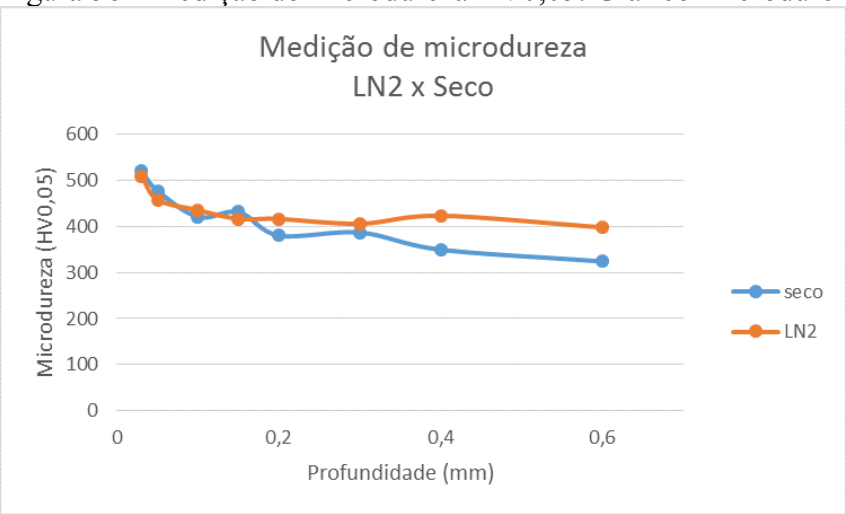
As medições de microdureza foram realizadas em oito pontos distintos afastados, em relação a superfície usinada, conforme descrito anteriormente no item 3.2.7. Foram medidas amostras usinadas com parâmetros de corte referentes ao ponto central do experimento para usinagem criogênica e para usinagem a seco (figura 55). O resultado do perfil da microdureza é mostrado na Figura 56.

Figura 55 - Imagem de corpo de prova após medições de microdureza



Fonte: Autor

Figura 56 - Medição de microdureza HV0,05. Gráfico Microdureza x Profundidade



Fonte: Autor

De acordo Loureiro (2015), a influência dos parâmetros de corte tende a ser maior na superfície do que em seu interior após a usinagem de superligas de níquel, fenômeno este que pode ser explicado devido à baixa condutividade térmica da liga, que neutraliza os efeitos do calor e da deformação sofrida pela superfície usinada. De acordo com os resultados deste experimento, pode-se verificar que a dureza na região mais próxima da superfície foi consideravelmente mais elevada do que nos pontos mais distantes da superfície analisada.

O perfil obtido na análise da microdureza na subsuperfície mostra que os valores obtidos para ambas as usinagens foram semelhantes até aproximadamente 0,1mm abaixo da superfície quando os efeitos do encruamento durante a usinagem com LN2 fica mais evidente, uma vez que a deformação mecânica é mais presente durante a usinagem criogênica.

De acodo com Pusave et al. (2011), há uma forte relação entre a microdureza subsuperficial e a tensão residual após a usinagem do Inconel 718, ou seja, quanto maior a predominância do efeito mecânico durante a usinagem, maior a tendência de obtenção de maior microdureza e o surgimento de tensões residuais compressivas. Os resultados apresentados previamente através da análise da tensão residual por furo cego convergem com essa afirmação, pois os maiores valores de tensão residual compressiva foram encontrados nas amostras usinadas com LN2.

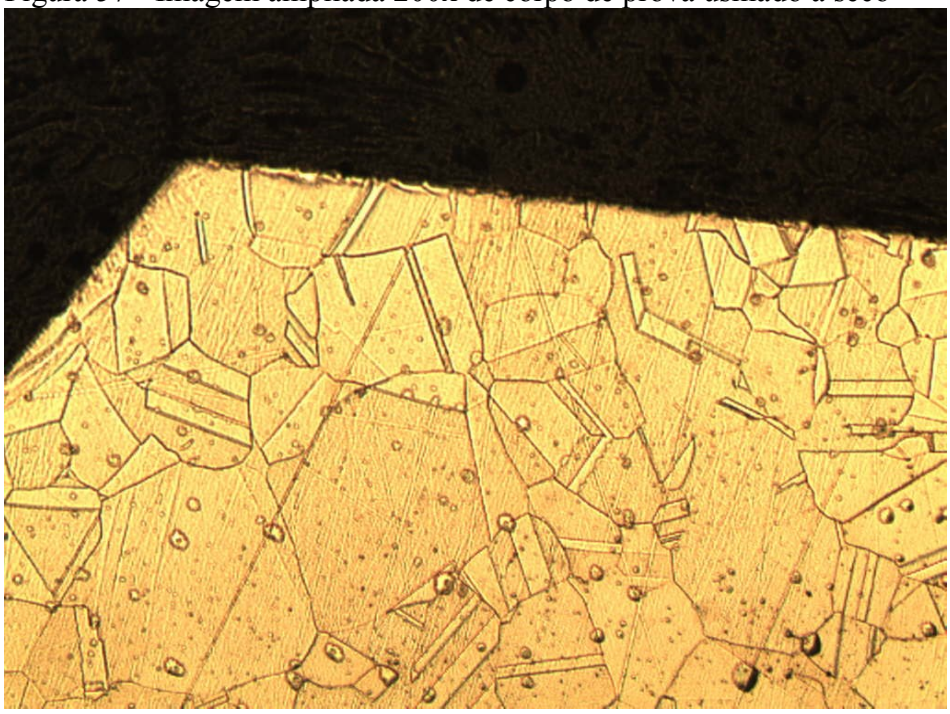
4.5 CAMADA BRANCA

Para avaliar a formação da camada branca durante a usinagem, corpos de prova com parâmetros de usinagem no ponto central do planejamento, foram submetidos à microscopia ótica. Pesquisadores como Bushlya et al. (2011), citam que existe a tendência do surgimento de camada branca quando se utiliza a usinagem em altas velocidades de corte, o que não foi utilizado neste experimento. Entretanto devido às elevadas forças medidas e por entender que a geometria da ferramenta utilizada nesse estudo foi uma das responsáveis pela obtenção de forças de usinagem com as magnitudes elevadas, decidiu-se realizar a verificação da presença de camada branca após a usinagem.

Um indicativo de que houve a formação de camada branca seria o endurecimento medido na subsuperfície da amostra quando comparado ao endurecimento do núcleo do material. É possível notar que houve sim uma elevação na dureza da subsuperfície caracterizando assim o encruamento do material nessa região. Mesmo com essa elevação da dureza da região logo abaixo da superfície usinada, não houve a constatação de formação de

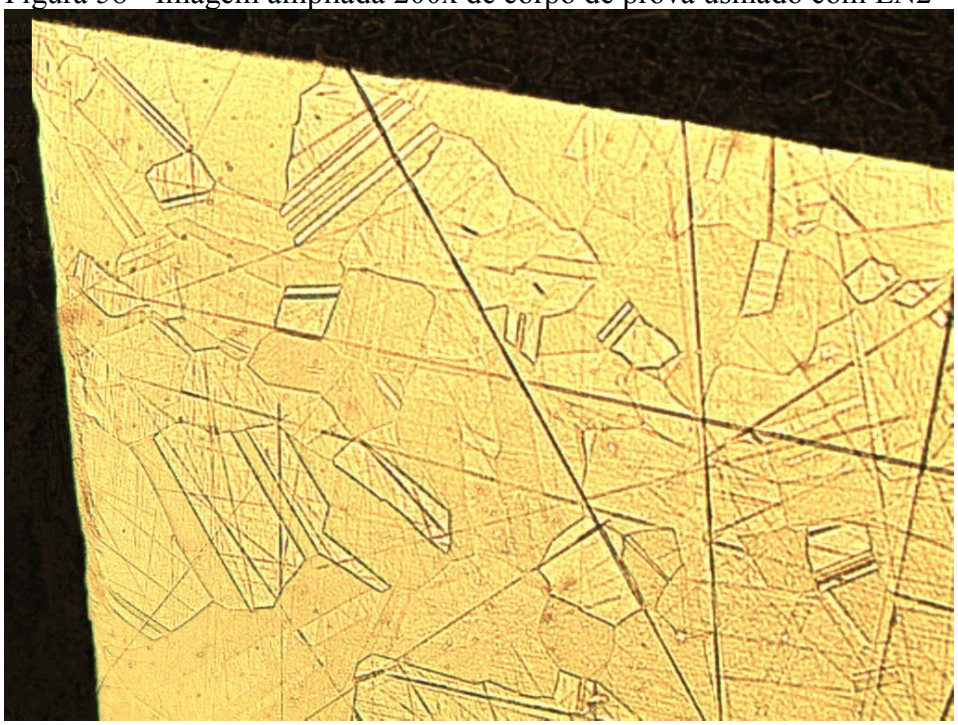
camada branca, possível de ser observada com a utilização de microscopia ótica, conforme apresentado nas figuras 57 e 58.

Figura 57 - Imagem ampliada 200x de corpo de prova usinado a seco



Fonte: Autor

Figura 58 - Imagem ampliada 200x de corpo de prova usinado com LN2



Fonte: Autor

Thakur, Gangopadhyay e Maity (2014), citam que a deformação plástica sofrida pelo material durante a usinagem, causada tanto por efeitos mecânicos quanto por térmicos, possui elevada influência na modificação estrutural do componente, e embora as forças de usinagem tenham mostrado que houve uma elevada deformação plástica tanto para a usinagem a seco quanto para a usinagem com LN2, a análise por microscopia ótica não foi conclusiva, sendo válida uma análise através de microscopia eletrônica de varredura (MEV) que não foi alvo desta pesquisa.

5 CONCLUSÕES

Esta pesquisa permitiu avaliar a integridade superficial do Inconel 718 torneado sob condições criogênicas e comparar os seus resultados com os obtidos durante a usinagem a seco. Apresenta-se a seguir as principais conclusões:

1. As variáveis que apresentaram maior significância para as forças de usinagem foram a velocidade de corte e o avanço para as forças de corte e de avanço, enquanto que para a força de penetração as variáveis mais significativas foram o avanço e a profundidade de corte. A força de profundidade foi a que apresentou os maiores valores, devido à grande influência da maior área de contato do inserto de geometria redonda.
2. As forças de usinagem apresentaram maiores valores durante a usinagem com LN2.
3. A geometria da ferramenta que apresenta grande raio de ponta exige maior rigidez da máquina e do sistema de fixação da peça, para evitar a ocorrência de vibrações durante a usinagem.
4. Nessa experiência o parâmetro de corte que apresentou maior influência sobre a rugosidade média, tanto para usinagem a seco quanto para a usinagem com LN2 foi o avanço de corte.
5. Nos pontos centrais a rugosidade média apresentou valores muito mais elevados nos corpos de prova usinados com a presença de LN2, o que pode estar associado a grande ocorrência de vibrações durante a usinagem criogênica, responsável por elevar os esforços de corte.
6. Avaliando as tensões residuais é possível verificar que nos pontos centrais do experimento houve o surgimento de tensões trativas. É possível notar também que esses mesmos pontos centrais estão compreendidos na faixa recomendada para obtenção dos menores valores possíveis de tensão residual trativa para os parâmetros de corte utilizados.
7. Nos pontos centrais as tensões residuais trativas apresentaram valores mais elevados com a presença de refrigeração criogênica durante a usinagem.
8. Tensões residuais de tração foram maiores no sentido circunferencial.
9. Durante a medição do perfil das tensões residuais pelo método do furo cego, pode-se observar que as maiores tensões compressivas foram obtidas nos corpos de prova usinados com o uso de LN2, na faixa de 0,1 a 0,3mm da superfície.

10. Na subsuperfície dos corpos de prova usinados com criogenia e a seco, foram encontrados valores mais elevados de microdureza, quando comparados a microdureza das camadas mais profundas do material.
11. Não foi possível verificar de forma conclusiva a formação de camada branca através da microscopia óptica, seja para os corpos de prova usinados a seco ou para os usinados com LN2.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para dar continuidade aos trabalhos nessa mesma linha de pesquisa, seguem algumas sugestões de trabalhos futuros:

1. Avaliar o desgaste e a vida da ferramenta de cerâmica, durante a usinagem do Inconel 718, utilizando refrigeração criogênica e a seco.

2. Avaliar a influência de diferentes pressões de refrigeração de LN2, sobre a integridade superficial no torneamento do Inconel 718.

REFERÊNCIAS

ALTIN, A.; NALBANT, M.; TASKESEN, 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.

ARAMCHAROEN, A.; CHUAN, S. K. An experimental investigation on cryogenic milling of Inconel 718 and its sustainability assessment. **Procedia CIRP 14** (2014) 529 – 534.

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.

ARUNACHALAM, R. M.; MANNAN, M.A.; SPOWAGE, A.C, Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. **International Journal of Machine Tools & Manufacture** v.44, p. 1481–1491, 2004.

AXINTE, D. A., ANDREWS, P., LI, W., GINDY, N., WITHERS, P. J., CHILDS, T. H. C. Turning of advanced Ni based alloys obtained via powder metallurgy route. **CIRP Annals**, n.55, p.117-120, 2006.

ATKINSON, A. C.; DONEV, A. N. **Optimum experimental designs**. Oxford Statistical Science Series 8: Clarendon Press, 1992.

BALDAN, RENATO, **Processamento e caracterização de rotores automotivos da superliga MAR-N247.** Lorena. 2009.

BOOTHROYD G., KNIGHT W., **Fundamentals of machine and machine tools**. New York, McGraw-Hill; 1989.

BORDINASSI, E. C. **Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável super-duplex após usinagem.** Tese (Doutorado em) - USP, São Paulo, 2006.

BUSHLYA, V., ZHOU, J. M., LENRICK, F., AVDOVIC, P., STAHL, J. E. Characterization of white layer generated when turning aged Inconel 718. **Procedia Engineering**, n.19, p. 60 – 66, 2011.

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.

CANTERO, J.L.; ALVAREZ, J.D.; MIGUÉLEZ, M.H.; MARÍN, N.C. 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.

COSTES, J.P.; GUILLET, Y.; POULACHON, G.; DESSOLY, M. 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.

DEBNATH, SUJAN; REDDY, MOOLA MOHAN; YI, QUA SOK. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review. **Journal of Cleaner Production**, n.83, p. 33-47, 2013

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

DEVILLEZ, A.; COZ, G. LE; DOMINIAK, D.; DUDZINSKI, D. Dry Machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 211, p.1590– 1598, 2011.

DINIZ, ANSELMO EDUARDO; MARCONDES, FRANCISCO CARLOS; COPPINI, NIVALDO LEMOS. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, e. 9th, ed. Artliber.

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.

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

EZUGWU, E.O.; BONNEY, J.; FADARE, D. A.; SALES, W. F. 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.

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.

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

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.

ITURBE, A.; HORMAETXE, E.; GARAY, A.; ARRAZOLA, P.J.; Surface Integrity Analysis when Machining Inconel 718 with Conventional and Cryogenic Cooling - **Procedia CIRP**, Volume 45, 2016, pp. 67-70

KUO. C. M., YANG, Y. T., BOR, H. Y., WEI, C. N., TAI, C. C., "Aging effects on the microstructure and creep behavior of Inconel 718 superalloy", **Materials Science and Engineering A**, v. 510-511, pp.289-294, 2009.

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.; LAMIKIZ A.; 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.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2ª ed. São Paulo: Editora 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.

OTT, MICHAEL H.; LÖHE, DETLEF. The influence of surface roughness on the refraction of x-rays and its effect on Bragg peak positions. **International Centre for Diffraction**, v.46, p. 232-237, 2003.

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.; JOSHI, SUHAS S.; BRAHMANKAR, P. K.; RAHMAN, M. 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, RU LIN; ZHOU, JINMING; JOHANSSON, STEN; BILLENIUS, ANNETHE; BUSHLYA, VOLODYMR; STAHL, JAN-ERIC. 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, 2010.

PUSAVEC, F.; KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Transition to sustainable production. Part I. Application on machining technologies. **Journal of Cleaner Production**, 18 (2) (2010), pp. 174-184

PUSAVEC, F.; DESHPANDE, ASHISH; YANG, SHU; M'SAOUBI, RACHID; KOPAC, JANEZ; DILLON JR., OSCAR WLLIAM; JAWAHIR, I.S. 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 17 ago. 2018.

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

SHARMAN, A. R.C., HUGHES, J.I., RIDGWAY, K. An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718 when turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 173, p. 359-367, 2005.

SILVA, WANDERSON SANTANA DA. **Avaliação do comportamento mecânico e tribológico de ligas Ni-Cr-AL-C**. Tese (Doutorado) – Escola Politecnica da Universidade de São Paulo, 2006.

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

TEOBALDO, VINCENZO; CONFIENGO, GIOVANNA GAUTIER DI; FAGA, MARIA GIULIA. Sustainability in machining: “Eco-friendly” turning of Inconel 718. Surface characterisation and economic analysis. **Journal of Cleaner Production**, v. 140, p. 1567-1577, 2015.

THAKUR, A.; GANGOPADHYAY, S. State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, n.100, p. 25-54, 2015.

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.

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.

WANG, Z. Y.; RAJURKAR, K. P.; FAN, J.; LEI, S; SHIN, Y. C.; PETRESCU, G. Hybrid machining of Inconel 718. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v.43, p. 1391-1396, 2003.

VALLE, LENA DE CASTRO MENEZES, **Efeitos da solubilização e do envelhecimento na microestrutura e nas propriedades mecânicas da superliga INCONEL 718**, Dissertação (Mestrado em) - Universidade Federal do Rio de Janeiro Engenharia Metalúrgica, 2010.

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.

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. BUSHLYA, VOLODYMYR; PENG, RU LIN; CHEN, ZHE; JOHASSON, STEN; STAHL, JAN ERIC. 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.

ZHUANG, K.; ZHANG, XIAOMING; ZHU, DAHU; DING, HAN. 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 9 – Análise de variância para a força de avanço a seco

Effect Estimates; Var.:Ff; R-sqr=,75823; Adj:,54064
3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=301,0658
DV: 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.	89,568	7,0763	12,6574	0,00000	73,801	105,335	89,568	7,07634	73,801	105,335
(1)vc (L)	-11,282	9,3904	-1,2015	0,25722	-32,206	9,6402	-5,641	4,69520	-16,103	4,820
vc (Q)	-22,686	9,1404	-2,4819	0,03243	-43,052	-2,319	-11,343	4,57022	-21,526	-1,159
(2)f (L)	18,920	9,3945	2,0139	0,07170	-2,012	39,852	9,460	4,69728	-1,006	19,926
f (Q)	-0,065	9,1563	-0,0071	0,99447	-20,466	20,336	-0,032	4,57815	-10,233	10,168
(3)ap (L)	15,824	9,3945	1,6844	0,12300	-5,108	36,756	7,912	4,69728	-2,554	18,378
ap (Q)	4,541	9,1563	0,4959	0,63065	-15,860	24,942	2,270	4,57815	-7,930	12,471
1L by 2L	17,250	12,2691	1,4059	0,19003	-10,087	44,587	8,625	6,13459	-5,043	22,293
1L by 3L	-41,250	12,2691	-3,3620	0,00721	-68,587	-13,912	-20,625	6,13459	-34,293	-6,956
2L by 3L	-21,250	12,2691	-1,7319	0,11395	-48,587	6,087	-10,625	6,13459	-24,293	3,043

Fonte: Autor

Tabela 10 - Análise de veriância para a força de corte a seco

Effect Estimates; Var.:Fc; R-sqr=,71124; Adj:,45135
3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=8550,286
DV: 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.	397,38	37,7110	10,5375	0,00000	313,35	481,407	397,382	37,7110	313,35	481,407
(1)vc (L)	-27,31	50,0431	-0,5457	0,59717	-138,81	84,189	-13,656	25,0215	-69,408	42,094
vc (Q)	-137,55	48,7110	-2,8238	0,01804	-246,08	-29,018	-68,776	24,3555	-123,04	-14,509
(2)f (L)	161,64	50,0652	3,2287	0,00904	50,09	273,200	80,824	25,0326	25,048	136,600
f (Q)	-28,069	48,7955	-0,5752	0,57784	-136,79	80,654	-14,034	24,3977	-68,396	40,327
(3)ap (L)	-8,593	50,0652	-0,1716	0,86714	-120,14	102,959	-4,296	25,0326	-60,073	51,479
ap (Q)	-90,178	48,7955	-1,8480	0,09434	-198,90	18,545	-45,089	24,3977	-99,45	9,272
1L by 2L	90,85	65,3845	1,3894	0,19484	-54,835	236,536	45,425	32,6922	-27,418	118,268
1L by 3L	-78,957	65,3845	-1,2075	0,25499	-224,64	66,728	-39,478	32,6922	-112,32	33,364
2L by 3L	-4,117	65,3845	-0,0629	0,95103	-149,80	141,568	-2,058	32,6922	-74,902	70,784

Fonte: Autor

Tabela 11 – Análise de variância para a força de profundidade a seco

Effect Estimates; Var.:Fp; R-sqr=,92617; Adj:,85973
3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=2396,266
DV: 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.	435,007	19,9639	21,7897	0,00000	390,52	479,489	435,007	19,9639	390,525	479,489
(1)vc (L)	72,817	26,4924	2,7486	0,02052	13,78	131,846	36,408	13,2462	6,894	65,923
vc (Q)	-76,118	25,7872	-2,9517	0,01449	-133,57	-18,660	-38,059	12,8936	-66,787	-9,330
(2)f (L)	64,348	26,5041	2,4278	0,03558	5,293	123,403	32,174	13,2520	2,646	61,701
f (Q)	44,390	25,8319	1,7184	0,11646	-13,16	101,948	22,195	12,9159	-6,583	50,974
(3)ap (L)	183,736	26,5041	6,9323	0,00004	124,68	242,791	91,868	13,2520	62,340	121,395
ap (Q)	106,086	25,8319	4,1068	0,00212	48,53	163,643	53,043	12,9159	24,264	81,821
1L by 2L	102,315	34,6140	2,9558	0,01438	25,19	179,440	51,157	17,3070	12,595	89,720
1L by 3L	168,880	34,6140	4,8789	0,00064	91,75	246,005	84,440	17,3070	45,877	123,002
2L by 3L	-24,271	34,6140	-0,7012	0,49916	-101,39	52,853	-12,135	17,3070	-50,698	26,426

Fonte: Autor

Tabela 12 – Análise de variância para força de avanço com LN2

Effect Estimates; Var.:Ff LN2; R-sqr=,72835; Adj:,48387
3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=1037,572
DV: Ff LN2

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.	136,402	13,1367	10,3832	0,00000	107,13	165,672	136,402	13,1367	107,131	165,672
(1)vc (L)	-12,607	17,4326	-0,7232	0,48611	-51,45	26,234	-6,303	8,7163	-25,725	13,117
vc (Q)	-48,752	16,9686	-2,8731	0,01658	-86,56	-10,944	-24,376	8,4843	-43,280	-5,472
(2)f (L)	43,966	17,4403	2,5209	0,03033	5,107	82,826	21,983	8,7201	2,553	41,413
f (Q)	24,111	16,9980	1,4184	0,18645	-13,76	61,985	12,055	8,4990	-6,881	30,992
(3)ap (L)	12,646	17,4403	0,7251	0,48499	-26,21	51,506	6,323	8,7201	-13,106	25,753
ap (Q)	-3,170	16,9980	-0,1865	0,85576	-41,04	34,703	-1,585	8,4990	-20,522	17,351
1L by 2L	28,750	22,7768	1,2622	0,23550	-22,00	79,500	14,375	11,3884	-11,000	39,750
1L by 3L	-57,250	22,7768	-2,5135	0,03072	-108,00	-6,500	-28,625	11,3884	-54,000	-3,250
2L by 3L	-12,750	22,7768	-0,5597	0,58794	-63,50	38,000	-6,375	11,3884	-31,750	19,000

Fonte: Autor

Tabela 13 – Análise de variância para a força de corte com LN2

	Effect Estimates; Var.:Fc LN2; R-sqr=,76797; Adj:,55915 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=12281,03 DV: Fc LN2									
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.	497,65	45,1955	11,0111	0,00000	396,95	598,356	497,654	45,1955	396,95	598,356
(1)vc (L)	1,057	59,9751	0,0176	0,98628	-132,576	134,690	0,5287	29,9875	-66,288	67,345
vc (Q)	-153,94	58,3786	-2,6369	0,02486	-284,016	-23,864	-76,970	29,1893	-142,008	-11,932
(2)f (L)	282,90	60,0017	4,7150	0,00082	149,216	416,600	141,454	30,0008	74,608	208,300
f (Q)	52,173	58,4799	0,8921	0,39327	-78,128	182,474	26,086	29,2399	-39,064	91,237
(3)ap (L)	-80,460	60,0017	-1,3409	0,20959	-214,153	53,231	-40,230	30,0008	-107,076	26,615
ap (Q)	-7,732	58,4799	-0,1322	0,89743	-138,033	122,569	-3,865	29,2399	-69,017	61,284
1L by 2L	64,135	78,3614	0,8184	0,43216	-110,465	238,735	32,067	39,1807	-55,232	119,367
1L by 3L	-20,586	78,3614	-0,2627	0,79811	-195,186	154,014	-10,292	39,1807	-97,593	77,007
2L by 3L	-14,547	78,3614	-0,1856	0,85643	-189,147	160,053	-7,273	39,1807	-94,574	80,026

Fonte: Autor

Tabela 14 – Análise de variância para a força de profundidade com LN2

	Effect Estimates; Var.:Fp LN2; R-sqr=,82825; Adj:,67367 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=10462,08 DV: Fp LN2									
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.	540,620	41,7144	12,9600	0,00000	447,674	633,565	540,620	41,7144	447,674	633,565
(1)vc (L)	121,802	55,3557	2,2003	0,05240	-1,538	245,143	60,901	27,6778	-0,769	122,571
vc (Q)	11,130	53,8822	0,2065	0,84048	-108,927	131,187	5,565	26,9411	-54,463	65,593
(2)f (L)	78,064	55,3803	1,4096	0,18897	-45,329	201,461	39,032	27,6901	-22,664	100,730
f (Q)	114,570	53,9757	2,1226	0,05975	-5,695	234,836	57,285	26,9878	-2,847	117,418
(3)ap (L)	173,047	55,3803	3,1247	0,01078	49,653	296,442	86,523	27,6901	24,826	148,221
ap (Q)	252,396	53,9757	4,6761	0,00087	132,137	372,662	126,198	26,9878	66,065	186,331
1L by 2L	35,750	72,3259	0,4942	0,63177	-125,402	196,902	17,875	36,1629	-62,707	98,451
1L by 3L	161,250	72,3259	2,2294	0,04988	0,098	322,402	80,625	36,1629	0,049	161,201
2L by 3L	-91,250	72,3259	-1,2616	0,23570	-252,402	69,902	-45,625	36,1629	-126,207	34,951

Fonte: Autor

APÊNDICE B – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: RUGOSIDADE RA

Tabela 15 – Análise de variância para a rugosidade Ra a seco

	Effect Estimates; Var.:Ra; R-sqr=,64468; Adj:,32489 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=,2167663 DV: 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.	1,70573	0,18987	8,9833	0,00000	1,28266	2,12880	1,70573	0,18987	1,28266	2,12880
(1)vc (L)	0,30484	0,25197	1,2098	0,25415	-0,25657	0,86627	0,15242	0,12598	-0,12828	0,43313
vc (Q)	-0,35053	0,24526	-1,4292	0,18342	-0,89701	0,19594	-0,17526	0,12263	-0,44850	0,09797
(2)f (L)	0,61983	0,25208	2,4588	0,03374	0,05815	1,18150	0,30991	0,12604	0,02907	0,59075
f (Q)	0,59553	0,24568	2,4239	0,03582	0,04810	1,14296	0,29776	0,12284	0,02405	0,57148
(3)ap (L)	-0,01644	0,25208	-0,0652	0,94926	-0,57812	0,54522	-0,00822	0,12604	-0,28906	0,27261
ap (Q)	-0,02746	0,24568	-0,1117	0,91321	-0,57489	0,51996	-0,01373	0,12284	-0,28744	0,25998
1L by 2L	0,04291	0,32921	0,1303	0,89886	-0,69062	0,77645	0,02145	0,16460	-0,34531	0,38822
1L by 3L	-0,25041	0,32921	-0,7606	0,46442	-0,98395	0,48312	-0,12520	0,16460	-0,49197	0,24156
2L by 3L	0,37625	0,32921	1,1428	0,27971	-0,35728	1,10978	0,18812	0,16460	-0,17864	0,55489

Fonte: Autor

Tabela 16 – Análise de variância para rugosidade com LN2

	Effect Estimates; Var.:Ra LN2; R-sqr=,63682; Adj:,30996 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=,3986062 DV: Ra LN2									
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.	2,48875	0,25748	9,6656	0,00000	1,91505	3,06246	2,48875	0,25748	1,91504	3,06246
(1)vc (L)	0,47186	0,34168	1,3809	0,19736	-0,2894	1,23318	0,23593	0,17084	-0,14472	0,61659
vc (Q)	-0,44152	0,33259	-1,3275	0,21383	-1,1825	0,29953	-0,22076	0,16629	-0,59129	0,14976
(2)f (L)	0,84633	0,34183	2,4758	0,03277	0,0846	1,60798	0,42316	0,17091	0,04233	0,80399
f (Q)	0,74512	0,33316	2,2365	0,04929	0,0027	1,48747	0,37256	0,16658	0,00139	0,74373
(3)ap (L)	0,06525	0,34183	0,1909	0,85242	-0,6964	0,82691	0,03262	0,17091	-0,34820	0,41345
ap (Q)	-0,20087	0,33316	-0,6029	0,55998	-0,9432	0,54146	-0,10043	0,16658	-0,47160	0,27073
1L by 2L	-0,05083	0,44643	-0,1138	0,91159	-1,0455	0,94388	-0,02541	0,22321	-0,52277	0,47194
1L by 3L	-0,25416	0,44643	-0,5693	0,58169	-1,2488	0,74055	-0,12708	0,22321	-0,62444	0,37027
2L by 3L	0,49416	0,44643	1,1069	0,29424	-0,5005	1,48888	0,24708	0,22321	-0,25027	0,74444

Fonte: Autor

APÊNDICE C – ANÁLISE DE VARIÂNCIA: TENSÃO RESIDUAL

Tabela 17 – Análise de variância para tensão residual longitudinal a seco

	Effect Estimates; Var.:Longitudinal; R-sqr=,91426; Adj:,83709 (Spreadsheet1) 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=44415,44 DV: Longitudinal									
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.	297,85	85,9498	3,4654	0,00606	106,34	489,362	297,85	85,9498	106,34	489,362
(1)vc (L)	42,862	114,056	0,3757	0,71492	-211,27	296,996	21,43	57,0283	-105,63	148,498
vc (Q)	39,599	111,020	0,3566	0,72874	-207,77	286,969	19,80	55,5103	-103,88	143,484
(2)f (L)	970,59	114,107	8,5059	0,00000	716,34	1224,83	485,29	57,0536	358,17	612,418
f (Q)	-303,33	111,213	-2,7275	0,02128	-551,13	-55,536	-151,66	55,6066	-275,56	-27,767
(3)ap (L)	122,69	114,107	1,0752	0,30753	-131,55	376,937	61,34	57,0536	-65,778	188,468
ap (Q)	-442,22	111,213	-3,9763	0,00261	-690,02	-194,425	-221,11	55,6066	-345,01	-97,212
1L by 2L	18,50	149,022	0,1241	0,90366	-313,54	350,543	9,25	74,5112	-156,77	175,271
1L by 3L	-485,00	149,022	-3,2545	0,00865	-817,04	-152,957	-242,50	74,5112	-408,52	-76,478
2L by 3L	50,50	149,022	0,3388	0,74171	-281,54	382,543	25,25	74,5112	-140,77	191,271

Fonte: Autor

Tabela 18 – Análise de veriância para tensão residual circunferêncial a seco

	Effect Estimates; Var.:Circunferencial; R-sqr=,78016; Adj:,5823 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=23241,22 DV: Circunferencial									
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.	392,25	62,1738	6,3089	0,00008	253,72	530,784	392,25	62,1738	253,72	530,784
(1)vc (L)	-109,83	82,5056	-1,3312	0,21266	-293,66	73,999	-54,917	41,2528	-146,83	36,999
vc (Q)	280,02	80,3094	3,4868	0,00585	101,08	458,964	140,01	40,1547	50,542	229,482
(2)f (L)	-94,805	82,5422	-1,1485	0,27746	-278,72	89,110	-47,403	41,2710	-139,36	44,555
f (Q)	230,83	80,4488	2,8693	0,01668	51,582	410,084	115,41	40,2243	25,791	205,042
(3)ap (L)	-42,929	82,5422	-0,5200	0,61432	-226,84	140,986	-21,465	41,2710	-113,42	70,493
ap (Q)	69,623	80,4488	0,8654	0,40708	-109,62	248,873	34,81	40,2243	-54,814	124,436
1L by 2L	-30,00	107,798	-0,2783	0,78645	-270,19	210,191	-15,00	53,8994	-135,09	105,095
1L by 3L	-287,50	107,798	-2,6670	0,02361	-527,69	-47,309	-143,75	53,8994	-263,84	-23,654
2L by 3L	269,50	107,798	2,5000	0,03144	29,309	509,691	134,75	53,8994	14,654	254,845

Fonte: Autor

Tabela 19 – Análise de variância para tensão residual longitudinal com LN2

	Effect Estimates; Var.:Longitudinal LN2; R-sqr=,83137; Adj:,6796 (Spreadsheet1) 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=77671,99 DV: Longitudinal LN2									
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.	346,28	113,660	3,0467	0,01232	93,038	599,541	346,28	113,660	93,038	599,541
(1)vc (L)	-58,359	150,829	-0,3869	0,70692	-394,428	277,710	-29,180	75,4147	-197,21	138,854
vc (Q)	-66,092	146,814	-0,4501	0,66218	-393,215	261,031	-33,046	73,4073	-196,608	130,515
(2)f (L)	906,33	150,896	6,0063	0,00013	570,114	1242,550	453,166	75,4482	285,057	621,275
f (Q)	-104,325	147,069	-0,7093	0,49430	-432,016	223,366	-52,163	73,5347	-216,008	111,682
(3)ap (L)	3,424	150,896	0,0226	0,98234	-332,794	339,642	1,712	75,4482	-166,397	169,821
ap (Q)	-408,32	147,069	-2,7763	0,01957	-736,013	-80,631	-204,16	73,5347	-368,006	-40,315
1L by 2L	69,500	197,068	0,3526	0,73165	-369,596	508,596	34,750	98,5342	-184,798	254,298
1L by 3L	-405,50	197,068	-2,0576	0,06664	-844,596	33,596	-202,75	98,5342	-422,298	16,798
2L by 3L	176,00	197,068	0,8930	0,39279	-263,096	615,096	88,00	98,5342	-131,548	307,548

Fonte: Autor

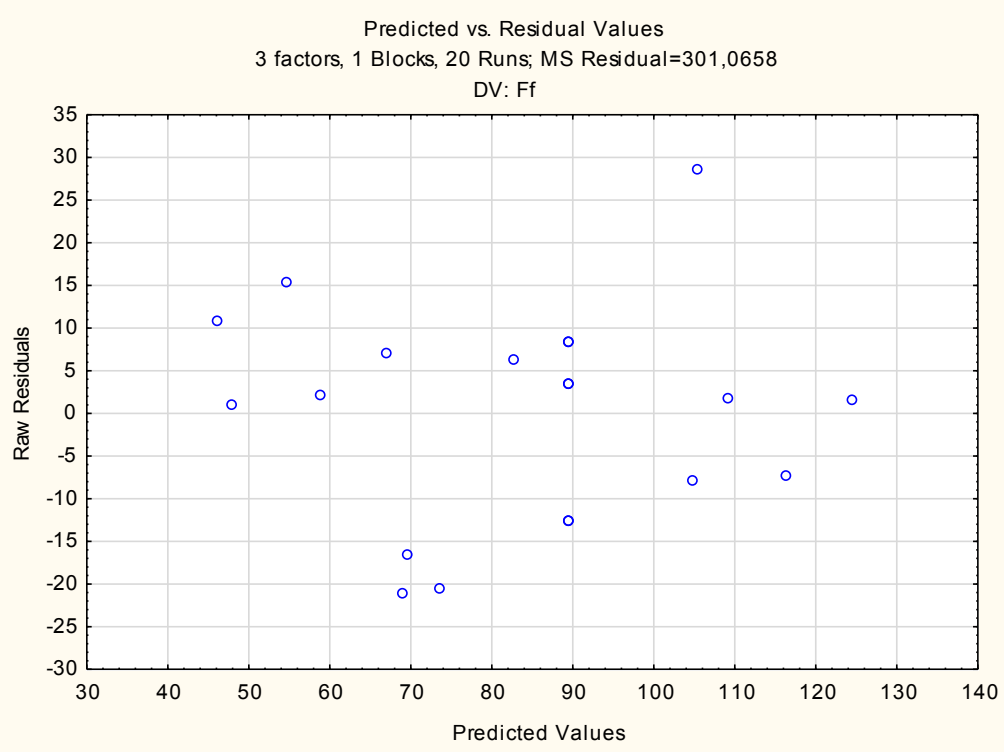
Tabela 20 – Análise de variância para tensão residual cincunferencial com LN2

	Effect Estimates; Var.:Circunferencial LN2; R-sqr=,69414; Adj:,41887 3 factors, 1 Blocks, 20 Runs; MS Residual=19442,12 DV: Circunferencial LN2									
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.	701,408	56,8656	12,3344	0,00000	574,704	828,112	701,408	56,8656	574,704	828,112
(1)vc (L)	-86,556	75,4615	-1,1470	0,27807	-254,695	81,582	-43,278	37,7307	-127,348	40,791
vc (Q)	186,019	73,4528	2,5324	0,02974	22,355	349,681	93,009	36,7264	11,178	174,840
(2)f (L)	-31,109	75,4950	-0,4120	0,68898	-199,32	137,104	-15,555	37,7475	-99,66	68,552
f (Q)	193,329	73,5803	2,6274	0,02527	29,382	357,276	96,664	36,7901	14,69	178,638
(3)ap (L)	-42,249	75,4950	-0,5596	0,58804	-210,462	125,964	-21,125	37,7475	-105,23	62,982
ap (Q)	47,000	73,5803	0,6387	0,53733	-116,948	210,946	23,500	36,7901	-58,474	105,473
1L by 2L	59,500	98,5954	0,6034	0,55963	-160,184	279,184	29,750	49,2977	-80,092	139,592
1L by 3L	-227,000	98,5954	-2,3023	0,04407	-446,684	-7,315	-113,500	49,2977	-223,342	-3,657
2L by 3L	173,000	98,5954	1,7546	0,10985	-46,684	392,684	86,500	49,2977	-23,342	196,342

Fonte: Autor

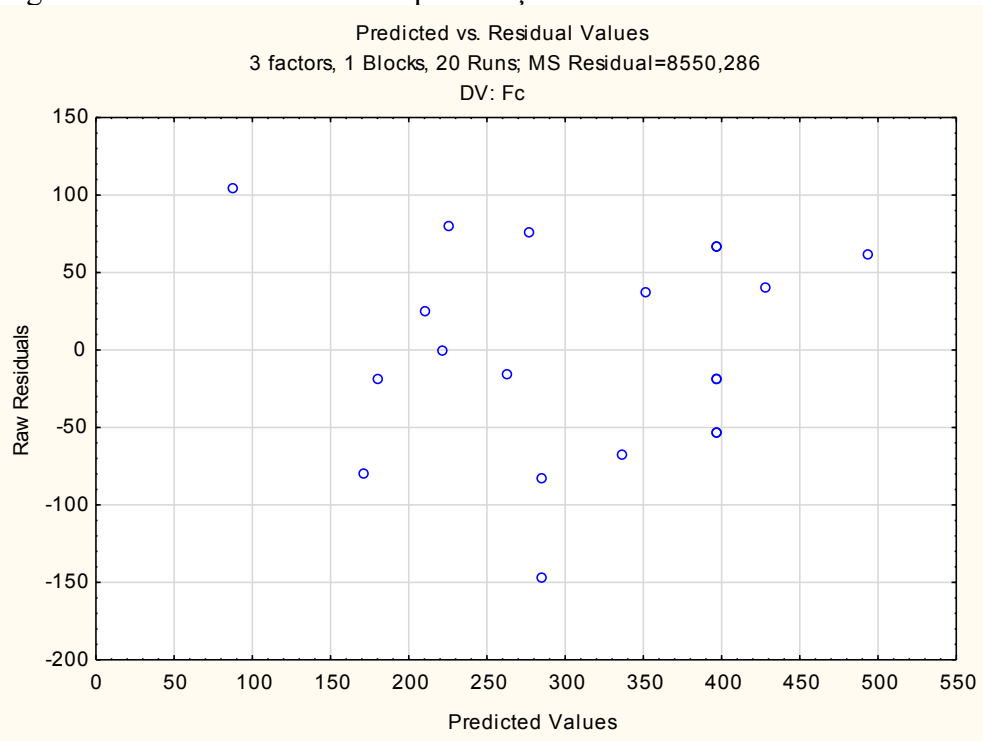
APÊNDICE D – GRÁFICO DE RESÍDUOS: FORÇAS DE USINAGEM

Figura 59 – Gráfico de resíduos para força de avanço a seco



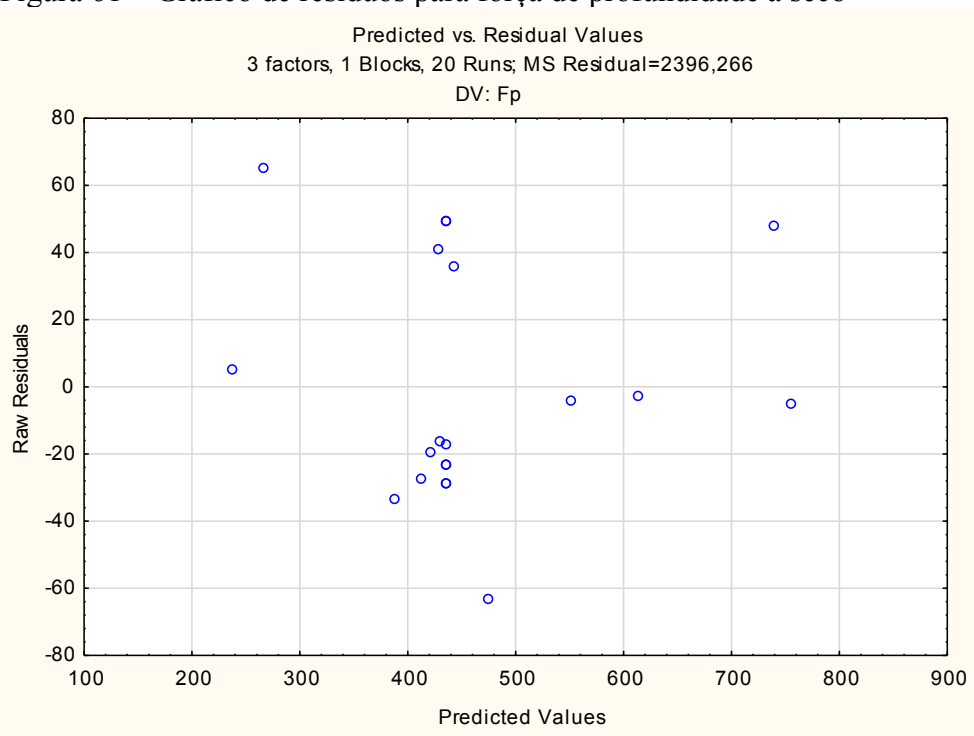
Fonte: Autor

Figura 60 – Gráfico de resíduos para força de corte a seco



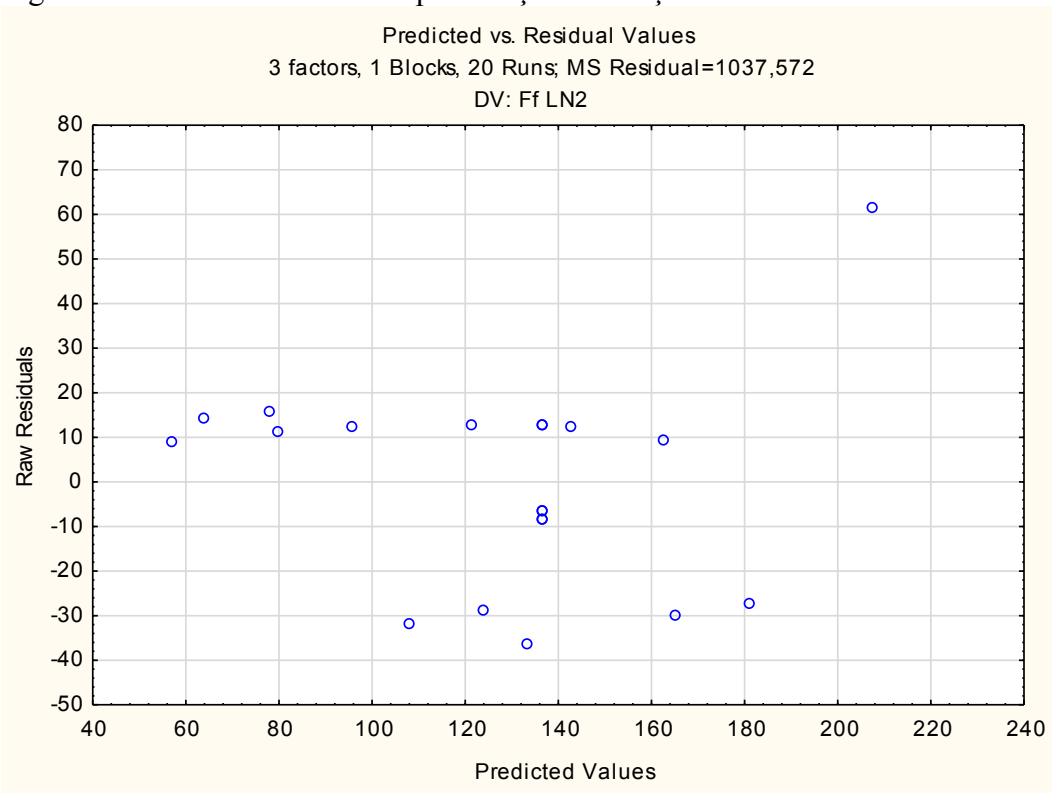
Fonte: Autor

Figura 61 – Gráfico de resíduos para força de profundidade a seco



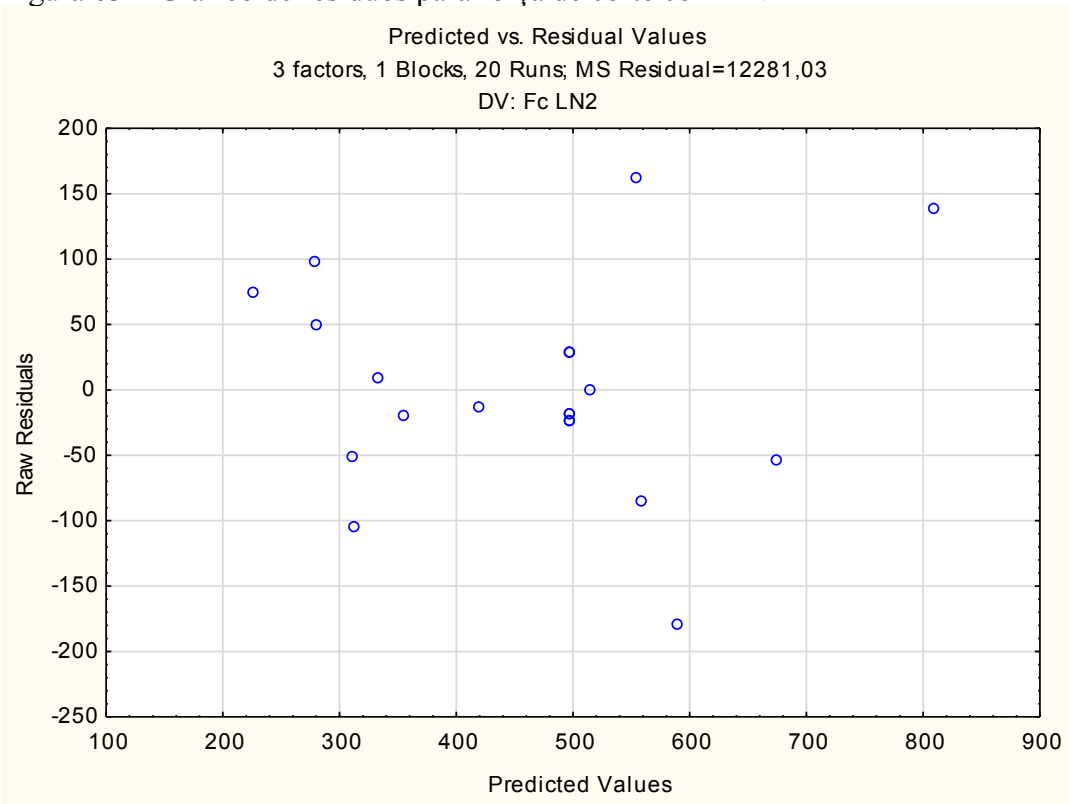
Fonte: Autor

Figura 62 – Gráfico de resíduos para força de avanço com LN2



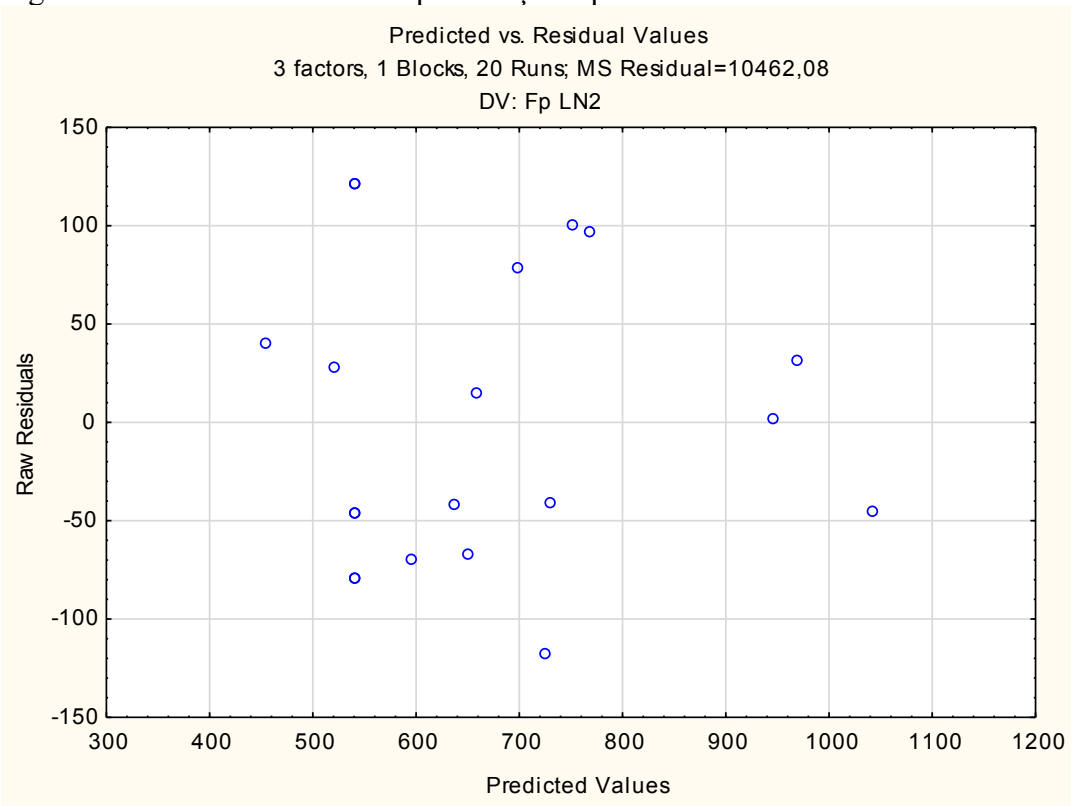
Fonte: Autor

Figura 63 – Gráfico de resíduos para força de corte com LN2



Fonte: Autor

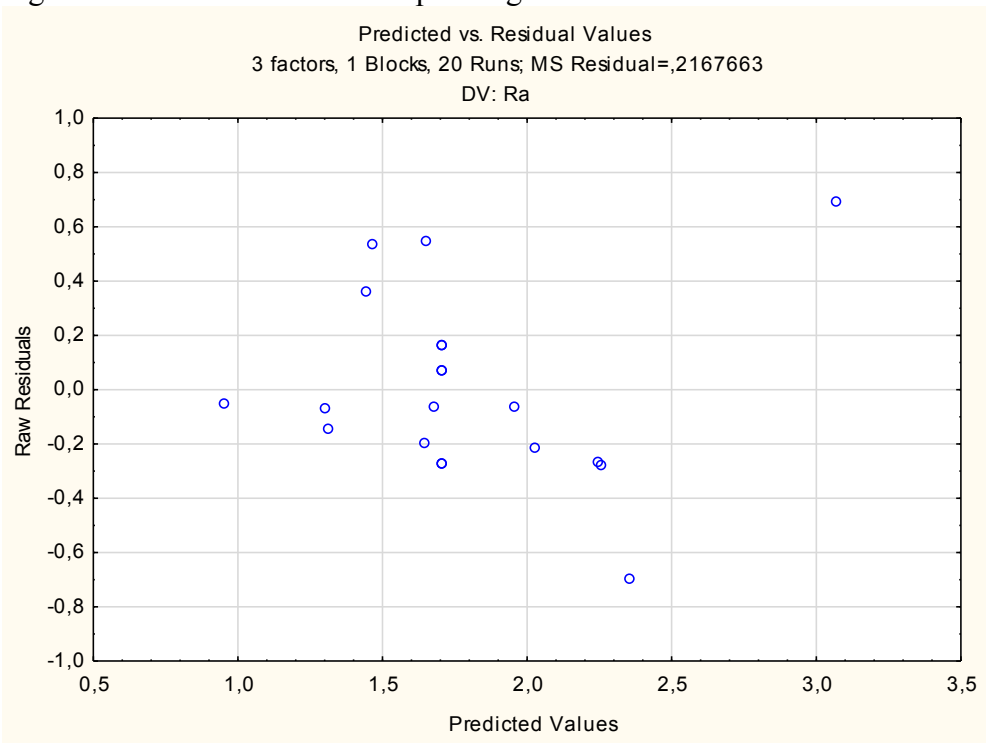
Figura 64 – Gráfico de resíduos para força de profundidade com LN2



Fonte: Autor

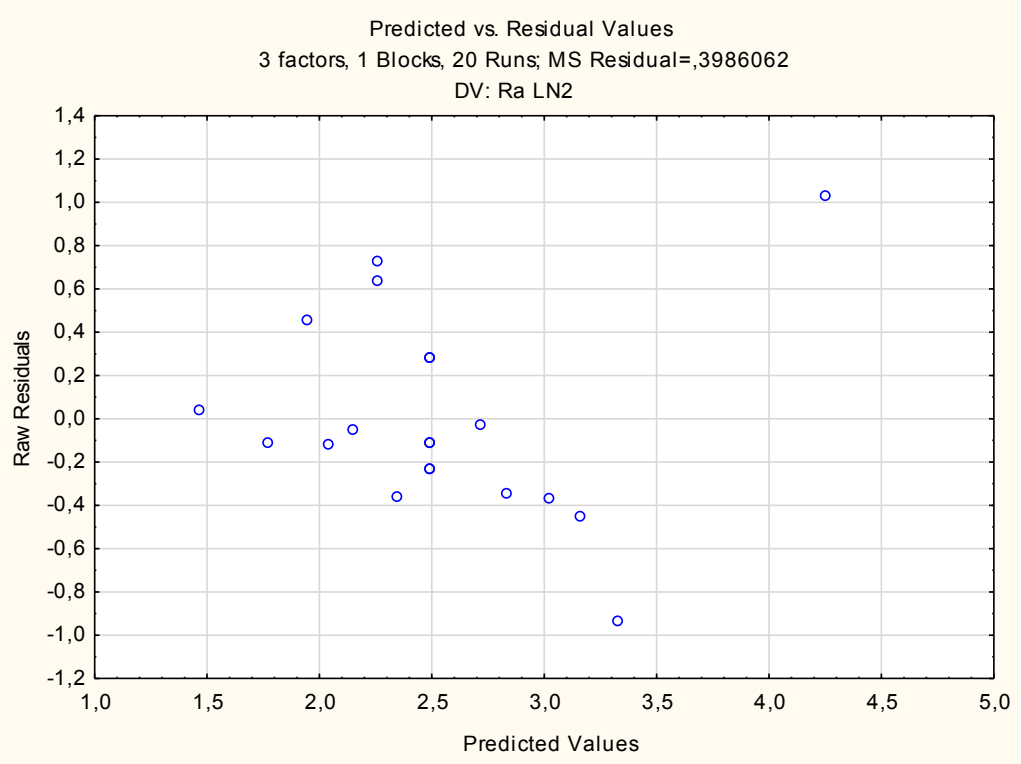
APÊNDICE E – GRÁFICO DE RESÍDUOS: RUGOSIDADE RA

Figura 65 – Gráfico de resíduos para rugosidade Ra a seco



Fonte: Autor

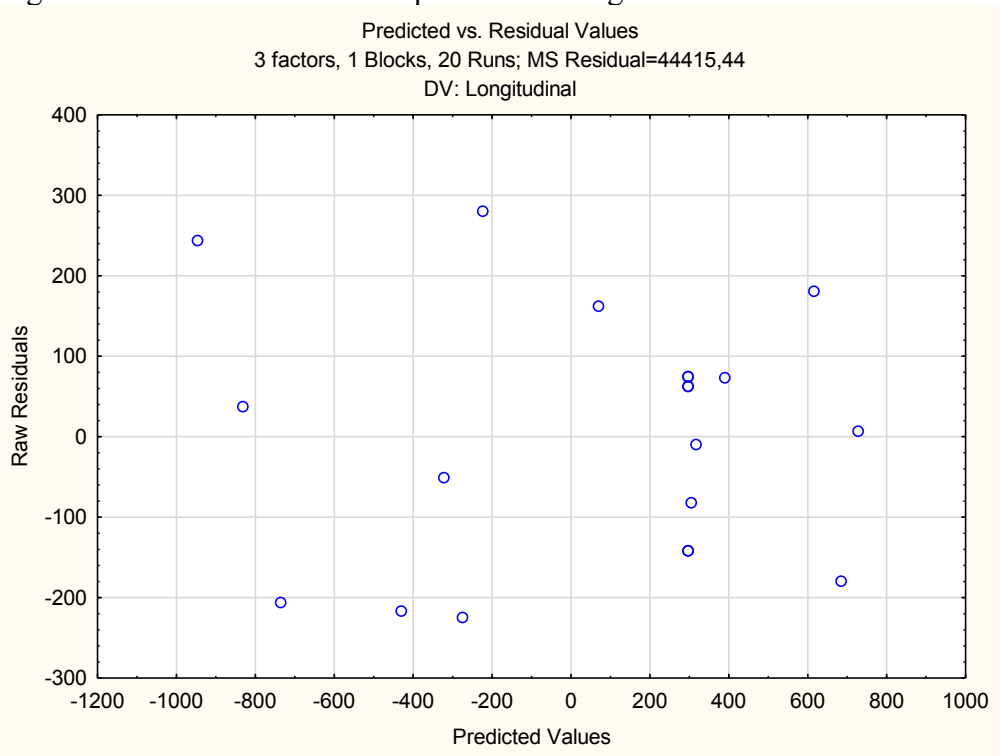
Figura 66 – Gráfico de resíduos para rugosidade Ra com LN2



Fonte: Autor

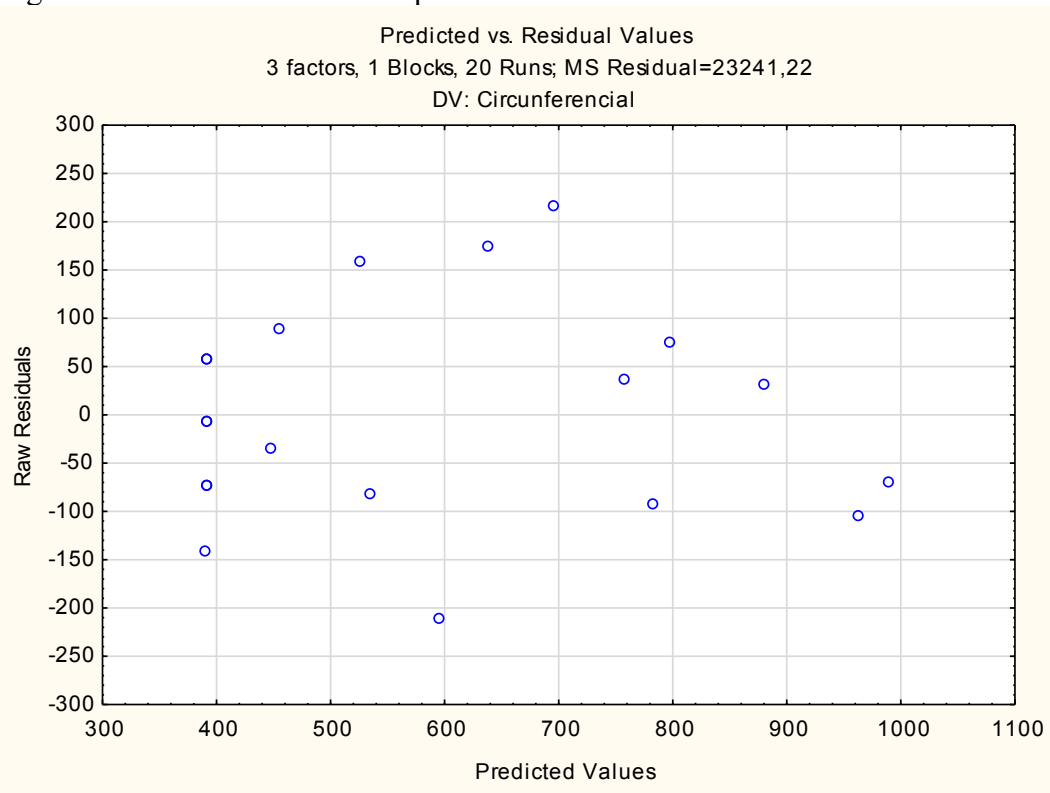
APÊNDICE F – GRÁFICO DE RESÍDUOS: TENSÃO RESIDUAL

Figura 67 – Gráfico de resíduos para tensão longitudinal a seco



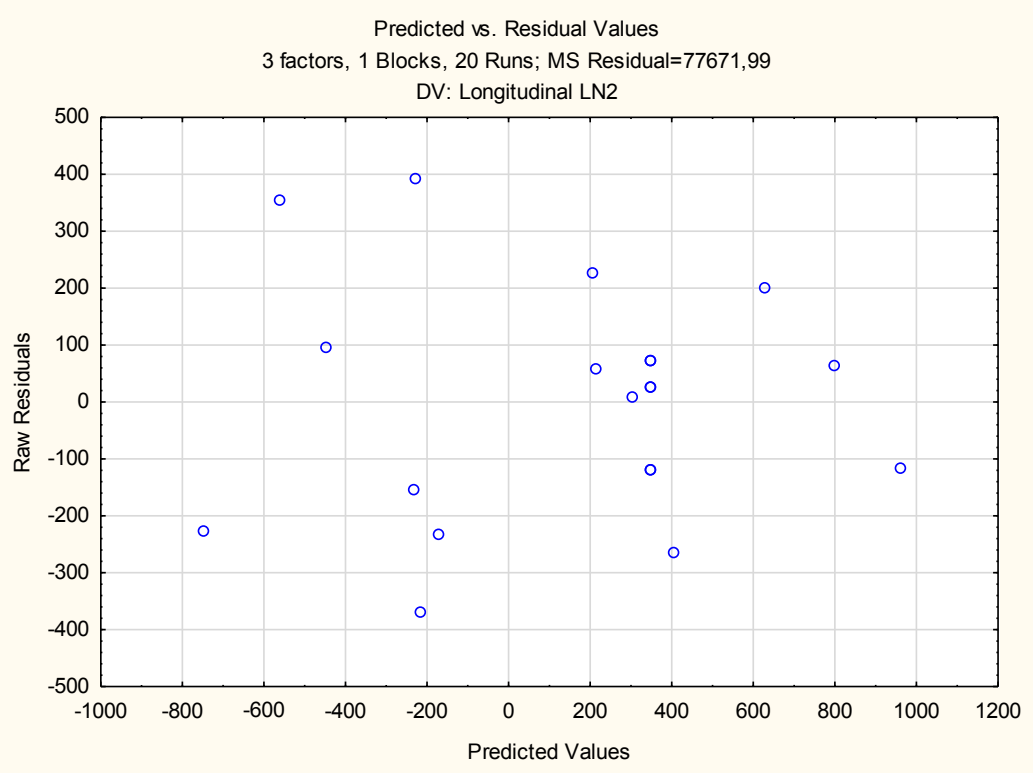
Fonte: Autor

Figura 68 – Gráfico de resíduos para tensão circunferencial a seco



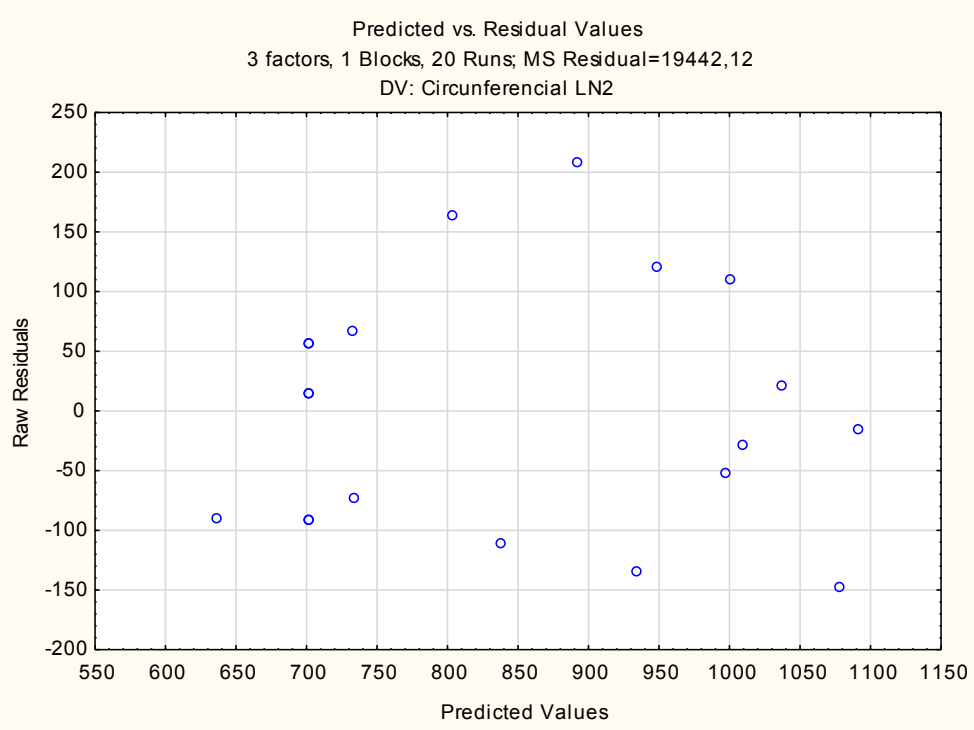
Fonte: Autor

Figura 69 – Gráfico de resíduos para tensão residual longitudinal com LN2



Fonte: Autor

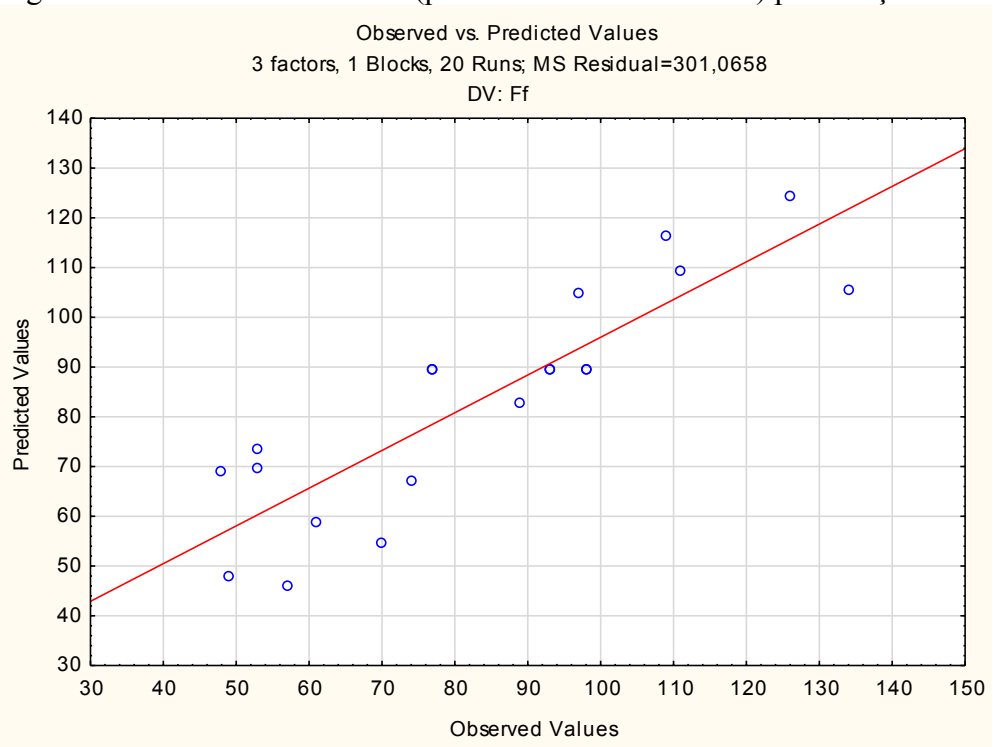
Figura 70 – Gráfico de resíduos para tensão residual circunferencial com LN2



Fonte: Autor

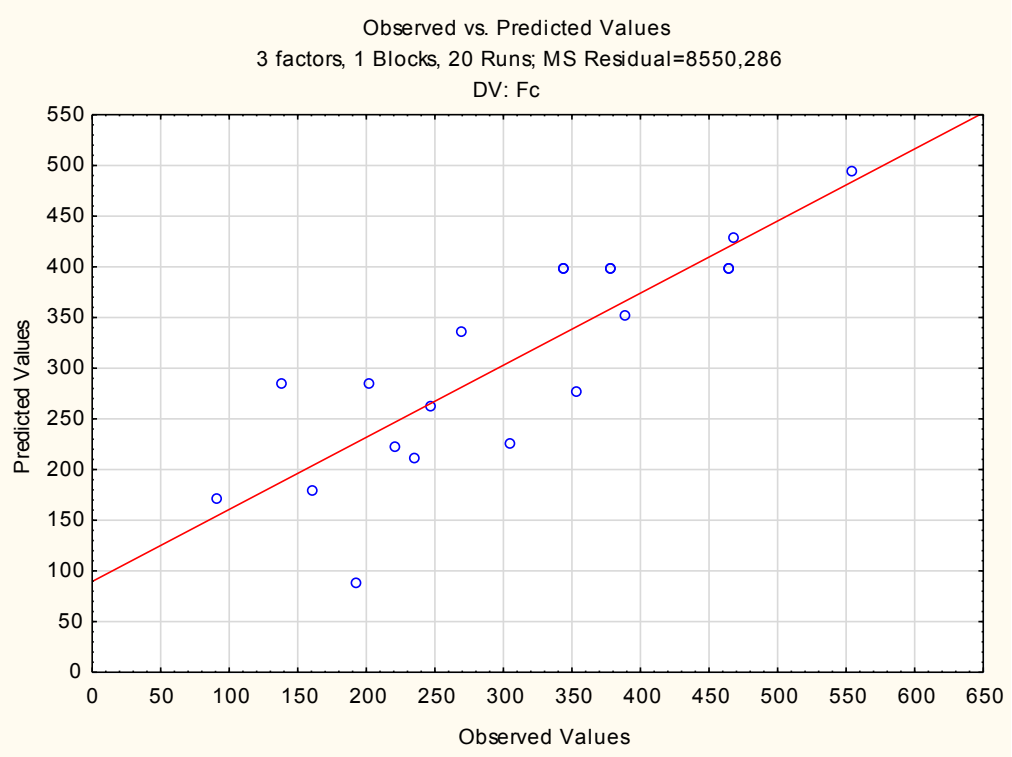
APENDICE G – GRÁFICO DE RESÍDUOS: OBSERVADO X PREVISTO – FORÇAS DE USINAGEM

Figura 71 – Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de avanço a seco



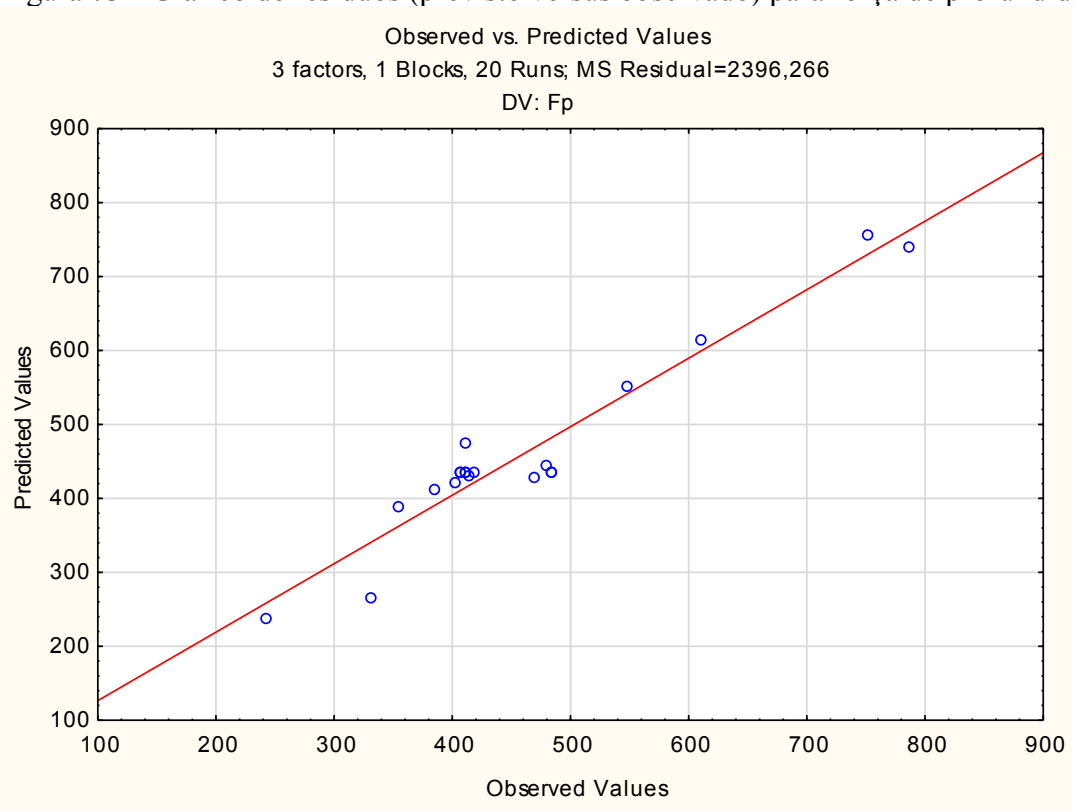
Fonte: Autor

Figura 72 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de corte a seco



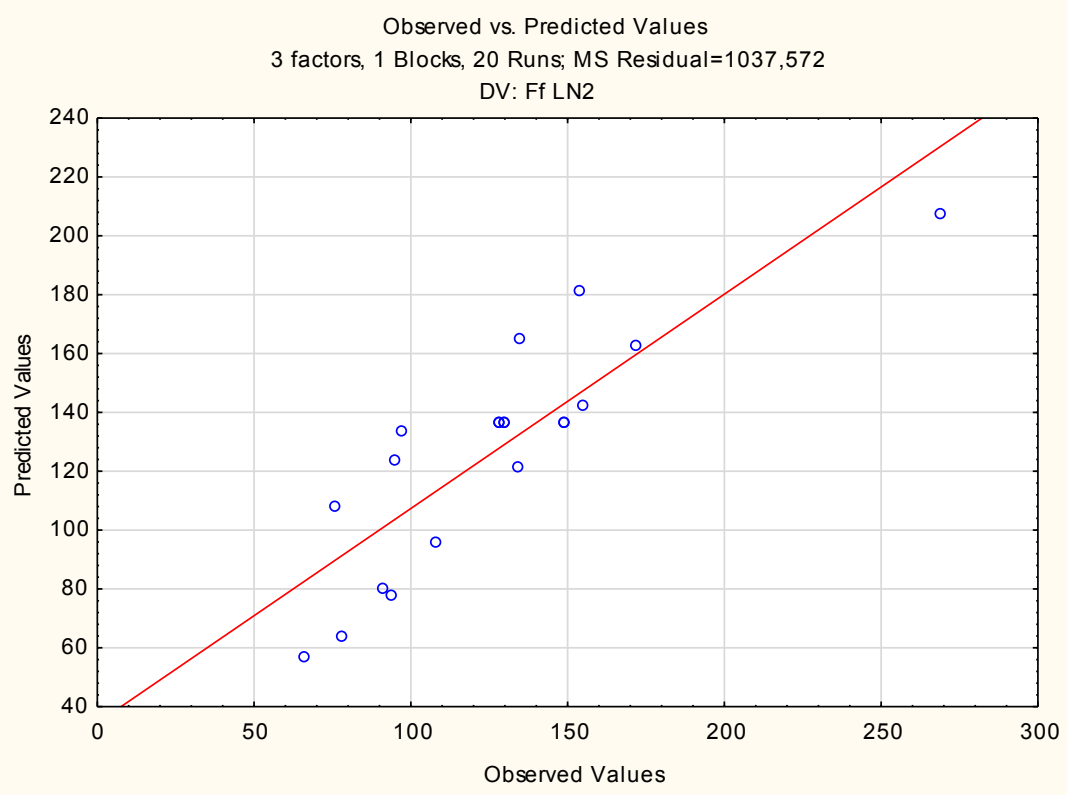
Fonte: Autor

Figura 73 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de profundidade a seco



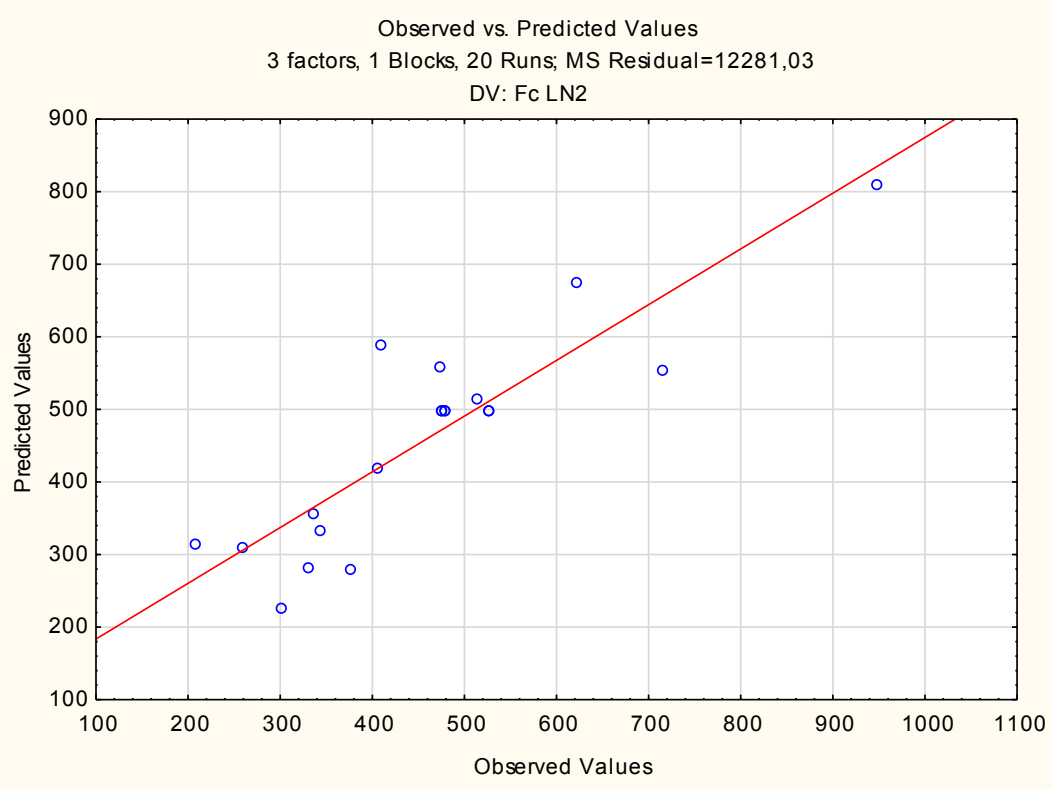
Fonte: Autor

Figura 74 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de avanço com LN2



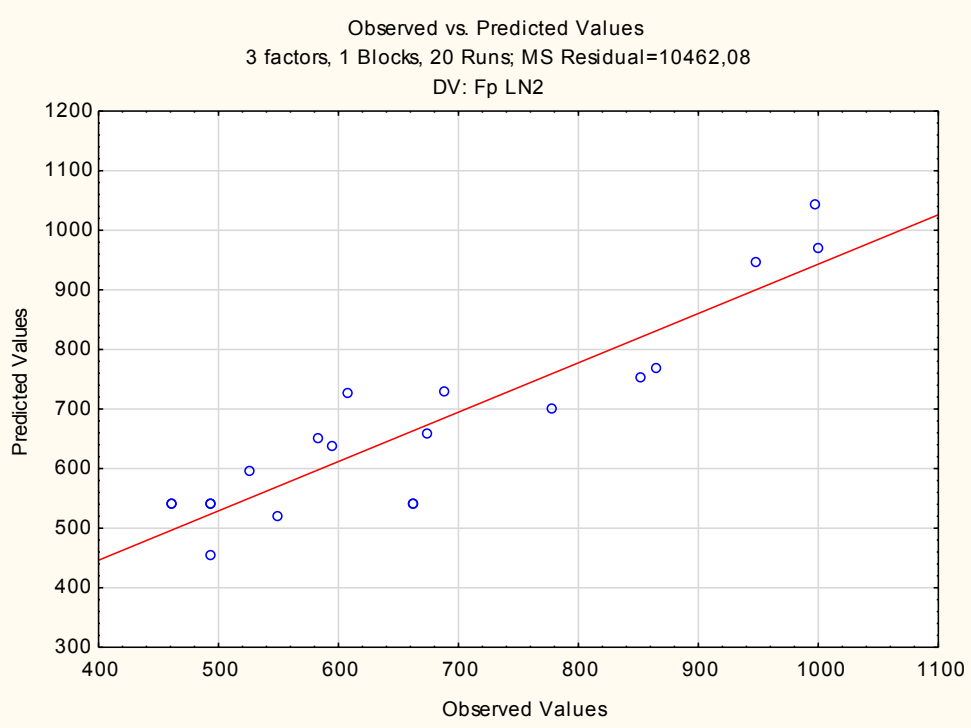
Fonte: Autor

Figura 75 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de corte com LN2



Fonte: Autor

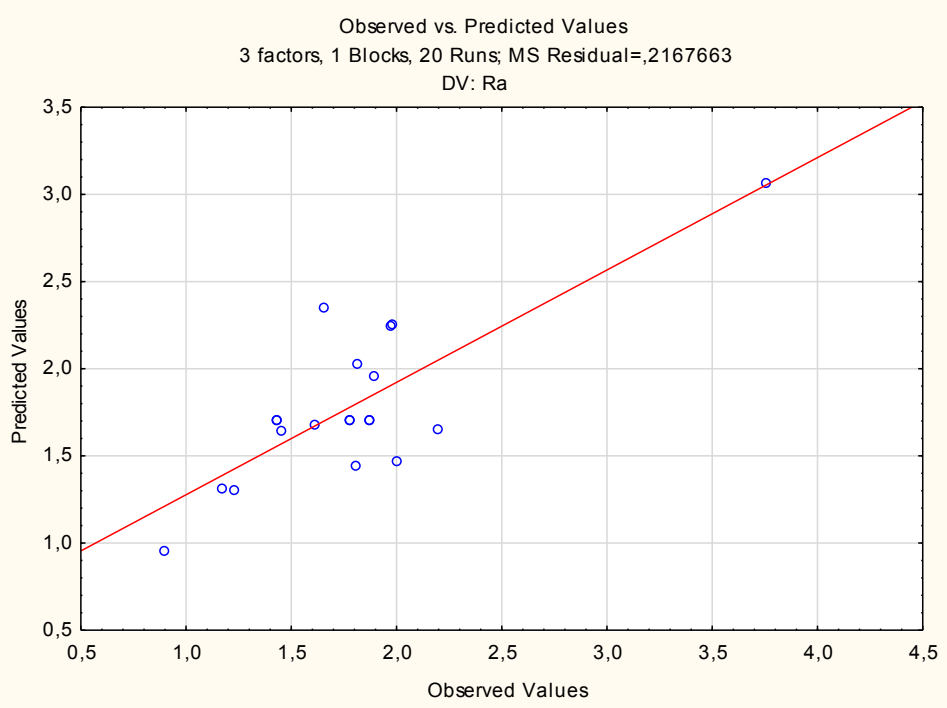
Figura 76 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para força de profundidade com LN2



Fonte: Autor

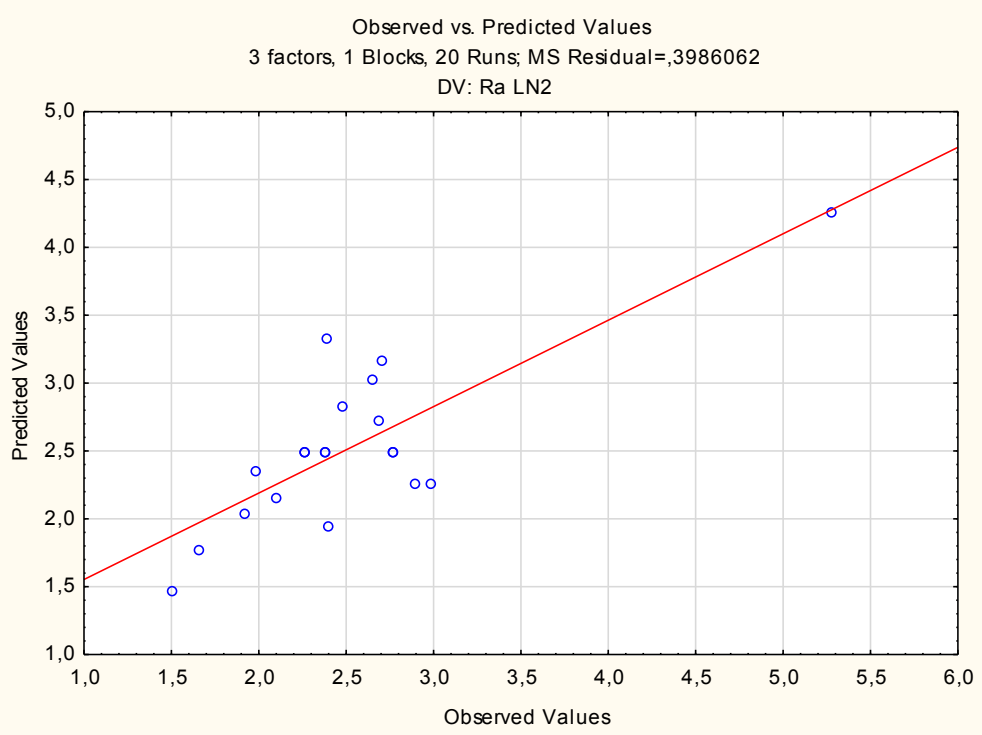
APENDICE H – GRÁFICO DE RESÍDUOS: OBSERVADO X PREVISTO – RUGOSIDADE

Figura 77 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para rugosidade Ra a seco



Fonte: Autor

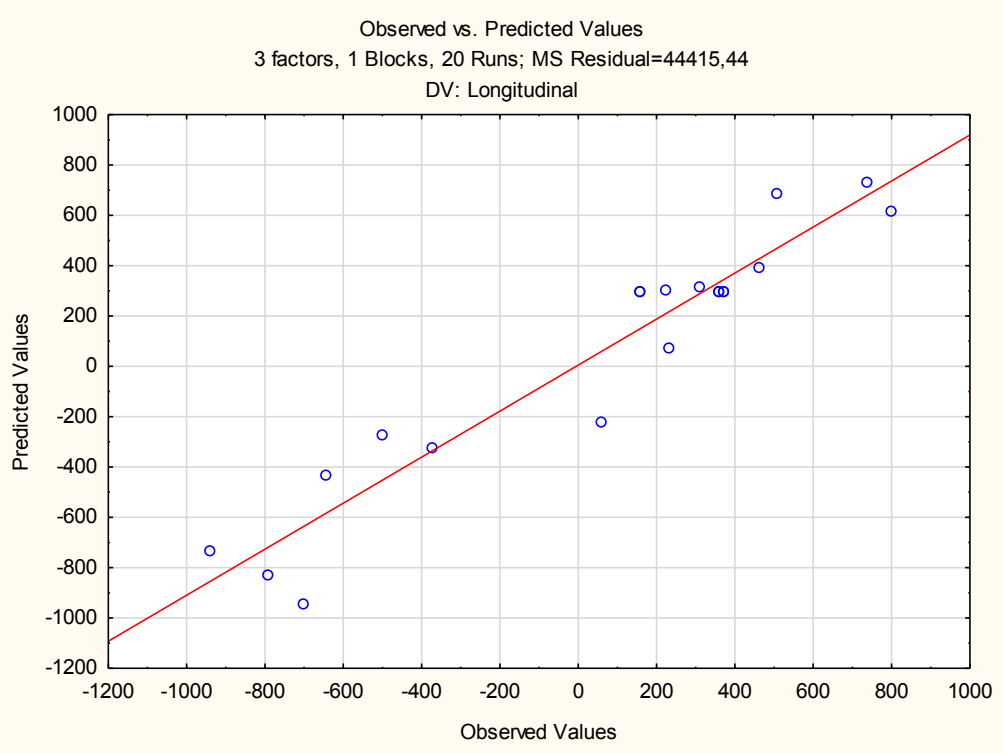
Figura 78 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para rugosidade Ra com LN2



Fonte: Autor

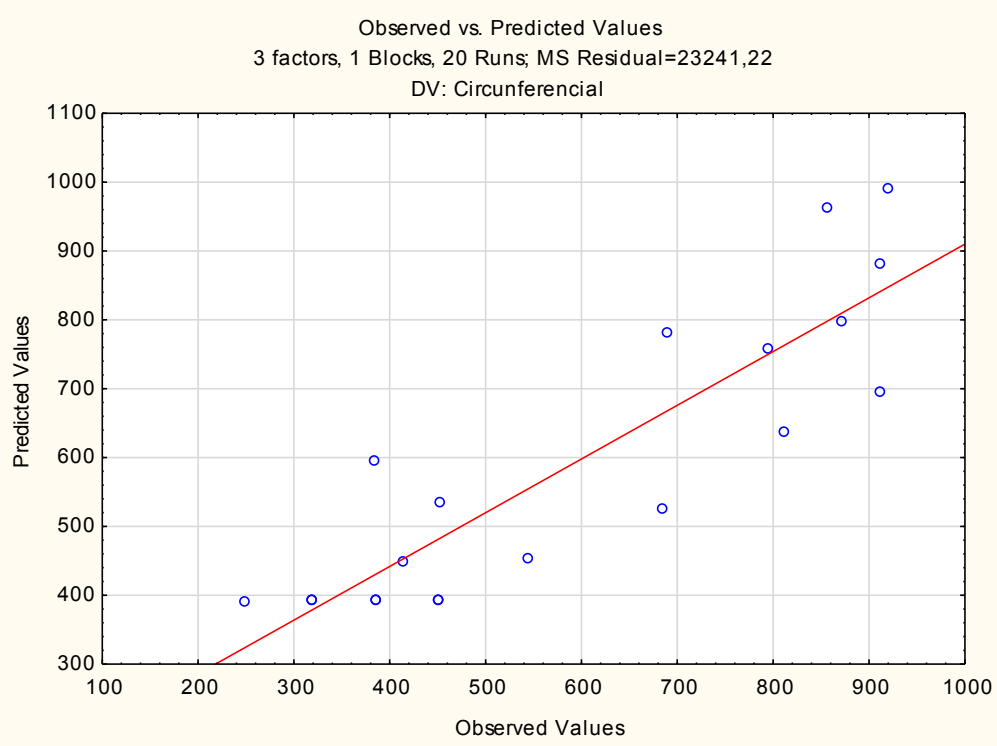
APENDICE I – GRÁFICO DE RESÍDUOS: OBSERVADO X PREVISTO – TENSÃO RESIDUAL

Figura 79 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão longitudinal a seco



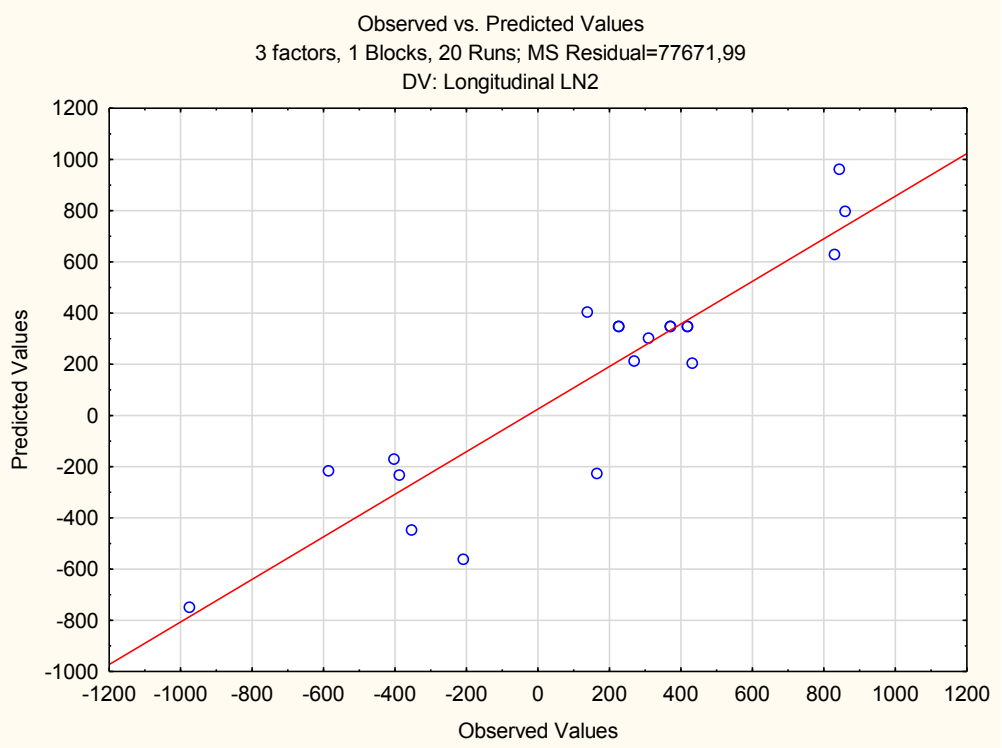
Fonte: Autor

Figura 80 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão circunferencial a seco



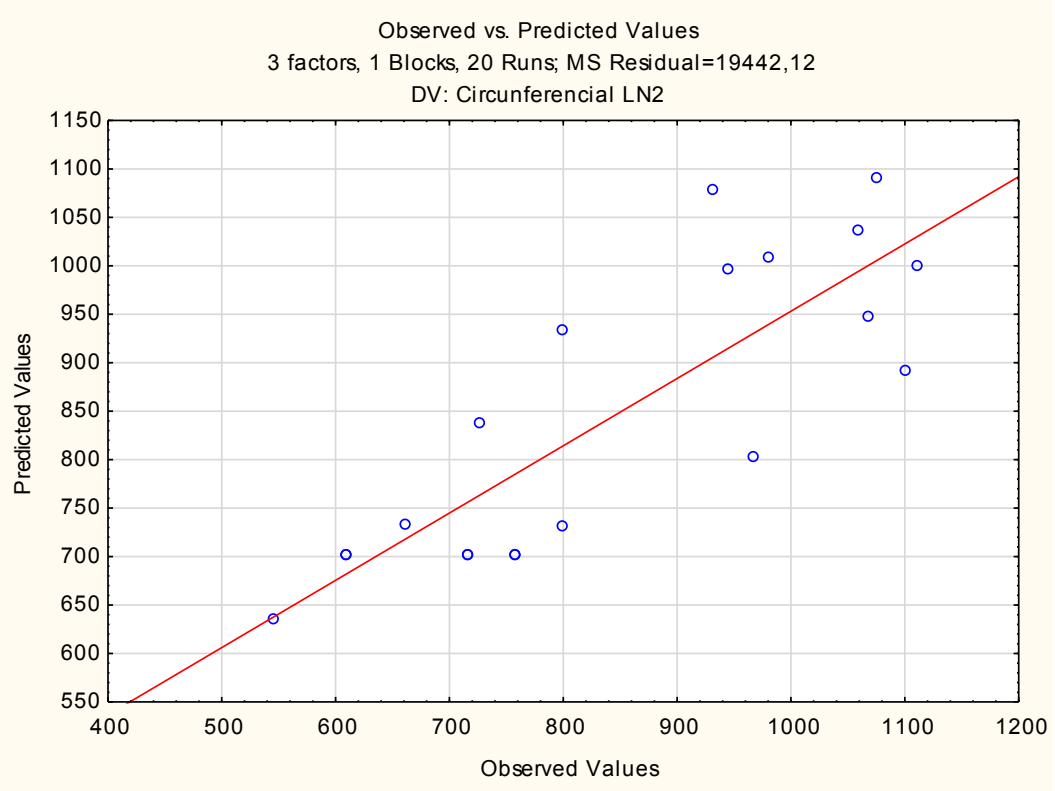
Fonte: Autor

Figura 81 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão longitudinal com LN2



Fonte: Autor

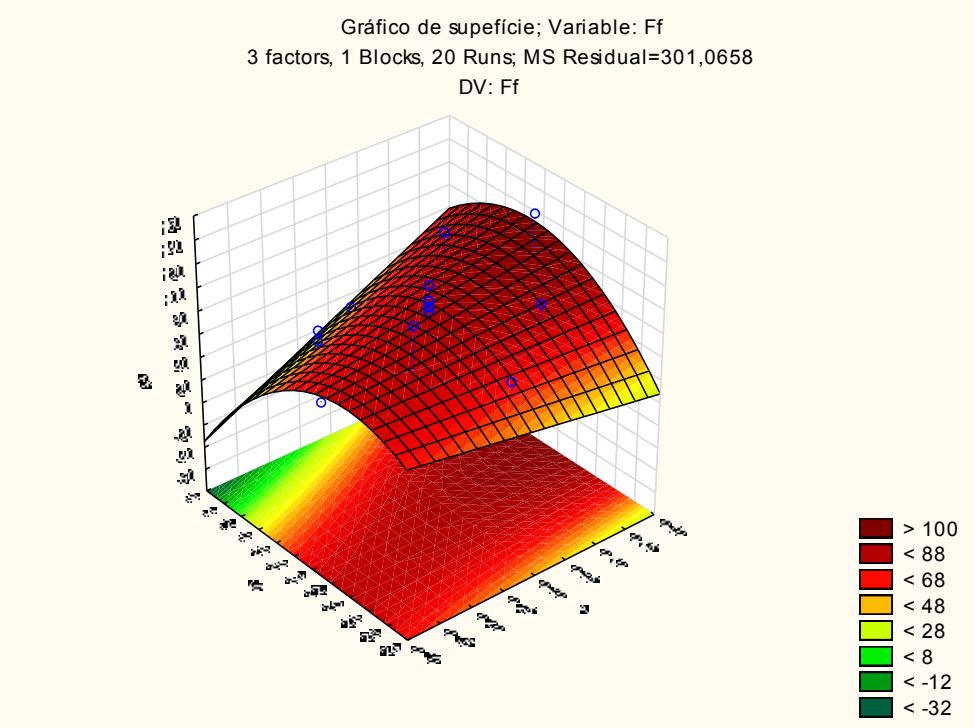
Figura 82 - Gráfico de resíduos (previsto versus observado) para tensão circunferencial com LN2



Fonte: Autor

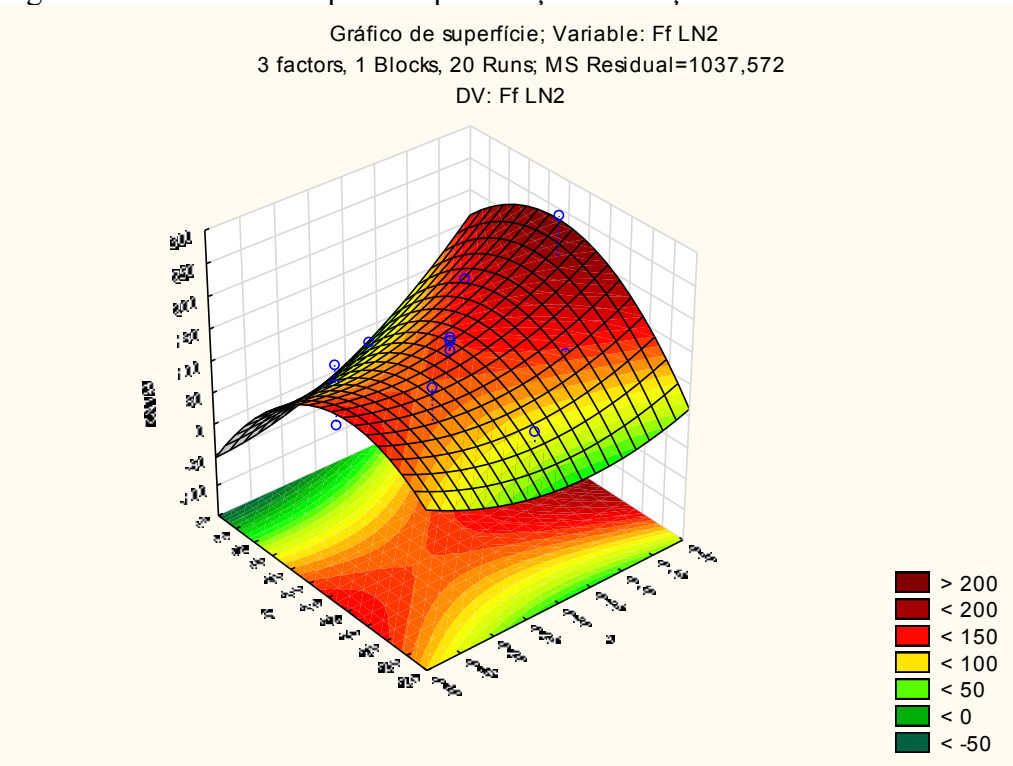
APÊNDICE J – GRÁFICO DE SUPERFÍCIE: FORÇAS DE USINAGEM

Figura 83 – Gráfico de superfície para força de avanço a seco



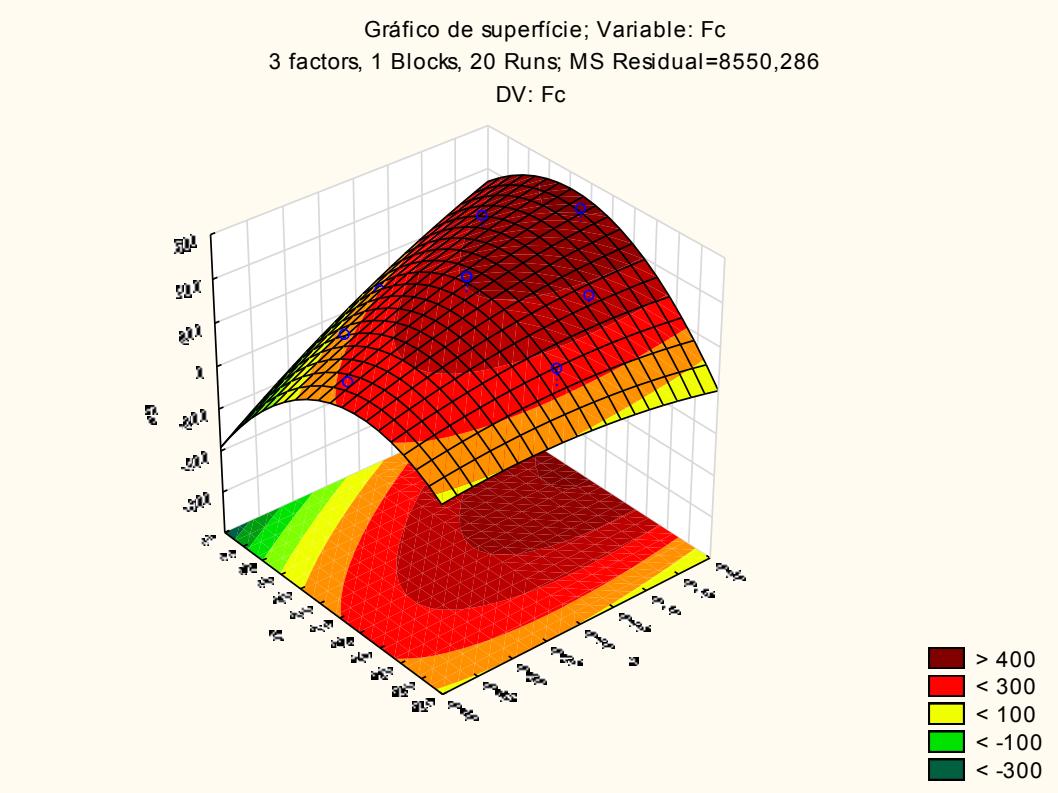
Fonte: Autor

Figura 84 – Gráfico de superfície para força de avanço com LN2



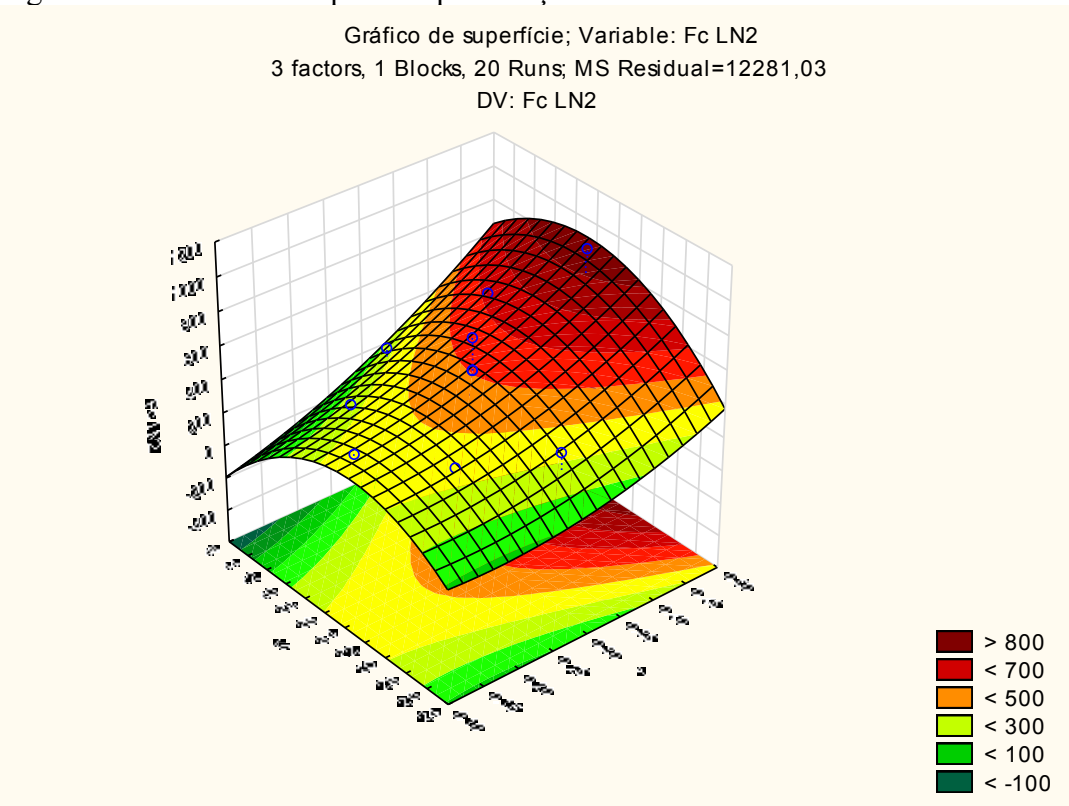
Fonte: Autor

Figura 85 – Gráfico de superfície para força de corte a seco



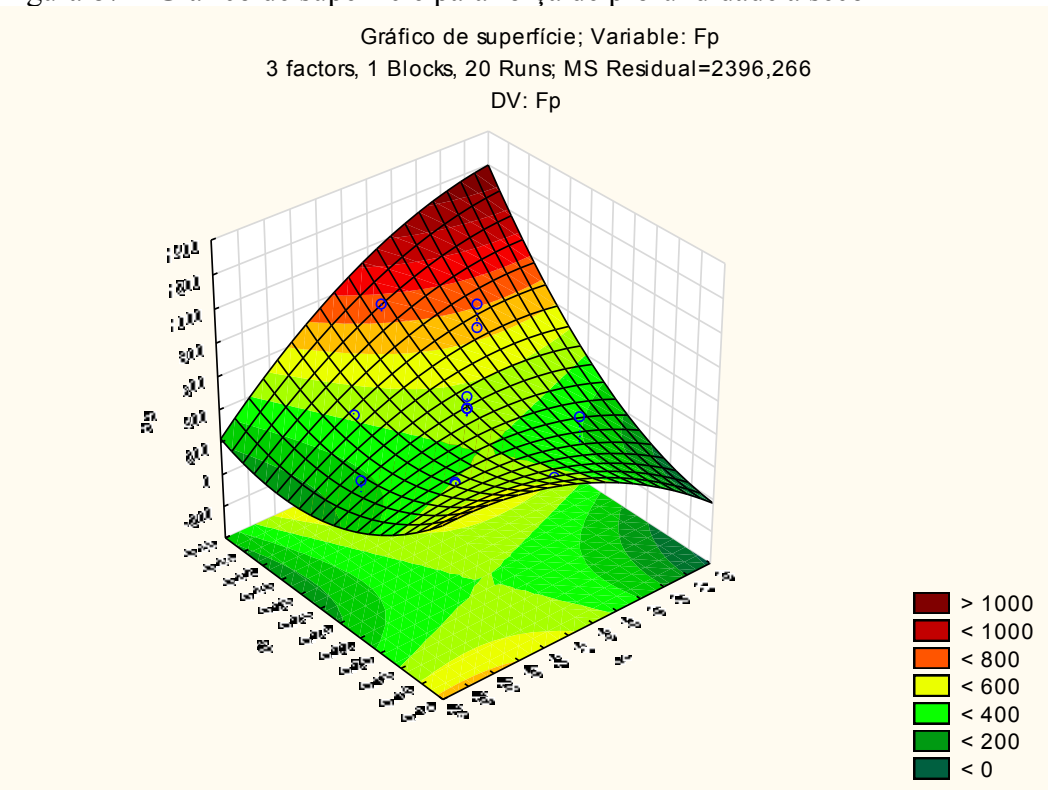
Fonte: Autor

Figura 86 - Gráfico de superfície para força de corte com LN2



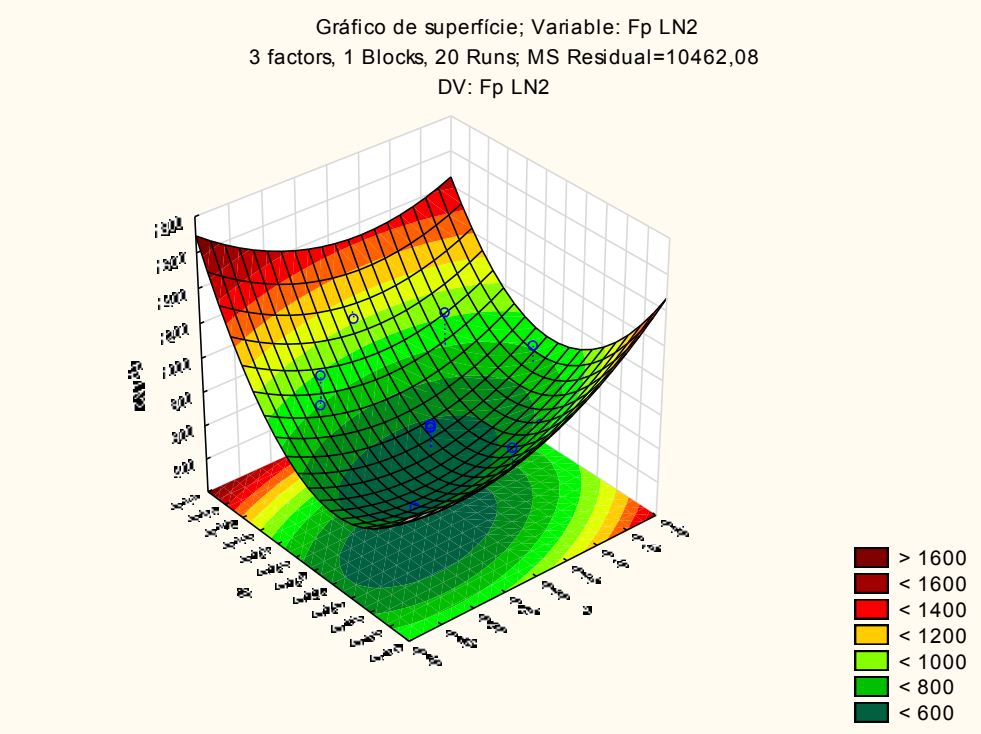
Fonte: Autor

Figura 87 – Gráfico de superfície para força de profundidade a seco



Fonte: Autor

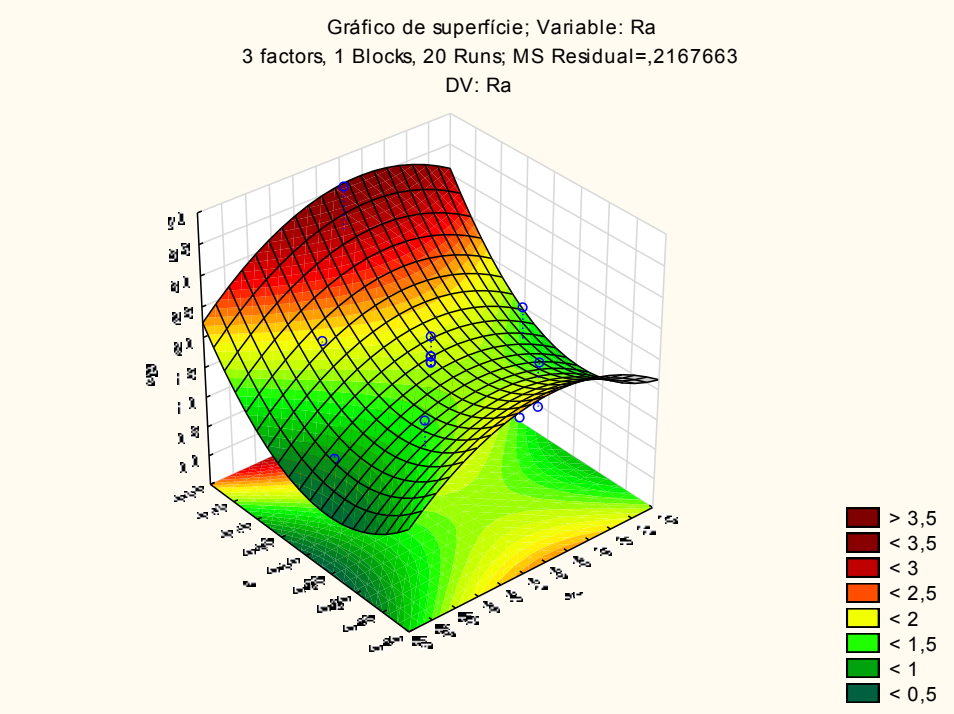
Figura 88 – Gráfico de superfície para força de profundidade com LN2



Fonte: Autor

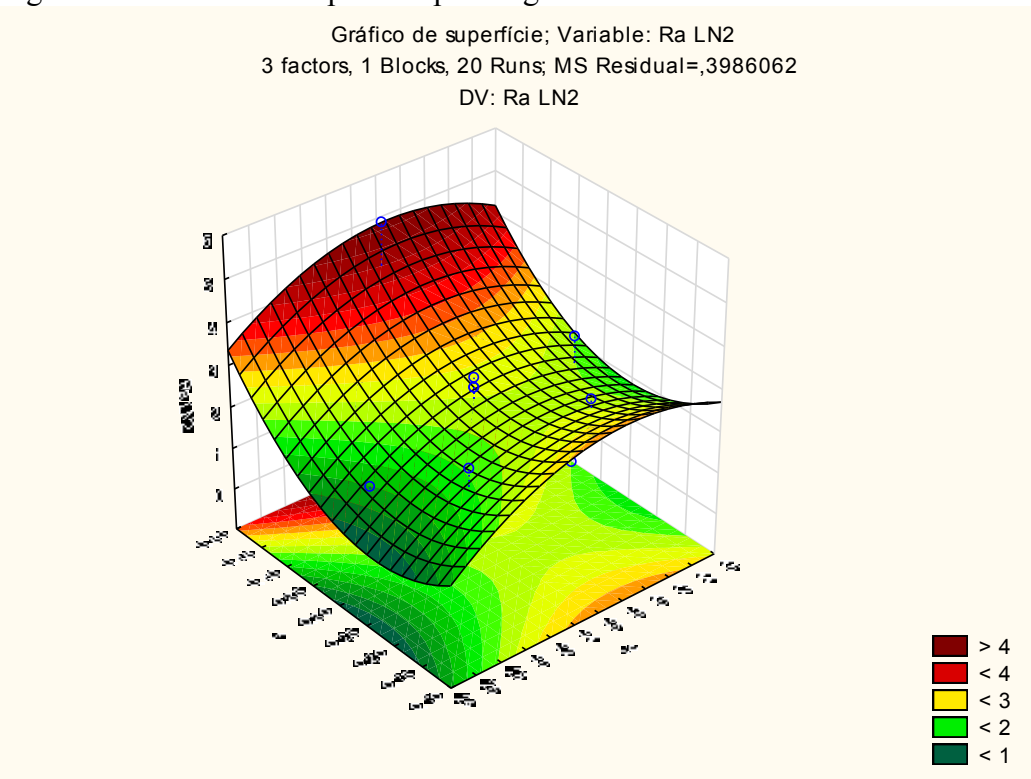
APÊNDICE K – GRÁFICO DE SUPERFÍCIE: RUGOSIDADE RA

Figura 89 – Gráfico de superfície para rugosidade Ra a seco



Fonte: Autor

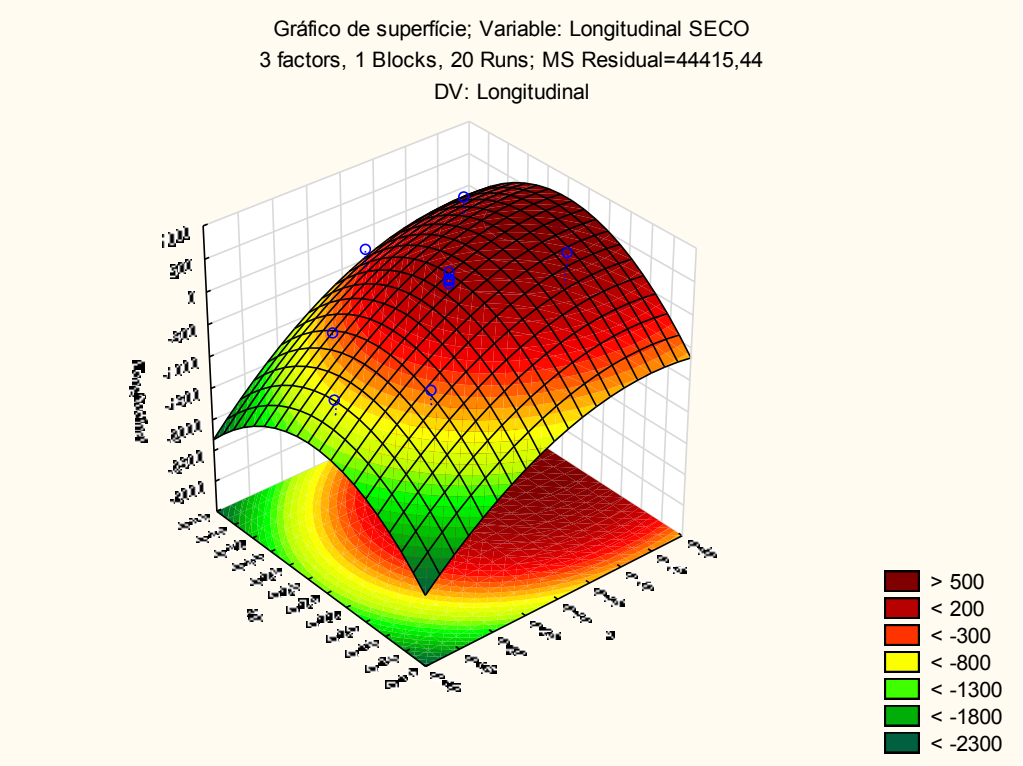
Figura 90 – Gráfico de superfície para rugosidade Ra com LN2



Fonte: Autor

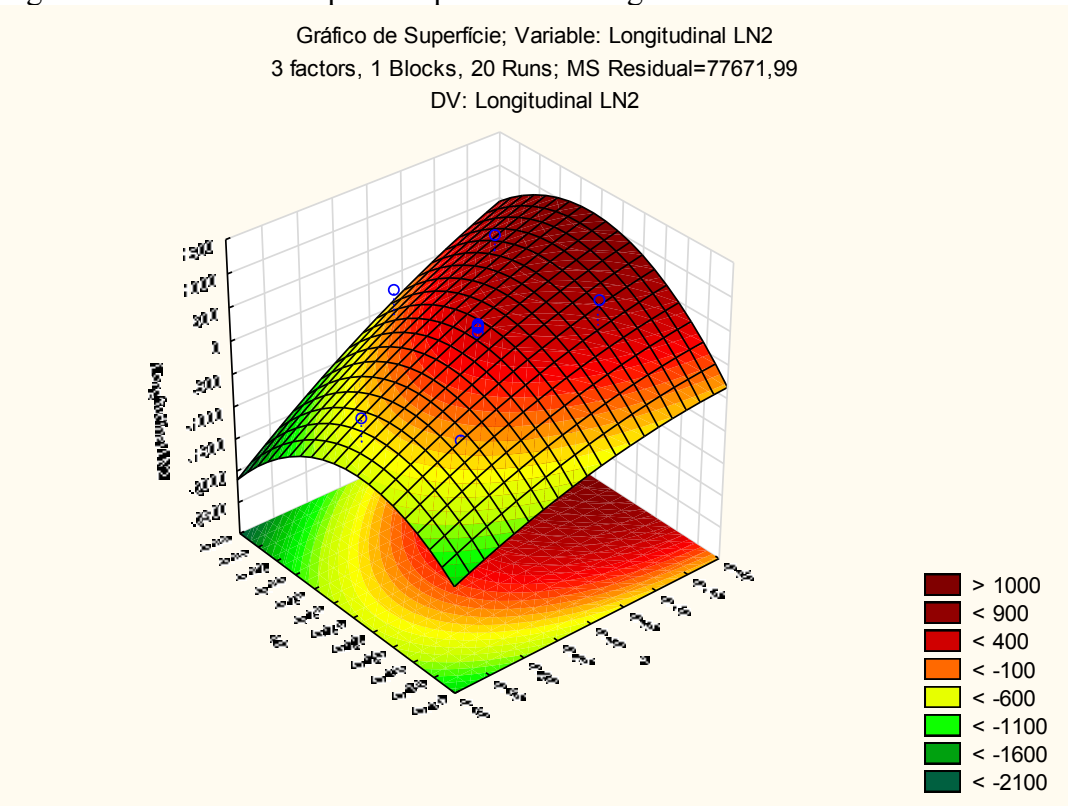
APÊNDICE L – GRÁFICO DE SUPERFÍCIE: TENSÃO RESIDUAL

Figura 91 – Gráfico de superfície para tensão longitudinal a seco



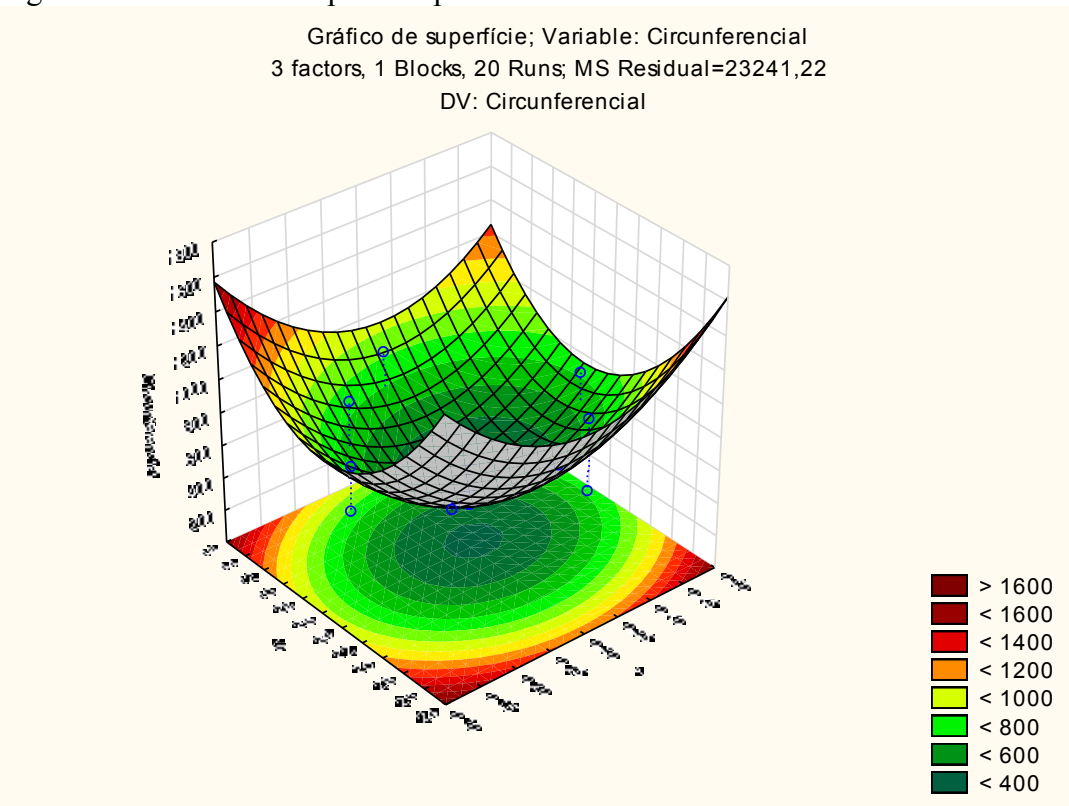
Fonte: Autor

Figura 92 – Gráfico de superfície para tensão longitudinal com LN2



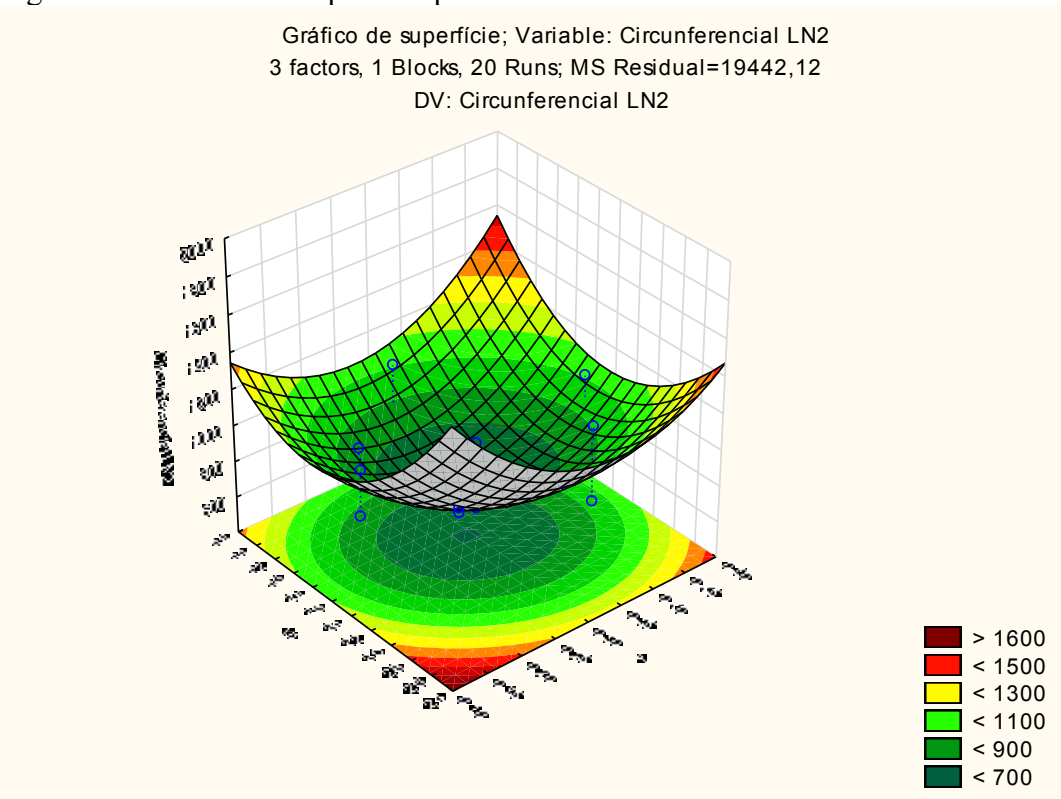
Fonte: Autor

Figura 93 – Gráfico de superfície para tensão circunferencial a seco



Fonte: Autor

Figura 94 – Gráfico de superfície para tensão circunferencial com LN2



Fonte: Autor