

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Cláudio Parreira Lopes

**ESTUDO REFERENTE À UTILIZAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA
VIBRACIONAL NO TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 1020**

Belo Horizonte
2018

Cláudio Parreira Lopes

**ESTUDO REFERENTE À UTILIZAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA
VIBRACIONAL NO TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 1020**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. José Rubens Gonçalves Carneiro

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Belo Horizonte

2018

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Biblioteca da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais

L864e Lopes, Cláudio Parreira
Estudo referente à utilização de baixa frequência vibracional no torneamento
do aço ABNT 1020 / Cláudio Parreira Lopes. Belo Horizonte, 2018.

234 f.: il.

Orientador: José Rubens Gonçalves Carneiro
Tese (Doutorado) – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

1. Deformações (Mecânica). 2. Torneamento. 3. Metais - Corte. 4. Usinagem.
5. Vibração. I. Carneiro, José Rubens Gonçalves. II. Pontifícia Universidade
Católica de Minas Gerais. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
III. Título.

SIB PUC MINAS

CDU: 621.7

Cláudio Parreira Lopes

**ESTUDO REFERENTE À UTILIZAÇÃO DE BAIXA FREQUÊNCIA
VIBRACIONAL NO TORNEAMENTO DO AÇO ABNT 1020**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Prof. Dr. José Rubens Gonçalves Carneiro (Orientador) - PUC Minas

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão - UFMG

Prof. Dr. Frederico Ozanan Neves - UFSJ

Prof. Dr. Gilmar Cordeiro da Silva - PUC Minas

Prof. Dr. Pedro Paiva Brito - PUC Minas

Belo Horizonte, 23 de março de 2018.

Dedico este trabalho ao meu pai Armando (in memorian), ao meu sogro Divino (in memorian), à minha esposa Michele, ao nosso filho Rafael e às nossas famílias, que me ajudaram a vencer esta jornada com carinho e paciência.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, força constante que me fez prosseguir nos momentos difíceis deste caminho, sendo meu guia, meu piloto, minha luz e meu norte durante este “novo” tempo de provação e mudança de pensamento.

Agradeço também à minha esposa Michele, pela paciência e pela amizade compartilhada nesta jornada. Ao nosso filho Rafael, que me inspirou com sua alegria e com sua ternura. Que Deus sempre o proteja e o direcione para ser um grande homem.

Agradeço a minha família, em especial a minha querida mamãe Raimunda, ao meu pai de coração Jairo e a meus irmãos Adriano e Luciana. A Paula, Mateus, Beatriz, Lorena, Arnaldo, Murilo, Fernanda, Daniel, Daniel Jr. e Luíza, mais uma vez, obrigado pela paciência e pelo apoio neste período de ausência.

Ao Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, CEFET MG, pela disponibilização de laboratórios e equipamentos utilizados na realização deste trabalho. Aos amigos da UFSJ, em especial ao prof. Dr. Frederico Ozanan e ao prof. Dr. Lincoln Cardoso, pelo profissionalismo e pela disponibilidade. Ao prof. Dr. Wagner Custódio, do CEFET Divinópolis e ao amigo prof. Dr. Durval Uchôas, da UFSJ, que abriram as portas para meu ingresso no programa de Pós-Graduação.

Aos colegas da Pemill, Fábio Lara e Anderson Alessandro, pelo apoio logístico. Ao colega Antônio Carlos, da Tekna Ferramentas, pela doação de material de consumo e pelo contato profissional realizado.

A amiga Valéria Aparecida, da PUC Minas, pela disponibilidade e pelo carisma. A técnica de laboratório Edilene Braga pela realização das micrografias no MEV. Aos professores da PUC Minas, prof. Dr. Pedro Américo, prof. Dr. Gilmar Cordeiro e prof. Dr. Jânés Landre, pelo profissionalismo e pela competência.

Ao amigo prof. Dr. José Rubens, da PUC Minas, pela paciência e pela orientação neste trabalho. O tempo de convivência passou bem rápido, mas a amizade ficou sem data para acabar.

“Saber muito não lhe torna inteligente. A inteligência se traduz na forma que você recolhe, julga, maneja e, sobretudo, onde e como aplica esta informação.”

(SAGAN, 2016).

RESUMO

Materiais dúcteis são amplamente utilizados pelas indústrias, porém, durante sua usinagem, produzem cavacos contínuos. Este tipo de cavaco é responsável por uma série de inconvenientes operacionais, como segurança do operador, riscamento de superfícies acabadas, danos à máquina operatriz, entre outros. Apesar das ações corretivas para controle (adição de elementos de liga ao material, alteração de parâmetros de corte, utilização de fluido refrigerante sob pressão, ferramenta com quebra cavaco), ainda se encontram dificuldades para prever, elaborar e padronizar cavacos com a geometria operacional desejada. Este trabalho tem como objetivo estudar a utilização de baixa frequência vibracional no torneamento LFV (*low frequency vibration*) do aço ABNT 1020. Para verificação dos efeitos provenientes do processo de corte, os corpos de prova foram usinados com dois níveis de ferramenta (WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315), dois níveis de velocidade de corte (172 e 273 m/min.), dois níveis de avanço (0,057 e 0,104 mm/volta), dois níveis de profundidade de usinagem (1,5 e 2,5 mm) e quatro níveis de frequência (usinagem convencional; 1,2; 1,5 e $1,8 \times f_m$ Hz). Os valores da rugosidade, forças de usinagem, propriedades mecânicas da zona afetada e efeitos do corte ortogonal foram comparados entre usinagem convencional e corte frequencial. Utilizando-se técnicas de caracterização de materiais, se avaliou a formação, estrutura e deformações presentes nos cavacos. Observou-se que a frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz promove maior desvio médio e maior altura máxima de perfil, se comparada às demais frequências avaliadas. Com relação às forças de usinagem, a frequência $f_r=1,2 \times f_m$ Hz apresentou os maiores valores para força de corte e força de avanço, resultando também em maior microdureza da zona afetada. A ferramenta WNMA080408 CA315 produziu menores ângulos de cisalhamento, que puderam ser relacionados à maior deformação, taxa de deformação e grau de recalque. Estes indícios demonstram que o método de usinagem LFV gera condições favoráveis para encurramento e ruptura de cavacos provenientes do aço ABNT 1020.

Palavras-chave: Material dúctil. Torneamento. Formação de cavacos. Vibração de baixa frequência. Corte frequencial.

ABSTRACT

Ductile materials are widely used by industries, but during their machining, they produce continuous chips. This type of chip is responsible for a number of operational disadvantages, such as operator safety, scratching of finished surfaces, damage to the machine tool, among others. In spite of corrective actions for control (addition of alloying elements to the material, alteration of cutting parameters, use of coolant under pressure, tool with chip breaking), there are still difficulties to predict, elaborate and standardize chips with the desired operational geometry. The aim of this work is to study the use of low vibrational frequency in LFV (low frequency vibration) turning of ABNT 1020 steel. In order to verify the effects of the cutting process, the specimens were machined with two tool levels (WNMG080408 UE6020 and WNMA080408 CA315), two cutting speed levels (172 and 273 m/min.), two feed rates (0.057 and 0.104 mm/revolution), two machining depths (1.5 and 2.5 mm) and four frequency levels (conventional machining; 1.2; 1.5 and $1.8 \times f_m$ Hz). The roughness values, machining forces, mechanical properties of the affected zone and orthogonal cutting effects were compared between conventional machining and frequency cutting. Using techniques of material characterization, the formation, structure and deformations present in the chips were evaluated. It was observed that the frequency $fr=1.5 \times f_m$ Hz promotes greater mean deviation and greater maximum profile height, when compared to the other frequencies evaluated. Regarding the machining forces, the frequency $fr=1.2 \times f_m$ Hz presented the highest values for shear force and feed force, also resulting in a higher microhardness of the affected zone. The WNMA080408 CA315 tool produced smaller shear angles, which could be related to the higher deformation, rate of deformation and degree of settling. These evidences demonstrate that the LFV machining method generates favorable conditions for hardening and rupturing of chips from ABNT 1020 steel.

Keywords: Ductile material. Turning. Chip formation. Low frequency vibration. Frequency cut.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 -	a) Simulação FEM; b) Simulação MD.....	33
FIGURA 2 -	a) Simulação FEM; b) Simulação MD.....	33
FIGURA 3 -	Representação expandida da trajetória da ferramenta.....	35
FIGURA 4 -	Exemplos de operações realizadas no torneamento.....	37
FIGURA 5 -	Velocidade de corte e velocidade de avanço no torneamento.....	38
FIGURA 6 -	Avanço por volta no torneamento.....	39
FIGURA 7 -	Profundidade de usinagem no torneamento.....	39
FIGURA 8 -	Ângulo de posição: a) $X_r=90^\circ$; b) $X_r=30^\circ$	40
FIGURA 9 -	Espessura de corte.....	40
FIGURA 10 -	Perfil nominal e perfil real.....	41
FIGURA 11 -	Representação do parâmetro R_z	43
FIGURA 12 -	Topografia de superfície: a) Método convencional; b) UAT (<i>ultrasonic assisted turning</i>).....	46
FIGURA 13 -	Variação do grau de recalque conforme v_c e avanço material aço AISI 1030 ferramenta revestida classe P20 $\gamma=10^\circ$ $a_p=2,0$ mm.....	49
FIGURA 14 -	Variação do grau de recalque em função da v_c	50
FIGURA 15 -	Zonas de deformação na usinagem.....	51
FIGURA 16 -	a) Cavaco em fita; b) Cavaco helicoidal; c) Cavaco em espiral; d) Cavaco em lascas.....	52
FIGURA 17 -	Classificação dos cavacos conforme norma ISO 3685.....	53
FIGURA 18 -	Exemplos de bandas de cisalhamento.....	55
FIGURA 19 -	Micromecanismos de fratura em metais: a) Fratura dúctil; b) Fratura intergranular.....	57
FIGURA 20 -	Vazio sujeito a estado de tensão triaxial.....	58
FIGURA 21 -	Mecanismo de fratura em materiais dúcteis: a) Estado inicial; b) Nucleação; c) Coalescência.....	58
FIGURA 22 -	Distribuição aleatória de defeitos em materiais dúcteis.....	60
FIGURA 23 -	Modelo do corte ortogonal.....	62
FIGURA 24 -	a) Formação do cavaco; b) Planos de cisalhamento.....	63

FIGURA 25 -	Círculo de forças proposto por Merchant.....	63
FIGURA 26 -	Área de cisalhamento.....	64
FIGURA 27 -	Campo de linhas de deslizamento de Lee e Shaffer.....	66
FIGURA 28 -	a) Campos de linha de deslizamento; b) Círculo de Mohr.....	67
FIGURA 29 -	Campo de linhas considerando efeitos do encruamento.....	67
FIGURA 30 -	Modelo de formação de cavaco proposto por Oxley.....	68
FIGURA 31 -	Modelo de formação de cavaco proposto por Oxley.....	69
FIGURA 32 -	Plano de corte oblíquo de Stabler.....	71
FIGURA 33 -	a) Modelo proposto por Hucks; b) Círculo de Mohr.....	72
FIGURA 34 -	a) Corte convencional; b) Corte por vibração.....	73
FIGURA 35 -	Direções de deslocamento da ferramenta: a) Vibração radial; b) Vibração na direção da v_c ; c) Vibração na direção do avanço.....	74
FIGURA 36 -	Espessura do cavaco na usinagem com baixa frequência..	75
FIGURA 37 -	Modelo de usinagem por vibração (VAM1D).....	75
FIGURA 38 -	Representação da vibração elíptica no método UAT.....	76
FIGURA 39 -	Modelo de ferramenta vibratória elíptica.....	78
FIGURA 40 -	Fluxograma para metodologia experimental.....	80
FIGURA 41 -	Região utilizada para análise química.....	81
FIGURA 42 -	Ferramenta WNMG080408 UE6020.....	83
FIGURA 43 -	Ferramenta WNMA080408 CA315.....	84
FIGURA 44 -	Desenho dos corpos de prova.....	84
FIGURA 45 -	Regiões de medição da microdureza.....	87
FIGURA 46 -	Mecanismo de corte frequencial.....	88
FIGURA 47 -	Suporte DWLNR2020K06.....	88
FIGURA 48 -	Dispositivo <i>quick stop</i>	89
FIGURA 49 -	a) Célula de carga; b) Visor para célula de carga.....	91
FIGURA 50 -	Trajetória das ferramentas conforme frequência de indentação: a) $f_r=1,2 \times f_m$ Hz; b) $f_r=1,5 \times f_m$ Hz; c) $f_r=1,8 \times f_m$ Hz.....	94
FIGURA 51 -	Micrografia do corpo de prova.....	96
FIGURA 52 -	Micrografia da região de fratura do corpo de prova.....	96

FIGURA 53 -	Micrografia parcial das ferramentas de corte: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	98
FIGURA 54 -	Análise EDS ferramenta WNMG080408 UE6020.....	98
FIGURA 55 -	Análise EDS ferramenta WNMA080408 CA315.....	99
FIGURA 56 -	Geometria dos cavacos nos pré-ensaios UC $a_p = 2,5$ mm $f=0,338$ mm/volta.....	100
FIGURA 57 -	Avarias causadas às ferramentas nos pré-ensaios $a_p = 2,5$ mm $f = 0,338$ mm/volta.....	101
FIGURA 58 -	Aresta principal de corte método LFV pré-ensaios $a_p = 2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min $f = 0,338$ mm/volta; b) WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min $f = 0,338$ mm/volta.....	102
FIGURA 59 -	Variação da força de corte nos pré-ensaios para UC.....	102
FIGURA 60 -	Variação da força de avanço nos pré-ensaios para UC.....	103
FIGURA 61 -	Geometria dos cavacos nos pré-ensaios: a) Deslocamento com metade do avanço; b) Deslocamento com mesmo valor do avanço.....	104
FIGURA 62 -	Variação da força de corte em função da frequência.....	105
FIGURA 63 -	Variação da força de avanço em função da frequência.....	105
FIGURA 64 -	Raiz do cavaco obtida por <i>quick stop</i> UC $v_c = 172$ m/min. $a_p = 1,5$ mm $f = 0,057$ mm/volta: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	106
FIGURA 65 -	Raiz do cavaco obtida por <i>quick stop</i> $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $v_c = 172$ m/min. $a_p = 1,5$ mm $f = 0,057$ mm/volta: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	107
FIGURA 66 -	a) Espessura do cavaco na UC $v_c = 172$ m/min. $a_p = 1,5$ mm $f = 0,057$ mm/volta; b) Espessura do cavaco $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz $v_c = 172$ m/min. $a_p = 1,5$ mm $f = 0,057$ mm/volta.....	108
FIGURA 67 -	a) Espessura do cavaco na UC $v_c = 273$ m/min. $a_p = 2,5$ mm $f = 0,104$ mm/volta; b) Espessura do cavaco $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz $v_c = 273$ m/min. $a_p = 2,5$ mm $f = 0,104$ mm/volta.....	108

FIGURA 68 -	Zona de aderência encontrada na UC $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	109
FIGURA 69 -	Zona de aderência encontrada na frequência $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	111
FIGURA 70 -	Zona de aderência encontrada na frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	111
FIGURA 71 -	Zona de aderência encontrada na frequência $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.....	111
FIGURA 72 -	Rugosidade R_a $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	113
FIGURA 73 -	Rugosidade R_a $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	113
FIGURA 74 -	Padrão de rugosidade R_a devido à indentação WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm: a) UC; b) $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz; c) $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz; d) $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.....	114
FIGURA 75 -	Mapa de avanço frequência $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz.....	115
FIGURA 76 -	Mapa de avanço frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz.....	116
FIGURA 77 -	Mapa de avanço frequência $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.....	117
FIGURA 78 -	Mapa de avanço frequência de indentação igual a dez.....	118
FIGURA 79 -	Mapa de avanço frequência de indentação 1 ciclo.....	118
FIGURA 80 -	Adesão de partículas WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm: a) UC; b) $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz; c) $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz; d) $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.....	121
FIGURA 81 -	Rugosidade R_a $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	123
FIGURA 82 -	Rugosidade R_a $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	124
FIGURA 83 -	Variação do comprimento linear em UC e $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz....	125

FIGURA 84 -	Rugosidade R_z $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	132
FIGURA 85 -	Rugosidade R_z $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	132
FIGURA 86 -	Rugosidade R_z $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	133
FIGURA 87 -	Rugosidade R_z $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	133
FIGURA 88 -	Padrão de rugosidade R_z devido à indentação WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm: a) UC; b) $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz; c) $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz; d) $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.....	134
FIGURA 89 -	Padrão de rugosidade R_z devido à indentação $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz: a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm; b) WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm.....	135
FIGURA 90 -	Arrasto provocado pelo retorno da ferramenta no processo de corte frequencial.....	136
FIGURA 91 -	Força de corte $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	141
FIGURA 92 -	Força de corte $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	141
FIGURA 93 -	Força de corte $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	145
FIGURA 94 -	Força de corte $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	145
FIGURA 95 -	Região afetada pelo ângulo de saída da ferramenta.....	146
FIGURA 96 -	Análise vetorial para força de corte e força de avanço.....	148
FIGURA 97 -	Força de avanço $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	150
FIGURA 98 -	Força de avanço $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	151
FIGURA 99 -	Região afetada pela indentação da ferramenta.....	151

FIGURA 100 - Força de avanço $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	153
FIGURA 101 - Força de avanço $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	153
FIGURA 102 - Microtureza $a_p = 1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	156
FIGURA 103 - Microtureza $a_p = 1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	156
FIGURA 104 - Simulação de temperatura para UC $a_p = 2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta; b) WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f =$ $0,104$ mm/volta; c) WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta; d) WNMA080408 CA315 $v_c =$ 273 m/min. $f = 0,104$ mm/volta.....	160
FIGURA 105 - Microtureza $a_p = 2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.....	163
FIGURA 106 - Microtureza $a_p = 2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.....	163
FIGURA 107 - Ângulo de cisalhamento $a_p=1,5$ mm WNMG080408 UE6020.....	164
FIGURA 108 - Ângulo de cisalhamento $a_p=1,5$ mm WNMA080408 CA315.....	164
FIGURA 109 - Ângulo de cisalhamento $a_p=2,5$ mm WNMG080408 UE6020.....	165
FIGURA 110 - Ângulo de cisalhamento $a_p=2,5$ mm WNMA080408 CA315.....	166
FIGURA 111 - Avanços e espessuras do cavaco no corte LFV.....	172
FIGURA 112 - Geometria dos cavacos ferramenta WNMG080408 UE6020.....	173
FIGURA 113 - Geometria dos cavacos ferramenta WNMA080408 CA315.....	174
FIGURA 114 - Grau de recalque $a_p=1,5$ mm WNMG080408 UE6020.....	175
FIGURA 115 - Grau de recalque $a_p=1,5$ mm WNMA080408 CA315.....	175

FIGURA 116 - Grau de recalque $a_p=2,5$ mm WNMG080408 UE6020.....	176
FIGURA 117 - Grau de recalque $a_p=2,5$ mm WNMA080408 CA315.....	177
FIGURA 118 - Deformação $a_p=1,5$ mm WNMG080408 UE6020.....	180
FIGURA 119 - Deformação $a_p=1,5$ mm WNMA080408 CA315.....	181
FIGURA 120 - Deformação $a_p=2,5$ mm WNMG080408 UE6020.....	181
FIGURA 121 - Deformação $a_p=2,5$ mm WNMA080408 CA315.....	182
FIGURA 122 - Simulação da deformação para UC $a_p=2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta; b) WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f =$ $0,104$ mm/volta.....	185
FIGURA 123 - Simulação da deformação para UC $a_p=2,5$ mm: a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta; b) WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min. $f =$ $0,104$ mm/volta.....	186
FIGURA 124 - Variação da deformação para $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $a_p = 2,5$ mm WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta na entrada da ferramenta.....	186
FIGURA 125 - Variação da deformação para $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $a_p = 2,5$ mm WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta: a) Avanço máximo da ferramenta; b) Recuo máximo da ferramenta; c) Final do processo de corte.....	187
FIGURA 126 - Variação da deformação para $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $a_p = 2,5$ mm WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta: a) Entrada da ferramenta; b) Avanço máximo da ferramenta; c) Recuo máximo da ferramenta; d) Final do processo de corte.....	188

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 -	Combinações de frequências utilizadas nos pré-ensaios.....	86
TABELA 2 -	Equações para cálculo do ângulo de cisalhamento.....	92
TABELA 3 -	Constantes de Jhonson Cook para aço ABNT 1020.....	94
TABELA 4 -	Composição química do material de trabalho.....	95
TABELA 5 -	Propriedades mecânicas do material de trabalho.....	97
TABELA 6 -	ANOVA para rugosidade R_a $a_p = 1,5$ mm.....	119
TABELA 7 -	Quantidade de sulcos avaliados em função do avanço e do <i>cut-off</i> e razão entre UC e LFV.....	125
TABELA 8 -	Razão para rugosidade R_a experimental método LFV.....	126
TABELA 9 -	Rugosidade R_a conforme posição angular do corpo de prova.....	127
TABELA 10 -	ANOVA para rugosidade R_a $a_p = 2,5$ mm.....	128
TABELA 11 -	ANOVA para rugosidade R_z $a_p = 1,5$ mm.....	130
TABELA 12 -	ANOVA para rugosidade R_z $a_p = 2,5$ mm.....	137
TABELA 13 -	ANOVA para força de corte $a_p = 1,5$ mm.....	140
TABELA 14 -	ANOVA para força de corte $a_p = 2,5$ mm.....	147
TABELA 15 -	ANOVA para força de avanço $a_p = 1,5$ mm.....	149
TABELA 16 -	ANOVA para força de avanço $a_p = 2,5$ mm.....	154
TABELA 17 -	ANOVA para microdureza $a_p = 1,5$ mm.....	157
TABELA 18 -	ANOVA para microdureza $a_p = 2,5$ mm.....	162
TABELA 19 -	ANOVA para ângulo de cisalhamento $a_p = 1,5$ mm.....	168
TABELA 20 -	ANOVA para ângulo de cisalhamento $a_p = 2,5$ mm.....	169
TABELA 21 -	Análise de correlação para modelos do ângulo de cisalhamento $a_p = 1,5$ mm.....	170
TABELA 22 -	Análise de correlação para modelos do ângulo de cisalhamento $a_p = 2,5$ mm.....	170
TABELA 23 -	ANOVA para grau de recalque $a_p = 1,5$ mm.....	178
TABELA 24 -	ANOVA para grau de recalque $a_p = 2,5$ mm.....	179
TABELA 25 -	Influência das variáveis independentes na deformação.....	183

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	<i>Analysis of variance</i> (análise de variância)
APC	Aresta postiça de corte
CBN	Nitreto cúbico de boro
CNC	Comando numérico computadorizado
CVD	<i>Chemical vapor deposition</i> (deposição química por vapor)
DIN	Deutsches Institut fur Normung
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva
F(calc.)	Valor calculado para distribuição de Fisher
FC	Ferramenta de corte
FC1	Ferramenta WNMG080408 UE6020
FC2	Ferramenta WNMA080408 CA315
FEM	<i>Finite element analysis</i> (análise por elementos finitos)
g	Gramas
GL	Grau de liberdade
GPa	Gigapascal
HB	<i>Hardness Brinell</i> (dureza Brinell)
HV	<i>Hardness Vickes</i> (dureza Vickers)
Hz	Hertz
ISO	<i>Internation Organization for Standardization</i>
kN	Kilonewton
kV	Kilovolt
kW	Kilowatt
LFV	<i>Low frequency vibration</i> (vibração de baixa frequência)
m	Metro
mm	Milímetro
µm	Micrometro
mN	Milinewton
M	Sistema de rugosidade linha média
MPa	Megapascal

M123	Habilita função LFV
M456	Desabilita função LFV
MA	Geometria de quebra cavaco
MD	<i>Molecular dynamic</i> (dinâmica molecular)
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
MQL	<i>Minimal quantity of lubricant</i> (quantidade mínima de lubrificante)
MTP	<i>Modulated tool path</i> (trajetória de ferramenta modulada)
N	Newton
NBR	Norma Brasileira
PC	Abertura para passagem do feixe de elétrons
rad	Radianos
rpm	Rotações por minuto
s	Segundos
SED	Detector de elétrons secundário
S-OES	Especrômetro de emissão óptica por fonte de centelha
UAT	<i>Ultrasonic assisted turning</i> (torneamento ultrassônico assistido)
UC	Usinagem convencional
VAM	<i>Vibration assisted machining</i> (usinagem assistida por vibração)
VAM1D	Usinagem assistida por vibração trajetória linear
VAM2D	Usinagem assistida por vibração trajetória circular ou elíptica

LISTA DE SÍMBOLOS LATINOS

a	Amplitude de vibração [mm]
A	Seção transversal de corte [mm^2]
A'	Constante de Jhonson Cook [MPa]
AB	Linha de tensão nula modelo Lee e Shaffer [adimensional]
ABC	Região plástico rígida modelo Lee e Shaffer [adimensional]
AC	Linha limítrofe modelo Lee e Shaffer [adimensional]
AO ₁	Segmento do plano primário modelo de Oxley [adimensional]
a _p	Profundidade de usinagem [mm]
A _s	Área de cisalhamento [mm^2]
b	Largura nominal de corte [mm]
B	Constante de Jhonson Cook [MPa]
c	Constante de amortecimento [adimensional]
C	Constante de Jhonson Cook [adimensional]
C'	Razão entre tensão de cisalhamento e tensão normal [adimensional]
Co	Constante para cálculo rugosidade LFV [adimensional]
C ₁	Constante do modelo de Oxley [adimensional]
d	Diâmetro [mm]
d ₁	Diagonal de indentação [μm]
d ε	Derivada primeira da deformação [mm/mm]
dL	Deslocamento ou distância linear [mm]
dt	Derivada primeira em função de t [s]
f	Avanço [mm/volta]
F	Vetor do círculo de forças de Merchant [N]
F _c	Força de corte [N]
F _f	Força de avanço [N]
F _h	Força horizontal [N]
f _m	Frequência de rotação da máquina operatriz [Hz]
F _p	Força passiva [N]
f _r	Frequência [Hz]
F _s	Força de cisalhamento [N]
F _t	Força ativa [N]

F_u	Força de usinagem [N]
F_v	Força vertical [N]
f_1	Avanço no corte LFV [mm/volta]
f_2	Avanço no corte LFV [mm/volta]
h	Espessura de corte [mm]
h'	Espessura do cavaco posterior ao corte [mm]
h_1	Espessura do cavaco no corte LFV [mm]
h_2	Espessura do cavaco no corte LFV [mm]
i	Ângulo de inclinação modelo de Stabler [$^\circ$]
K	Constante plástica [adimensional]
k_1	Constante para cálculo rugosidade LFV [adimensional]
K_s	Pressão específica de corte [N/mm ²]
L	Comprimento de contato [mm]
L_f	Comprimento final [mm]
m	Constante de Jhonson Cook [adimensional]
n	Rotação [rpm]
n'	Constante de Jhonson Cook [adimensional]
N_1	Vetor do círculo de forças de Merchant [N]
N_s	Vetor do círculo de forças de Merchant [N]
n_o	Índice de encruamento modelo de Oxley [adimensional]
O_{1D}	Região de cisalhamento máximo modelo de Oxley [adimensional]
O_1	Direção de aplicação de força modelo Oxley [adimensional]
P_a	Potência de avanço [kW]
P_c	Potência de corte [kW]
P_f	Plano de trabalho da ferramenta [adimensional]
P_s	Plano de corte da ferramenta [adimensional]
R	Vetor resultante [N]
R'	Plano de corte [adimensional]
R_a	Desvio aritmético médio [μm]
R_c	Grau de recalque [mm/mm]
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta [mm]
R_{sm}	Parâmetro de espaçamento médio [μm]
R_t	Altura total de perfil [μm]

R_z	Altura máxima de perfil [μm]
$R\Delta_q$	Raiz média quadrática de inclinação do perfil [μm]
Sig.	Significância [adimensional]
t_1	Tempo 1 [s]
t_1'	Derivada primeira de t_1 [s]
t_2	Tempo 2 [s]
v_c	Velocidade de corte [m/min.]
v_e	Velocidade efetiva [m/min.]
v_f	Velocidade de avanço [m/min.]
v_{vib}	Velocidade ou frequência de vibração [Hz]
V_1	Velocidade [m/min.]
x_1	Constante para cálculo rugosidade LFV [adimensional]
$x(t)$	Posição no tempo t [mm]
$x'(t)$	Velocidade instantânea [m/min]
y_1	Constante para cálculo rugosidade LFV [adimensional]
W_a	Valor do perfil não filtrado [μm]
WD	Distância entre detector de elétrons e amostra [mm]
Z	Deslocamento da ferramenta [mm]
Z_p	Altura de pico [μm]
Z_v	Altura de vale [μm]
z_1	Constante para cálculo rugosidade LFV [adimensional]

LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

β	Ângulo de atrito [°]
ΔA	Variação da área de contato [adimensional]
Δf	Variação do avanço [adimensional]
ϵ	Deformação [mm/mm]
$\dot{\epsilon}$	Taxa de deformação por cisalhamento [s^{-1}]
$\dot{\epsilon}_1$	Taxa de deformação no plano x [s^{-1}]
$\dot{\epsilon}_2$	Taxa de deformação no plano y [s^{-1}]
$\dot{\epsilon}_3$	Taxa de deformação no plano z [s^{-1}]
ϕ	Ângulo de cisalhamento [°]
ϕ_1	Ângulo de cisalhamento no corte LFV [°]
ϕ_2	Ângulo de cisalhamento no corte LFV [°]
γ	Ângulo de saída da ferramenta [°]
η_c	Ângulo modelo de Stabler [°]
X_r	Ângulo de posição da ferramenta [°]
μ	Coeficiente de atrito [adimensional]
σ	Tensão normal [MPa]
σ_1	Tensão normal no plano x [MPa]
σ_2	Tensão normal no plano y [MPa]
σ_3	Tensão normal no plano z [MPa]
τ	Tensão de cisalhamento [MPa]
$\tau_{\max.}$	Tensão de cisalhamento máxima modelo Lee e Shaffer [MPa]
θ	Plano de corte [adimensional]
ω	Frequência angular [rad/s]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	26
1.1	Objetivos.....	29
1.1.1	Objetivo geral.....	29
1.1.2	Objetivos específicos.....	29
1.2	Justificativas.....	30
2	ESTADO DA ARTE.....	31
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	36
3.1	Usinagem por torneamento.....	36
3.2	Estado de superfície.....	41
3.3	Forças de usinagem.....	47
3.4	Grau de recalque.....	48
3.5	Deformação e taxa de deformação.....	50
3.6	Classificação dos cavacos.....	52
3.7	Mecanismos de fratura do cavaco.....	56
3.8	Modelos para estudo do ângulo de cisalhamento.....	61
3.8.1	Modelo de Ernst e modelo de Merchant.....	61
3.8.2	Modelo de Lee e Shaffer.....	65
3.8.3	Modelo de Oxley.....	68
3.8.4	Modelo de Stabler.....	70
3.8.5	Modelo de Hucks.....	71
3.9	Usinagem aplicando mecanismos de vibração.....	73
4	METODOLOGIA.....	79
4.1	Procedimentos de controle de dados.....	79
4.2	Caracterização do material de trabalho.....	81
4.3	Análise química.....	81
4.4	Características mecânicas do material.....	82
4.5	Pré-ensaios.....	83
4.6	Validação dos parâmetros de corte.....	84
4.7	Validação do deslocamento de indentação.....	85
4.8	Validação da frequência de indentação.....	85
4.9	Microdureza.....	86
4.10	Usinagem dos corpos de prova por UC e LFV.....	87
4.11	Corte ortogonal.....	88
4.12	Obtenção da raiz do cavaco via <i>quick stop</i>	89
4.13	Medição do estado de superfície.....	90
4.14	Medição das forças de usinagem.....	90
4.15	Análise da região de interface entre UC e LFV: microdureza....	91
4.16	Ângulo de cisalhamento.....	91
4.17	Grau de recalque.....	92
4.18	Deformação por cisalhamento.....	93
4.19	Simulações FEM.....	93

5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	95
5.1	Análise química do material.....	95
5.2	Análise da microestrutura do material.....	95
5.3	Características mecânicas do material.....	97
5.4	Caracterização das ferramentas de corte.....	98
5.5	Pré-ensaios.....	99
5.5.1	Validação dos parâmetros de corte.....	99
5.5.2	Verificação do deslocamento de indentação.....	103
5.5.3	Validação da frequência de indentação.....	104
5.5.4	Análise da obtenção da raiz do cavaco via quick stop e microscopia óptica preliminar.....	106
5.6	Análise das imagens do MEV.....	109
5.7	Análise da rugosidade R_a	113
5.8	Análise da rugosidade R_z	130
5.9	Análise da força de corte.....	140
5.10	Análise da força de avanço.....	149
5.11	Análise da microtureza.....	156
5.12	Análise do ângulo de cisalhamento.....	164
5.13	Análise do grau de recalque.....	175
5.14	Análise da deformação por cisalhamento.....	180
6	CONCLUSÕES.....	189
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	193
	REFERÊNCIAS.....	194
	APÊNDICE.....	211

1 INTRODUÇÃO

O processo de corte pode ser definido como uma operação industrial onde parte do material de uma peça é removido, a fim de se obter geometria, dimensão e estado de superfície. Esta remoção ocorre por meio de deformações plásticas que são impostas ao material de trabalho (STEPHENSON e AGAPIOU, 2016, p.15). O volume removido (chamado de cavaco, limalha ou apara) é a consequência da penetração da cunha cortante de uma ferramenta, resultando no escoamento e deformação do material (CRICHIGNO FILHO, 2011, p.3).

O estudo das forças envolvidas, temperaturas e outros parâmetros físicos auxiliam no aprimoramento dos processos de fabricação (GROOVER, 2010, p.25). Em sua condição de processamento, cada material apresenta um comportamento distinto. Isto se deve às propriedades mecânicas, que de certa forma, acabam dificultando sua transformação. Estabelecer e conhecer a correlação entre condição de processamento e processo de corte representa um avanço tecnológico.

Existem diversas operações de usinagem, entretanto, se pode afirmar que o processo de torneamento é o mais utilizado. No torneamento, porém, se encontram dificuldades para prever, elaborar e padronizar um cavaco com a geometria operacional requerida. Este fato é comprovado no corte de materiais dúcteis, como o aço ABNT 1020, obtido nas condições de laminado a quente ou recozido. Este material produz cavacos contínuos devido à alta plasticidade da matriz ferrítica, o que reduz a produtividade, prejudica o acabamento superficial, provoca acidentes quanto à sua forma, entre outros.

Da teoria do corte, a ruptura de cavacos provenientes de materiais dúcteis pode ser realizada através da modificação da composição química da liga, controle de parâmetros de corte, utilização de fluido de corte sob alta pressão e modificação da geometria da ferramenta. O objetivo da adição de elementos na liga é promover a formação de trincas no cavaco e, consequentemente, reduzir a tensão de cisalhamento necessária para ruptura (MACHADO *et al.*, 2011, p.68; MILLS e REDFORD, 2012, p.70; MANG, BOBZIN e BARTELS, 2011, p.77). Esta adição altera as propriedades do

material pela formação de inclusões ou dissolução em solução sólida, que às vezes, não é desejável sob o ponto de vista mecânico e estrutural.

Para que ocorra a quebra do cavaco, é necessária também uma combinação específica entre os fatores velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Como citado, a usinagem aplicando fluido de corte sob alta pressão produz resultados satisfatórios do ponto de vista da formação e remoção do cavaco, porém gera problemas relacionados à utilização, manuseio e descarte dos fluidos (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.169; BIRMINGHAM *et al.*, 2012, p.762; HABAK e LEBRUN, 2011, p.5; KRAMAR e KOPAC, 2009, p.686; LAUWERS, 2011, p.246). Além disso, esta alternativa é contrária às premissas de projeto das ferramentas modernas, que são aptas a trabalhar em condições de mínima lubrificação MQL (*minimal quantity of lubricant*) ou preferencialmente sem a utilização de fluidos de corte.

O quebra cavaco é uma modificação do ângulo de cunha e do ângulo de saída da ferramenta, que altera o fluxo, a curvatura vertical e lateral do cavaco e promove, às vezes, a ruptura do mesmo. Existem geometrias de pastilhas intercambiáveis que possuem o quebra cavaco moldado à superfície de saída da ferramenta, se mostrando eficientes somente em determinadas condições de usinagem (avanço e profundidade de usinagem). Os cavacos de materiais dúcteis menos espessos, sob o ponto de vista dimensional, apresentam maior dificuldade de fratura. A espessura do cavaco pode ser alterada aumentando o avanço ou reduzindo o raio de ponta da ferramenta. O aumento do avanço eleva a temperatura da peça e ocasiona alterações dimensionais e maiores esforços de usinagem. A diminuição do raio de ponta, por sua vez, fragiliza a ferramenta que, para obter determinada rugosidade, necessita trabalhar com maior velocidade de corte e menor avanço. O aumento da velocidade de corte acelera os mecanismos de desgaste (flanco e entalhe, por exemplo) e os mecanismos de avaria (deformação, lascamento e trincas), ampliando os tempos passivos para troca.

A ruptura de cavacos provenientes de materiais dúcteis ainda é um problema a ser resolvido pela usinagem. Este trabalho propõe a análise da usinagem vibratória com baixa frequência LFV (*low frequency vibration*), de modo a compreender as razões pelas quais a ruptura do cavaco poderá ser induzida pelo corte frequencial. Esta técnica consiste basicamente em alterar o

perfil de corte usinado do material dúctil, adiantando ou atrasando o deslocamento linear (dL) da aresta principal de corte da ferramenta, formando uma região de fluxo em uma frequência diferente daquela gerada pela máquina operatriz. O adiantamento e o atraso do corte na aresta principal do inserto equivale à realização de uma usinagem com avanço variável, o que favorece o aumento da dureza na superfície lateral usinada pela ferramenta (RAZAVI, NATEGH e SOLEIMANIMEHR, 2012, p.1044; SENUSSI, 2007, p.159; CHILDS *et al.*, 2000, p.43). Este método conduz à formação de zonas de encruamento devido à indentação, criando esforços adicionais para formação do cavaco. Neste caso, como não ocorrem fenômenos de recristalização devido às temperaturas alcançadas, a deformação a frio melhora o processo de usinagem através do encruamento provocado, aumentando a dureza e dificultando a ocorrência da APC (aresta postiça de corte) (BAPTISTA, 2002, p.5; SHAW, 2005, p.349).

A inserção de diferentes frequências de corte modifica o comportamento das zonas de cisalhamento, o que favorece a formação de trincas. Ao se criarem regiões comprimidas por indentação com dureza heterogênea, parte da rigidez da ferramenta é perdida para realizar o mesmo trabalho de corte, gerando excitações dinâmicas na região de interface. Além disso, regiões menos encruadas são mais susceptíveis à deformação, permitindo que zonas de maior dureza dificultem o fluxo do cavaco. Devido às diferentes espessuras produzidas pelo método LFV, a trajetória do cavaco é alterada, ocasionando sua quebra em pontos específicos.

1.1 Objetivos

1.1.1 *Objetivo geral*

Estudar a utilização de baixa frequência vibracional no torneamento LFV do aço ABNT 1020 laminado a quente, utilizando como ferramenta auxiliar um dispositivo de corte frequencial que permita a criação de condições favoráveis para ruptura do cavaco.

1.1.2 *Objetivos específicos*

- a) Avaliar estatisticamente, no processo de usinagem convencional e no processo de usinagem frequencial, as diferenças entre estado de superfície (desvio médio e altura máxima de perfil), forças de usinagem (força de corte e força de avanço), propriedades mecânicas da zona afetada (microdureza e deformação por cisalhamento), corte ortogonal (ângulo de cisalhamento e grau de recalque), efeitos da variação dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e frequência de indentação).
- b) Analisar os efeitos de diferentes trajetórias de corte e sua relação com o estado de superfície, desenvolvendo mapas de avanço que possam ser correlacionados com o processo de corte convencional e com o processo de corte frequencial.

1.2 Justificativas

O estudo dos mecanismos de formação do cavaco tem contribuído para o aperfeiçoamento das ferramentas de corte, no que diz respeito à forma geométrica e materiais utilizados para sua fabricação. A forma do cavaco tem sido analisada com o objetivo de se conterem os problemas associados à sua condição final após usinagem. Dentre estes problemas pode-se citar:

- a) Aspecto da qualidade da peça: cavacos contínuos podem riscar as superfícies já acabadas;
- b) Segurança do operador: cavacos contínuos podem aderir à ferramenta ou à máquina em movimento, causando projeção de partículas, acidentes e quebra da ferramenta;
- c) Integridade estrutural da máquina: cavacos contínuos podem remover a pintura, danificar guarnições de vedação, romper cabos energizados e tubos contendo fluidos pressurizados;
- d) Logística: cavacos contínuos são trabalhosos para manuseio, transporte e reciclagem.

Na usinagem de materiais dúcteis, como o aço de baixa liga, alumínio e cobre, se nota a tendência para formação de cavacos contínuos. Mesmo com a utilização de ferramentas com quebra-cavaco e alteração dos parâmetros de corte, existem condições desfavoráveis para ruptura de cavacos provenientes destes tipos de materiais. Devido a esta limitação, justifica-se o estudo de alternativas que modifiquem o processo de formação dos cavacos, visto que materiais dúcteis possuem inúmeras aplicações no setor industrial.

2 ESTADO DA ARTE

A partir da década de 1980, o corte de metais começou a ser simulado através de técnicas computacionais FEM (*finite element method*). Mesmo com recursos restritos, os programas já utilizavam conceitos de rigidez, plasticidade e elastoplasticidade, empregados em outros processos de fabricação como forjamento, repuxamento e extrusão (STEPHENSON e AGAPIOU, 2016, p.426).

Apesar dos avanços alcançados desde o início de sua utilização, os programas de simulação FEM ainda possuem limitações similares aos modelos de corte tradicionais. Condições de atrito, propriedades mecânicas, taxa de deformação e temperatura não são totalmente conhecidos para determinados tipos de materiais (ATKINS, 2009, p.58).

Normalmente o método de elementos finitos é utilizado para obtenção de soluções em problemas de valores de contorno ou campo (BATWARA, 2016, p.15). Campo é definido como um domínio, que na maioria das vezes, representa uma estrutura física, regida por equações diferenciais. A característica de um campo é incorporada a uma matriz de rigidez, contendo informações geométricas e comportamento do material, que será utilizada para indicar a resistência do elemento à deformação axial, flexão, cisalhamento e torção (ALVES FILHO, 2010, p.21).

A simulação da formação do cavaco utilizando técnicas FEM é essencial para o entendimento dos fenômenos de corte. Normalmente as tentativas de relacionar resultados computacionais com resultados experimentais, muitas vezes são restrinidas devido à alta temperatura, pressão e velocidade de deformação encontrada na usinagem (OKIDA *et al.*, 2016, p.46). Para melhorar esta aproximação, uma simulação por elementos finitos deve abranger:

- a) Determinação das propriedades do material, peça e ferramenta: módulo de Young, coeficiente de Poisson, módulo de elasticidade, tensão de cisalhamento;
- b) Determinação dos parâmetros de interação: coeficiente de atrito estático, coeficiente de atrito dinâmico, tamanho de malha, fixação estática, condições dinâmicas, forças aplicadas, velocidades, graus de liberdade;
- c) Determinação dos critérios de tensões e critérios de fratura.

Diversos critérios de fratura e escoamento entre cavaco e aresta de corte podem ser utilizados na análise FEM, como por exemplo, critério de Von Mises, critério da energia de deformação, critério dos elementos de ligação, entre outros. A escolha correta de um critério possui influência direta na forma pela qual o cavaco será gerado, além de definir o estado de tensões presente na superfície usinada e a deformação ocorrida no processo (ATKINS, 2009, p.374).

Uma vez escolhido o critério, a determinação do ponto de fratura é obtida através de equações empíricas, que contém três ou mais constantes ajustáveis. Estas constantes servem para descrever os efeitos da tensão, da taxa de deformação e da temperatura no modelo final. Assim, pode-se dizer que a análise através de elementos finitos se apóia basicamente em princípios da continuidade mecânica (CHANDRUPATLA e BELEGUNDU, 2014, p.53).

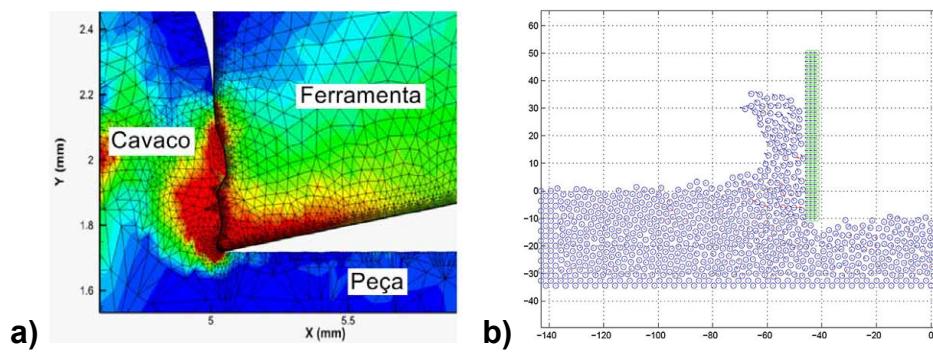
Aliado ao método de elementos finitos se utiliza a técnica chamada dinâmica molecular ou MD (*molecular dynamic*). A MD é um tipo de simulação computacional onde átomos e moléculas interagem em níveis nanométricos. Comparada ao método FEM, apresenta uma série de vantagens (ATKINS, 2009, p.67). Para descrição das propriedades do sistema, a simulação MD utiliza conceitos matemáticos, físicos e químicos, que são aplicados através de métodos numéricos, ao invés da metodologia analítica utilizada pelo método FEM. Desta maneira, se torna possível analisar as reações tribológicas a nível molecular.

O princípio básico da simulação MD é a solução numérica das equações do movimento de Newton, para um dado conjunto de átomos, com o cálculo das velocidades, posições, acelerações e orientações de átomos e moléculas em relação ao tempo (SHI, SHI e LIU, 2011, p.161). Para realização da simulação, as posições iniciais dos átomos são definidas de acordo com a estrutura cristalina do material de trabalho.

A simulação MD possui aplicações na modelagem das propriedades elásticas e plásticas de diversos materiais, e no entendimento dos mecanismos de fratura, o que tem sido particularmente útil na solução de problemas relacionados a processos de microusinagem (HOSSEINI e VAHDATI, 2010, p.2).

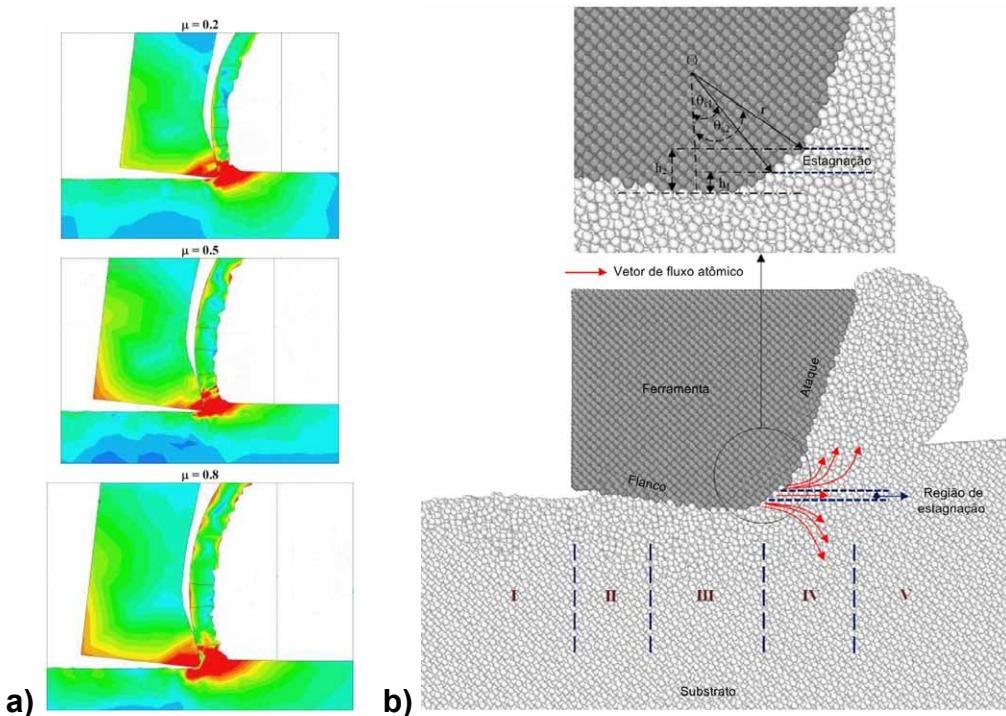
O interesse pelo estudo da tecnologia de microusinagem tem aumentado ao longo da última década, devido à necessidade de fabricação de componentes cada vez menores. Realizar o vínculo entre propriedades do material e propriedades nanométricas em microescala, de modo que o processo de fabricação se torne viável, tem sido um desafio considerável para ciência dos materiais (ALY *et al.*, 2006, p.1727). De maneira representativa, as Figuras 1 e 2 ilustram as diferenças entre modelos de simulação FEM e modelos de simulação MD.

Figura 1 - a) Simulação FEM; b) Simulação MD.



Fonte: a) Watmon, Xiao e Peter (2016, p.51); b) Markopoulos (2013, p.88).

Figura 2 - a) Simulação FEM; b) Simulação MD.



Fonte: a) Nieslony, Grzeik e Zak (2013, p.5); b) Chavoshi, Goel e Luo (2016, p.3).

No processo de microusinagem MD, Hua *et al.* (2016, p.408) simularam os efeitos da variação do ângulo de saída da ferramenta. Os autores afirmaram que a teoria tradicional, baseada no meio contínuo, não consegue explicar efetivamente os resultados obtidos. No processo de usinagem nanométrica, a forma da ferramenta produz geometria de cavaco, esforços e temperatura de corte totalmente diferentes do processo de corte convencional (HUANG e ZONG, 2014, p.9).

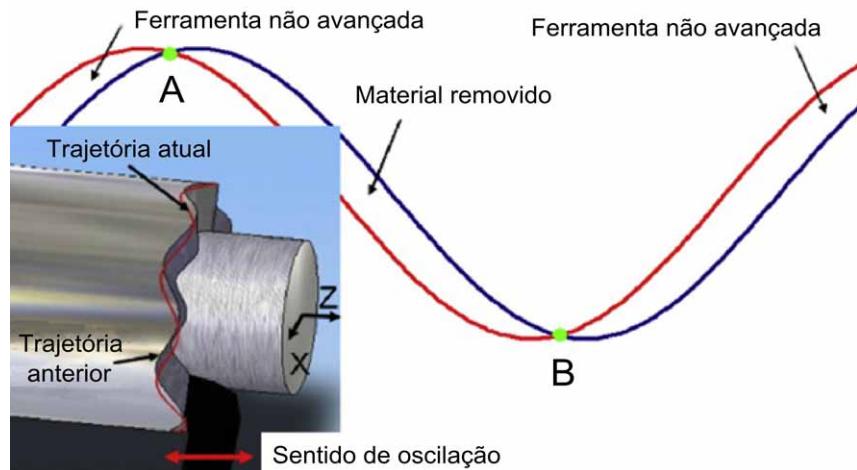
Shaw (2005, p.575) fez uma análise a respeito do processo de usinagem *molecular dynamic*. Observando o tamanho nanométrico dos cavacos obtidos, notou que a zona de deformação se aproximava do espaçamento médio dos defeitos da estrutura. Neste caso, o material dúctil analisado passou a ter comportamento frágil, fato que não é observado com frequência em situações normais de usinagem.

Uma vez estabelecidos os critérios referentes à ruptura do cavaco e seu provável comportamento no decorrer do processo de usinagem, atualmente algumas linhas de pesquisa têm desenvolvido trabalhos referentes à variação de trajetória da ferramenta durante o processo de corte. A alteração da trajetória ocorre utilizando programação via comando numérico, e tem se mostrado uma alternativa para quebra do cavaco (SMITH *et al.*, 2009, p.97).

Esta técnica, chamada de MTP (*modulated tool path*), consiste basicamente em utilizar os eixos da máquina ferramenta para realizar movimentos coordenados, tendo como resultado a ruptura do cavaco. Este controle é obtido através da variação da amplitude, frequência e deslocamento de fase entre passos subsequentes da ferramenta, durante seu movimento de avanço.

O método de controle dos eixos da máquina impõe uma oscilação na trajetória padrão da ferramenta, realizada na direção do avanço da mesma, permitindo que se realize um corte interrompido (WOODY *et al.*, 2008, p.1). Esta técnica difere do corte LFV no que diz respeito à necessidade de utilização de dispositivos externos, entretanto, somente pode ser utilizada em uma máquina CNC (comando numérico computadorizado). Na Figura 3 está representada a forma pela qual a ferramenta percorre a trajetória de corte neste modelo alternativo de usinagem.

Figura 3 - Representação expandida da trajetória da ferramenta.



Fonte: Smith et al. (2009, p.98).

Uma das vantagens da técnica *modulated tool path* consiste em permitir que o programador, durante a elaboração da rotina, defina o comprimento do cavaco que será formado, independente do tipo de material e da profundidade de usinagem (GRAHAM, 2010, p.11). O sistema gera automaticamente uma configuração de trajetória, que executa a quebra do cavaco. Além disso, durante o processo de corte, o método MTP também possui aplicações específicas para realização de texturas superficiais e promove uma melhor distribuição do calor gerado (COPENHAVER et al., 2017, p.168). Para que a quebra do cavaco ocorra no método MTP deve existir uma amplitude de vibração suficiente que, em conjunto com um deslocamento de fase específico, realize um movimento oscilatório, permitindo à ferramenta ter o ponto de contato suprimido em relação à peça cortada.

Outra vantagem, com relação à utilização da técnica MTP, está relacionada à sua implementação. Apesar da necessidade de utilização de uma máquina CNC, não existem restrições de *hardwares* e de ferramentas específicas para sua aplicação e uso. Berglind e Ziegert (2015, p.546) aplicaram o método MTP no roscamento. Como resultado de seu trabalho, os autores observaram que o cavaco obtido através do corte MTP foi segmentado de forma regular, permitindo menores tempos de *setup* para preparação e troca de ferramentas.

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo está abordada a teoria referente ao tema deste trabalho, com as complementações necessárias para compreensão e explicação do fenômeno estudado. O texto está distribuído de forma a abranger os tópicos compreendidos entre os princípios do processo de usinagem por torneamento, chegando à usinagem aplicando mecanismos de vibração.

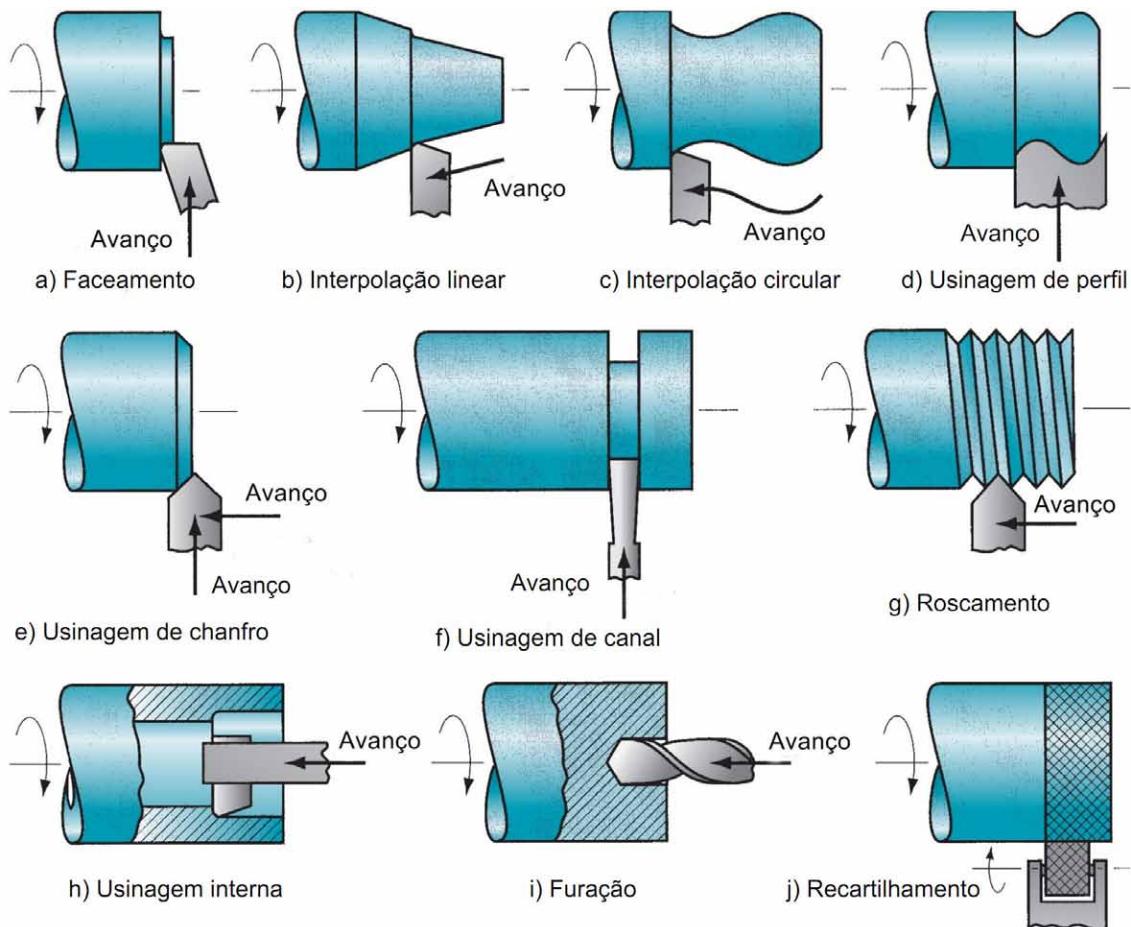
3.1 Usinagem por torneamento

Na operação de torneamento, a ferramenta de corte retira o cavaco progressivamente, enquanto a peça executa um movimento giratório. A retirada do cavaco é possível graças a três movimentos básicos: rotação da peça, avanço de corte longitudinal e profundidade de usinagem transversal (WEISS, 2012, p.103).

O torneamento é caracterizado pela utilização de uma ferramenta monocortante, fixada ao castelo ou torre da máquina, responsável pela remoção do material através da rotação da peça de trabalho. A peça é fixada temporariamente em uma placa, podendo ser reposicionada de acordo com a necessidade. Conforme mostrado na Figura 4, pelo torneamento é possível a obtenção de superfícies concêntricas externas ou internas, raios, chanfros, canais, roscas, superfícies recartilhadas, superfícies planas, superfícies excêntricas e furos (ASTAKHOV, 2010, p.75; SINGAL, MRIDUL e RISHI, 2008, p.4; TSCHATSCH, 2009, p.51; BLACK e KOHSER, 2008, p.528).

Devido à crescente utilização de máquinas controladas por computador, o torneamento se tornou um processo automatizado. Pode-se realizar o controle das velocidades de trabalho, troca de ferramentas no magazine, repetibilidade de produção, fabricação parcial ou seriada conforme arranjo, atualização de software, trabalho e simulação virtual, integração da linha de produção, controle de *setup*, entre outros (EUROMACHINE, 2016; GANESAN e MOHANKUMAR, 2013, p.1529; SUMALATHA, RAO e MALLESWARA, 2016, p.320; LATA *et al.*, 2016, p.7).

Figura 4 - Exemplos de operações realizadas no torneamento.



Fonte: Groover (2010, p.512).

Alguns parâmetros de trabalho podem ser direta ou indiretamente alterados no processo de torneamento. Dentre eles, pode-se citar: velocidade de corte, rotação, velocidade de avanço, avanço, profundidade de usinagem, ângulo de posição da ferramenta, espessura de corte e seção transversal de corte.

A velocidade de corte (v_c) é definida como a velocidade instantânea do movimento de corte, no ponto de corte escolhido (NBR 6162, 1989, p.4). Seu valor é determinado através da Equação 1, onde (d) é o diâmetro da peça no processo de torneamento e (n) é a rotação de trabalho, em rpm.

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

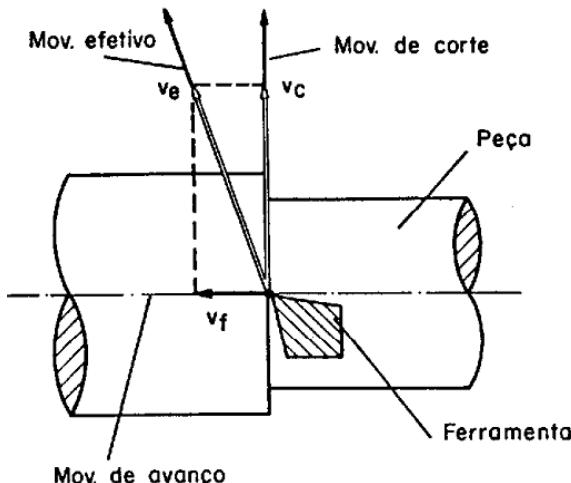
Conforme o tipo de material que se deseja usinar, valores de referência para velocidade de corte são encontrados em catálogos técnicos. Conhecendo-se o valor da velocidade de corte, se realiza o cálculo da rotação através da mesma Equação 1.

A velocidade de avanço (v_f) é definida como a velocidade instantânea do movimento de avanço, no ponto de corte escolhido (NBR 6162, 1989, p.4). Seu valor é determinado através da Equação 2, onde (f) é o avanço e (n) é a rotação de trabalho, em rpm.

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

De maneira representativa, a velocidade de corte e a velocidade de avanço estão mostradas na Figura 5.

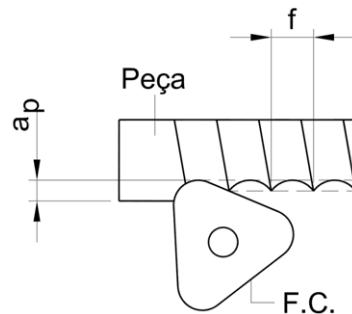
Figura 5 - Velocidade de corte e velocidade de avanço no torneamento.



Fonte: NBR 6162 (1989, p.15).

O avanço (f) é definido como a distância linear percorrida por rotação no plano de trabalho, conforme mostrado na Figura 6 (NBR 6162, 1989, p.7). Seu valor possui influência no estado de superfície da peça usinada, uma vez que o valor da rugosidade teórica é determinado considerando-se o valor do avanço.

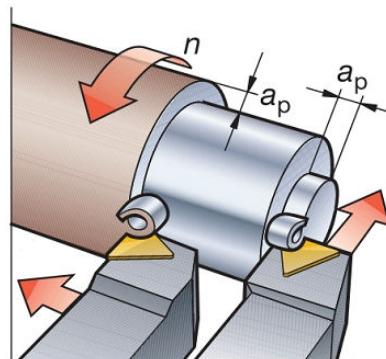
Figura 6 - Avanço por volta no torneamento.



Fonte: Adaptado de Mitsubishi (2013, p.Q010).

A profundidade de usinagem (a_p) é uma grandeza de penetração. Corresponde à distância linear perpendicular ao plano de trabalho, mensurada no sentido de alimentação da ferramenta (NBR 6162, 1989, p.8). No torneamento de mergulho é denominada como largura de usinagem. No torneamento cilíndrico ou de faceamento, é representada conforme mostrado na Figura 7.

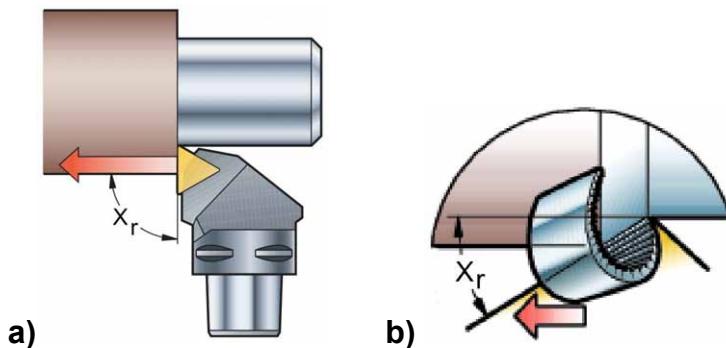
Figura 7 - Profundidade de usinagem no torneamento.



Fonte: Adaptado de Sandvik (2000, p.A7).

O ângulo de posição da ferramenta (χ_r) é o ângulo formado entre aresta principal de corte da ferramenta e a direção do avanço, conforme mostrado na Figura 8 (NBR 6163, 1989, p.18). Também é definido como o ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano de trabalho (P_f), medido no plano de referência. O ângulo de posição é sempre positivo e se situa fora da cunha de corte, de maneira que seu vértice indique a ponta de corte da ferramenta.

Figura 8 - Ângulo de posição: a) $X_r = 90^\circ$; b) $X_r = 30^\circ$.

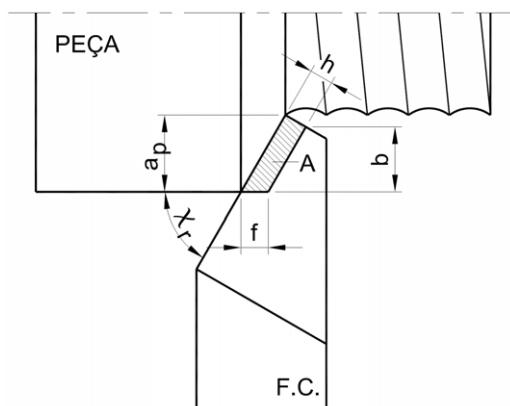


Fonte: Adaptado de Sandvik (2000, p.A11).

A espessura de corte (h) é definida como a espessura calculada da seção transversal de corte a ser removida (NBR 6162, 1989, p.10). É medida com relação à superfície principal em usinagem e na direção perpendicular à direção de corte, conforme mostrado na Figura 9. A espessura de corte pode ser determinada através da Equação 3.

A seção transversal de corte (A), mostrada na Figura 9, é definida como a área calculada da seção oblíqua do cavaco removido, medida perpendicularmente na direção do corte (NBR 6162, 1989, p.10). A seção transversal de corte pode ser determinada através da Equação 4.

Figura 9 - Espessura de corte.



Fonte: Adaptado de NBR 6163 (1989, p.25).

$$h = f \cdot \operatorname{sen} X_r \quad [mm] \quad (3)$$

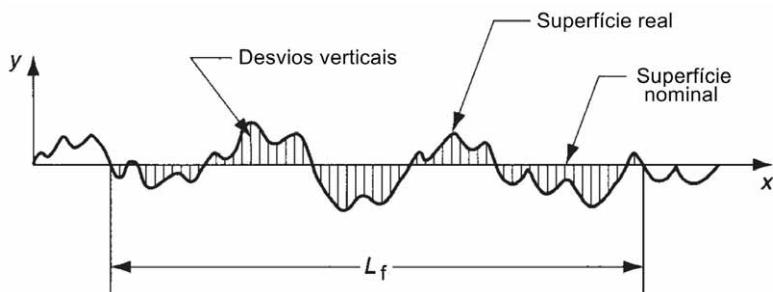
$$A = b \cdot h \quad [mm^2] \quad (4)$$

3.2 Estado de superfície

Uma superfície usinada alcança, após a etapa de fabricação, novas propriedades e características que, comparadas à superfície sem trabalho, constituem o estado de superfície ou rugosidade superficial (DAVIM, 2010, p.38).

Takadoum (2008, p.2) e Shizhu e Ping (2012, p.226) afirmam que o estado de superfície está associado ao processo de fabricação e às condições das máquinas, ferramentas e sistemas tribológicos, como o atrito e o desgaste. Para verificação da rugosidade, dois tipos de perfis são avaliados: o perfil nominal (teórico) e o perfil real, conforme mostrado na Figura 10.

Figura 10 - Perfil nominal e perfil real.



Fonte: Groover (2010, p.89).

O perfil nominal corresponde à superfície da peça, com geometria e dimensões prescritas pelo projeto. O perfil real é a representação do perfil da superfície, gerado através de processos mecânicos e mensurado por instrumentos. A superfície cortada deve apresentar uniformidade mínima com relação ao eixo de trabalho, enquanto que as alturas máximas devem estar localizadas na direção normal do eixo de trabalho (GOMES *et al.*, 2007, p.3).

Neste contexto, desvios da superfície nominal estão inseridos dentro de duas categorias: desvios macrogeométricos e desvios microgeométricos. Desvios macrogeométricos são desvios de primeira e segunda ordem, chamados de erros de forma e posição, respectivamente. Desvios microgeométricos são erros de terceira ordem ou de ordem superior, que correspondem à rugosidade superficial (KLOCKE, 2011, p.10).

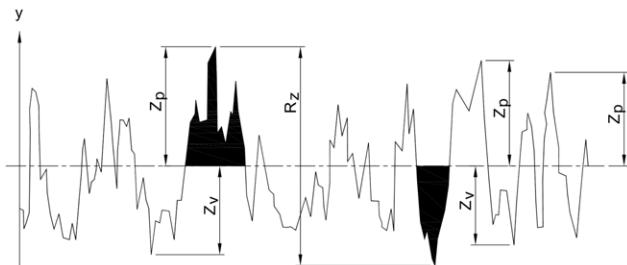
Erros de primeira e de segunda ordem podem ser restringidos, por outro lado, erros de terceira ordem são inevitáveis, pois são causados pela influência da ferramenta de corte durante a remoção do cavaco. Stephenson e Agapiou (2016, p.577) citam que parâmetros internacionais são utilizados para medição da rugosidade superficial, porém o mais empregado se baseia no sistema de linha média, ou sistema M. Neste sistema, se adotam parâmetros geométricos, como por exemplo, parâmetros de amplitude (R_a , R_t , R_z), parâmetros de espaçamento (R_{sm}), parâmetros híbridos ($R\Delta_q$) e parâmetros de perfil de ondulação (W_a).

O parâmetro R_a corresponde à média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem (NBR ISO 4287, 2002, p.9). É considerado o parâmetro mais utilizado para controle da qualidade de uma superfície usinada, devido à facilidade de medição (STAHL, SCHULTHEISS e HAGGLUNG, 2011, p.351). Por outro lado, não consegue verificar pequenas variações no perfil da peça, não fornece informações adicionais sobre características do comprimento amostrado e não faz distinção entre picos e vales (PIRATELLI FILHO, 2011, p.20). Apesar de não possuir significado físico, está inserido na maioria dos padrões internacionais de controle.

O parâmetro R_a é calculado por meio de um algoritmo que mede o comprimento médio entre picos e vales, e o desvio da linha média em toda a superfície, dentro do comprimento de amostragem. O parâmetro R_a mede todos os picos e vales do perfil de rugosidade e depois neutraliza os pontos periféricos, para que não interfiram nos resultados finais (FREE, 2017).

O parâmetro R_z (Norma DIN) corresponde à soma da altura máxima dos picos do perfil e a maior das profundidades dos vales no perfil, no comprimento de amostragem (NBR ISO 4287, 2002, p.8). Este parâmetro restringe grandes desvios que não estejam relacionados ao acabamento superficial, quando comparado ao parâmetro R_t , onde se obtém a amplitude isolada entre pico e vale (OLIVEIRA, 2004, p.32). Uma representação do parâmetro R_z pode ser observada na Figura 11.

Figura 11 - Representação do parâmetro R_z .



Fonte: Davim (2010, p.42).

Pesquisadores procuram relacionar os efeitos dos parâmetros de corte com a rugosidade obtida nos processos de fabricação. Abdullah, Chia e Samad (2008, p.12), Ayodeji *et al.* (2015, p.173) e Rao, Rao e Srihari (2013, p.1405) analisaram no torneamento o efeito do avanço e da velocidade de corte na rugosidade superficial. Os autores observaram que o avanço é o parâmetro de maior influência no estado de superfície, seguido pela velocidade de corte.

Entretanto, Alkali *et al.* (2013, p.78), Machado *et al.* (2011, p.74) e Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.48), afirmam que pequenos valores de avanço promovem a formação de cavacos com pouca espessura e difíceis de serem rompidos. Consequentemente, cavacos nesta condição são mais propensos a se formarem de maneira contínua e podem riscar as superfícies já usinadas.

Com relação à velocidade de corte, normalmente maiores velocidades tendem a diminuir a ocorrência da APC, porém, quando se utilizam baixas velocidades, a rugosidade pode ser prejudicada devido à sua ocorrência (STAHL, SCHULTHEISS e HAGGLUNG, 2011, p.351; CUNHA e RIBEIRO, 2003, p.9; REIS, 2000, p.22; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.111).

O aumento da profundidade de usinagem não implica no aumento da rugosidade, na grande maioria das operações de usinagem (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.124). Entretanto, maior profundidade de usinagem gera esforços de flexão na peça de trabalho e flutuações das forças de usinagem (AOUICI *et al.*, 2012, p.350).

O raio de ponta da ferramenta (r_e) também possui influência no valor da rugosidade (NESELI, YALDIZ e TURKES, 2011, p.580). Por regra, seu valor deve ser pelo menos duas vezes maior que o avanço utilizado. Quando o valor do avanço é menor que o valor do raio de ponta no torneamento, a rugosidade R_a pode ser determinada através da Equação 5.

$$R_a = \frac{f^2}{(18\sqrt{3}) \cdot r_e} \quad [\mu\text{m}] \quad (5)$$

A rugosidade superficial possui características distintas quando se aplicam métodos de usinagem com frequência de vibração. Nestes processos, a ferramenta de corte trabalha com avanços variáveis, produzindo diferentes valores de rugosidade por trecho cortado. A taxa variável de avanço desempenha papel importante na forma final do cavaco e na superfície trabalhada. Este método de controle conduz a um padrão claramente visível de rugosidade, que promove melhor estado de superfície se comparado à usinagem com avanço constante (SHAW, 2005, p.496).

Na usinagem convencional, cada comprimento cortado possui um mesmo valor de avanço, enquanto que na usinagem LFV se obtém diferentes valores de avanço por comprimento usinado. Apesar do avanço primário ser fixo, o movimento de indentação da ferramenta gera indiretamente um avanço variável, em um mesmo comprimento de avaliação (LOPES *et al.*, 2017, p.2). Pode-se observar que esta variação de avanço, obtida no corte LFV, não é levada em consideração na Equação 5. Assim, para auxiliar a determinação da rugosidade neste processo, alguns autores propõem encontrar relações entre rugosidade convencional e rugosidade frequencial, conforme descrito a seguir.

Song (2012, p.1355) avaliou os resultados da rugosidade superficial obtida pelo torneamento LFV. Com o objetivo de obter uma fórmula empírica, o autor analisou a combinação entre frequência, amplitude de vibração, avanço e velocidade de corte. A relação proposta, mostrada na Equação 6, se baseia nos valores das constantes C_0 , x_1 , y_1 , z_1 e k_1 tratadas como incógnitas, enquanto que os coeficientes conhecidos são a amplitude de vibração (a), a frequência de vibração (f_r), o avanço (f) e a rotação (n). Os resultados experimentais obtidos em seu trabalho mostraram que a relação proposta fornece uma aproximação razoável entre rugosidade LFV e rugosidade convencional.

$$R_a = C_{0a}^{x_1} \cdot f_r^{y_1} \cdot f^{z_1} \cdot n^{k_1} \quad [\mu\text{m}] \quad (6)$$

Song (2012, p.1355) encontrou melhores superfícies acabadas à medida que a frequência de indentação aumentava, entretanto, maiores valores de rugosidade também foram encontrados à medida que o avanço aumentava. Devido à vibração da ferramenta, houve supressão da APC, o que favoreceu as condições de integridade da superfície final usinada.

Wen e Deyuan (2011, p.236) estudaram os efeitos da usinagem vibracional no estado de superfície, utilizando um modelo de vibração elíptica. Os autores verificaram que a frequência e a amplitude de vibração afetam diretamente o valor da rugosidade. O aumento da frequência de vibração produz menor ciclo de corte e a diminuição da amplitude resulta em menores alturas das ondulações, gerando menores valores de rugosidade.

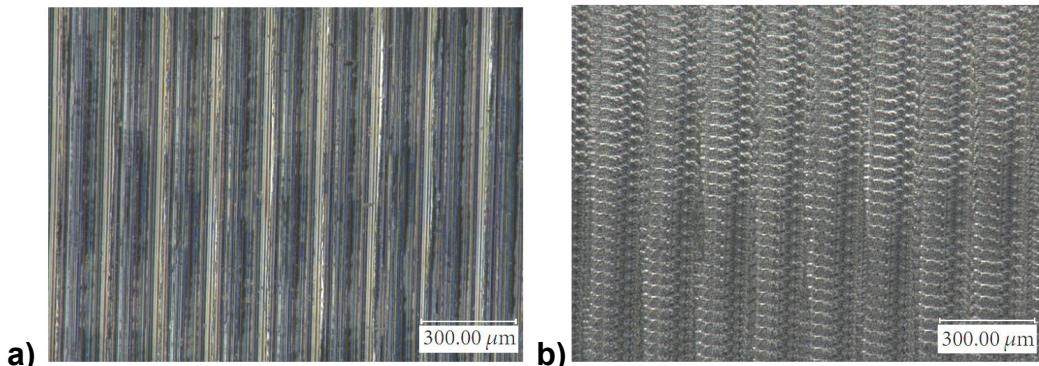
Utilizando um dispositivo de vibração, Maroju, Vamsi e Xiaoliang (2017, p.12) abordaram o efeito da usinagem LFV na rugosidade de três materiais diferentes: Ti6Al4V, AISI 4340 e Al2O24 T351. Comparando-se a rugosidade obtida entre torneamento convencional e torneamento LFV, para os materiais Ti6Al4V e AISI 4340 os autores observaram que a diferença entre as alturas médias dos picos e vales é maior quando se utiliza o torneamento frequencial. No caso do material Al2O24 T351, a rugosidade é maior quando se aplica o torneamento convencional. Os autores afirmam que o corte frequencial produz grande quantidade de vales abaixo da linha média, condição que não foi observada no torneamento convencional.

Do ponto de vista físico do processo, o corte com avanço fixo produz, em cada comprimento usinado, um mesmo valor de avanço, que é avaliado de acordo com um *cut-off* padronizado. Este comprimento de avaliação, assim como o parâmetro de avaliação, é escolhido em função da qualidade do perfil requerido por projeto (BENARDOS e VOSNIAKOS, 2002, p.833).

De maneira geral, a maioria dos padrões de rugosidade avalia superfícies obtidas através de avanços fixos. Na usinagem com avanço variável, que é realizada através de uma máquina CNC ou por um dispositivo externo, para cada comprimento de trecho usinado se obtém um valor diferente de rugosidade, que varia de acordo com o avanço programado (YUKINAGA *et al.*, 2013, p.119; SMITH *et al.*, 2009, p.97).

Na operação de torneamento convencional, uma superfície com avanço variável é incomum de ser encontrada. Quando esta variação é produzida intencionalmente, o comprimento de usinagem necessita ser avaliado mais de uma vez, pois cada trecho provoca um padrão de rugosidade particular. Além disso, a qualidade da superfície obtida através de usinagem com avanço variável é diferente daquela obtida na usinagem convencional, conforme pode ser verificado na Figura 12 (ZOU *et al.*, 2015, p.8; WEN e DEYUAN, 2011, p.239).

Figura 12 - Topografia de superfície: a) Método convencional; b) UAT (*ultrasonic assisted turning*).



Fonte: Zou *et al.* (2015, p.10).

Nestler e Schubert (2014, p.128) estudaram os efeitos do torneamento frequencial em compósitos de matriz de alumínio. Os autores observaram que o valor da rugosidade tende ao crescimento, à medida que ocorre o aumento da amplitude de vibração. Gao *et al.* (2002, p.67) observou o mesmo comportamento da rugosidade em seus experimentos. Como alternativa para melhorar a rugosidade obtida, os autores realizaram o aumento da frequência de vibração, chegando a superar a velocidade de corte crítica. Silberschmidt *et al.* (2014, p.52) verificou a influência do corte frequencial na rugosidade de diversos materiais (alumínio, bronze, latão, aço inoxidável e ferro fundido). Os resultados de seu trabalho indicam que as condições de contato produzem melhores efeitos do que a alteração da amplitude de vibração, pois a melhoria das superfícies usinadas possui relação direta com a alteração das forças de usinagem produzidas pelo corte frequencial.

3.3 Forças de usinagem

Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.58) afirmam que no processo de torneamento, a força de usinagem (F_u) pode ser decomposta em duas componentes: a força ativa (F_t), que está no plano de trabalho, e a força passiva (F_p), que é perpendicular ao plano de trabalho. Por sua vez, a força ativa pode ser decomposta em outras componentes, como a força de corte (F_c), que é a projeção da força de usinagem sobre a direção de corte, e a força de avanço (F_f), que é a projeção da força de usinagem sobre a direção do avanço.

A força passiva não contribui para o cálculo da potência de usinagem, pois é perpendicular ao plano de trabalho, onde ocorre o movimento de corte e o movimento de avanço. Já a força ativa é de grande interesse no processo de usinagem (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.59). Seu estudo e otimização permitem melhorar a distribuição dos esforços de corte que atuam nas arestas e superfícies das ferramentas (KLOCKE, 2011, p.243).

Outra forma de se estudar as forças de usinagem é por meio da determinação da potência de corte (P_c) e da potência de avanço (P_a) (FERRARESI, 1977, p.159; STOETERAU e WEINGAERTNER, 2004, p.89). Teoricamente, estas potências levam em consideração os valores da velocidade de corte e da velocidade de avanço no seu cálculo, conforme mostrado nas Equações 7 e 8.

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60 \cdot 10^3} \quad [\text{kW}] \quad (7)$$

$$P_a = \frac{F_f \cdot v_f}{60 \cdot 10^6} \quad [\text{kW}] \quad (8)$$

A força de corte pode ser expressa de maneira alternativa através da Equação 9, onde se utiliza uma constante específica para cada material, chamada de pressão específica de corte (K_s) (MACHADO *et al.*, 2011, p.106).

$$F_c = K_s \cdot a_p \cdot f \quad [\text{N}] \quad (9)$$

As forças de usinagem possuem relação direta com os parâmetros de corte e com a geometria da ferramenta utilizada. Machado *et al.* (2011, p.106) afirma que a diminuição do ângulo de saída da ferramenta faz que ocorra o aumento de (K_s). O emprego de um ângulo de saída positivo normalmente produz baixos valores para as forças de usinagem.

Quando o valor do avanço aumenta, a pressão específica de corte diminui à medida que ocorre o crescimento da área da seção de corte. Isto acontece devido ao fluxo lateral de cavaco, que é observado ao se utilizar maiores avanços. Entretanto, este fluxo é considerado pequeno, pois quase todo o material deformado é convertido em cavaco (BOOTHROYD e KNIGHT, 1989, p.79; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.65).

O aumento do avanço gera o aumento da velocidade de avanço, que diminui o atrito na interface cavaco e ferramenta, fazendo a pressão específica de corte diminuir. O aumento da força de corte é proporcional ao aumento da profundidade de usinagem, mas quando o avanço aumenta, a força de corte também aumenta, porém não na mesma proporção (MACHADO e SILVA, 2004, p.83; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.66).

A presença da APC tende a alterar o valor da pressão específica de corte, devido à variação do ângulo de saída da ferramenta. No corte de materiais dúcteis, baixas velocidades de corte tendem a aumentar o valor de (K_s), entretanto, a variação da força de usinagem não é proporcional à variação da velocidade de corte (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.66).

Kumar e Kulkarni (2016, p.186) afirmam que as forças de usinagem diminuem à medida que ocorre o aumento da velocidade de corte. A redução das forças ocorre devido à minimização do fluxo, que é influenciada pela elevação da temperatura de corte e pela distribuição da energia térmica.

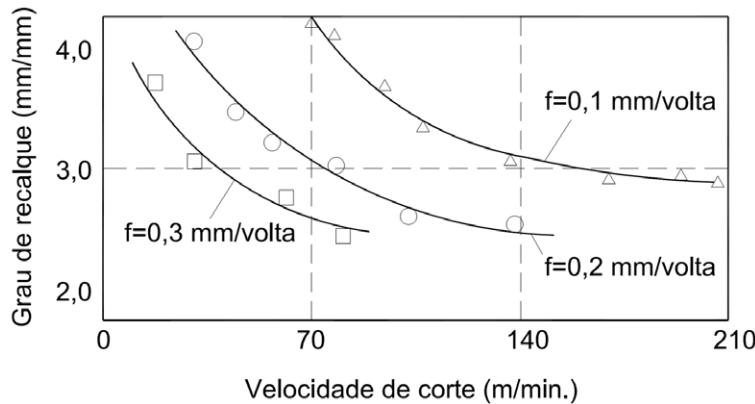
3.4 Grau de recalque

Grzesik (2008, p.80), define o grau de recalque (R_c) como a proporção entre espessura do cavaco cortado e espessura nominal do cavaco não cortado. No corte ortogonal, a determinação do grau de recalque é dada pela Equação 10, onde (h') é a espessura posterior ao corte e (h) é a espessura anterior ao corte.

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad [mm/mm] \quad (10)$$

Astakhov e Shvets (2004, p.193), Marinov (2014, p.67) e Sousa *et al.* (2014, p.9) afirmam que o grau de recalque é um parâmetro que representa a deformação plástica real ocorrida na zona de formação do cavaco. Seu comportamento, conforme mostrado na Figura 13, é fortemente influenciado pela velocidade de corte utilizada no processo (TODD, ALLEN e ALTING, 1994, p.25; NEVES e DAVIM, 2014, p.86; TRELHA, 2017, p.10; SILVA, 2008, p.49; MICHELETTI, 1980, p.75; COSTA, 2014, p.98; RODRIGUES, 2005, p.161; CAMARGO, 2016, p.112; FANG, 2005, p.894; CORREA, 2014, p.155).

Figura 13 - Variação do grau de recalque conforme v_c e avanço material aço AISI 1030 ferramenta revestida classe P20 $\gamma=10^\circ$ $a_p=2,0$ mm.

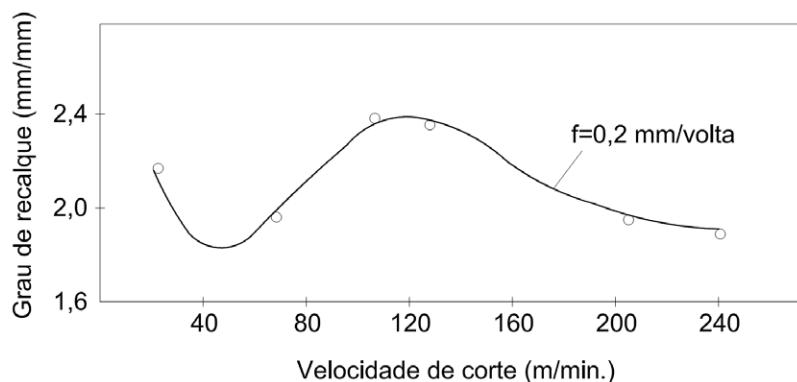


Fonte: Adaptado de Astakhov e Shvets (2004, p.200).

De maneira geral, o aumento da velocidade de corte promove a diminuição da deformação plástica na região de interface, afetando a forma e a dimensão da zona de formação, tendo como resultado menor porção de energia mecânica convertida em calor. Indiretamente, o grau de recalque tende a diminuir à medida que os valores do ângulo de cisalhamento aumentam (SILVA *et al.*, 2012, p.3; KUMAR e KULKARNI, 2016, p.186). Entretanto, a relação entre grau de recalque e velocidade de corte é válida para determinadas velocidades de corte. Micheletti (1980, p.75) explica esta relação através do gráfico da Figura 14.

Neste caso, o gráfico se refere aos resultados obtidos na usinagem do aço AISI 1040, onde o grau de recalque aumenta até a velocidade de corte próxima a 120 m/min. para, logo em seguida, começar a decrescer. O autor relaciona a ocorrência deste fenômeno com as condições de atrito e temperaturas encontradas no processo.

Figura 14 - Variação do grau de recalque em função da v_c .



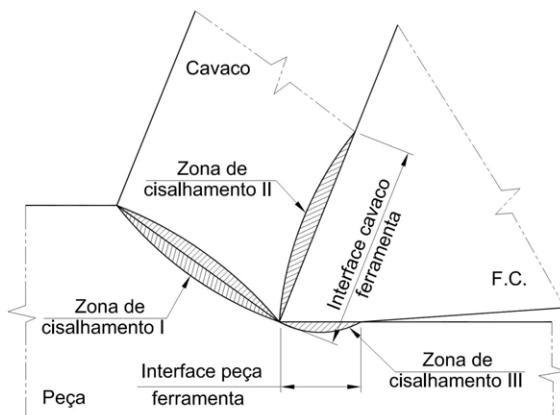
Fonte: Adaptado de Micheletti (1980, p.75).

Além disso, o grau de recalque também possui relação com a geometria da ferramenta e o material da peça. À medida que o grau de recalque aumenta, o comprimento de contato entre ferramenta e cavaco também tende a aumentar. Entretanto, a utilização de ferramentas com maiores ângulos de saída favorece a diminuição do comprimento de contato, o que indiretamente diminui o valor do grau de recalque (GRZESIK, 2008, p.150).

3.5 Deformação e taxa de deformação

O corte de metais é considerado um processo de deformação plástica. Possui uma zona de deformação assimétrica, que opera com elevadas taxas de deformação (ROSA e MARTINS, 2009, p.1; ATKINS, 2009, p.373). Na zona de corte, existem basicamente três áreas de cisalhamento: a área primária (que responde pela deformação no plano de cisalhamento), a área secundária (causada pelo contato do cavaco com o ângulo de saída da ferramenta) e a área terciária (ocasionada pelos efeitos do avanço da ferramenta) (MARTINKOVIC e POKORNY, 2015, p.173; TRENT e WRIGHT, 2000, p.21). Estas zonas de deformação podem ser observadas na Figura 15.

Figura 15 - Zonas de deformação na usinagem.



Fonte: Adaptado de Martinkovic e Pokorny (2015, p.174).

No corte de metais, a deformação é significativamente maior do que aquela encontrada em testes de tração ou em operações de conformação (KLOCKE, 2011, p.202; MACHADO *et al.*, 2011, p.66). A resposta à deformação de um material usinado é dependente da velocidade que foi aplicada no processo. O aumento da velocidade na qual o material percorre a zona de cisalhamento primária altera a distribuição da temperatura, o que promove diferentes taxas de deformação.

Materiais dúcteis possuem grande zona plástica e, por isso, se deformam bastante antes da ruptura. A deformação do cavaco é tal que a área por ele ocupada, na superfície de saída da ferramenta, é maior que aquela calculada teoricamente (MARINOV, 2014, p.67). A deformação no processo de corte (ε) pode ser determinada através da Equação 11.

$$\varepsilon = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad [\text{mm/mm}] \quad (11)$$

A taxa de deformação por cisalhamento ($\dot{\varepsilon}$) é um indicador utilizado para análise macromecânica do corte de metais (MACHADO e SILVA, 2004, p.40). Sua estimativa é importante porque a espessura da zona de cisalhamento pode ser pequena e de difícil medição. Esta pequena espessura ocorre devido à presença de alta deformação. Na ausência de condições de simulação, se torna necessário avaliar sua grandeza de forma empírica. A Equação 12 pode ser utilizada para determinar o valor da taxa de deformação.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\cos \gamma \cdot V_c}{\cos(\phi - \gamma) \cdot 0,025} \quad [\text{s}^{-1}] \quad (12)$$

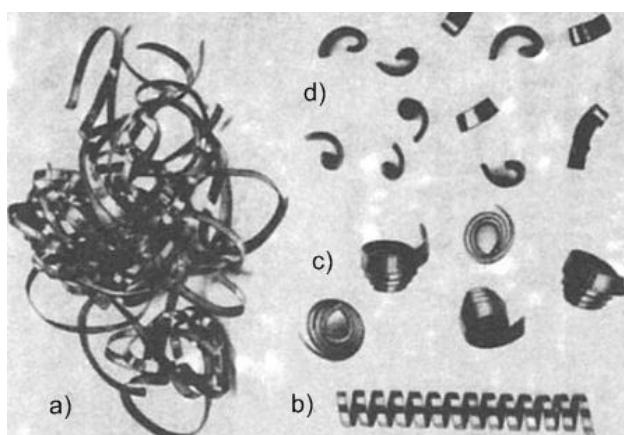
Materiais deformados plasticamente possuem maior resistência mecânica. Altas taxas de deformação indicam que esta resistência alcançou um nível específico ao ponto de se caracterizar como parâmetro de comparação entre processos (DOWLING, 2013, p.693; GERONIMO, 2014, p.19).

Quanto maior a deformação do cavaco durante sua formação, menor é o ângulo de cisalhamento e maiores são os esforços de usinagem (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.39). Essa influência é marcante na usinagem de materiais dúcteis, pois são considerados muito suscetíveis à deformação.

3.6 Classificação dos cavacos

A classificação dos cavacos foi inicialmente realizada por Ernst e Merchant, no desenvolvimento da teoria do corte ortogonal (STEPHENSON e AGAPIOU, 2016, p.404; MILLS e REDFORD, 2012, p.28). Quanto à forma, os cavacos possuem a seguinte classificação: em fita, helicoidal, espiral e cavaco em lascas, conforme mostrado na Figura 16.

Figura 16 - a) Cavaco em fita; b) Cavaco helicoidal;
c) Cavaco em espiral; d) Cavaco em lascas.



Fonte: Adaptado de Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.45).

O cavaco em fita gera inúmeros problemas operacionais (segurança do operador, dano à ferramenta, dano à peça, manuseio, transporte, entre outros). O cavaco em lascas é desejável quando existe pouco espaço disponível no local de usinagem, ou quando deve ser removido através de fluido refrigerante pressurizado. Cavacos helicoidais são desejados quando o processo de usinagem permite alta taxa de remoção de material (por exemplo, no fresamento), pois não prejudicam a trajetória de corte da ferramenta. Cavacos de ruptura são geralmente pequenos, assim, não existem grandes inconvenientes para seu manuseio (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.45).

A norma ISO 3685 fornece uma classificação mais detalhada dos cavacos, baseando-se em características específicas (GRZESIK, 2008, p.85; VIHAROS, MARKOS e SZEKERES, 2003, p.1469). Este sistema de classificação, mostrado na Figura 17, consiste de oito grupos descritivos, onde cada um deles está subdividido entre 1-3 subgrupos. Nos subgrupos se definem o tamanho (longo, curto) e as condições físicas (enroscado, conectado, solto). Além disso, um terceiro código numérico é previsto para classificar formas específicas, indicando a direção do fluxo (números entre 1-4) e o modo de quebra dos cavacos (números entre 5-8).

Figura 17 - Classificação dos cavacos conforme norma ISO 3685.

1-Cavaco em fita	2-Cavaco tubular	3-Cavaco espiral	4-Cavaco helicoidal tipo arruela	5-Cavaco helicoidal cônico	6-Cavaco em arco	7-Cavaco fragmentado	8-Cavaco tipo agulha
1.1-Longo	2.1-Longo	3.1-Plano	4.1-Longo	5.1-Longo	6.1-Conectado		
1.2-Curto	2.2-Curto	3.2-Cônico	4.2-Curto	5.2-Curto	6.2-Solto		
1.3-Emaranhado	2.3-Emaranhado		4.3-Emaranhado	5.3-Emaranhado			

Fonte: ISO 3685 (1993, p.15).

Pippin *et al.* (2009, p.15) afirma que cada tipo de material possui um critério particular para propagação de trincas ao ser cortado, e consequentemente, gera um tipo específico de cavaco. Por exemplo, o cavaco contínuo é formado de maneira intermitente, devido à ductilidade do material ou à alta velocidade de corte utilizada.

Cavacos contínuos são provenientes das condições uniformes de atrito entre material cortado e ferramenta. São produzidos quando o fluxo de metal, na superfície de saída da ferramenta, não é restringido pela ocorrência da APC (HOFY, 2014, p.49). Possuem geometria fortemente influenciada por pequenos avanços (que geram pequenas espessuras de corte), pelo ângulo de saída da ferramenta e pela alta velocidade de corte (ALKALI *et al.*, 2013, p.77). Nestes tipos de cavacos, fraturas e rupturas são dificultadas devido à ductilidade do metal, devendo ocorrer apenas em condições específicas de trabalho.

Os fatores preponderantes para fratura de cavacos contínuos, de maneira geral, estão relacionados à seleção de parâmetros de usinagem. O aumento da velocidade de corte tende o cavaco a tornar-se contínuo, devido ao maior calor produzido e aumento da ductilidade. Neste caso, a penetração de contaminantes na interface cavaco e ferramenta, responsável por reduzir a tensão normal no plano de cisalhamento, também se torna mais difícil (MACHADO *et al.*, 2011, p.69).

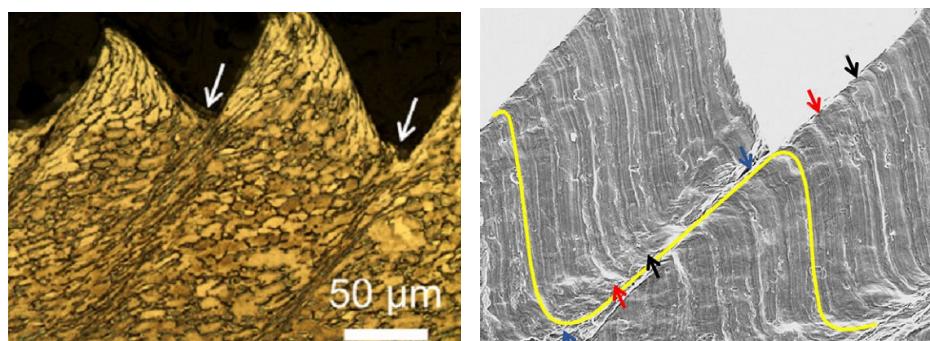
Qureshi (2011, p.13) afirma que o cavaco contínuo é gerado descontinuamente, através da formação de elementos discretos. Na formação do cavaco, ocorrem fissuras cuja extensão é aproximadamente igual em ambas as faces laterais do cavaco. Dependendo do material da peça e das condições de usinagem, estas fissuras podem provocar a perda de coesão e a saída do cavaco na forma de pedaços. Além da trajetória arbitrária do material cortado, se observa nas faces laterais do cavaco um movimento de rolamento, no qual partículas da superfície da peça podem penetrar no interior do cavaco.

Cavacos descontínuos são obtidos a partir da usinagem de materiais frágeis, quebrando-se em pequenos segmentos, devido à presença de descontinuidades da microestrutura (MANFRINATO, 2016, p.7). De maneira geral, em materiais com baixa ductilidade, cavacos descontínuos são obtidos quando se utilizam baixas velocidades de corte, pequeno ângulo de saída da ferramenta e grandes avanços. Na zona secundária de cisalhamento, a

componente da força tangencial, em relação à superfície de saída, é menor que a força necessária para promover o escorregamento do cavaco. Assim, se desenvolve uma região elástica onde a ruptura do cavaco ocorre devido ao aumento da relação entre força tangencial e força normal.

Cavacos segmentados são caracterizados pela deformação irregular da estrutura do material, em condições alteradas de atrito, ou através de transferência por tensão dinâmica. Nos cavacos segmentados, as bandas de cisalhamento (ou instabilidades térmicas localizadas), mostradas na Figura 18, são reconhecidas diretamente na estrutura (ZHANQIANG e GUOSHENG, 2012, p.82), enquanto que nos cavacos contínuos, estas bandas não são claramente percebidas (KLOCKE, 2011, p.50).

Figura 18 - Exemplos de bandas de cisalhamento.



Fonte: Sagapuram et al. (2015, p.51).

O termo banda de cisalhamento surgiu devido ao comportamento do material usinado. Durante o trabalho com materiais de alta resistência mecânica e alto nível de deformabilidade, normalmente ocorrem fenômenos térmicos de recozimento. Nestes tipos de cavacos, quando a condição de tensão na zona de cisalhamento excede a deformabilidade do material, ocorrem deslocamentos das áreas do material, que se aderem posteriormente, formando regiões ou bandas altamente deformadas (CRICHIGNO FILHO, 2011, p.20; HE et al., 2002, p.102). Bordignon et al. (2015, p.12) afirmam que as bandas de cisalhamento se propagam em linha reta, com concentração de tensões nas suas bordas. Crescem de acordo com a tensão máxima e podem representar um micromecanismo de falha para materiais dúcteis.

Cavacos segmentados são caracterizados por grandes deformações localizadas em estreitas bandas entre segmentos, com pouca deformação interior. A diminuição da resistência mecânica e a sobreposição do limite de escoamento do material causam o início da fratura. Em alguns casos, o efeito do amolecimento térmico consegue superar o efeito do endurecimento a frio, causando ruptura termoplástica (ANTIC *et al.*, 2011, p.280). Entretanto, as forças de usinagem se tornam instáveis, gerando variações coincidentes com os ciclos de fratura (RAO, 2013, p.8).

No cavaco descontínuo ocorre a fratura do material no ponto mais solicitado, podendo a mesma ser parcial ou total. A força de usinagem aumenta devido ao processo de formação da limalha e, em seguida, diminui bruscamente em função da fratura, ocasionando vibrações no sistema (ALTINTAS, 2012, p.126).

3.7 Mecanismos de fratura do cavaco

A fratura dúctil é definida como um mecanismo de nucleação, crescimento e coalescência de vazios (BAI e WIERZBICKI, 2009, p.2). A tensão equivalente à fratura, que é uma medida da ductilidade do material, é dependente do primeiro termo invariante do tensor de tensões. Liebowitz (1969, p.49) e Gdoutos (1993, p.223) admitem que a fratura dúctil se desenvolve lentamente, progredindo ao longo de um intervalo de tensões.

Do ponto de vista físico, a fratura dúctil ocorre devido ao crescimento e coalescência de cavidades induzidas por grandes deformações, na vizinhança de inclusões ou descontinuidades do material. Do ponto de vista mecânico, a fratura dúctil é o crescimento de uma região vazia esférica ou elíptica, em um meio plástico, submetida a grandes tensões (LEMAITRE e DESMORAT, 2005, p.140).

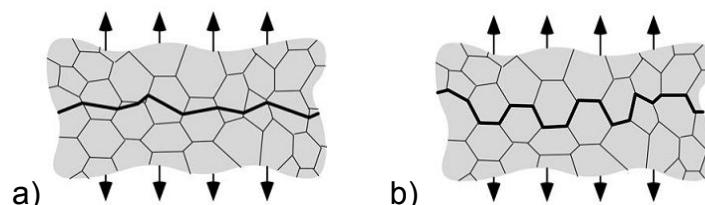
Oh *et al.* (2011, p.124) e Lou *et al.* (2012, p.3606), alegam que materiais dúcteis geralmente se rompem com o resultado da nucleação, crescimento e coalescência de vazios microscópicos, que se iniciam em inclusões e partículas de segunda fase. Para que ocorra a fratura dúctil deverá haver o colapso plástico completo. O mesmo fenômeno não ocorre na usinagem de materiais

frágeis, pois estes possuem zona plástica reduzida. Isto faz com que se rompam quando sujeitos a menores níveis de deformação.

Astakhov (2006, p.3) alega que na usinagem de materiais frágeis a fratura do material ocorre devido à tensão de compressão máxima, e na usinagem de materiais dúcteis as tensões de compressão causam deformações plásticas, resultando na fratura dúctil.

A fratura por clivagem envolve a separação do material ao longo de planos cristalográficos específicos, com desenvolvimento de trajetória transgranular, conforme mostrado na Figura 19. Embora a clivagem seja considerada um tipo de fratura frágil, pode ser precedida em larga escala pelo crescimento de trincas dúcteis (ANDERSON, 2005, p.220).

Figura 19 - Micromecanismos de fratura em metais:
a) Fratura dúctil; b) Fratura intergranular.

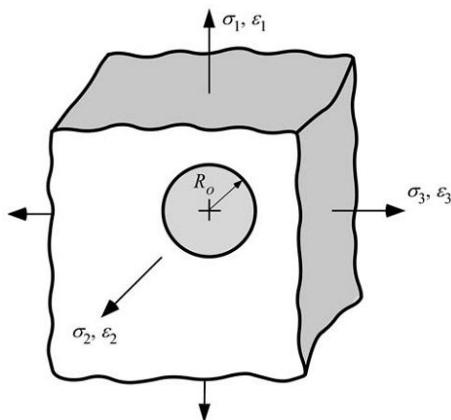


Fonte: Anderson (2005, p.220).

Malcher, Pires e Sá (2012, p.81) admitem que a nucleação e o crescimento de vazios e microfissuras, observadas em grandes fluxos plásticos, provoca a redução do módulo de elasticidade. Este fenômeno induz um efeito de amolecimento no material, que pode ser fortemente influenciado por níveis de tensões triaxiais.

A nucleação diminui à medida que a tensão hidrostática aumenta. Sem o efeito da nucleação, ocorrem tensões triaxiais de tração, fazendo os espaços vazios crescerem e se aglutinarem (GODOY, 2008, p.53). Considerando-se um único vazio inserido em um sólido infinito, conforme mostrado na Figura 20, sujeito a tensões (σ_1 , σ_2 e σ_3) e taxas de deformação normais ($\dot{\varepsilon}_1$, $\dot{\varepsilon}_2$ e $\dot{\varepsilon}_3$), a forma inicial esférica do vazio se tornará elipsoidal, devido ao efeito ocasionado pelas tensões aplicadas.

Figura 20 - Vazio sujeito a estado de tensão triaxial.

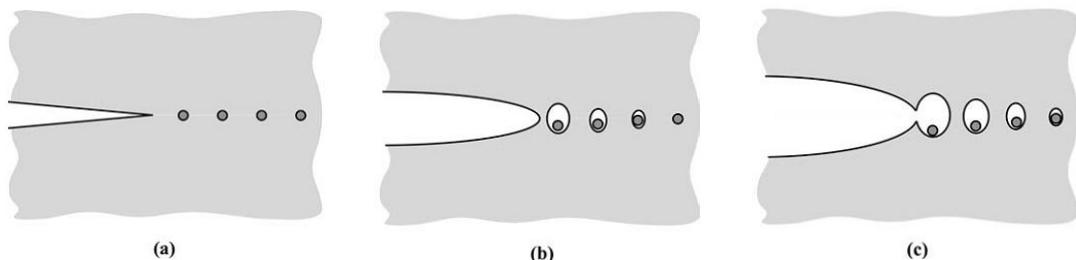


Fonte: Anderson (2005, p.228).

A Figura 21 ilustra esquematicamente a iniciação de um microalveolado, crescimento e coalescência na extremidade de uma trinca preexistente. A estrutura está sob estado de carregamento, assim, tensões localizadas tornam a superfície propensa para nucleação de vazios (ANDERSON, 2005, p.232).

Figura 21 - Mecanismo de fratura em materiais dúcteis:

a) Estado inicial; b) Nucleação; c) Coalescência.



Fonte: Anderson (2005, p.232).

A fratura por clivagem pode ser definida como a rápida propagação de uma trinca ao longo de determinado plano cristalográfico. Apesar de sua característica frágil, pode ser precedida por fluxo plástico em larga escala e desenvolvimento de fratura dúctil. Os planos preferenciais de clivagem são aqueles com menor densidade, uma vez que menos ligações devem ser rompidas e o espaçamento entre planos é maior (BORGES, 2010, p.4).

As tensões principais aplicadas relacionam os principais componentes de incremento de deformação. Neste caso, haverá dois tipos de deformação: plástica (não recuperável) e elástica (recuperável). Entretanto, se considera que a deformação plástica é dominante durante a deformação (DOITPOMS, 2016).

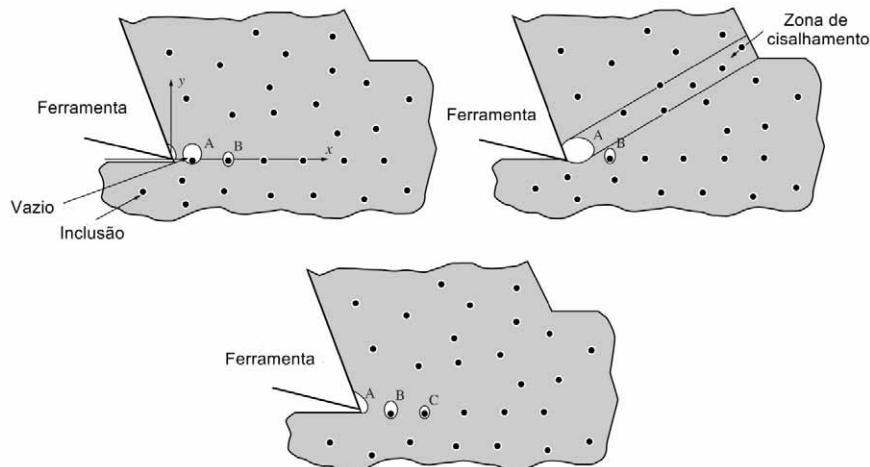
Desta maneira, se pode tratar um material como sendo plástico-rígido: plástico antes da deformação e rígido após a deformação. Sabendo-se que a plasticidade é uma forma de fluxo, pode-se relacionar a taxa de deformação ($d\varepsilon/dt$) em função da tensão (σ). O fluxo plástico se assemelha ao fluxo fluido, exceto pelo fato de que qualquer taxa de deformação pode ocorrer durante o mesmo limite de elasticidade aparente. Por simetria, se observa que em um corpo isotrópico, os eixos principais de tensão e de taxa de deformação são coincidentes (SHAW, 2005, p.149).

Sidjanin e Kovac (1997, p.439) estudaram o mecanismo de fratura durante a formação do cavaco. Os autores afirmam que o corte de metais é acompanhado por uma extensa deformação plástica seguida de fratura, que ocorre devido ao mecanismo de nucleação e crescimento de fissuras. Durante o processo de corte, ocorrem trincas internas na zona de cisalhamento primário, localizadas na interface entre ferrita e perlita, e rachaduras associadas à formação da APC, localizadas abaixo da face de flanco e à frente da face de ataque da ferramenta.

Shaw (2005, p.529), descreve que estudos foram realizados a respeito da separação do cavaco, levando em consideração o aspecto da microfratura mecânica e os efeitos da tensão aplicada. Resultados mostram que metais dúcteis falham em três etapas: nucleação, crescimento e coalescência de microvazios, que se iniciam nos pontos concentradores de tensão.

À medida que o material de trabalho se aproxima da ferramenta, conforme representado na Figura 22, defeitos presentes ao longo do eixo (X) estão sujeitos a um aumento de tensão. Isto conduz à nucleação de um vazio no ponto (A), que se desenvolve em direção ao ponto (B). Os vazios crescem à medida que se aproximam da ponta da ferramenta, porém não se aglutinam. Este comportamento é importante, uma vez que a coalescência leva à abertura de uma fenda abrupta a partir da ponta da ferramenta, fato que não pode ser observado experimentalmente (SHAW, 2005, p.531).

Figura 22 - Distribuição aleatória de defeitos em materiais dúcteis.



Fonte: Shaw (2005, p.531).

O crescimento das fissuras se desenvolve a partir da ponta da ferramenta, indo na direção da superfície livre do cavaco, promovendo a segmentação do material de maneira descontínua (OBIKAWA *et al.*, 1997, p.331). Entretanto, Guo e Yen (2004, p.13), afirmam que a formação descontínua do material ocorre devido ao início da fissura e propagação de trincas, na frente da ferramenta, e por cima da borda de corte, em vez de se localizar na superfície livre do cavaco.

No processo de corte de metais, trincas se iniciam dentro dos campos de deformação, por serem regiões altamente tensionadas, onde se localiza o fluxo produzido pelo estresse acentuado em função da ação da ferramenta (HUA e SHIVPURI, 2004, p.126). Jaspers e Dautzenberg (2002, p.123) afirmam que a tensão responsável pela fratura do material é independente da temperatura e da taxa de deformação. Utilizando critérios específicos, os autores alegam que as trincas se iniciam e se propagam de maneira arbitrária na zona de cisalhamento.

Duan *et al.* (2009, p.46) e Ali *et al.* (2012, p.33) estudaram o processo de formação do cavaco utilizando análise por elementos finitos. Para verificação da morfologia, empregaram o modelo de Johnson Cook, onde a taxa de deformação depende da temperatura. Neste caso, o material foi considerado visco-plástico e o modelo permitiu descrever a relação entre deformação, tensão e taxa de deformação. De acordo com os autores, este padrão pode ser utilizado para problemas onde a taxa de deformação possui ampla variação

(10^2 s^{-1} - 10^6 s^{-1}) e as mudanças de temperatura, devido à deformação plástica, causam amolecimento térmico.

Astakhov (2006, p.24) afirma que nos materiais dúcteis se forma uma zona elastoplástica à frente da superfície de saída da ferramenta. Quando o material é considerado perfeitamente plástico, ocorre a formação parcial de uma zona elástica. Quando o material é quebradiço, não ocorre formação desta zona. Resultados experimentais indicam que a formação da zona elastoplástica dificulta o mecanismo de propagação de trincas nos cavacos.

3.8 Modelos para estudo do ângulo de cisalhamento

Desde a década de 1940, diversos pesquisadores têm se ocupado em relacionar o comportamento do cavaco em função das variáveis presentes no mecanismo de formação. Para tal, vêm desenvolvendo modelos que associam a estas variáveis os aspectos geométricos, mecânicos e físicos do processo. Dentre estas variáveis, sabe-se que a forma do cavaco está ligada a alguns fatores, podendo-se citar o material da peça, material e geometria da ferramenta e condições de corte. Entretanto, mesmo com a tentativa de incluir estes fatores na abordagem teórica, alguns modelos foram questionados quanto à sua eficácia para predileção das variáveis de resposta. Nesta seção da fundamentação teórica se fez um breve resumo a respeito dos principais modelos conhecidos, citando algumas de suas características. O entendimento dos modelos auxilia na formulação de teorias mais coerentes, tendo em vista que a formação do cavaco ainda é um fenômeno parcialmente conhecido.

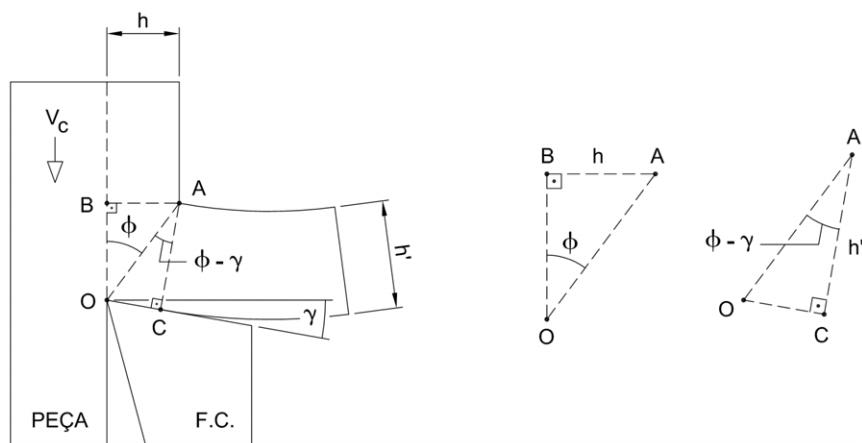
3.8.1 Modelo de Ernst e modelo de Merchant

O modelo proposto por Ernst se baseia no fundamento de que o cavaco é formado ao longo de um plano bidimensional inclinado (STEPHENSON e AGAPIOU, 2016, p.407). Neste plano se observa a ocorrência de um ângulo de cisalhamento (Φ), que pode ser determinado através da Equação 13.

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma}{\frac{h'}{h} - \operatorname{sen} \gamma} [^{\circ}] \quad (13)$$

Na Equação 13, a razão entre espessura do cavaco posterior (h') e anterior (h) à usinagem recebe o nome de grau de recalque (R_c). Esta taxa determina a deformação sofrida pelo cavaco, possuindo por definição, valor sempre maior que 1. A Equação 13 é proveniente das relações geométricas obtidas através da Figura 23, chamada de modelo do corte ortogonal.

Figura 23 - Modelo do corte ortogonal.



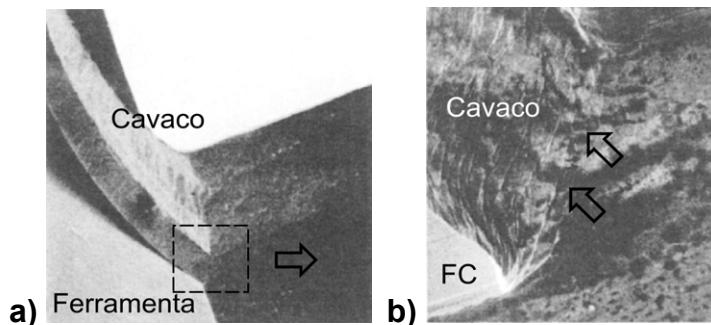
Fonte: Adaptado de Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.39).

O modelo do corte ortogonal, de maneira geral, é utilizado para explicar os mecanismos gerais da formação do cavaco. Possui características semelhantes a um processo de conformação, onde a ferramenta de corte é dotada de uma borda perpendicular à velocidade de corte. O mecanismo de corte é uniforme ao longo da aresta de corte, caracterizado por um plano de deformação bidimensional, conforme mostrado na Figura 24. Enquanto o cavaco está em contato com a superfície de saída da ferramenta, percorre uma zona de tensão e uma zona de escoamento, para depois escoar livremente (ALTINTAS, 2012, p.4).

O ângulo formado pelos planos de corte é considerado um parâmetro importante no controle da geometria do cavaco. É desejável expressar este ângulo em função do ângulo de saída da ferramenta, da profundidade de

usinagem e da espessura do cavaco, porque estas dimensões são facilmente obtidas (BEDDOES e BIBBY, 2003, p.209).

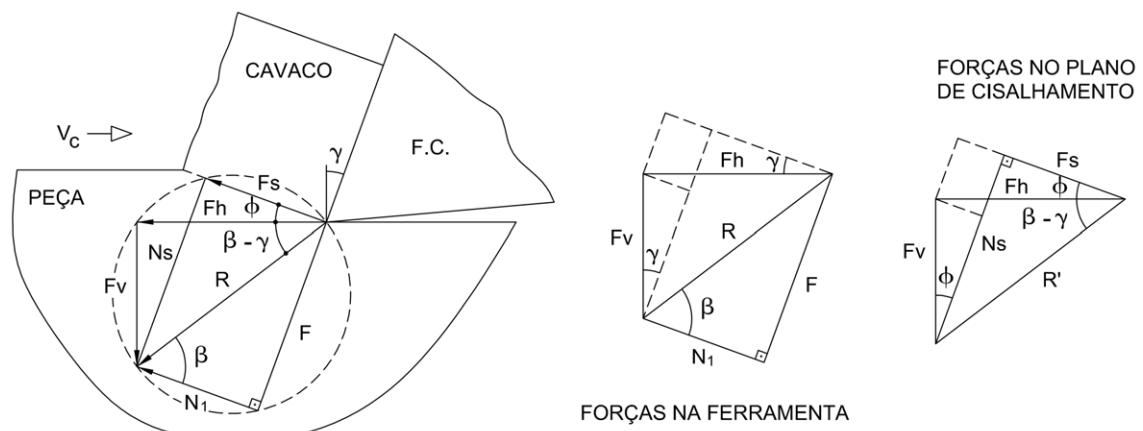
Figura 24 - a) Formação do cavaco; b) Planos de cisalhamento.



Fonte: Adaptado de Beddoes e Bibby (2003, p.210).

Qureshi (2011, p.24) afirma que o fundamento da teoria de Ernst consiste basicamente em procurar um valor para o ângulo de cisalhamento, no qual seja possível se estimar a força necessária para formação do cavaco. Trent e Wright (2000, p.62) declaram que a teoria de Ernst se baseia no confinamento do plano de cisalhamento a um único plano de corte. Esta abordagem, de acordo com os autores, produz restrições para relacionar os parâmetros de usinagem com o comportamento real do material processado. Entretanto, o círculo de forças proposto por Merchant, mostrado na Figura 25, é considerado um avanço na teoria do corte de metais.

Figura 25 - Círculo de forças proposto por Merchant.



Fonte: Adaptado de Shaw (2005, p.18).

No círculo de forças de Merchant, a força horizontal (F_h) e a força vertical (F_v) estão orientadas com relação à ferramenta. Assumindo-se que as velocidades são constantes e que o cavaco é um corpo livre, as reações para ferramenta (R) e para o plano de corte (R') devem estar em equilíbrio. Assim, através das relações geométricas da Figura 25, se obtém as Equações 14, 15, 16 e 17. O valor do coeficiente de atrito (μ) é dado como sendo igual à tangente de (β), ou equivalente à razão (F/N_1).

$$F = (F_h \cdot \sin \gamma) + (F_v \cdot \cos \gamma) \quad [N] \quad (14)$$

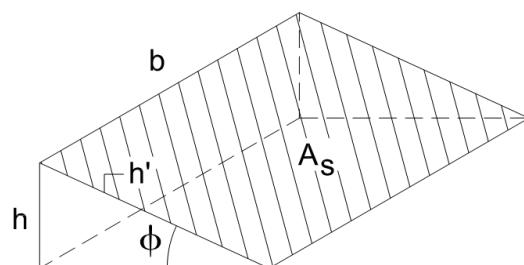
$$N_1 = (F_h \cdot \cos \gamma) - (F_v \cdot \sin \gamma) \quad [N] \quad (15)$$

$$F_s = (F_h \cdot \cos \phi) - (F_v \cdot \sin \phi) \quad [N] \quad (16)$$

$$N_s = (F_v \cdot \cos \phi) + (F_h \cdot \sin \phi) \quad [N] \quad (17)$$

O valor da tensão no plano normal (σ) é dado pela razão entre a força normal (N_s) e a área de cisalhamento (A_s). A área de cisalhamento é determinada conforme mostrado na Figura 26. O valor da tensão no plano de cisalhamento (τ) é dado pela razão entre a força (F_s) e a área de cisalhamento. Das Equações 14, 15, 16 e 17 se obtém as Equações 18 e 19, utilizadas no cálculo da tensão normal e da tensão de cisalhamento.

Figura 26 - Área de cisalhamento.



Fonte: Adaptado de Qureshi (2011, p.22).

$$\sigma = \left(\frac{(F_v \cdot \cos \phi) + (F_h \cdot \sin \phi)}{b \cdot h} \right) \cdot \operatorname{sen} \phi \quad [\text{MPa}] \quad (18)$$

$$\tau = \left(\frac{(F_h \cdot \cos \phi) - (F_v \cdot \sin \phi)}{b \cdot h} \right) \cdot \operatorname{sen} \phi \quad [\text{MPa}] \quad (19)$$

Posteriormente, Merchant propôs um modelo para determinação do ângulo de cisalhamento, porém verificou que os resultados experimentais eram pouco concordantes com a formulação teórica (QURESHI, 2011, p.24). Após realizar correções, Merchant determinou que o ângulo de cisalhamento pode ser obtido através da Equação 20, e o ângulo de atrito (β) pode ser obtido através da Equação 21.

$$\phi = 40^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\beta}{2} \quad [^\circ] \quad (20)$$

$$\beta = \gamma + \operatorname{arctg} \left(\frac{F_v}{F_h} \right) \quad [^\circ] \quad (21)$$

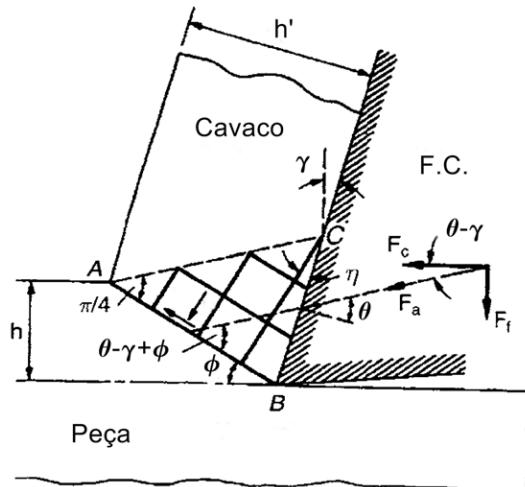
Mesmo sabendo que o modelo proposto por Merchant possui limitações para correlacionar experiência prática e abordagem teórica, as tendências previstas por ele se mostraram coerentes. Por exemplo, o modelo prevê a minimização da força de usinagem quando se utiliza maiores ângulos de saída na ferramenta (BEDDOES e BIBBY, 2003, p.212). Este resultado ainda é encontrado em diversos trabalhos na atualidade.

3.8.2 Modelo de Lee e Shaffer

Para descrever o fluxo do cavaco, Lee e Shaffer idealizaram um campo de deformações baseado em uma linha de deslizamento simples. Para que o equilíbrio do cavaco livre fosse possível, a pressão sobre o plano de corte primário deve ser constante ao longo do comprimento do plano de corte (CHILDS *et al.*, 2000, p.53).

Grzesik (2008, p.96) afirma que o modelo proposto por Lee e Shaffer é definido por uma zona plástica formada por um triângulo (ABC). Este campo se encontra acima do plano de corte (AB), contendo linhas paralelas e perpendiculares ao plano, conforme mostrado na Figura 27.

Figura 27 - Campo de linhas de deslizamento de Lee e Shaffer.



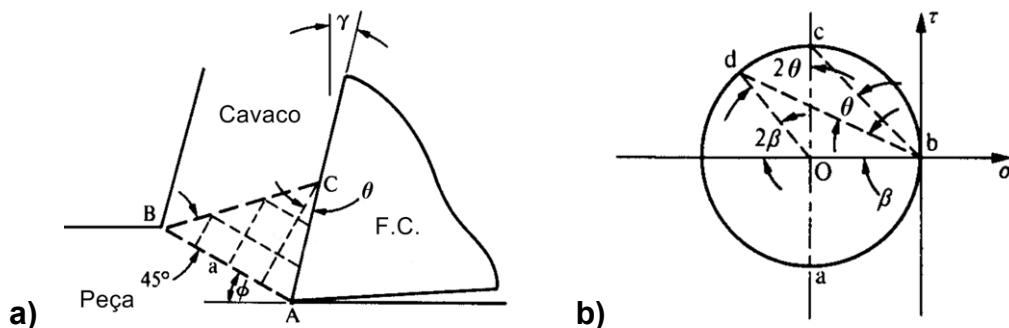
Fonte: Grzesik (2008, p.96).

No modelo de Lee e Shaffer, o plano de cisalhamento deve se localizar na região de máximo cisalhamento. Baseando-se no círculo de Mohr, o plano onde ocorre esta tensão ($\tau_{\text{máx.}}$) está localizado a 45° dos planos principais (QURESHI, 2011, p.25).

Não existem forças atuantes no cavaco acima da linha (AC) e nem alterações nas propriedades físicas do material quando cortado. Como a grande maioria dos materiais possui propriedades elastoplásticas, a abordagem puramente plástica deste modelo, de certa forma, fornece aplicações limitadas (ASTAKHOV, SHVETS e OSMAN, 1996, p.249).

Lee e Shaffer assumiram que o material cortado não possui zonas de encruamento. O plano de corte representa a direção máxima da tensão de cisalhamento, em um estado uniforme de deformação (SHAW, 2005, p.130). Sendo a região (ABC) considerada plasticamente rígida, a tensão em qualquer ponto localizado neste perímetro pode ser representada através do círculo de Mohr, conforme mostrado na Figura 28. Ao longo da linha representada por (AB), o valor da tensão é igual a zero.

Figura 28 - a) Campos de linha de deslizamento; b) Círculo de Mohr.



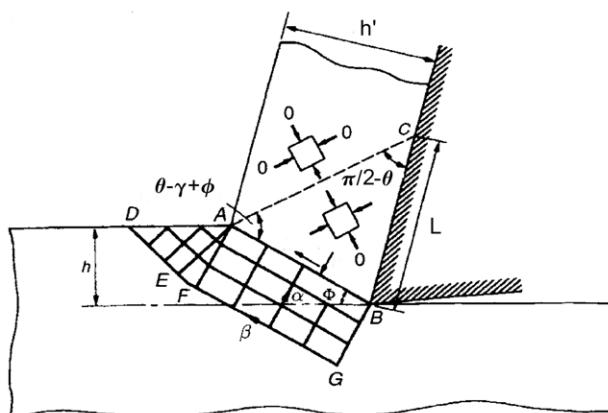
Fonte: Shaw (2005, p.130).

Devido à força de equilíbrio do cavaco, é necessário que a pressão exercida sobre o plano de corte primário seja constante ao longo do comprimento do plano. Assumindo-se esta condição, Lee e Shaffer propuseram a correção no modelo de Ernst e Merchant, idealizando a Equação 22.

$$\phi = 45^\circ - \beta + \gamma \quad [^\circ] \quad (22)$$

Posteriormente, Lee e Shaffer passaram a considerar o efeito do encruamento e da tensão de contato no seu modelo (GRSEZIK, 2008, p.96). Assim, um novo campo de deformação foi proposto pelos autores, conforme pode ser observado na Figura 29.

Figura 29 - Campo de linhas considerando efeitos do encruamento.



Fonte: Grzesik (2008, p.96).

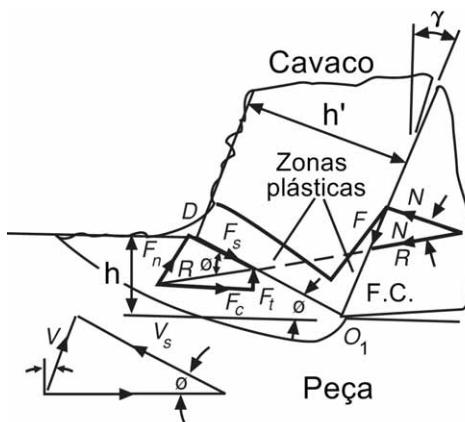
Na zona secundária de cisalhamento, o ângulo do plano de corte está relacionado com o ângulo de atrito através das regras de escorregamento plástico. A contribuição de Lee e Shaffer é considerada pioneira para prever a existência de um campo de escorregamento, observado durante a formação do cavaco (CHILDS *et al.*, 2000, p.159).

3.8.3 Modelo de Oxley

Trent e Wright (2000, p.65) afirmam que Oxley propôs uma análise mais realista do modelo de corte. Ao invés de um único plano de cisalhamento, o autor indicou a existência de uma zona de baixa velocidade e de uma zona paralela, com maior velocidade. As condições de cisalhamento, encruamento e atrito estão presentes em uma das camadas do cavaco, adjacente à superfície de saída da ferramenta. Na interface desta camada, a velocidade do cavaco tende a zero. Na Figura 30, se observa a região sujeita à tensão máxima de cisalhamento, representada pelo segmento (O_1D).

O modelo proposto por Oxley realiza uma análise completa da zona de cisalhamento, incluindo um regime de minimização numérica para determinação da espessura do cavaco e do comprimento da zona de interação (STEPHENSON e AGAPIOU, 2016, p.422). O modelo prevê que a espessura da zona de cisalhamento mede aproximadamente 1/10 do comprimento da zona de cisalhamento.

Figura 30 - Modelo de formação de cavaco proposto por Oxley.



Fonte: Trent e Wright (2000, p.66).

A base teórica deste modelo é a seleção de um valor para o ângulo de cisalhamento, de modo que as forças resultantes transmitidas pela região (O_1D) ao plano de corte e à interface permaneçam em equilíbrio. Uma vez conhecido o valor do ângulo e a espessura do cavaco após a usinagem, as componentes de força podem ser determinadas (GRZESIK, 2008, p.80). Considerando o ângulo de cisalhamento menor que 45° , o ângulo entre a força resultante (R) e o plano de corte (Θ) pode ser determinado através da Equação 23.

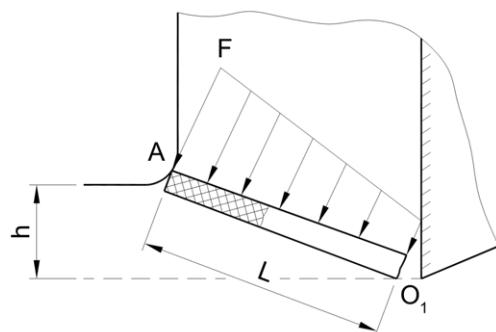
$$\tan(\theta) = 1 + 2 \cdot \left(\frac{1}{4}\pi - \phi \right) - C_1 \cdot n_0 \quad [^\circ] \quad (23)$$

Para uma grande faixa de ângulos de cisalhamento, o modelo de Oxley apresenta uma relação linear aproximada entre (Φ) e ($\beta - \gamma$), o que permite elaborar um modelo simplificado, mostrado na Equação 24 (ARMAREGO e BROWN, 1996, p.51).

$$\phi = 50^\circ - 0,8 \cdot (\beta - \gamma) \quad [^\circ] \quad (24)$$

Childs *et al.* (2000, p.50) afirma que Oxley idealizou o modelo do corte ortogonal de uma forma não vista anteriormente. Conforme critérios do modelo, a pressão de contato não deve permanecer uniforme ao longo do plano de corte primário (segmento AO_1), mas deve decrescer de um valor máximo para um valor mínimo no ponto (O_1), conforme mostrado na Figura 31.

Figura 31 - Modelo de formação de cavaco proposto por Oxley.



Fonte: Childs *et al.* (2000, p.51).

A teoria do campo de linhas de deslizamento de Oxley deve ser utilizada para fluxos plásticos, localizados em um plano de deformação bidimensional (CHILDS *et al.*, 2000, p.160; ASTAKHOV, 2006, p.132). As propriedades mecânicas do material são simplificadas, por exemplo, o material é assumido como totalmente rígido (possui módulo de elasticidade infinito) e perfeitamente plástico (o fluxo plástico ocorre quando é aplicada a tensão máxima de cisalhamento, sem levar em conta os efeitos da tensão e da temperatura).

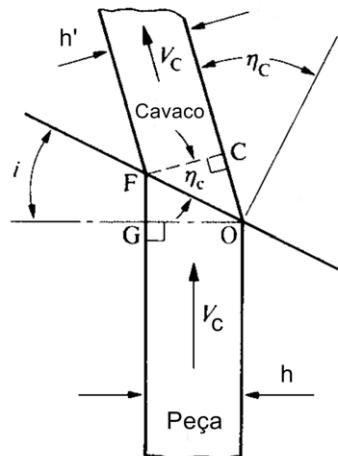
3.8.4 Modelo de Stabler

Stabler apresentou uma expressão para o ângulo de cisalhamento, onde assume que o esforço de cisalhamento máximo no plano de corte e a tensão de corte resultante são colineares. Seu modelo, que foi utilizado para descrição do corte ortogonal e do corte oblíquo, deu origem à chamada regra de Stabler, onde fisicamente não ocorre alteração da largura do cavaco na direção relativa à aresta de corte (SHAW, 2005, p.129).

Neste caso, o fluxo lateral pode ser desprezível, o que representa uma boa aproximação com o modelo do corte ortogonal. O autor afirma que o ângulo (η_c) é aproximadamente igual ao ângulo de inclinação (i), representados na Figura 32. Embora esta regra seja válida para uma primeira análise, se verificou posteriormente que o ângulo (η_c) geralmente aumenta em relação ao ângulo (i) quando se utiliza fluido de corte no processo, ou quando as características tribológicas durante o trabalho de corte são melhoradas. O ângulo de cisalhamento no modelo de Stabler pode ser determinado através da Equação 25 (SHAW, 2005, p.133).

$$\phi = 45 - \beta + \frac{\gamma}{2} \quad [^\circ] \quad (25)$$

Figura 32 - Plano de corte oblíquo de Stabler.



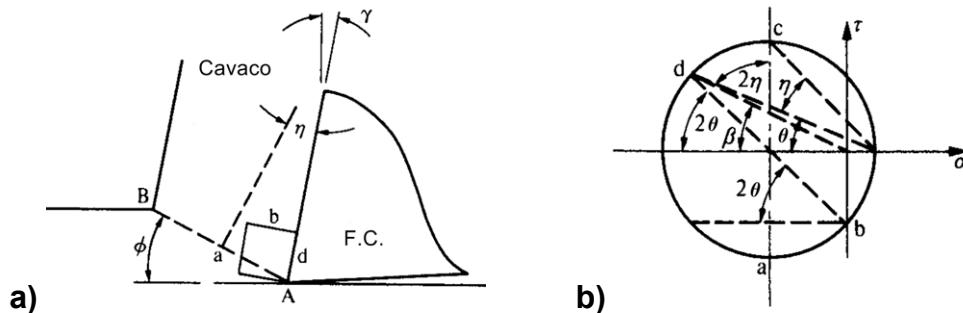
Fonte: Shaw (2005, p.390).

Para um mesmo tipo de ferramenta e nas condições do corte ortogonal, o ângulo do fluxo normal medido na borda de corte é igual ao próprio ângulo de inclinação da ferramenta, sendo a regra de Stabler invariável com alterações na velocidade de corte (GRZESIK, 2008, p.102). Entretanto, Hofy (2014, p.19) afirma que o ângulo de inclinação da borda de corte determina fielmente a direção pela qual o cavaco é afastado da região de corte. Como no processo de corte as componentes da força são frequentemente relacionadas com os movimentos da máquina, o modelo de Stabler possui relações com a geometria final do cavaco, o que permite a previsão de alternativas para seu controle.

3.8.5 Modelo de Hucks

Hucks apresentou uma derivação do modelo de Lee e Shaffer (SHAW, 2005, p.131). No seu modelo, a pressão entre o cavaco e a ferramenta de corte pode ser considerada uniforme, de acordo com o princípio de Saint Venant. Assim, quando um corpo está sujeito a um conjunto de forças aplicadas em uma região limitada, as tensões e deformações provocadas por tais esforços dependem exclusivamente da força resultante, e não da maneira pela qual os esforços são aplicados. Assumindo que a tensão máxima de cisalhamento ocorre no plano de corte, o autor afirma que a resistência ao fluxo de escoamento do cavaco é relativamente pequena. Isto pode ser visto na Figura 33, onde a tensão na face (B) tende a zero.

Figura 33 - a) Modelo proposto por Hucks; b) Círculo de Mohr.



Fonte: Shaw (2005, p.132).

Conforme mostrado na Figura 33 b), para que a tensão na face (B) seja igual a zero, é necessário que o valor de (τ) tenha intercessão com o círculo de deformação em algum ponto (b). Isso exige que a tensão de cisalhamento sobre o plano de corte seja sempre maior que a tensão normal no plano de cisalhamento. À medida que a tensão normal aumenta, se notou que deve haver correções no modelo, de modo a incluir a influência da mesma no plano de corte (FERRARESI, 1977, p.131). Assim, para determinar o plano de cisalhamento, pode-se utilizar a Equação 26, onde (K) é uma constante dependente do tipo de material de trabalho.

$$\phi = \frac{\cot^{-1} K}{2} - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \gamma \quad [^{\circ}] \quad (26)$$

O termo ($\cot^{-1} K$), presente na Equação 26, é chamado de (C') por Merchant (SHAW, 2005, p.129). Este termo busca correlacionar o ângulo entre tensão de cisalhamento e tensão normal. O valor do coeficiente de atrito (μ) pode ser determinado através da Equação 27.

$$\mu = \frac{F_h + F_v \cdot \tan(\gamma)}{F_h - F_v \cdot \tan(\gamma)} \quad [\text{adimensional}] \quad (27)$$

3.9 Usinagem aplicando mecanismos de vibração

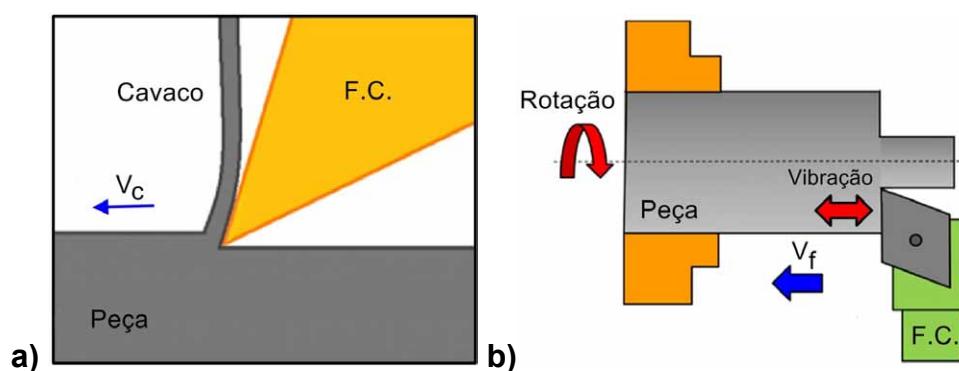
A usinagem assistida por vibração VAM (*vibration assisted machining*) é um método alternativo de fabricação, onde a ferramenta de corte realiza deslocamentos com amplitudes controladas (SUGIHARA e ENOMOTO, 2016, p.647). Neste processo, a ferramenta é acionada por um dispositivo externo (transdutor) que basicamente realiza dois tipos de deslocamentos: linear (VAM1D), orientado na mesma direção que o avanço, e elíptico (VAM2D), cujo movimento oblongo ocorre na mesma direção que a velocidade de corte.

O corte por vibração pode ser classificado em duas categorias: baixa frequência (vibração menor que 200 Hz) e alta frequência (vibração acima de 200 Hz) (HONG, GU e XIANG, 2010, p.648). O processo de corte utilizando baixa frequência apresenta algumas vantagens, como por exemplo:

- Formação de uma camada de óxidos, no momento da separação entre ferramenta e peça, melhorando as condições de lubrificação;
- Variação do ângulo de cisalhamento, o que torna a superfície cortada menor;
- Concentração de deformações em regiões específicas;
- Aumento teórico da velocidade de corte.

Yukinaga *et al.* (2013, p.117) explica o processo de corte quando se utiliza um mecanismo de vibração. Na Figura 34 a), o corte é contínuo, a ferramenta está em contato ininterrupto com a peça e o cavaco se mantém sempre conectado. Na Figura 34 b), o contato é suprimido quando se aplica o movimento de vibração.

Figura 34 - a) Corte convencional; b) Corte por vibração.

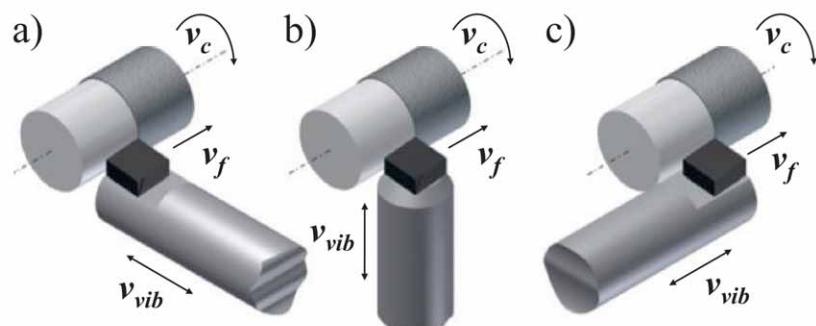


Fonte: Adaptado de Yukinaga *et al.* (2013, p.117).

Como mostrado na Figura 34 b), o avanço máximo corresponde ao instante que a ferramenta está em total contato com a peça. Neste momento, o maior nível de tensão é alcançado, e pode ser comparado em parte, ao processo convencional de usinagem. No recuo máximo da ferramenta, que corresponde à inversão da direção de vibração, ocorre o descarregamento das tensões sobre a ferramenta e a peça (CAKIR *et al.*, 2015, p.2843). Quando são alcançadas combinações apropriadas entre velocidade de corte, amplitude e frequência de vibração, parte do contato da ferramenta com a peça é suprimido, ocasionando a formação de cavacos com espessura variável (MAROJU, VAMSI e XIAOLIANG, 2017, p.2).

A variação de contato ocasionada pelo corte vibracional proporciona algumas vantagens se comparada ao contato ininterrupto. Por exemplo, o afastamento da ferramenta vibratória permite a entrada de fluido de corte na superfície de contato entre ferramenta e peça. O movimento de retração permite que a ferramenta passe por um ciclo de resfriamento, mesmo que por um curto intervalo de tempo, o que proporciona diminuição dos processos de desgaste e reduz a adesão do material (MUHAMMAD *et al.*, 2014, p.914). A Figura 35 mostra as diferentes direções que podem ser utilizadas para realização do movimento oscilatório da ferramenta (NESTLER e SCHUBERT, 2014, p.126).

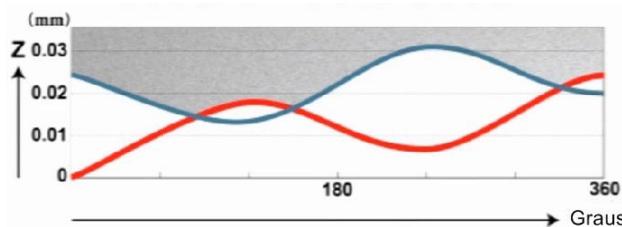
Figura 35 - Direções de deslocamento da ferramenta: a) Vibração radial; b) Vibração na direção da v_c ; c) Vibração na direção do avanço.



Fonte: Nestler e Shubert (2014, p.126).

MMTS (2016) desenvolveu um equipamento que utiliza o conceito de usinagem vibratória a baixa frequência. A oscilação da ferramenta, no plano de corte (P_s), ocorre pelo sincronismo com o giro da árvore. Neste mecanismo, a ferramenta é avançada e retraída, alcançando distâncias máximas iguais 0,03 mm no final da segunda rotação, conforme mostrado na Figura 36. Para usinagem de canais, o mesmo mecanismo realiza vibração na direção radial da peça, onde a ruptura do material ocorre por cavitação.

Figura 36 - Espessura do cavaco na usinagem com baixa frequência.

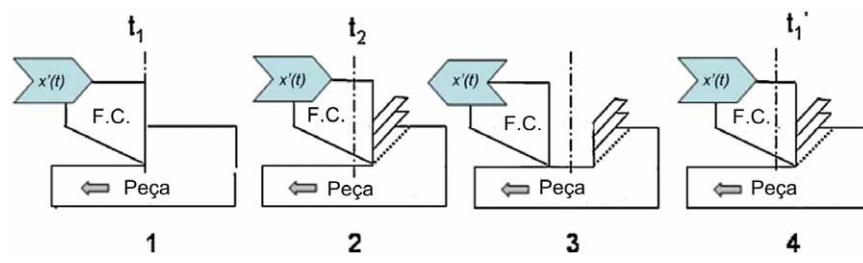


Fonte: MMTS (2016).

O mecanismo de usinagem com baixa frequência, criado por MMTS, é acionado através de um comando de máquina (M123), e desligado através de outro comando (M456). Como estes controles são específicos do *setup* do equipamento, seu uso e instalação em diferentes máquinas dependem da compatibilidade entre *softwares* e *hardwares* (HARIKI, KOBAYASHI e IMASAKI, 2014, p.18).

Brehl e Dow (2007, p.153) estudaram a usinagem utilizando mecanismos de vibração. Os autores afirmam que existe uma velocidade de avanço crítica, para determinada frequência, onde a ferramenta de corte é capaz de quebrar periodicamente o cavaco gerado. O modelo estudado pelos autores está ilustrado na Figura 37.

Figura 37 - Modelo de usinagem por vibração (VAM1D).



Fonte: Brehl e Dow (2007, p.155).

Em uma ferramenta se movendo com avanço e velocidade específica, a posição e a velocidade podem ser determinadas através das Equações 28 e 29, onde $x(t)$ é a posição no tempo (t), $x'(t)$ a velocidade instantânea e (ω) a frequência angular relacionada com a frequência de vibração (f_r), mostrada na Equação 30.

$$x(t) = A \cdot \text{sen}(\omega t) + V_t \quad [\text{mm}] \quad (28)$$

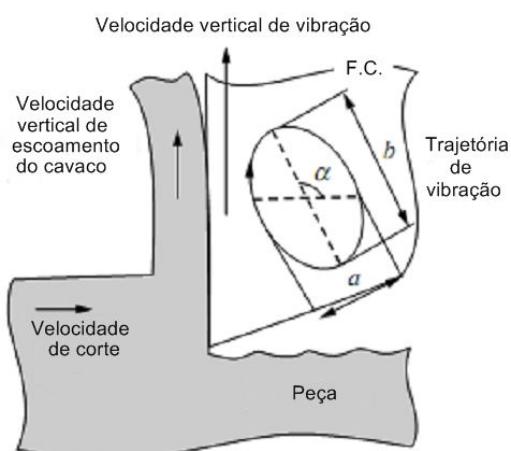
$$x'(t) = \omega A \cdot \cos(\omega t) + V_1 \quad [\text{mm/s}] \quad (29)$$

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot f_r \quad [\text{rad/s}] \quad (30)$$

A velocidade (V_1) tem sentido positivo nas Equações 28 e 29, mesmo que o movimento da peça de trabalho esteja direcionado para o eixo (X) negativo. Isto ocorre porque (V_1) é a velocidade relativa entre ferramenta e peça, se considerando a peça fixa e a ferramenta se movendo na direção de (X) positivo.

O torneamento utilizando alta frequência é chamado de torneamento UAT. Este método adota vibração de alta frequência e baixa amplitude (ZOU et al., 2015, p.8). As frequências ultrassônicas aplicadas variam entre 20-40 kHz (GRZESIK, 2008, p.289). A trajetória da ferramenta, no torneamento UAT, está representada na Figura 38.

Figura 38 - Representação da vibração elíptica no método UAT.



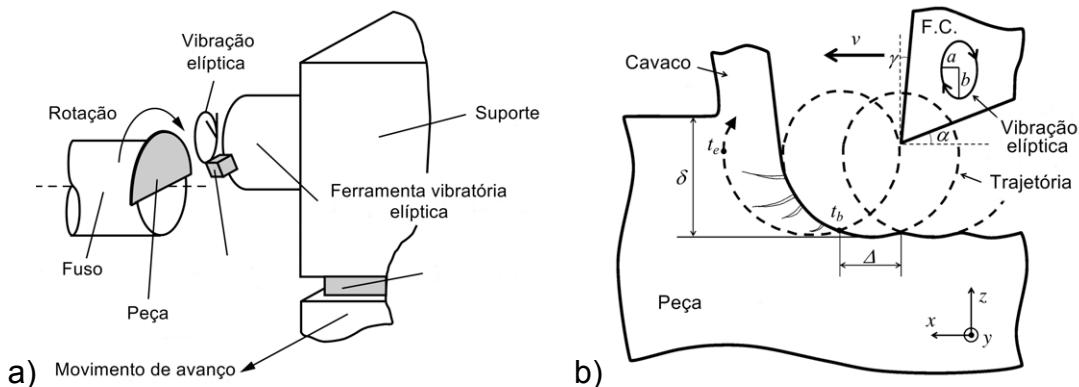
Fonte: Grzesik (2008, p.292).

O que basicamente difere a usinagem LFV do processo UAT, além da faixa de frequência de vibração, é o campo de aplicação do processo. O processo UAT está mais voltado para o corte de materiais com difícil usinabilidade, como ligas de níquel, ligas de titânio e materiais compostos. O desgaste excessivo da ferramenta, a dificuldade para formação do cavaco, a baixa qualidade do estado de superfície e as forças de usinagem elevadas justificam o emprego do método UAT em substituição à usinagem convencional (SHARMA e PANDEY, 2016, p.1). Entretanto, devido às propriedades mecânicas dos materiais usinados, o método UAT é limitado pelo uso de baixas velocidades de corte, baixos avanços e pequenas profundidades de usinagem. Consequentemente, o método proporciona pequenas taxas de remoção de material.

Além disso, a usinagem por vibração ultrassônica faz com que o material trabalhado tenha uma mudança drástica no seu estado elastoplástico, devido às condições de contato existentes (MAUROTTI *et al.*, 2013, p.5). A fricção a seco, na região de interação entre as superfícies em atrito, transforma o contato num regime quase-viscoso, onde a energia acústica é absorvida pelo deslocamento dos grãos de fronteira. Estas modificações que ocorrem durante a usinagem ultrassônica podem justificar as limitações presentes no método.

Como exemplo de aplicação do processo UAT, Shaw (2005, p. 589) descreve que Moriwaki e Shamoto desenvolveram um modelo de ferramenta vibratória ultrassônica que aplica o conceito VAM2D, mostrado na Figura 39. O porta-ferramenta fica apoiado em placas piezoelectricas, de modo a ressonar numa frequência em torno de 20 kHz. Tensões sinusoidais são aplicadas às placas que, através de um desvio de fase, produzem um padrão elíptico de vibração com amplitude de 4 mm. Para que o movimento elíptico se torne eficaz, é necessário que a velocidade de corte seja menor que a velocidade de vibração. No modelo de ferramenta proposto pelos autores, a velocidade de corte máxima permitida é igual a 40 m/min., o que ocasiona limitações para sua utilização.

Figura 39 - Modelo de ferramenta vibratória elíptica.



Fonte: a) Shaw (2005, p.590); b) Xu e Zhang (2015, p.174).

Utilizando usinagem ultrassônica, Nath e Rahman (2008, p. 14) investigaram os efeitos da velocidade de corte e do avanço no torneamento da liga de níquel 718. A qualidade do corte foi avaliada em função das forças de usinagem, desgaste da ferramenta, formação do cavaco e rugosidade superficial. Apesar dos resultados obtidos terem sido considerados satisfatórios, as ferramentas de CBN (nitreto cúbico de boro) apresentaram avarias e rendimento válido somente para determinada faixa de velocidade de corte.

Muhammad *et al.* (2012, p. 351) realizou torneamento do aço Ti 15333 através de vibração assistida ultrassônica, comparando os resultados com o processo convencional. Os autores observaram que ocorre um declínio de aproximadamente 77% das forças de usinagem, inclusive quando se aumenta a profundidade de usinagem. Apesar das temperaturas na região cortada terem sido superiores aquelas da usinagem convencional, as temperaturas na ferramenta foram menores, o que pode minimizar os mecanismos de desgaste presentes.

4 METODOLOGIA

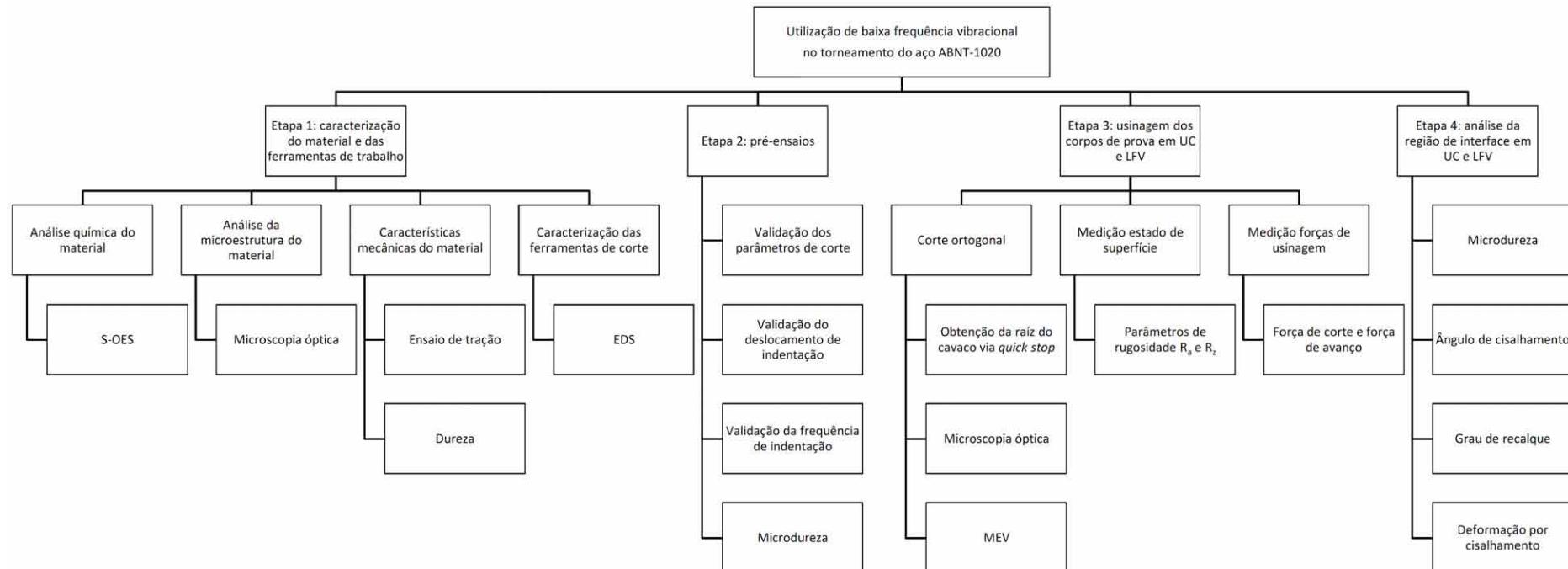
Neste capítulo está descrita a Metodologia utilizada para realização dos procedimentos experimentais. Como pode ser observado no fluxograma da Figura 40, a mesma está dividida em 4 etapas: caracterização do material e das ferramentas de trabalho, pré-ensaios, usinagem dos corpos de prova em UC (usinagem convencional) e LFV e análise da região de interface em UC e LFV. Para alcance dos objetivos propostos, se realizaram comparações entre os métodos de torneamento estudados, a fim de identificar possíveis variações que podem justificar diferentes resultados obtidos. Destas variações, se fez a elaboração de conjuntos de dados que foram testados por hipóteses, em condições similares de usinagem.

4.1 Procedimentos de controle de dados

Para avaliação estatística e tomada de decisão, utilizou-se a análise de correlação e o método da análise de variância (ANOVA), com ensaios realizados de maneira totalmente aleatorizada. Foi assumido um modelo de efeitos fixos, considerando-se um nível de significância igual a 0,05 e ensaios com três repetições. Para determinação do fator de maior influência nos resultados, as variáveis independentes foram verificadas por teste de normalidade e contraste ortogonal da diferença. As variáveis de resposta estudadas foram a rugosidade aritmética média, a altura máxima do perfil, a força de corte, a força de avanço, a microdureza e a deformação.

As raízes dos cavacos foram obtidas através de um dispositivo de parada rápida (*quick stop*), com regiões de deformação analisadas por meio de microscopia óptica. Nesta etapa se teve por interesse detectar a ocorrência ou não das chamadas zonas de aderência, que são provenientes de altas taxas de compressão e deformação. Estas zonas se diferem teoricamente das zonas de fluxo normal, encontradas nas condições de fabricação convencional. Acredita-se que a utilização de um processo de torneamento com frequência controlada, é capaz de alterar o fluxo do material cortado devido às indentações geradas, favorecendo a ocorrência das zonas de aderência.

Figura 40 - Fluxograma para metodologia experimental.



Fonte: Elaborado pelo autor.

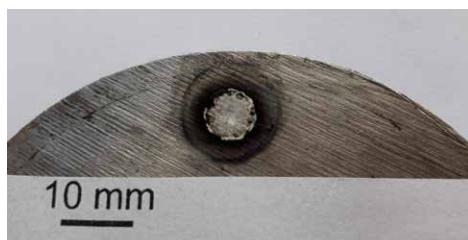
4.2 Caracterização do material de trabalho

O material utilizado neste trabalho é o aço ABNT 1020 laminado a quente, fornecido na forma de barra redonda com 88,9 mm de diâmetro e 6000 mm de comprimento. O material foi preparado com o auxílio de uma serra automática de fita *Timemaster* modelo SM200, onde a barra foi cortada em amostras com 500 mm de comprimento. O objetivo da separação da barra em diversos segmentos foi a realização da medição da dureza na maior quantidade de pontos possíveis, de modo a verificar a ocorrência de alterações no material, provenientes do processo de laminação. Além disso, informações abrangentes da dureza também serviram para avaliação da necessidade de normalização térmica dos corpos de prova, antes da realização dos ensaios experimentais. A caracterização do material ocorreu conforme as etapas descritas a seguir.

4.3 Análise química

Para análise química do material foram retiradas três amostras provenientes dos segmentos de 500 mm, medindo espessura de 13 mm e diâmetro de 88,9 mm. As amostras foram obtidas do segundo trecho cortado, do trecho central da barra e do penúltimo trecho do material. Em seguida, se realizou a análise química do material, com auxílio de um espectrômetro de emissão óptica por fonte de centelha (S-OES), marca Ametek modelo *Spectromaxx Lmx05*. A cabeça do queimador foi posicionada o mais próximo possível do diâmetro externo das amostras, conforme mostrado na Figura 41, para se avaliar a região sujeita à ação direta da ferramenta de corte.

Figura 41 - Região utilizada para análise química.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As análises químicas foram realizadas em três regiões circunferencialmente equidistantes por amostra, de modo a se obterem possíveis variações na composição do material. Após a realização das análises químicas, parte de cada amostra foi torneada no diâmetro de 32 mm para realização da análise de microestrutura. As amostras foram lixadas em uma politriz *Arotec Aropol 2V*, utilizando-se lixas com granulometria de 220, 400, 600 e 1500 *mesh*. Após o lixamento, se realizou o polimento com alumina e ataque químico com nital 4%. A microscopia óptica foi realizada em um microscópio *Carl Zeiss* modelo AXI0.

4.4 Características mecânicas do material

As características mecânicas do material foram avaliadas por meio de três ensaios de tração uniaxial e através de medição da dureza. Os valores da dureza foram tomados nos segmentos cortados da barra, utilizando-se um durômetro portátil *Brinell King* modelo 650HBW. Foram executadas quatro medições em quatro pontos circunferencialmente equidistantes na região da borda do material afetada pelo processo de corte, o que permite avaliar possíveis alterações da dureza associadas ao processo de laminação.

Utilizando-se a mesma metodologia para seleção das amostras na etapa de análise química, três corpos de prova provenientes do segundo trecho cortado, do trecho central da barra e do penúltimo trecho do material foram usinados em um torno convencional *Romi* modelo *Tormax 20A*. O desenho dos corpos de prova utilizados no ensaio de tração está mostrado no Apêndice 7.

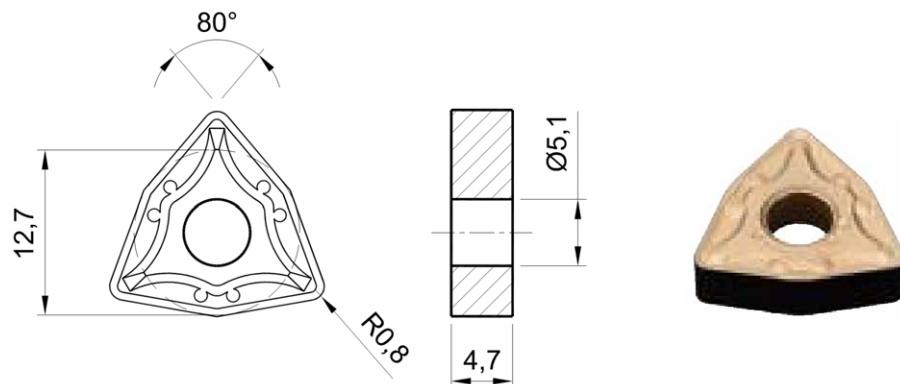
Os ensaios de tração foram executados conforme especificações da norma ABNT NBR 6152 (2002), em uma máquina modelo *Emic GR048*, com capacidade de 200 kN. Após a realização dos ensaios, a região de fratura foi separada dos corpos de prova e analisada em um microscópio eletrônico de varredura *Jeol* modelo IT-300. Os parâmetros utilizados no MEV (microscópio eletrônico de varredura) foram detector de elétrons secundários (SED) 30 kV, distância entre detector de elétrons e amostra (WD) igual a 10,3 mm e abertura para passagem do feixe de elétrons (PC) igual a 60.1 *standard*.

4.5 Pré-ensaios

A realização dos pré-ensaios teve como objetivo a validação dos parâmetros de corte que foram utilizados na Etapa 3 de usinagem. Normalmente os valores de referência encontrados nos catálogos técnicos abrangem intervalos relativamente amplos, sendo necessário avaliar de maneira preliminar as condições presentes no conjunto máquina e ferramenta.

Para a execução do torneamento de pré-ensaios se utilizaram dois modelos de ferramentas, que foram os mesmos empregados nos ensaios finais. O primeiro é um inserto de metal duro, classe ISO P20, com quebra cavaco tipo MA e recoberto em carbonitreto de titânio por CVD (*chemical vapor deposition*), mostrado na Figura 42. O código chave para identificação do inserto é o WNMG080408 UE6020, segundo Mitsubishi (2013, p.A-094). Os valores de referência para usinagem são velocidade de corte entre 180-295 m/min., avanço entre 0,2-0,4 mm/volta e profundidade de usinagem entre 0,5-4,0 mm.

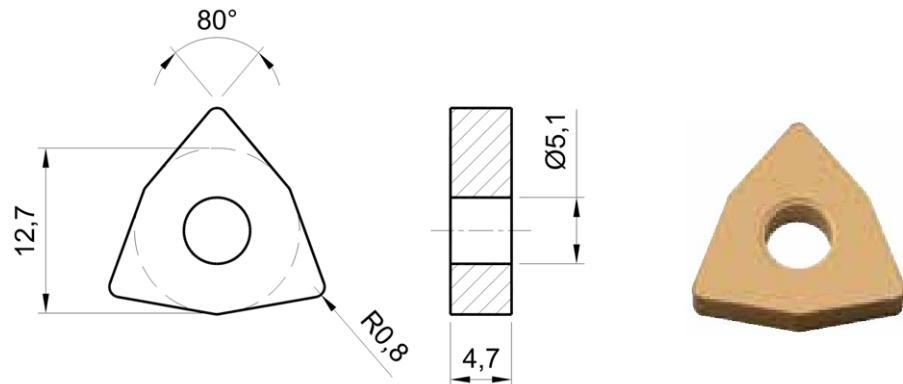
Figura 42 - Ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Mitsubishi (2013, p.A083).

O segundo modelo de ferramenta é um inserto de metal duro, classe ISO P15, sem quebra cavaco e recoberto em carboneto de titânio por CVD, mostrado na Figura 43. O código chave para identificação do inserto é o WNMA080408 CA315, segundo Kyocera (2017, p.B-48). Os valores de referência para usinagem são velocidade de corte entre 150-490 m/min., avanço entre 0,2-0,45 mm/volta e profundidade de usinagem entre 2,0-4,0 mm.

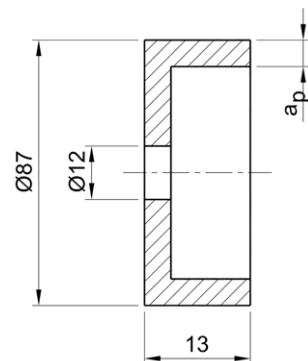
Figura 43 - Ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Kyocera (2017, p.B48).

A usinagem de pré-ensaios e os ensaios experimentais foram realizados em um torno convencional *Romi* modelo *Tormax 20A*, sem a presença de fluido de corte. O desenho dos corpos de prova utilizados nos ensaios experimentais finais está mostrado na Figura 44.

Figura 44 - Desenho dos corpos de prova.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.6 Validação dos parâmetros de corte

Com relação aos parâmetros velocidade de corte e avanço, inicialmente foram testadas combinações de acordo com a gama de valores disponível na máquina operatriz utilizada. A pré-seleção dos parâmetros serviu para avaliar as forças de usinagem, o estado de superfície e a geometria dos cavacos. O torno mecânico dispõe de rotações que conduzem à pré-testes com as seguintes velocidades de corte: 137, 172 e 273 m/min., respectivamente. Para seleção do avanço, foram avaliados os seguintes valores disponíveis: 0,057;

0,104; 0,187 e 0,338 mm/volta. Tanto velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem foram testados com a maior proximidade possível dos valores de referência fornecidos pelos fabricantes dos insertos.

4.7 Validação do deslocamento de indentação

Com relação ao deslocamento de indentação, o critério de seleção foi baseado na escolha de distâncias que pudessem introduzir maiores deformações na região de interface, ou deformações suficientes para romper o material de maneira efetiva. Estas deformações foram verificadas através das possíveis alterações da microdureza na região de contato entre ferramenta e peça.

Assim como o valor do avanço, o deslocamento de indentação provoca influência no estado de superfície, e como o torno dispõe de somente seis avanços próximos da faixa de referência, se optou por utilizar um deslocamento que não fosse superior ao valor do próprio avanço. Esta alternativa permitiu que a quantidade de pré-ensaios realizada para análise estatística fosse otimizada.

4.8 Validação da frequência de indentação

Com relação à escolha da frequência de indentação, o critério de seleção se baseou nas condições de pós-usinagem encontradas na aresta principal de corte da ferramenta. Frequências elevadas acabam promovendo avarias na aresta de corte, pois as ferramentas empregadas possuem limitações quanto à tenacidade. Além disso, o mecanismo de corte LFV construído possui restrições físicas que não permitem o trabalho com frequências elevadas, o que também descaracteriza o método de usinagem LFV. Observando-se as limitações presentes no mecanismo, as frequências de indentação testadas estão mostradas na Tabela 1.

Tabela 1 - Combinações de frequências utilizadas nos pré-ensaios.

Rotação (rpm)	Velocidade de corte (m/min.)	Frequência (Hz)
500	137	8,3 - 10 - 12,5 - 15 - 16,7
630	172	10,5 - 12,6 - 15,8 - 18,9 - 21
1000	273	16,7 - 20 - 25 - 30 - 33,3

Fonte: Elaborado pelo autor.

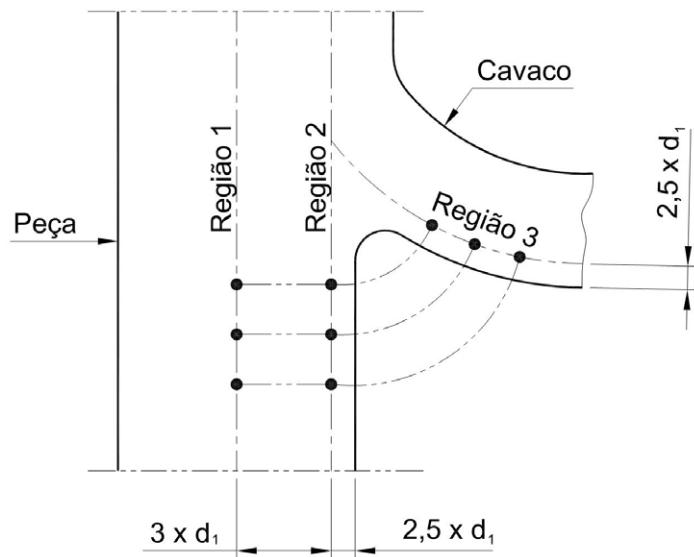
Para velocidade de corte igual a 273 m/min. e frequências de 30 e 33,3 Hz, a frequência de indentação aplicada no mecanismo LFV superou a rotação máxima suportada pela motorização do dispositivo. Desta forma, nos pré-ensaios, se optou por utilizar uma frequência máxima equivalente a 30 Hz, garantindo assim a integridade elétrica e mecânica do dispositivo.

4.9 Microdureza

Os valores da microdureza dos pré-ensaios foram avaliados utilizando a mesma metodologia empregada nos ensaios experimentais. A microdureza *Vickers* (HV) das amostras foi medida em um microdurômetro *Shimadzu* modelo HMV-2T. Os ensaios de microdureza foram realizados de acordo com a norma ASTM E384 (2011), com carga aplicada igual à HV 0,01 (98,07 mN ou 10 g), tempo de permanência do indentador igual a 20 segundos, distância mínima entre borda e indentação igual a 2,5 x diagonal (d_1) e distância mínima entre indentações igual a 3 x diagonal (d_1). Foi utilizada a menor carga disponível no equipamento, de modo que as diagonais de indentação tenham o menor valor possível e a microdureza possa ser avaliada na região mais próxima das bordas do material cortado.

A microdureza foi mensurada nas seguintes regiões do cavaco: região 1 (região central do corpo de prova não afetada pelo processo de corte), região 2 (interface entre peça e ferramenta) e região 3 (cavaco deformado). As regiões escolhidas para verificação estão mostradas na Figura 45.

Figura 45 - Regiões de medição da microdureza.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A microdureza da zona de fluxo secundária (localizada na interface entre ferramenta e cavaco) foi medida apenas para efeito de comparação com a região 2, mostrada na Figura 45. Esta metodologia foi adotada para que a singularidade característica desta região não interferisse nos resultados estatísticos finais. Além disso, a zona de fluxo secundária apresenta diferentes espessuras de camada, conforme se variam os parâmetros de corte, o que também dificulta a coleta e análise de dados nesta região específica.

4.10 Usinagem dos corpos de prova por UC e LFV

Após a realização dos pré-ensaios, os aspectos de integridade encontrados nas ferramentas serviram como critérios para escolha dos parâmetros de corte. Os valores que apresentaram condições ideais para serem avaliados experimentalmente foram dois níveis para velocidade de corte (172 e 273 m/min.), dois níveis para avanço (0,057 e 0,104 mm/volta), dois níveis para profundidade de usinagem (1,5 e 2,5 mm) e quatro níveis para frequência de indentação (UC; 1,2; 1,5 e 1,8 x f_m Hz). A partir da frequência de indentação aplicada em UC, foram avaliados dois valores de frequência, porque foram utilizadas duas velocidades de corte.

O corte frequencial foi realizado através de um dispositivo fabricado para esta finalidade, conforme mostrado na Figura 46. O mecanismo é composto por um variador de deslocamento linear com eixo excêntrico regulável, um braço de ligação, um motor de acionamento e um inversor de frequência. O dispositivo permite fixação no castelo do torno, o que facilita sua montagem e desmontagem.

Figura 46 - Mecanismo de corte frequencial.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.11 Corte ortogonal

O corte ortogonal é caracterizado pela posição da aresta principal de corte da ferramenta, que deve estar perpendicular em relação à direção do avanço. As ferramentas utilizadas neste trabalho foram fixadas em um suporte DWLNR2020K06, que apresenta ângulo de posição igual a 95° , conforme mostrado na Figura 47. Este ângulo não caracteriza o corte ortogonal, portanto, para obtenção do ângulo correto, o castelo do torno foi girado em 5° , de modo que a aresta principal de corte da ferramenta forme um ângulo 90° em relação à direção do avanço da ferramenta.

Figura 47 - Suporte DWLNR2020K06.



Fonte: Mitsubishi (2013, p.C029).

O reposicionamento do castelo não interfere no mecanismo de corte LFV, pois o mesmo foi projetado para permitir que ocorram alterações angulares no ponto de fixação da ferramenta de corte. A mesma metodologia foi utilizada quando se realizou a fixação dos outros dispositivos empregados para obtenção de dados, como o mecanismo *quick stop* e a célula de carga. Os corpos de prova foram usinados com as mesmas dimensões dos ensaios experimentais finais, tornando possível a verificação real do comportamento das regiões de deformação e de outras regiões de interesse.

4.12 Obtenção da raiz do cavaco via *quick stop*

Um mecanismo de parada rápida *quick stop* foi montado no dispositivo de corte frequencial, utilizado para obtenção da raiz cavaco, conforme mostrado na Figura 48. O acionamento do *quick stop*, na usinagem convencional e no corte LFV, foi realizado através de controle mecânico. Independente do tipo de torneamento usado, as raízes do cavaco sempre foram obtidas com o mecanismo montado, de modo a anular os efeitos que podem ser produzidos em função de sua geometria e fixação.

Figura 48 - Dispositivo *quick stop*.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os cavacos obtidos através do mecanismo *quick stop* foram embutidos a frio, utilizando-se resina acrílica *Arotec A1* e líquido auto polimerizante para resina *Jet*. Após o embutimento, as amostras foram lixadas em uma politriz *Arotec Aropol 2V*, utilizando-se lixas com granulometria de 220, 400, 600 e 1500 *mesh*. Após o lixamento, se realizou o polimento com alumina e ataque químico com nital 4%.

4.13 Medição do estado de superfície

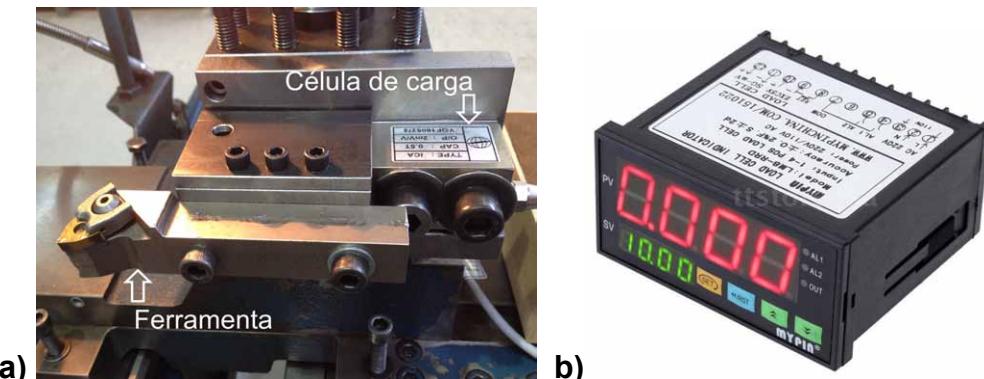
Para medição do parâmetro de rugosidade desvio aritmético médio e altura máxima do perfil se empregou um rugosímetro *Mitutoyo Surftest SJ-201*, calibrado segundo as especificações do fabricante. Os corpos de provas foram fixados em um aparelho divisor, onde foram avaliados doze pontos diametralmente equidistantes. Esta montagem permite que os valores da rugosidade sejam tomados de maneira padronizada, de modo a facilitar a comparação com os valores teóricos obtidos nos mapas de avanço. Os valores do comprimento de amostragem e do comprimento de avaliação foram adotados de acordo com a referência recomendada pela norma NBR ISO 4288 (2008).

4.14 Medição das forças de usinagem

Para medição das forças de usinagem se utilizou uma célula de carga IWM modelo ICA, com capacidade de 0,5 toneladas e um amplificador de sinal para célula de carga *Mypin* modelo LM8-RRD, mostrados na Figura 49. A célula de carga foi utilizada para medição da força de corte e força de avanço, através da alteração de sua posição na base de fixação do mecanismo.

As medições realizadas por meio da célula de carga foram anteriormente validadas, através de resultados provenientes de um dinamômetro *Kistler 9272* e de um amplificador de sinais *Kistler 5070A*, controlados pelo software *DynoWare*. As diferenças encontradas nos resultados de medição com a célula de carga foram inferiores a 4%, portanto, consideradas aceitáveis para o nível de exatidão proposto neste trabalho.

Figura 49 - a) Célula de carga; b) Visor para célula de carga.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.15 Análise da região de interface entre UC e LFV: microdureza

Das regiões afetadas pelo mecanismo de corte, a região de interface entre ferramenta e peça é considerada como trecho de maior deformação. Assim, a análise desta região permite que sejam realizadas estimativas a respeito do comportamento do material em diferentes condições de usinagem. A variação da microdureza é um indicativo da possibilidade de encruamento sofrida pelo material em função da deformação que, detectada em diferentes níveis, mostra resultados que podem ser relacionados ao tipo de torneamento usado.

4.16 Ângulo de cisalhamento

Para realização dos ensaios experimentais, foram utilizados dois tipos de ferramentas que apresentam geometria diferente para o ângulo de saída. Devido à montagem no suporte, a ferramenta WNMG080408 UE6020, com quebra cavaco, apresenta um ângulo de saída igual a 7° (13° do inserto menos 6° do suporte) e a ferramenta WNMA080408 CA315, sem quebra cavaco, apresenta um ângulo de saída negativo igual à -6° . As equações para determinação teórica do ângulo de cisalhamento, citadas na revisão da literatura e resumidas na Tabela 2, levam em consideração o valor do ângulo de saída da ferramenta. Assim, o ângulo de cisalhamento é dependente do ângulo de saída e se pode relacionar a deformação sofrida pelo material com o ângulo de cisalhamento.

Como o valor do ângulo de cisalhamento no corte convencional praticamente não sofre variação (o que de certa forma gera um comportamento previsível do cavaco), se optou por avaliar o comportamento do ângulo de cisalhamento também no corte frequencial, visto que ocorre a geração de cavacos com espessura variável e, consequentemente, ângulos de cisalhamento variáveis a cada avanço percorrido.

Tabela 2 - Equações para cálculo do ângulo de cisalhamento.

Modelo	Equação
Ersnt	$\operatorname{tg} \phi = \frac{\cos \gamma}{\frac{h'}{h} - \operatorname{sen} \gamma}$
Merchant	$\phi = 40^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\beta}{2}$
Stabler	$\phi = 45^\circ - \beta + \frac{\gamma}{2}$
Lee e Shaffer	$\phi = 45^\circ - \beta + \gamma$
Hucks	$\phi = 45^\circ + \gamma - \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \frac{\mu}{2}$
Oxley	$\mu = \frac{F_h + F_v \cdot \operatorname{tg} \gamma}{F_h - F_v \cdot \operatorname{tg} \gamma}$
	$\phi = 50^\circ - 0,8 \cdot (\beta - \gamma)$

Fonte: Elaborado pelo autor.

4.17 Grau de recalque

Na usinagem convencional, a espessura do cavaco não deformado é definida como sendo o próprio valor do avanço. Na usinagem frequencial, a espessura do cavaco não deformado varia entre o avanço mínimo (avanço normal menos comprimento de indentação), até o avanço máximo (avanço normal mais comprimento de indentação). Independente do valor encontrado, esta espessura pode ser comparada com a dimensão do cavaco deformado,

através de microscopia óptica. O grau de recalque é usado como um indicador da deformação do cavaco em função da espessura. Uma vez estimado o valor do grau de recalque, pode-se obter informações referentes ao comportamento do cavaco, após a aplicação dos diferentes métodos de torneamento utilizados.

4.18 Deformação por cisalhamento

A estimativa da deformação sofrida pelo material serve para avaliar possíveis alterações decorrentes de características específicas do processo, como neste caso, onde se optou por determinar sua grandeza devido às alterações que o corte LFV produz na microestrutura do material cortado.

Da mesma forma, a taxa de deformação é um indicativo auxiliar que ajuda no entendimento da influência do mecanismo de indentação no corte LFV, que altera a região de fluxo do material de forma diferente daquela obtida na usinagem convencional.

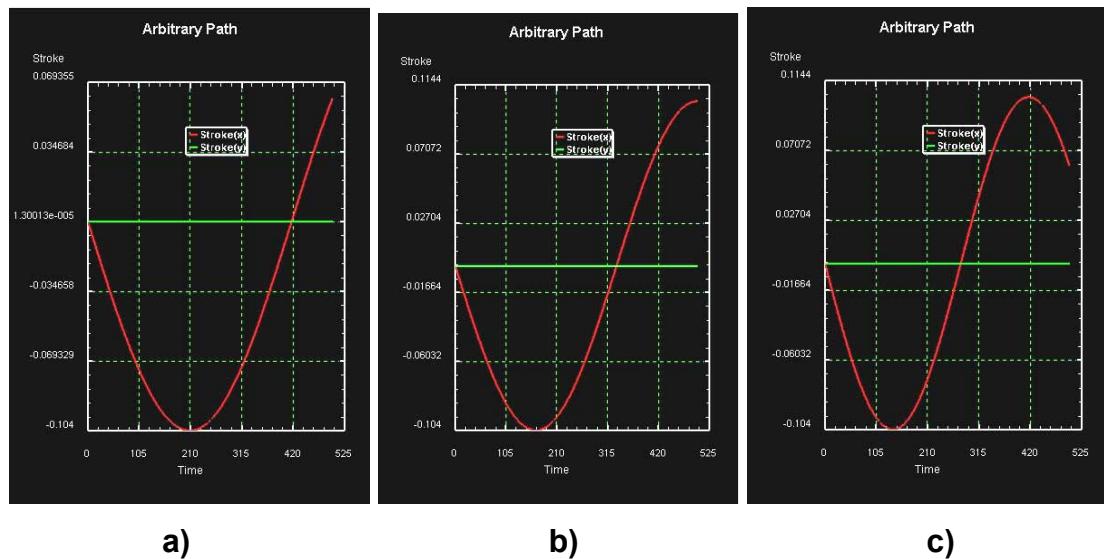
4.19 Simulações FEM

A fim de se obterem informações adicionais a respeito da região de deformação, da interface entre cavaco e ferramenta e do comportamento do material no processo de corte LFV, parte da usinagem convencional e parte do corte frequencial foram simuladas por elementos finitos no software *Deform2D MO*. Os modelos foram desenvolvidos assumindo-se condições de tensão simples. As peças foram geradas com uma malha de aproximadamente 6000 nós, que sofreu pequenas variações devido ao processo de *remeshing*. As ferramentas foram consideradas como rígidas, sendo formadas por malhas compostas por 800 nós.

Os materiais das peças tiveram como condição de contorno a imposição de movimento no eixo (X), enquanto que as ferramentas transladaram com velocidade constante similar às velocidades de corte utilizadas nos ensaios experimentais. A superfície superior da peça, que manteve contato com a aresta principal de corte da ferramenta, foi considerada como livre de restrições, de modo que o cavaco pudesse ser gerado de acordo com as condições reais de usinagem. A geometria das ferramentas de corte foi inserida

no software obedecendo à configuração original das mesmas. Para ambas as ferramentas se atribuíram vibrações harmônicas na direção da velocidade de avanço. A velocidade de indentação da ferramenta foi calculada em função do tempo e do comprimento de indentação, utilizando-se a equação proposta por Brehl e Down (2007, p.155). O controle do movimento alternativo das ferramentas foi definido de acordo com as *arbitrary patches* mostradas na Figura 50.

Figura 50 - Trajetória das ferramentas conforme frequência de indentação: a) $f_r=1,2 \times f_m$ Hz; b) $f_r=1,5 \times f_m$ Hz; c) $f_r=1,8 \times f_m$ Hz.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Utilizaram-se, para efeito de simulação da deformação do material, as constantes de Jhonson Cook mostradas na Tabela 3. Os valores de referência foram obtidos a partir de trabalhos similares de outros pesquisadores.

Tabela 3 - Constantes de Jhonson Cook para aço ABNT 1020.

A' (MPa)	B (MPa)	C	n'	m
350	275	0,022	0,36	1,0

Fonte: Gardenier (2008, p.140), Allen (2004, p.116) e Hazell (2016, p.35).

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo se encontra a discussão dos resultados obtidos pela usinagem convencional e pelo corte LFV do aço ABNT 1020. A ordem de apresentação dos tópicos segue o fluxograma proposta pela Figura 40, se iniciando pela caracterização do material e ferramentas de trabalho e chegando à análise da região de interface entre usinagem UC e usinagem LFV.

5.1 Análise química do material

As amostras do material de trabalho possuem a composição química resumida descrita na Tabela 4. O relatório completo das análises realizadas se encontra nos Apêndices 1, 2 e 3.

Tabela 4 - Composição química do material de trabalho.

Material	Elementos (% em peso)						
	C	Mn	P	S	Si	Ni	Mo
ABNT 1020	0,193 ± 0,005	0,483 ± 0,006	0,019 ± 0,001	0,017 ± 0,001	0,160 ± 0,000	< 0,000	< 0,000

Fonte: Elaborado pelo autor.

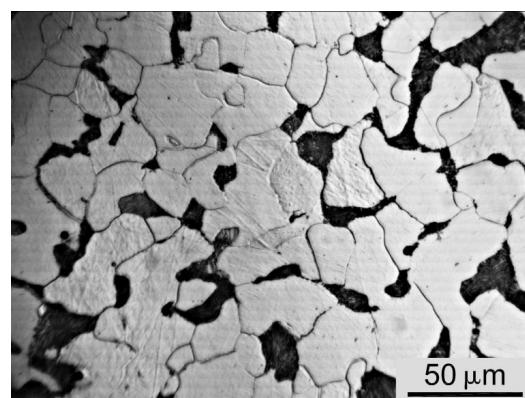
Observa-se, por meio do desvio padrão mostrado na Tabela 4, que as amostras apresentam uma composição química considerada homogênea para os trechos avaliados, principalmente para os elementos que exigem maior controle em aços com baixo teor de carbono (carbono, manganês, fósforo e enxofre). Assim, pode-se afirmar que o fator material deve gerar os mesmos resultados na usinagem, independente do segmento cortado.

5.2 Análise da microestrutura do material

A microestrutura do material de trabalho está exibida na Figura 51. Pode-se observar que a mesma possui uma composição hipoeutetóide, com a presença de ferrita (identificada pelas regiões claras) e perlita (identificada pelas regiões escuras), coerente com as características de um aço com baixo teor de carbono. Também se pode observar uma distribuição homogênea da

microestrutura, sem variações significativas no tamanho dos grãos. Não foi verificada a presença de inclusões e outros defeitos estruturais que podem influenciar as propriedades químicas e mecânicas das amostras avaliadas.

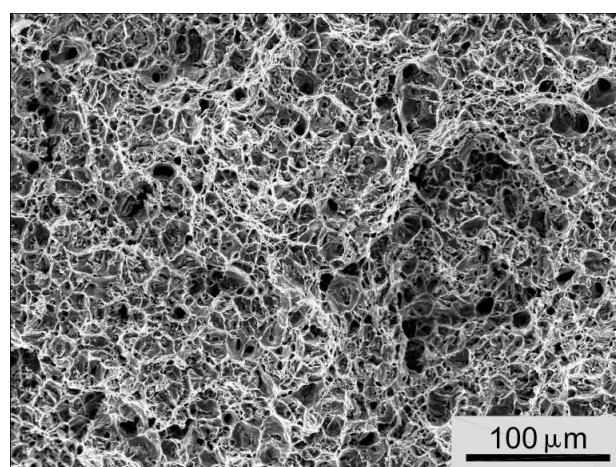
Figura 51 - Micrografia do corpo de prova.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A região da fratura, proveniente do ensaio de tração, pode ser observada na Figura 52. Para o material de estudo se conclui que a fratura foi do tipo dúctil. Observa-se, na periferia da região fraturada, que a ruptura ocorreu a partir da borda da área de estrição, estendendo-se até a fratura final dos corpos de prova. No interior dos *dimples* se nota a presença de partículas nucleadas, que foram consideradas como responsáveis pelo início do mecanismo de fratura.

Figura 52 - Micrografia da região de fratura do corpo de prova.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.3 Características mecânicas do material

As propriedades mecânicas do material de estudo estão resumidas na Tabela 5, com resultados provenientes dos ensaios de tração. Nos Apêndices 4, 5 e 6 se encontram os relatórios completos dos ensaios realizados.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas do material de trabalho.

Material	Módulo de elasticidade (GPa)	Limite de resistência (MPa)	Limite de escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Redução de área (%)
ABNT 1020	$211,13 \pm 2,68$	$466,9 \pm 5,92$	$333,85 \pm 12,6$	$35,08 \pm 1,11$	$64,95 \pm 0,95$

Fonte: Elaborado pelo autor.

Observa-se, por meio do desvio padrão mostrado na Tabela 5, que as amostras apresentam propriedades mecânicas consideradas uniformes para os trechos avaliados. Desta maneira, o comportamento do material, durante o processo de usinagem, deve permanecer dependente apenas da combinação entre parâmetros inserida em cada nível experimental. Assim, a ocorrência de prováveis alterações mecânicas pode ser vinculada à inserção de perturbações externas, como por exemplo, os efeitos decorrentes do método de usinagem LFV.

Com relação à dureza do material, se observa que o mesmo apresenta uma variação entre 134-158 HB na região do maior diâmetro dos corpos de prova. Tratando-se um produto obtido pelo processo de laminação a quente, variações de dureza são previstas e aceitáveis, pois a condição final da microestrutura depende do tempo de aquecimento, temperatura de trabalho e ciclo de resfriamento pelo qual o material foi submetido.

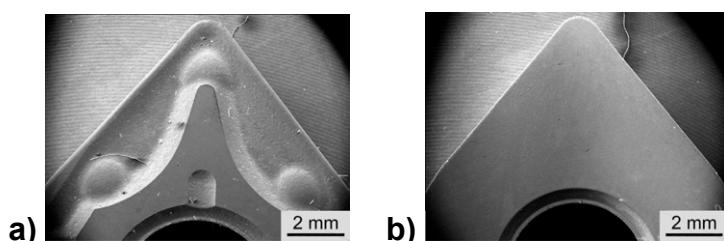
Como não foram encontradas diferenças estatísticas na região de interesse, conforme resultados da análise de variância mostrados no Apêndice 8, se optou por não realizar normalização térmica dos corpos de prova.

5.4 Caracterização das ferramentas de corte

Na Figura 53 pode-se observar parte da geometria das ferramentas de corte utilizadas. Na periferia dos insertos nota-se que ambas as ferramentas possuem arestas chanfradas, o que melhora sua resistência estrutural a impactos e auxilia a fixação do revestimento nesta região de trabalho.

Figura 53 - Micrografia parcial das ferramentas de corte:

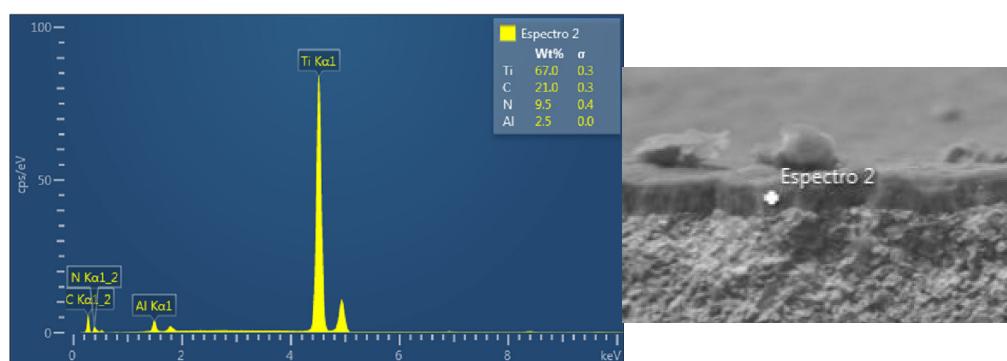
a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

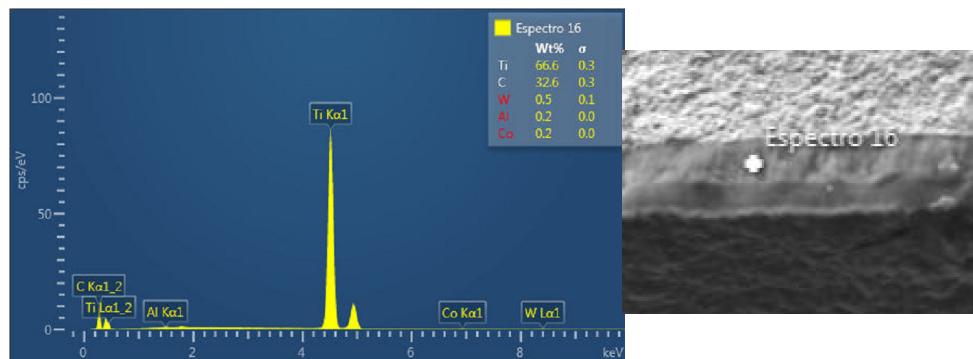
Nas Figuras 54 e 55 se observa a composição química das coberturas das ferramentas, proveniente das análises realizadas em um microscópio eletrônico de varredura MEV-EDS Jeol modelo IT-300. Pode-se notar que a cobertura da ferramenta WNMG080408 UE6020 apresenta maiores concentrações de titânio, carbono e nitrogênio, enquanto que a cobertura da ferramenta WNMA080408 CA315 apresenta maiores concentrações de titânio e carbono. A espessura das coberturas, em ambas as ferramentas, se manteve entre 9-11 micrometros, sendo considerada coerente com os valores de referência dos catálogos.

Figura 54 - Análise EDS ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 55 - Análise EDS ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

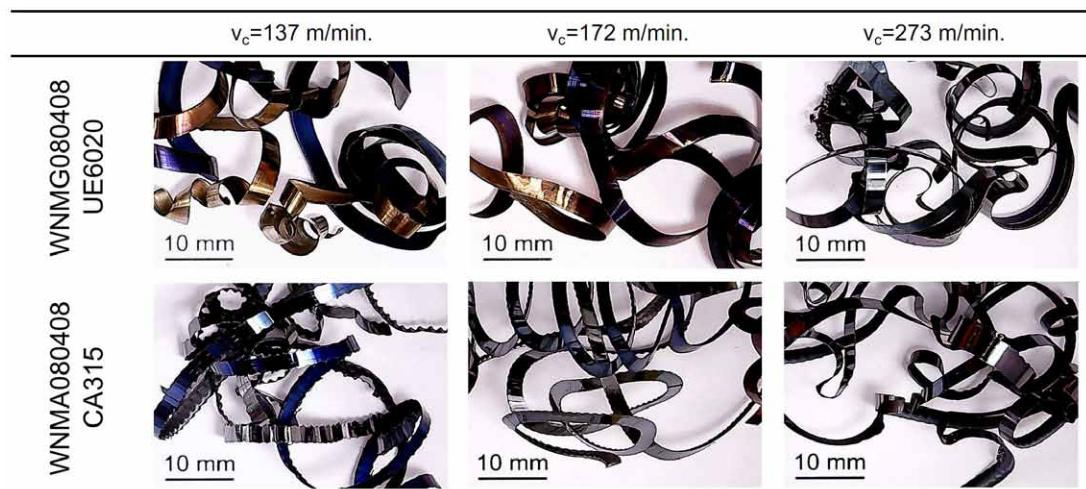
5.5 Pré-ensaios

5.5.1 Validação dos parâmetros de corte

Os parâmetros de corte utilizados para validação dos pré-ensaios geraram diferentes resultados no que diz respeito à geometria dos cavacos. Inicialmente foram utilizados os parâmetros de referência encontrados nos catálogos dos fornecedores, entretanto, mesmo com a presença do quebra cavaco na ferramenta WNMG080408 UE6020, notou-se que as combinações entre velocidade de corte e avanço utilizados não ocasionaram a quebra do cavaco. Para ferramenta WNMA080408 CA315 o resultado foi semelhante, com a geometria do cavaco se mantendo contínua, porém apresentando-se em fitas de maior comprimento e menor curvatura. A geometria dos cavacos encontrada nos pré-ensaios pode ser observada na Figura 56.

Figura 56 - Geometria dos cavacos nos pré-ensaios

UC $a_p = 2,5 \text{ mm}$ f = 0,338 mm/volta.



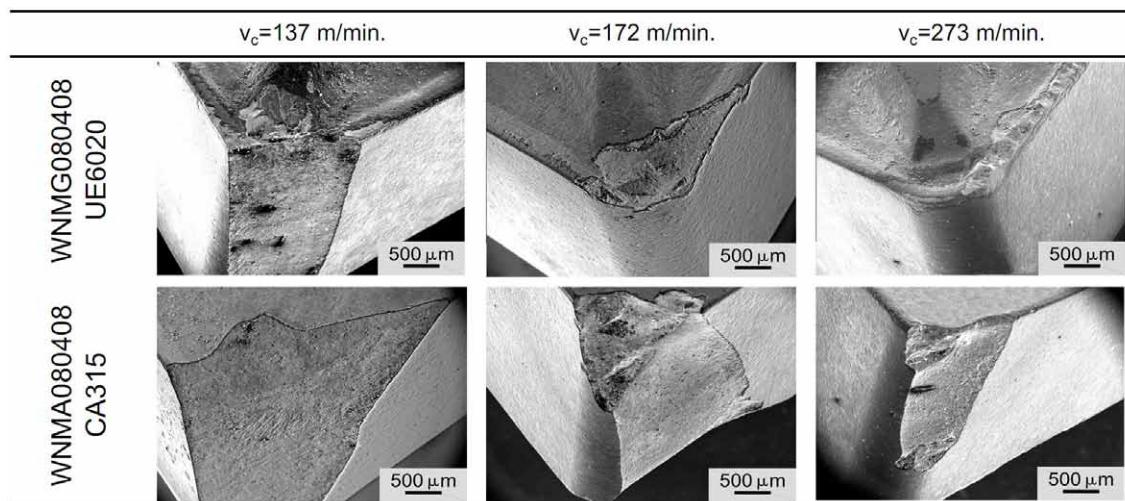
Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando-se a geometria dos cavacos proveniente dos pré-ensaios, se nota que a mesma não é satisfatória para cumprir as premissas de usinagem desejadas. Desta maneira, se optou por avaliar apenas combinações entre velocidade de corte e avanço que causem maiores deformações no material, esperando-se que estas condições contribuam para sua ruptura.

Da análise dos efeitos provenientes da geometria incorreta do cavaco, também se nota que houve avarias causadas às ferramentas em função da retração do mecanismo de parada rápida, principalmente quando se utiliza maiores valores de avanço. Acredita-se que a velocidade de escoamento do cavaco, somada à velocidade de retração do mecanismo *quick stop*, cria um tipo de calço mecânico, fazendo que o material cortado entre em choque com a aresta de corte da ferramenta. Como a aresta apresenta dimensões e geometria que não foram projetadas para receber esforços combinados desta natureza, ocorreu sua quebra em algumas regiões, conforme pode ser observado na Figura 57.

Figura 57 - Avarias causadas às ferramentas nos pré-ensaios

$$a_p = 2,5 \text{ mm} \quad f = 0,338 \text{ mm/volta.}$$



Fonte: Elaborado pelo autor.

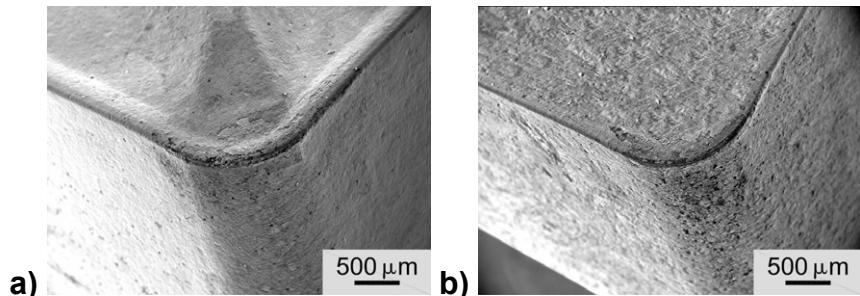
Devido à geometria indesejada do cavaco mostrada na Figura 56, se nota que houve o emaranhamento do material durante de seu escoamento contínuo, o que proporciona um esforço adicional para retrair a ferramenta. Como o material permanece em contato com a peça e a aresta de corte durante a continuidade do avanço, ocorre interferência entre a trajetória de recuo do suporte e o mecanismo de retração. Esse fenômeno também pode ter ocasionado a quebra das ferramentas, entretanto, foi observado apenas nos pré-ensaios quando se trabalhou sem a utilização do mecanismo LFV.

Observando-se a Figura 57, percebe-se que houve avarias de menores proporções quando se utiliza maiores velocidades de corte. Como maiores velocidades de corte são favoráveis para o rendimento do processo (pois diminuem os tempos de fabricação), optou-se pela realização dos ensaios experimentais utilizando velocidades de corte iguais a 172 m/min. e 273 m/min.

Na Figura 58 pode-se observar a condição da aresta principal de corte da ferramenta, quando se utiliza o mecanismo LFV. Neste caso, as ferramentas apresentam integridade diferente daquela mostrada na Figura 57. Assim, a escolha de maiores velocidades de corte também permite avaliar, de certa forma, o comportamento das ferramentas com relação ao desgaste.

Figura 58 - Aresta principal de corte método LFV pré-ensaios $a_p = 2,5$ mm:

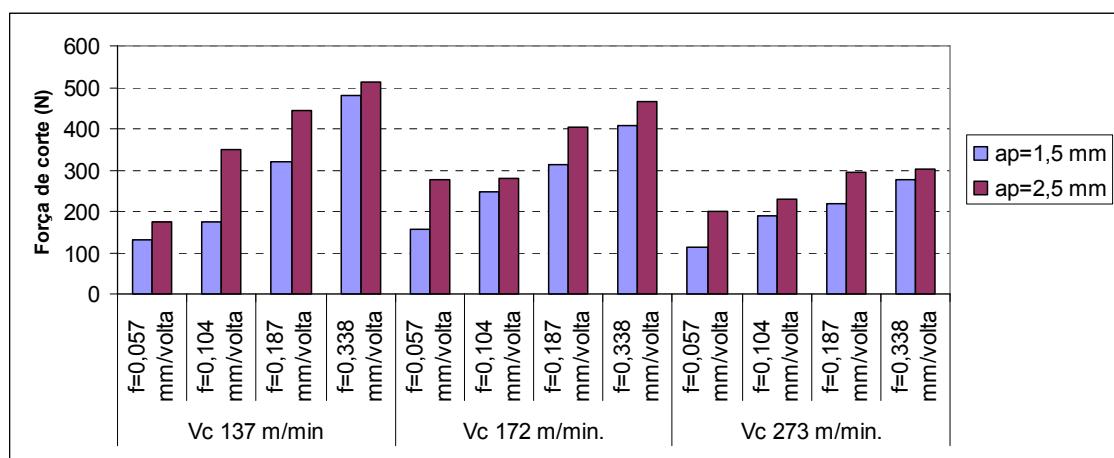
- a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min $f = 0,338$ mm/volta;
- b) WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min $f = 0,338$ mm/volta.



Fonte: Elaborado pelo autor.

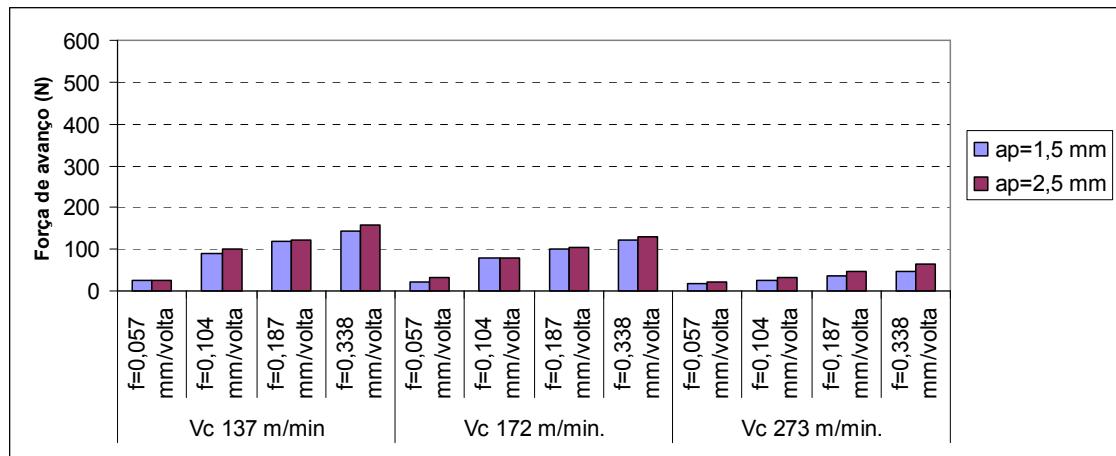
Outro fato percebido é que as maiores avarias foram encontradas na menor velocidade de corte utilizada, com respectivo aumento das forças de usinagem, conforme pode ser observado nos gráficos das Figuras 59 e 60. Desta forma, a menor velocidade de corte dos pré-ensaios $v_c = 137$ m/min. não foi avaliada nos ensaios finais. Apesar do aumento das forças de usinagem nesta velocidade ser favorável ao encruamento, a quebra recorrente da ferramenta acabou inviabilizando a obtenção integral da raiz do cavaco. Outro motivo que descarta a utilização da menor velocidade de corte avaliada é que a mesma se localiza pouco abaixo dos valores de referência sugeridos pelos fabricantes dos insertos.

Figura 59 - Variação da força de corte nos pré-ensaios para UC.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 60 - Variação da força de avanço nos pré-ensaios para UC.



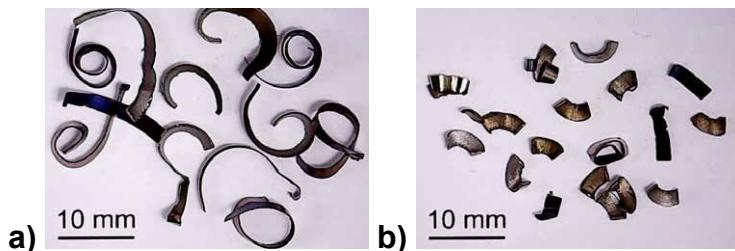
Fonte: Elaborado pelo autor.

5.5.2 Verificação do deslocamento de indentação

Por meio da verificação dos deslocamentos de indentação, se percebe que deslocamentos com a metade do avanço apresentam tendência em produzir cavacos segmentados, porém de maior comprimento. Por outro lado, deslocamentos com mesmo valor do avanço também produzem cavacos segmentados, porém com menor comprimento. Estas geometrias podem ser observadas na Figura 61. O deslocamento de indentação com mesmo valor do avanço produz cavacos mais encruados (valores até 18% maiores) quando comparados a deslocamentos com valores iguais à metade do avanço. Assim, pode-se atribuir ao maior deslocamento de indentação maiores níveis de deformação para o material cortado. Entretanto, quanto maior o deslocamento de indentação, maiores valores de rugosidade são encontrados. Por questões da geometria do cavaco resultante dos pré-ensaios, optou-se por trabalhar com deslocamentos de indentação com mesmo valor do avanço da ferramenta. Conforme será discutido na análise da rugosidade, os resultados obtidos se mantiveram nos intervalos desejados para este trabalho.

Figura 61 - Geometria dos cavacos nos pré-ensaios:

- a) Deslocamento com metade do avanço;
- b) Deslocamento com mesmo valor do avanço.



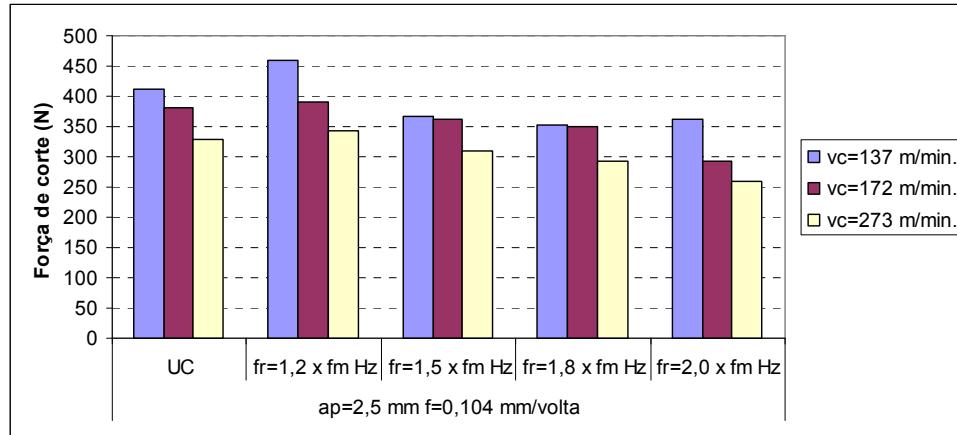
Fonte: Elaborado pelo autor.

5.5.3 Validação da frequência de indentação

Todas as frequências de indentação testadas (exceto para UC) proporcionaram a ruptura do cavaco. Sabendo-se da capacidade do mecanismo LFV em romper o material, a escolha das frequências experimentais se baseou na capacidade de introduzir maior deformação no material, além de produzir forças de usinagem compatíveis com a potência disponível no equipamento.

Observando-se a Figura 62, se nota que a velocidade de corte $v_c = 273$ m/min. produz menores forças de corte quando comparada às demais velocidades, conforme esperado. A frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz maiores força de corte, enquanto que as frequências $f_r=1,5 \times f_m$ Hz e $f_r=1,8 \times f_m$ Hz produzem praticamente os mesmos resultados. A frequência de indentação $f_r=2,0 \times f_m$ Hz produz as menores forças de corte, entretanto, supera a rotação máxima suportada pela motorização do dispositivo. Assim, se optou por avaliar, nos experimentos finais, apenas os resultados das frequências localizadas entre $f_r=1,2 \times f_m$ Hz e $f_r=1,8 \times f_m$ Hz, pois apresentam maiores forças de corte, de maneira geral. Estas frequências correspondem às rotações de 630 e 1000 rpm e às velocidades de corte de 172 e 273 m/min., respectivamente.

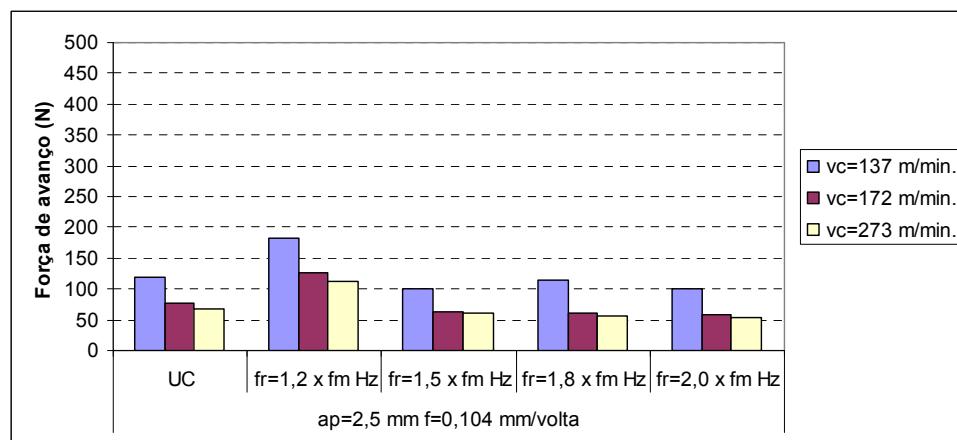
Figura 62 - Variação da força de corte em função da frequência.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando-se a Figura 63, se pode notar que a velocidade de corte $v_c=273\text{ m/min.}$ produz menores valores para força de avanço. De maneira análoga à força de corte, a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m\text{ Hz}$ também contribui para o aumento da força de avanço, enquanto que as frequências de indentação $f_r=1,8 \times f_m\text{ Hz}$ e $f_r=2,0 \times f_m\text{ Hz}$ produzem praticamente os mesmos resultados. Desta forma, a escolha da frequência de indentação para força de avanço seguiu os mesmos critérios adotados para a força de corte, de modo a padronizar a realização dos ensaios experimentais finais.

Figura 63 - Variação da força de avanço em função da frequência.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.5.4 Análise da obtenção da raiz do cavaco via quick stop e microscopia óptica preliminar

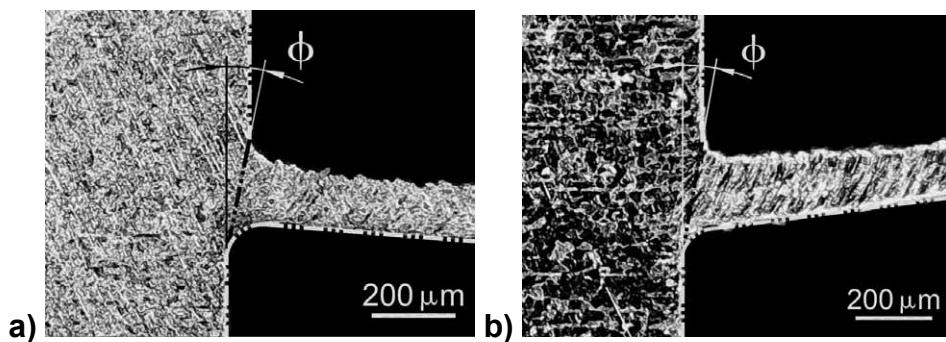
O objetivo da obtenção das raízes dos cavacos é determinar os valores da espessura inicial e final dos mesmos e, paralelamente, obter os valores experimentais dos ângulos de cisalhamento. De posse destes dados, se podem fazer comparações entre os modelos citados na Revisão da Literatura e executar a determinação de outras variáveis de interesse, como o grau de recalque, a deformação por cisalhamento e a taxa de deformação.

Observando-se as Figuras 64 e 65 se pode notar, a princípio, que existe uma tendência à diminuição do ângulo de cisalhamento nos ensaios realizados com a ferramenta WNMA080408 CA315, indicando que neste caso, o material passa por maiores deformações. Independentemente da frequência de indentação utilizada, esta tendência é notada em todos os ensaios, o que fornece um indício de que as ferramentas apresentam efeitos diferentes com relação aos valores do ângulo de cisalhamento gerados. Nos Apêndices 9 e 10 se encontram as imagens das raízes dos cavacos obtidas nos ensaios realizados com as ferramentas WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315, onde se observa a variação recorrente do ângulo de cisalhamento.

Figura 64 - Raiz do cavaco obtida por quick stop

UC $v_c = 172 \text{ m/min}$. $a_p = 1,5 \text{ mm}$ f = 0,057 mm/volta:

a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.

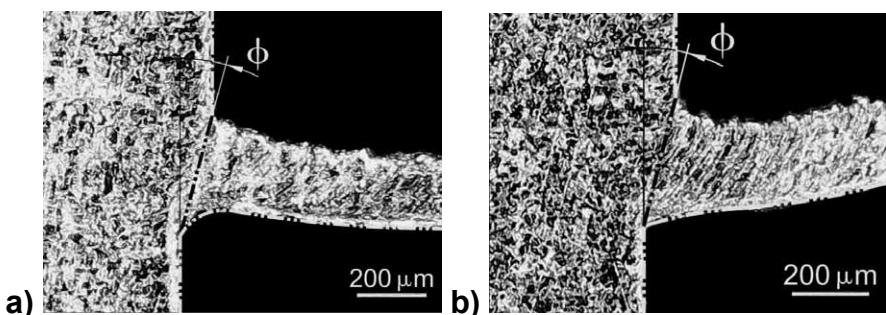


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 65 - Raiz do cavaco obtida por quick stop

$f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $v_c = 172$ m/min. $a_p = 1,5$ mm $f = 0,057$ mm/volta:

a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.



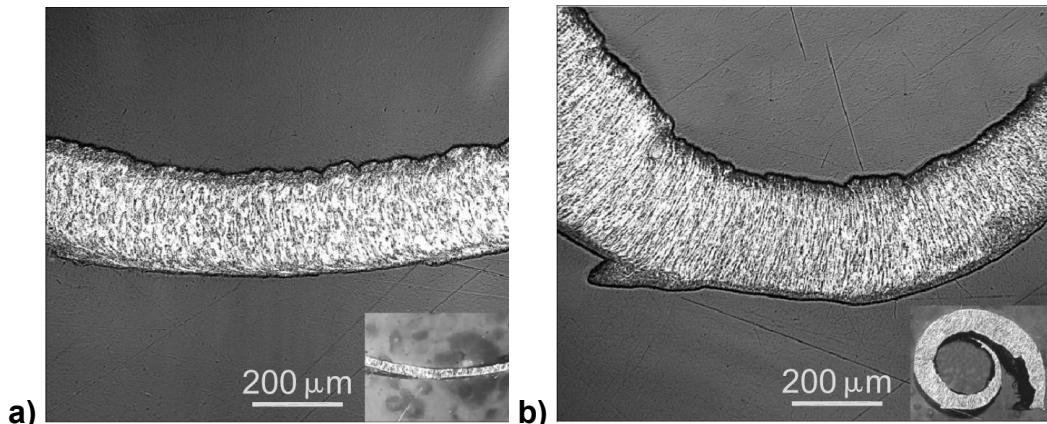
Fonte: Elaborado pelo autor.

Além disso, a diminuição do ângulo de cisalhamento também ocorre devido ao fato da ferramenta WNMA080408 CA315 apresentar um ângulo de saída negativo, em função de sua montagem no suporte. Entretanto, a ferramenta WNMG080408 UE6020 está montada nas mesmas condições e, apesar de possuir um ângulo de saída efetivo positivo, não apresenta tendência para diminuição dos valores dos ângulos de cisalhamento em nenhum dos ensaios, o que pode ser entendido como menor capacidade de inserir deformações.

Além disso, a presença do quebra cavaco na ferramenta WNMG080408 UE6020 não se mostra eficaz para ruptura do cavaco, quando se utiliza o processo de torneamento convencional, o que normalmente é esperado. Assim, pode-se dizer que, para alterações dos ângulos de cisalhamento medidos a partir das raízes dos cavacos, o método de usinagem utilizado parece ser mais influente que a geometria da ferramenta de corte.

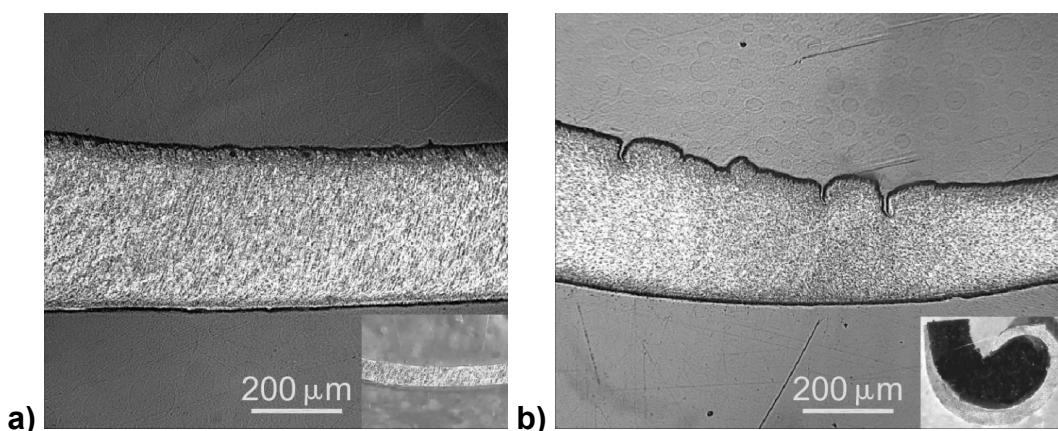
Childs *et al.* (2000, p.53) admitem que os fatores que influenciam o ângulo de cisalhamento, durante o corte, são o atrito ao longo do comprimento de contato entre ferramenta e peça e as variações no trabalho de encruamento, provenientes da alteração da espessura do cavaco. Neste caso, se acredita que a alteração de espessura gerada pelo método LFV é o principal fator responsável pela diminuição dos ângulos de cisalhamento, que consequentemente, intensifica o processo de deformação e torna a zona afetada menos suscetível a recuperação elástica. Esta variação de espessura pode ser observada nas Figuras 66 e 67.

Figura 66 - a) Espessura do cavaco na UC
 $v_c = 172 \text{ m/min. } a_p = 1,5 \text{ mm } f = 0,057 \text{ mm/volta;}$
b) Espessura do cavaco $f_r = 1,5 \times f_m \text{ Hz } v_c = 172 \text{ m/min.}$
 $a_p = 1,5 \text{ mm } f = 0,057 \text{ mm/volta.}$



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 67 - a) Espessura do cavaco na UC
 $v_c = 273 \text{ m/min. } a_p = 2,5 \text{ mm } f = 0,104 \text{ mm/volta;}$
b) Espessura do cavaco $f_r = 1,5 \times f_m \text{ Hz } v_c = 273 \text{ m/min.}$
 $a_p = 2,5 \text{ mm } f = 0,104 \text{ mm/volta.}$



Fonte: Elaborado pelo autor.

Devido à variação da espessura do cavaco obtida pelo corte LFV, mostrada nas Figuras 66 e 67, se pode afirmar que sua ocorrência possui influência na ruptura do material, visto que cavacos com baixa espessura e comportamento dúctil se diferem completamente de cavacos com espessura variável e encruados.

Machado *et al.* (2011, p.74) e Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.48) alegam que o cavaco se torna mais flexível e possui dificuldade para ser quebrado à medida que sua espessura diminui. Entretanto, neste trabalho se observou que a utilização do método LFV não apresentou dificuldades para romper o material. Quanto maior a variação da espessura do cavaco, em função da aplicação de diferentes frequências de indentação, melhores foram as condições encontradas para a ruptura do material nos pré-ensaios e nos ensaios finais.

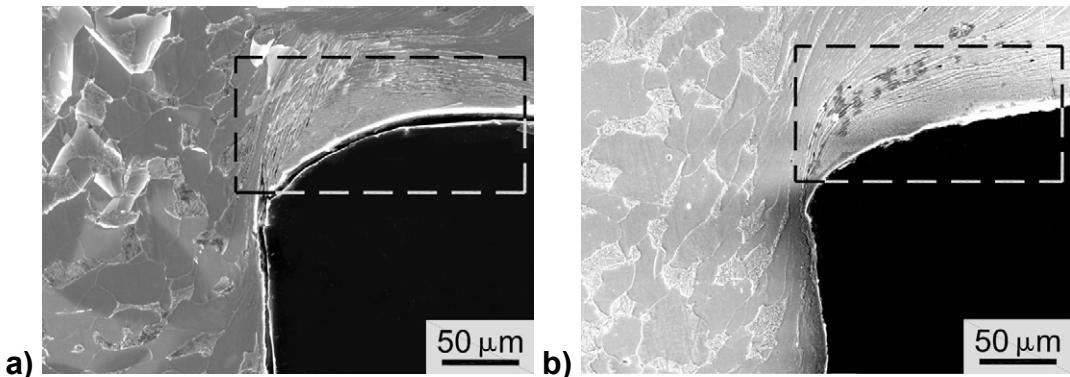
5.6 Análise das imagens do MEV

Um resumo das imagens obtidas pelo MEV está mostrado nas Figuras 68, 69, 70 e 71. Por meio de sua observação, se pode notar que o método de usinagem LFV proporciona um perfil de deformação diferente daquele obtido pelo processo de usinagem convencional, ocasionando alterações na microestrutura do material cortado. Observando-se a Figura 68, que representa raízes de cavacos obtidas pelo método convencional, nota-se a ocorrência da chamada zona de aderência.

Figura 68 - Zona de aderência encontrada na UC

$v_c = 273 \text{ m/min}$. $f = 0,104 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 2,5 \text{ mm}$:

a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Neste caso, a zona de aderência está estabelecida somente na região que corresponde à superfície de saída da ferramenta. Esta é a típica localização encontrada na maioria dos ensaios onde a raiz do cavaco é

estudada, de acordo com trabalhos de Ribeiro, Gonçalves e Machado (2010, p.8), Camargo (2016, p.88), Matsumoto *et al.* (2014, p.4338), Ozturk e Altan (2012, p.504), Azam e Ahmadloo (2016, p.1788), Toenshoff e Denkena (2013, p.28), Eck *et al.* (2015, p.464), Kovac *et al.* (2012, p.37), Awopetu e Ayodeji (2008, p.183), Kovac *et al.* (2014, p.73), Chern (2005, p.792), Hoppe (2003, p.81), Dahunsi e Awopetu (2008, p.88), Rebaioli (2011, p.109) e Gu *et al.* (2015, p.7).

Trent e Wright (2000, p.41), Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.41) e Machado *et al.* (2011, p.85) afirmam que, na usinagem de metais que formam cavacos contínuos, existe uma zona de aderência na interface entre cavaco e superfície de saída da ferramenta. A ocorrência desta zona é motivada pelo corte do material, que normalmente ocorre em altas velocidades. A deformação nesta região é muito mais grave do que no plano de cisalhamento, chegando ao ponto de alterar completamente as características do metal cortado. Por exemplo, a perlita que apresenta um aspecto compacto na região não cortada do material, nesta região se mostra na forma alongada, indicando que é o efeito de um processo de alta deformação. Sua geometria é o resultado da deformação do material durante o curto período pelo qual foi tracionado e aquecido, à medida que passou pela área de contato com a ferramenta.

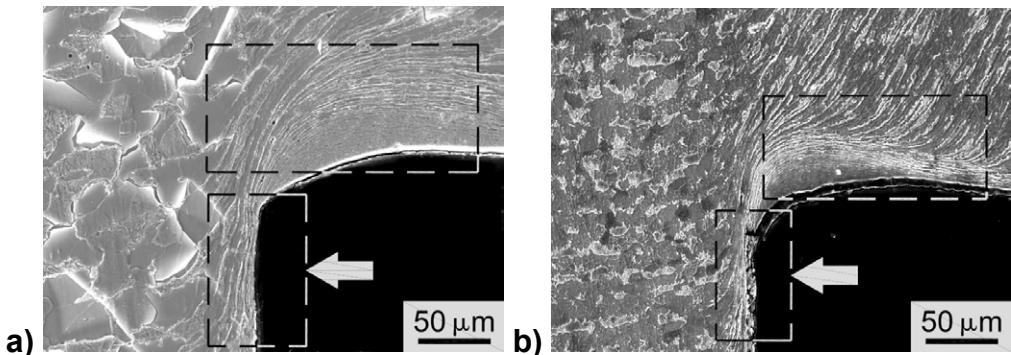
Na periferia da zona de aderência, normalmente ocorre uma zona de cisalhamento. Neste trecho, o contato se dá apenas nos picos das irregularidades das duas superfícies em atrito. A zona de aderência ocorre devido às altas tensões de compressão, às altas taxas de deformação e à pureza do material da peça em contato com a ferramenta.

Assim, a presença da zona de aderência fornece sinais de que o processo de deformação está ocorrendo de maneira diferenciada, seja por meio de uma propriedade específica do material, seja através de uma perturbação externa. Como o material de estudo não possui características metalúrgicas que podem justificar um aumento do encruamento e não existe outro fator externo ao processo de usinagem que caracteriza esta condição, a ocorrência das zonas de aderência, em diferentes regiões, pode ser associada aos efeitos do método de usinagem LFV. Estas zonas, que foram identificadas nos ensaios experimentais na forma de linhas de fluxo, podem ser observadas nas Figuras 69, 70 e 71.

Figura 69 - Zona de aderência encontrada na frequência $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz

$v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm:

a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.

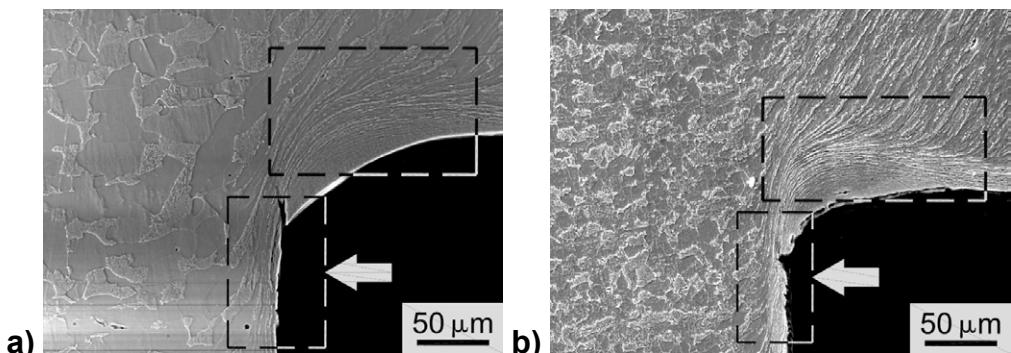


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 70 - Zona de aderência encontrada na frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz

$v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm:

a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.

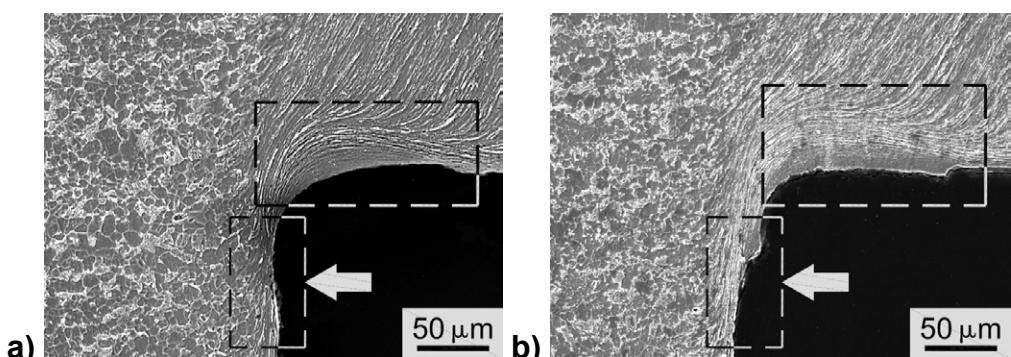


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 71 - Zona de aderência encontrada na frequência $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz

$v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta e $a_p = 2,5$ mm:

a) WNMG080408 UE6020; b) WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Diferente da Figura 68, se pode observar nas Figuras 69, 70 e 71 que a zona de aderência se encontra na região da superfície de saída e também à frente da superfície de folga da ferramenta. Nestes casos, devido aos efeitos do corte frequencial, se acredita que as condições de aderência foram favorecidas por altas velocidades de corte e pelos maiores intervalos de contato durante o processo de corte.

Ocorrendo maior tempo de contato entre ferramenta e peça, o corte frequencial tende a deformar a região que será transformada em cavaco por maior intervalo de tempo, mesmo nas maiores velocidades de corte, onde o material se encontra maleável devido ao aumento da temperatura. Como a ferramenta WNMA080408 CA315 possui menor ângulo de saída, maior será o comprimento de contato entre cavaco e superfície de saída, gerando com isso maiores zonas de aderência. Quanto maior a zona de aderência, maior será a força de usinagem necessária para romper os planos de cisalhamento. A ocorrência de diferentes zonas de aderência foi observada nas Figuras 69, 70 e 71 enquanto que maiores forças de usinagem também foram obtidas para ferramenta WNMA080408 CA315.

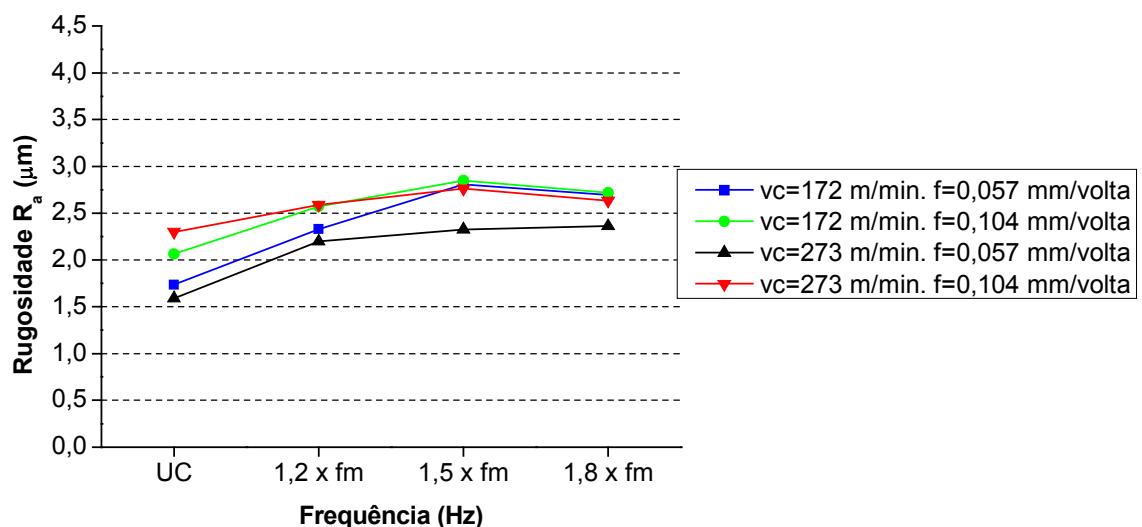
Outro fenômeno que pode ser observado nas Figuras 69, 70 e 71 é o início da propagação de trincas, caracterizado por um pequeno entalhe vazio. Este entalhe é mais evidente nos ensaios onde se utilizou a ferramenta WNMA080408 CA315. As trincas podem ter sido influenciadas pelas bandas de escorregamento geradas pelo corte frequencial, que ocasiona indiretamente um aumento das deformações plásticas e movimentação de discordâncias do reticulado cristalino.

A ocorrência das zonas de aderência explica, de certa forma, o motivo pelo qual houve um aumento da microdureza na zona afetada pelo mecanismo de indentação da ferramenta. Uma maior compactação das lamelas do cavaco formado foi verificada por meio do aspecto morfológico apresentado pela perlita. Observa-se que a mesma possui forma alongada na região de indentação, sugerindo assim que ocorre uma severa deformação durante a usinagem. Como a perlita é mais dura e resistente que a ferrita, acredita-se que a deformação proporcionada pelo método LFV é bem maior do que aquela obtida pela usinagem convencional. Entretanto, estas afirmações serão discutidas na análise da microdureza.

5.7 Análise da rugosidade R_a

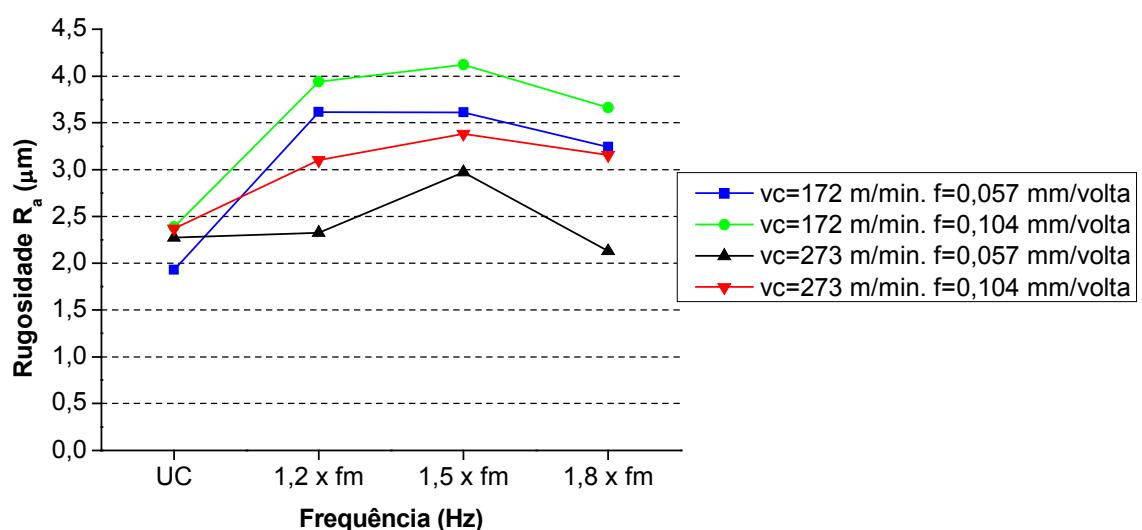
Nos Apêndices 11 e 12 se encontram os valores das medições referentes à rugosidade R_a obtidos nos ensaios experimentais. Nas Figuras 72 e 73 estão representados os gráficos comparativos com relação à rugosidade R_a , válidos para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm.

Figura 72 - Rugosidade R_a $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 73 - Rugosidade R_a $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

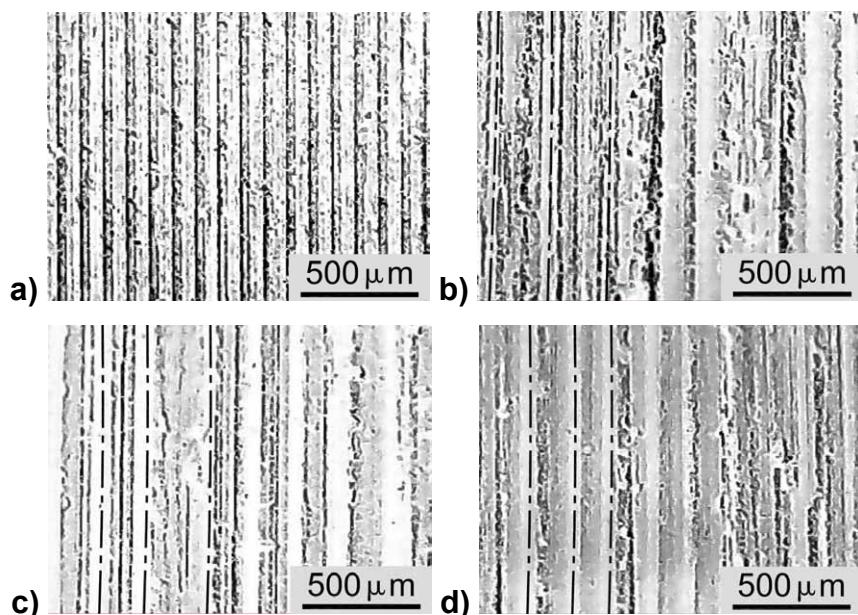
Observando-se as Figuras 72 e 73, se pode notar que as ferramentas utilizadas causam diferentes resultados no padrão do perfil acabado, existindo uma tendência em diminuir o valor da rugosidade ao realizar o processo de corte com a ferramenta WNMG080408 UE6020, sem a aplicação do método LFV. Outra tendência verificada é o aumento da rugosidade devido à utilização da frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz, que apresenta um comportamento similar quando se avaliam os efeitos de ambas as ferramentas.

A princípio, parece haver um padrão específico encontrado na frequência de indentação $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz que não está presente nas demais frequências, sendo responsável por gerar acréscimos nos valores da rugosidade R_a . Este padrão pode ser observado na sequência de imagens da Figura 74, onde se comparam os diferentes sulcos produzidos pelas diferentes frequências de indentação. Percebe-se, pelas linhas de centro projetadas, que ocorre uma ampliação gradual no espaçamento entre sulcos usinados, sendo este aumento perceptível a partir da Figura 74 b).

Figura 74 - Padrão de rugosidade R_a devido à indentação

WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm:

a) UC; b) $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz; c) $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz; d) $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.

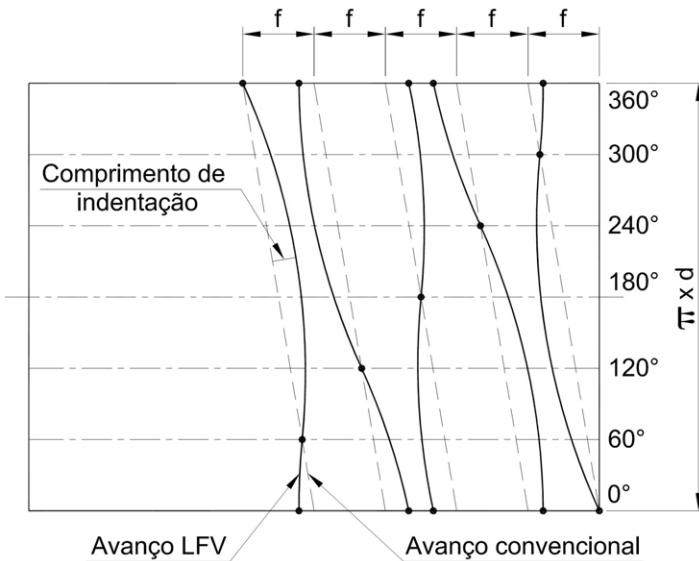


Fonte: Elaborado pelo autor.

Para se entender e explicar os motivos causadores da ampliação do distanciamento entre sulcos, os ciclos da ferramenta no período de realização das rotações (tanto no corte com avanço fixo quanto no corte frequencial), foram avaliados por meio de mapas de avanço. Com a utilização destes mapas é possível localizar a posição da ferramenta em função do avanço longitudinal simultâneo, que é gerado pelo equipamento e pelo mecanismo de corte LFV, de modo a identificar o avanço real da ferramenta por rotação.

O padrão dos mapas de avanço foi estabelecido baseando-se nas equações propostas por Brehl e Dow (2007, p.155), e adaptado de modo a permitir a visualização do comprimento desenvolvido da trajetória real de corte, em verdadeira grandeza. Para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, o mapa de avanço mostrado na Figura 75 representa os deslocamentos realizados pela ferramenta durante o processo de corte.

Figura 75 - Mapa de avanço frequência $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz.

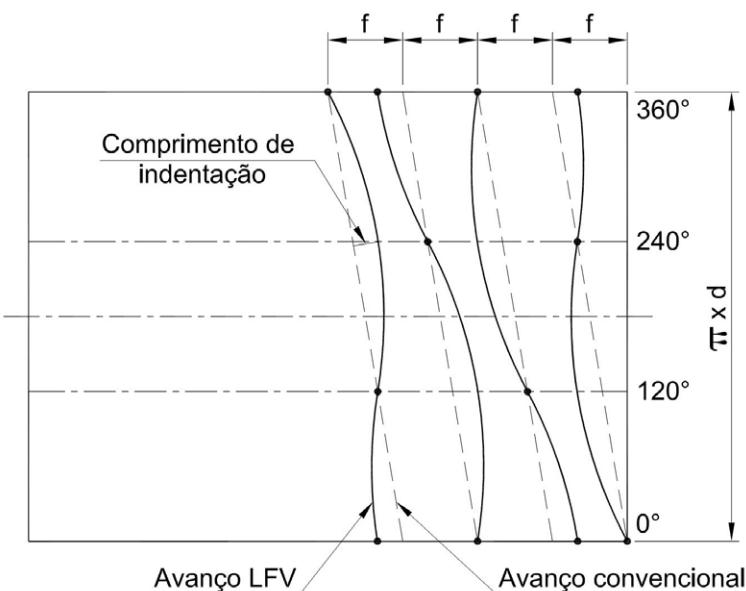


Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio da análise de Figura 75, se percebe que o ciclo de indentação possui repetição a partir da sexta rotação. O avanço produzido pelo corte frequencial possui maior variação de trajetória se comparado ao avanço produzido pelo processo convencional, que está representado pelas linhas tracejadas.

Na Figura 76 pode-se observar outro padrão de indentação, que é equivalente a frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz. Diferentemente do ciclo apresentado pela frequência $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz, o ciclo para frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz possui repetição a partir da quinta rotação da peça. Neste caso, comparando-se ao ciclo da frequência $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz, se nota que ocorrem espaçamentos pouco maiores por rotação, que estão limitados em um comprimento de repetição mais reduzido. Este padrão, de certa forma, indica que maiores valores de rugosidade tendem a ser obtidos quando menores comprimentos de repetição são avaliados. Porém, esta afirmação será posteriormente validada por meio do emprego de análise estatística.

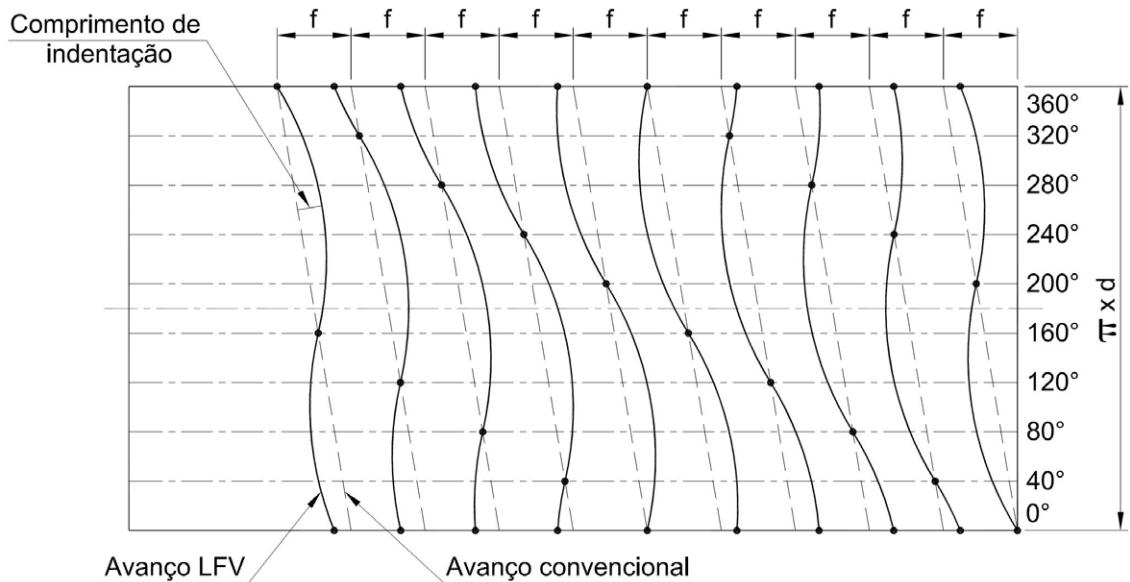
Figura 76 - Mapa de avanço frequência $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 77 está representado o último perfil de indentação avaliado neste trabalho. O mesmo equivale a frequência de indentação $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz. Pode-se perceber que a repetição do ciclo ocorre a partir da décima primeira rotação da peça. Neste caso, se nota uma distribuição mais homogênea dos sulcos usinados, conferindo menores distâncias entre espaçamentos. Pode-se afirmar que este padrão, se comparado aos demais, apresenta valores de rugosidade menores por comprimento de amostragem avaliado, possuindo melhor aproximação teórica com os valores obtidos pelo método convencional.

Figura 77 - Mapa de avanço frequência $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.

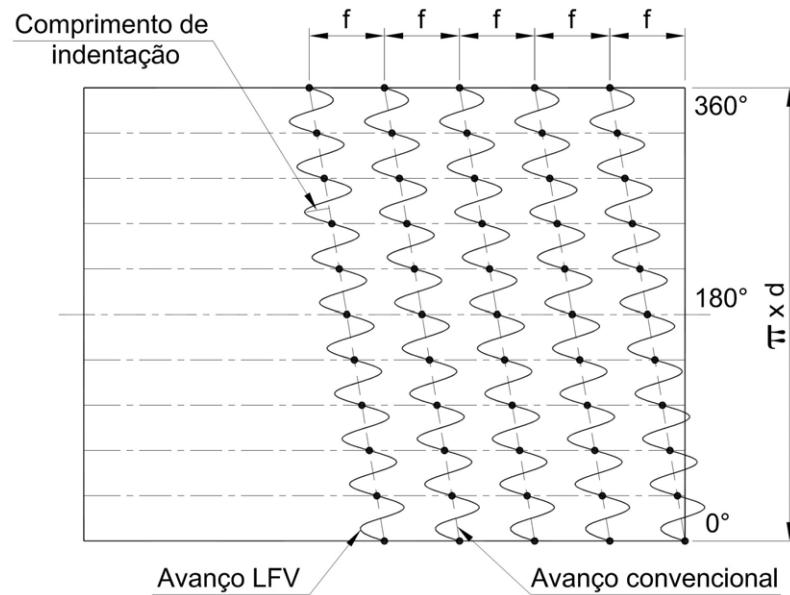


Fonte: Elaborado pelo autor.

Entretanto, da interação entre avanços e frequências utilizadas para montagem dos mapas de avanço, se nota que existe um valor crítico que gera resultados de rugosidades teóricas praticamente similares aos resultados obtidos pela usinagem convencional. Ao simular uma frequência de indentação igual a dez, se percebe que os valores da rugosidade teórica são equivalentes aqueles gerados pelo método convencional. Uma frequência de indentação igual a dez equivale à proximidade do limite da frequência que classifica a usinagem LFV (até 200 Hz), que não foi avaliada neste trabalho devido aos motivos justificados na Metodologia.

Apesar de maiores frequências de indentação tornarem a rugosidade LFV mais próxima da rugosidade obtida convencionalmente, frequências de indentação muito elevadas favorecem a formação de sulcos com a tendência de serem paralelos à linha de centro da peça usinada. Este padrão pode ser observado na Figura 78. Isto explica a diminuição dos valores da rugosidade para altas frequências de indentação, pois a ponta apalpadora do rugosímetro irá percorrer trilhas quase paralelas, o que pode ocultar os verdadeiros valores da rugosidade. Nestes casos, outras técnicas devem ser adotadas para obtenção da rugosidade real do perfil.

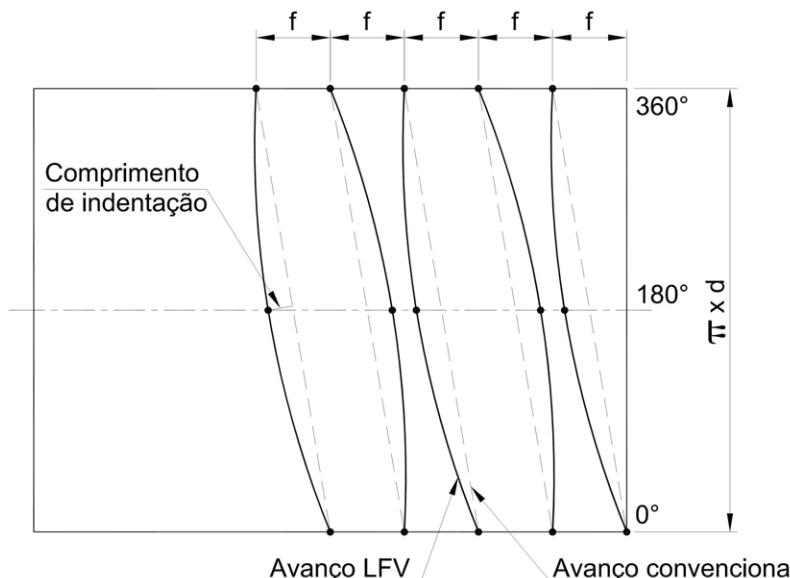
Figura 78 - Mapa de avanço frequência de indentação igual a dez.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Por outro lado, uma diminuição drástica da frequência de indentação causa efeitos indesejados. Supondo uma frequência de indentação igual a um ciclo por rotação, se nota que no trecho equivalente a 180° encontra-se o maior avanço e também o menor recuo, conforme mostrado na Figura 79.

Figura 79 - Mapa de avanço frequência de indentação 1 ciclo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Com esta configuração, se pode dizer que toda energia produzida pelo mecanismo LFV e toda amplitude de deslocamento ficam concentrados na região de 180°, onde se percebe que o aumento da rugosidade é significativo. Efeito oposto é encontrado no caso de ciclos decimais (0,2 0,5 ou 0,8 ciclos por rotação), onde se obtém menores valores de rugosidade, entretanto, a inserção de deformações pode não ser suficiente para favorecer a ruptura do material.

Na Tabela 6 se encontram os resultados resumidos da análise estatística referente ao parâmetro R_a . Estes resultados são provenientes da profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm e da interação entre as ferramentas WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315. Por meio desta análise é possível visualizar o nível de contribuição de cada fator avaliado, de modo a confirmar as alegações realizadas a respeito da variação da rugosidade R_a . Na análise de variância, baixos valores de significância (menores que 0,05) indicam que o fator avaliado possui um efeito significativo na resposta.

Tabela 6 - ANOVA para rugosidade R_a $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	147,132	31	4,746	88,165	0,000
Interferência	2822,954	1	2822,954	52438,811	0,000
Velocidade_corte	12,695	1	12,695	235,818	0,000
Avanço	15,625	1	15,625	290,250	0,000
Frequência	55,769	3	18,590	345,318	0,000
Ferramenta	35,260	1	35,260	654,976	0,000
$V_c \times$ avanço	1,179	1	1,179	21,906	0,000
$V_c \times$ freq.	7,074	3	2,358	43,800	0,000
$V_c \times$ ferram.	5,382	1	5,382	99,972	0,000
f \times freq.	0,119	3	0,040	0,738	0,530
f \times ferram.	0,930	1	0,930	17,280	0,000
freq. \times ferram.	5,027	3	1,676	31,128	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	0,597	3	0,199	3,695	0,012
$V_c \times f \times$ ferram.	0,122	1	0,122	2,263	0,133
$V_c \times$ freq. \times ferram.	3,923	3	1,308	24,293	0,000
f \times freq. \times ferram.	2,043	3	0,681	12,649	0,000
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	1,388	3	0,463	8,592	0,000
Erro	18,949	352	0,054	-	-
Total	2989,035	384	-	-	-
Total corrigido	166,081	383	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Analisando-se os valores da Tabela 6, se pode observar que todas as variáveis independentes possuem influência no estado de superfície avaliado. Nota-se que o fator ferramenta, seguido pela frequência de indentação, são os fatores de maior influência na rugosidade R_a dos corpos de prova, conforme esperado. Por contraste ortogonal, a ferramenta que mais contribui para o aumento da rugosidade é a ferramenta WNMA080408 CA315, com valores cerca de 25,2% maiores quando comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020.

A diminuição da rugosidade verificada pela utilização da ferramenta WNMG080408 UE6020 pode ser explicada por meio da geometria da cunha cortante da mesma, que apresenta quebra-cavaco, permitindo melhor escoamento do material durante sua usinagem. Horvath, Kiss e Matyasi (2015, p.213) dizem que um escoamento mais eficiente do material faz com que os picos tenham tendência de desaparecer, tornando assim a superfície mais fina. A tendência para diminuição dos picos está relacionada à presença do quebra cavaco da ferramenta WNMG080408 UE6020, pois se nota que o cavaco tende a escoar sem esforços adicionais quando a mesma é utilizada. No caso da ferramenta WNMA080408 CA315, a ausência do quebra cavaco dificulta, de certa forma, o processo de formação da limalha, produzindo sulcos irregulares que são responsáveis por alterações no valor do perfil de rugosidade.

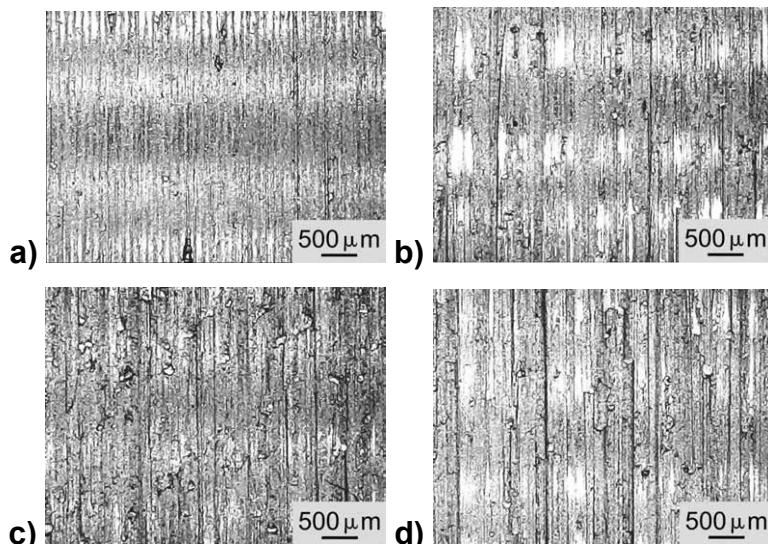
Por contraste ortogonal, se percebe que a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz produz maior rugosidade. Estes valores são cerca de 49,3% maiores se comparados ao processo de usinagem convencional, que produz os menores valores de rugosidade R_a . O fato da frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz ter produzido maiores valores de rugosidade, pode ser explicado pela menor quantidade de rotações necessárias para se repetir o ciclo de indentação, que ocasiona um maior espaçamento entre sulcos. Estes espaçamentos são avaliados pelo rugosímetro, que retorna médias diferentes do corte convencional, devido à presença de maiores distâncias em um mesmo comprimento de amostragem. As maiores distâncias avaliadas pelo rugosímetro podem ser identificadas na Figura 76 do mapa de avanço, referente à frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz, conforme discutido anteriormente.

Também colabora para o aumento da rugosidade R_a a quantidade de partículas de material aderidas nas superfícies acabadas, principalmente quando se observa os efeitos causados pelo avanço da ferramenta WNMA080408 CA315. Como o material de trabalho apresenta baixo teor de carbono, a rugosidade é diretamente afetada pela alta deformabilidade do mesmo, que é composto basicamente por ferrita livre. Neste caso, a ferrita livre é a principal responsável pelo aumento gradual de adesão de partículas, que pode ser observado na Figura 80.

Figura 80 - Adesão de partículas WNMA080408 CA315

$v_c = 172 \text{ m/min. } f = 0,104 \text{ mm/volta } a_p = 1,5 \text{ mm:}$

a) UC; b) $f_r = 1,2 \times f_m \text{ Hz}$; c) $f_r = 1,5 \times f_m \text{ Hz}$; d) $f_r = 1,8 \times f_m \text{ Hz}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Davim (2008, p.135) afirma que existe uma relação entre o aumento do avanço e a ocorrência da adesão de partículas resultantes da fratura. No instante em que a dimensão das partículas aumenta ao ponto de se tornar semelhante à própria espessura de corte, o controle da rugosidade é efetivo somente quando a alteração do avanço é permitida.

Entretanto, existe uma tendência decrescente e limitada para remoção das partículas, mesmo quando se utiliza maior avanço e maior velocidade de corte. Neste caso, nota-se pela Figura 80, que o aumento do avanço proporcionado pelo corte LFV é útil, em parte, para remoção das partículas incrustadas no material, porém não é totalmente efetivo. Isto explica, de certa

forma, a limitação do mecanismo para produzir menor valor de rugosidade nas frequências de indentação avaliadas. Por outro lado, se o mecanismo trabalhar na condição de menor distância de indentação (o que também provoca a ruptura do cavaco, conforme comprovado nos pré-ensaios), a ocorrência de incrustação de partículas pode ser minimizada. Porém, um cavaco segmentado e com maior comprimento pode riscar a superfície acabada durante o momento de sua expulsão, o que ocasiona mudança nos valores de rugosidade.

Somando-se à geometria da ferramenta WNMA080408 CA315, que é desfavorável ao escoamento do material, tem-se a influência da velocidade de corte. Por contraste ortogonal, se verifica que a menor velocidade de corte utilizada promove maiores valores de rugosidade (cerca de 14,4% maiores), não permitindo que a adesão da ferrita livre seja minimizada nesta condição de ensaio. Stephenson e Agapiou (2016, p.585) e Pawade *et al.* (2007, p144) afirmam que a rugosidade se torna menor à medida que a velocidade de corte aumenta, fazendo seu valor se aproximar da rugosidade real ou geométrica. Nos gráficos das Figuras 72 e 73 este fenômeno é observado, assim, se pode dizer que na profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm o aumento da velocidade de corte é mais eficaz para obtenção de menor rugosidade do que a utilização do método de corte frequencial.

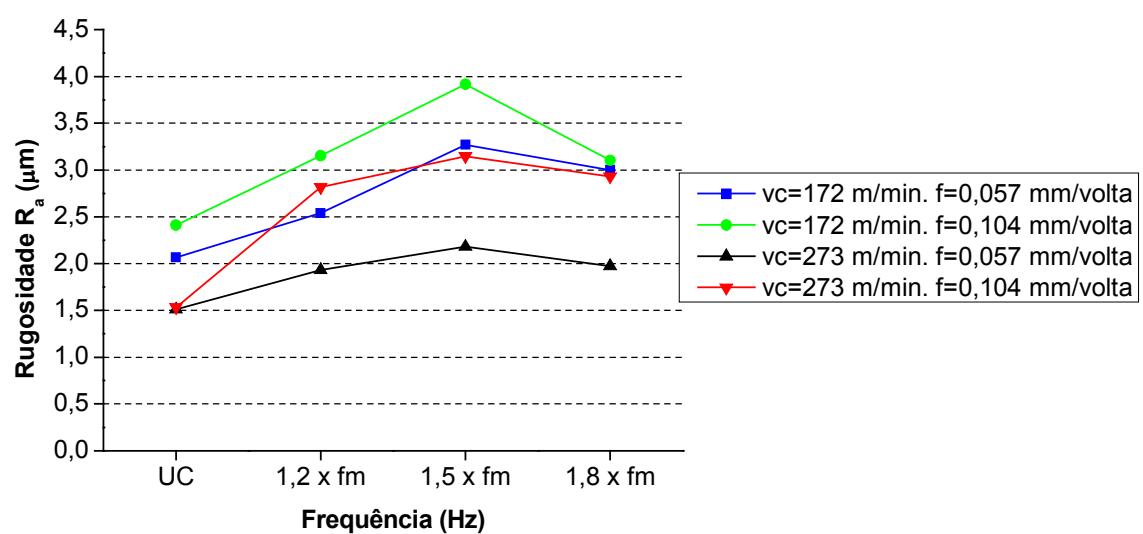
Shaw (2005, p.437) cita outra provável explicação para a adesão de partículas mencionada. O fenômeno é chamado de fratura subsuperficial, que gera um padrão de rugosidade resultante do alcance da tensão máxima de ruptura. Neste caso, a superfície final apresenta regiões brilhantes e regiões foscas, que correspondem às superfícies maçantes não cortadas. Na Figura 80 pode-se observar a ocorrência deste padrão. Silberschmidt *et al.* (2014, p.53) afirma que este padrão é encontrado quando a zona de superfície é afetada por efeitos de variação de temperatura, que podem alterar a dureza do material.

Com relação aos avanços avaliados, se observa nos gráficos das Figuras 72 e 73 que o avanço $f=0,104$ mm/volta produz maior valor de rugosidade R_a de forma geral. Esta variação pode ser explicada por meio da interação entre avanço e ferramenta. Por contraste ortogonal, o avanço $f=0,104$ mm/volta produz valores cerca de 16,1% maiores para rugosidade R_a quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta. Normalmente se espera que maiores

valores de avanço produzam maior rugosidade, entretanto, no caso do processo de corte LFV, o aumento do avanço faz com que ocorram sulcos mais largos, pois se tem um avanço variável e ampliado diretamente, que é o produto do mecanismo de indentação e do próprio avanço gerado pela máquina. Assim, se pode afirmar que a utilização do corte frequencial ocasiona maiores valores de rugosidade sempre quando se utilizam maiores avanços, independentemente da alteração de outros parâmetros, como a velocidade de corte ou a profundidade de usinagem. Nas Figuras 81 e 82 estão representados os gráficos referentes à rugosidade R_a obtida para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm.

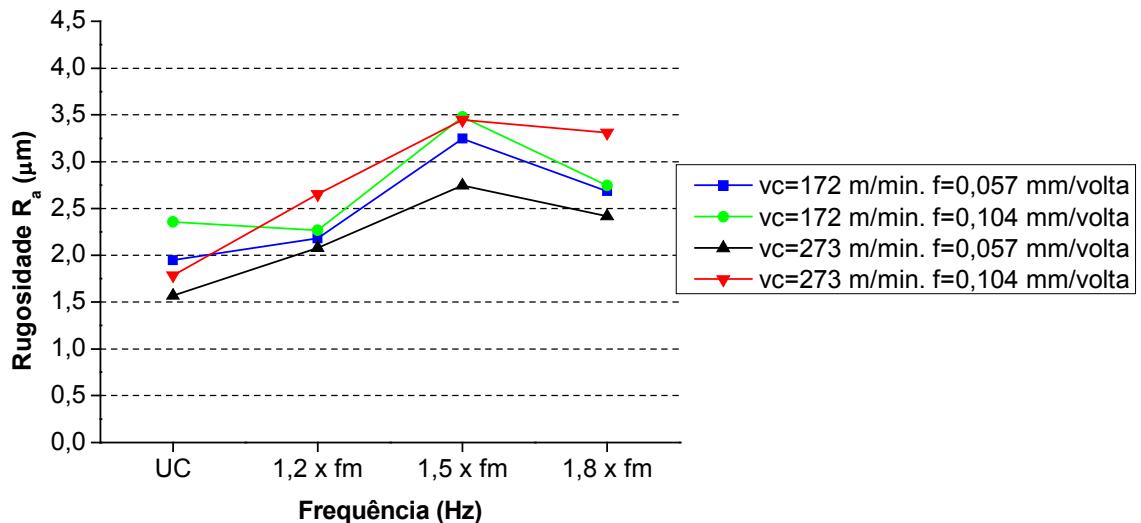
Por meio da análise das Figuras 81 e 82 e do contraste ortogonal, se nota que o avanço $f=0,104$ mm/volta possui maior influência na rugosidade R_a , quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta, principalmente quando se aplicou o método LFV. Neste caso, apesar do aumento da profundidade de usinagem, nota-se que a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz continua a produzir maiores valores de rugosidade. O aumento da rugosidade, devido ao uso do método LFV, pode ser explicado pelo avanço variável proporcionado pelo dispositivo de indentação, que promove um acréscimo do percurso de corte percorrido pela ferramenta.

Figura 81 - Rugosidade R_a $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

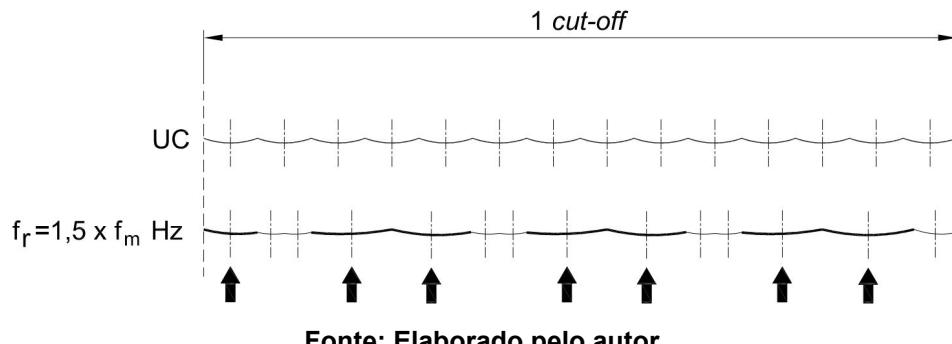
Figura 82 - Rugosidade R_a $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio da análise dos mapas de avanço mostrados anteriormente, se percebe que a projeção da linha sinuosa, que representa o avanço variável, é composta por trechos crescentes e decrescentes, fazendo assim a aresta de corte da ferramenta percorrer teoricamente um maior comprimento linear, quando comparado ao comprimento obtido pelo corte convencional. Maiores comprimentos lineares representam maiores intervalos de contato da ferramenta, que nesta condição pode passar por maior desgaste e não produzir um perfil com a repetibilidade desejada. Além disso, o comprimento adicional cria uma linha de contato maior entre ferramenta e peça, provocando a longo prazo, perda do controle dimensional do perfil gerado, além de favorecer a ocorrência de vibrações no sistema de fixação.

Outra provável explicação, ainda relacionada com o aumento do comprimento de corte percorrido, consiste na capacidade do rugosímetro de amplificar a captação de irregularidades superficiais. Estando a ponta apalpadora percorrendo um perfil de maior perímetro, o instrumento está sujeito a retornar maiores desvios entre picos e vales, o que ocasiona um aumento da rugosidade do perfil sob avaliação. Este aumento pode ser observado na Figura 83, onde se compara um perfil com avanço constante e um perfil obtido pelo método LFV.

Figura 83 - Variação do comprimento linear em UC e $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz.

Outro fator a ser levado em consideração é o valor nominal dos avanços que são empregados durante o processo de corte. De acordo com estes valores, diferentes números de sulcos são avaliados por comprimento de amostragem pelo rugosímetro, tanto na usinagem convencional quanto na usinagem LFV. Para este trabalho, a quantidade de sulcos avaliados está mostrada na Tabela 7, onde se propõe a razão teórica existente entre a rugosidade convencional e rugosidade frequencial.

Tabela 7 - Quantidade de sulcos avaliados em função do avanço e do cut-off e razão entre UC e LFV.

Frequência de indentação (Hz)	Avanço (mm/volta)	Cut-off (mm)	Comprimento de avaliação (mm)	Número de sulcos por cut-off	R_a teórica UC (mm)	R_a teórica LFV
UC	0,057			14 ou 8	0,130	-
	0,104			44 ou 24	0,434	-
1,2 x f_m	0,057			14 ou 8	0,130	1,2 x R_a UC
	0,104			44 ou 24	0,434	0,9 - 1,3 x R_a UC
1,5 x f_m	0,057	0,8 ou 2,5	4 ou 12,5	14 ou 8	0,130	1,4 - 3,6 x R_a UC
	0,104			44 ou 24	0,434	0,9 - 3,3 x R_a UC
1,8 x f_m	0,057			14 ou 8	0,130	0,9 - 1,2 x R_a UC
	0,104			44 ou 24	0,434	0,7 - 1,4 x R_a UC

Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio da análise da Tabela 7, se pode perceber que maiores valores de rugosidade LFV são encontrados para a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz (valores máximos compreendidos entre 3,3 - 3,6 maiores que a usinagem convencional). Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.123) afirmam que o valor da rugosidade real, em operações convencionais, é bem maior do que o valor

obtido por meio da abordagem teórica, e que existem outros fatores que possuem influência na rugosidade, podendo-se citar a vibração pelo aumento da velocidade de corte, a deformação e o fluxo lateral do cavaco.

Neste trabalho, o aumento da rugosidade encontrada na usinagem LFV é influenciado, de maneira particular, pelos seguintes fatores: posição do apalpador no trecho do comprimento de avaliação, posição angular da medição com relação ao diâmetro total do corpo de prova e comprimento de amostragem escolhido. Assim, a razão teórica entre usinagem convencional e usinagem LFV, citada na Tabela 7, também pode variar, entretanto, a tendência apresentada pela frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz está coerente com as afirmações realizadas anteriormente.

Na Tabela 8 se observa a comparação entre os valores propostos na Tabela 7 e os valores experimentais obtidos, em ambas as profundidades de usinagem. De maneira geral, os valores referentes à rugosidade R_a experimental LFV podem ser considerados coerentes com os valores propostos pela Tabela 7, o que significa que os mapas de avanço são válidos para os intervalos de avanço avaliados neste trabalho.

Tabela 8 - Razão para rugosidade R_a experimental método LFV.

Frequência de indentação (Hz)	Ferramenta	Avanço (mm/volta)	R_a experimental LFV
$1,2 \times f_m$	WNMG080408 UE6020	0,057	1,2 - 1,4 x R_a UC
		0,104	1,1 - 1,8 x R_a UC
		0,057	1,4 - 1,6 x R_a UC
	WNMA080408 CA315	0,104	1,2 - 2,1 x R_a UC
		0,057	1,3 - 1,6 x R_a UC
		0,104	1,2 - 1,9 x R_a UC
$1,5 \times f_m$	WNMG080408 UE6020	0,057	1,0 - 1,9 x R_a UC
		0,104	1,0 - 1,7 x R_a UC
		0,057	1,3 - 1,9 x R_a UC
	WNMA080408 CA315	0,104	1,4 - 1,9 x R_a UC
		0,057	1,0 - 1,7 x R_a UC
		0,104	1,1 - 1,9 x R_a UC
$1,8 \times f_m$	WNMG080408 UE6020	0,057	1,0 - 1,9 x R_a UC
		0,104	1,0 - 1,7 x R_a UC
		0,057	1,3 - 1,9 x R_a UC
	WNMA080408 CA315	0,104	1,4 - 1,9 x R_a UC
		0,057	1,0 - 1,7 x R_a UC
		0,104	1,1 - 1,9 x R_a UC

Fonte: Elaborado pelo autor.

Outro ponto de interesse referente à Tabela 8 é que, por meio da análise da razão teórica entre usinagem convencional e usinagem frequencial, se pode determinar qual posição angular apresenta tendência em produzir maior valor de rugosidade R_a . Supondo-se que se conheça ou que seja possível determinar o ponto de entrada da ferramenta na peça durante o início do processo de corte, os maiores valores teóricos de rugosidade, a partir do primeiro ponto de contato entre ferramenta e peça, estão localizados nas regiões descritas pela Tabela 9.

Tabela 9 - Rugosidade R_a conforme posição angular do corpo de prova.

Frequência de indentação (Hz)	Avanço (mm/volta)	Posição angular de maior R_a
$1,2 \times f_m$	0,057	120° e 360°
	0,104	
$1,5 \times f_m$	0,057	150° e 300°
	0,104	
$1,8 \times f_m$	0,057	180° e 210°
	0,104	

Fonte: Elaborado pelo autor.

Pela análise da Tabela 9, se pode observar que a variação do avanço não interfere na posição angular que representa o maior valor de rugosidade R_a nos níveis avaliados neste trabalho. Desta maneira, se pode afirmar que no processo de corte LFV, a seleção de uma frequência de indentação ideal deve ter como parâmetro de base os valores da rugosidade teórica que são obtidos inicialmente pelo processo convencional. Em seguida, se devem levar em consideração os resultados que favorecem a descontinuidade do cavaco, pois uma combinação entre avanço e nível de deformação é requerida quando se pretende trabalhar na ruptura de cavacos em materiais dúcteis.

A análise estatística para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm está representada na Tabela 10. Pode-se verificar que todas as variáveis independentes, exceto o fator ferramenta, possuem influência nos valores da rugosidade R_a medidos.

Tabela 10 - ANOVA para rugosidade R_a $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	147,301	31	4,752	93,064	0,000
Interferência	2546,675	1	2546,675	49878,032	0,000
Velocidade_corte	15,089	1	15,089	295,530	0,000
Avanço	22,263	1	22,263	436,026	0,000
Frequência	84,259	3	28,086	550,088	0,000
Ferramenta	0,126	1	0,126	2,471	0,117
$V_c \times$ avanço	2,788	1	2,788	54,605	0,000
$V_c \times$ freq.	3,934	3	1,311	25,682	0,000
$V_c \times$ ferram.	7,712	1	7,712	151,050	0,000
f \times freq.	1,973	3	0,658	12,882	0,000
f \times ferram.	0,707	1	0,707	13,852	0,000
freq. \times ferram.	2,561	3	0,854	16,719	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	3,688	3	1,229	24,080	0,000
$V_c \times f \times$ ferram.	0,085	1	0,085	1,657	0,199
$V_c \times$ freq. \times ferram.	0,907	3	0,302	5,918	0,001
f \times freq. \times ferram.	1,164	3	0,388	7,598	0,000
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	0,045	3	0,015	0,294	0,830
Erro	17,972	352	0,051	-	-
Total	2711,949	384	-	-	-
Total corrigido	165,274	383	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando-se a Tabela 10, se nota que o fator frequência, seguido pelo fator avanço, foi o elemento de maior influência para rugosidade R_a avaliada na profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm. O fator de menor influência foi a velocidade de corte, mas sua contribuição continua presente nos resultados estatísticos. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz os maiores valores de rugosidade R_a para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, chegando a serem 16,7% maiores quando comparados à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. por meio de contraste ortogonal.

A ferramenta WNMG080408 UE6020 e a ferramenta WNMA080408 CA315 produzem estatisticamente os mesmos efeitos na rugosidade R_a , ou seja, o fator ferramenta não possui influência para esta profundidade de usinagem avaliada. O avanço $f=0,104$ mm/volta produz maiores valores de rugosidade R_a (cerca de 20,6% maiores) quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta.

Novamente, se observa que a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz produz maior rugosidade com relação às demais frequências, chegando a ser 67,6% maior se comparada à usinagem convencional. Se as trajetórias geradas pelas ferramentas nas três frequências forem sobrepostas, pode-se verificar que o movimento criado pela frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz sempre ocasiona maiores espaçamentos entre sulcos, principalmente quando se considera a posição angular localizada no diâmetro do corpo de prova.

Esta tendência, se comparada às demais, ocasiona um aumento médio de cerca de 20% nos espaçamentos. Assim, se pode afirmar que o padrão gerado pela frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz sempre será maior, entretanto, para efeitos de fabricação, deve ser avaliado para se manter no intervalo de tolerâncias permitido por determinado grau de acabamento. Por exemplo, se o grau de rugosidade requerido neste trabalho fosse compreendido entre 1,6 - 6,3 μm (superfície alisada), a rugosidade média obtida por ambas as ferramentas e por todas as frequências de indentação utilizadas estariam dentro dos limites de tolerâncias permitidas.

Em todos os ensaios experimentais, o valor do raio de ponta da ferramenta tendeu a produzir os mesmos efeitos no padrão de rugosidade, pois ambos os modelos de ferramentas possuem o mesmo valor de raio de ponta. Como o corte LFV tende a romper o material durante a usinagem, também não se nota influência do fluxo lateral de material, pelo menos para os valores da rugosidade R_a . Acredita-se que este fluxo foi minimizado devido ao comprimento de indentação escolhido. Isto pode ser confirmado pela integridade das superfícies acabadas, pois não apresentam deformidades adicionais que estejam relacionadas ao fluxo lateral do cavaco. Quando se avaliam somente cortes freqüenciais, se nota que os menores valores de rugosidade sempre ocorrem na frequência de indentação $f_r=1,8 \times f_m$ Hz, assim, se pode afirmar que esta frequência, de certa forma, possui melhor aproximação com o processo convencional, mesmo apresentando valores diferentes daqueles da rugosidade teórica. A fim de se compreender o perfil real obtido por meio dos diferentes métodos de usinagem, se realizou em paralelo a avaliação do perfil através do parâmetro R_z . Como um parâmetro isolado não consegue caracterizar totalmente o estado de superfície de uma peça, a combinação entre um ou mais parâmetros se fez necessária.

5.8 Análise da rugosidade R_z

Nos Apêndices 13 e 14 se encontram os valores das medições referentes à rugosidade R_z obtidos nos ensaios experimentais. A Tabela 11 mostra o resultado da análise estatística para os valores da rugosidade R_z na profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm.

Tabela 11 - ANOVA para rugosidade R_z $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	5405,725	31	174,378	30,695	0,000
Interferência	172370,059	1	172370,059	30341,424	0,000
Velocidade_corte	1139,985	1	1139,985	200,666	0,000
Avanço	296,367	1	296,367	52,168	0,000
Frequência	3027,893	3	1009,298	177,662	0,000
Ferramenta	24,548	1	24,548	4,321	0,038
$V_c \times$ avanço	29,821	1	29,821	5,249	0,023
$V_c \times$ freq.	142,358	3	47,453	8,353	0,000
$V_c \times$ ferram.	118,715	1	118,715	20,897	0,000
f \times freq.	103,794	3	34,598	6,090	0,000
f \times ferram.	0,000	1	0,000	0,000	0,993
freq. \times ferram.	250,827	3	83,609	14,717	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	27,436	3	9,145	1,610	0,187
$V_c \times f \times$ ferram.	24,903	1	24,903	4,384	0,037
$V_c \times$ freq. \times ferram.	171,297	3	57,099	10,051	0,000
f \times freq. \times ferram.	14,281	3	4,760	0,838	0,474
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	33,499	3	11,166	1,966	0,119
Erro	1999,717	352	5,681	-	-
Total	179775,501	384	-	-	-
Total corrigido	7405,442	383	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

De maneira geral, os resultados provenientes da rugosidade R_z seguem a mesma tendência daqueles obtidos na rugosidade R_a , inclusive quando se comparam os contrastes ortogonais das variáveis independentes.

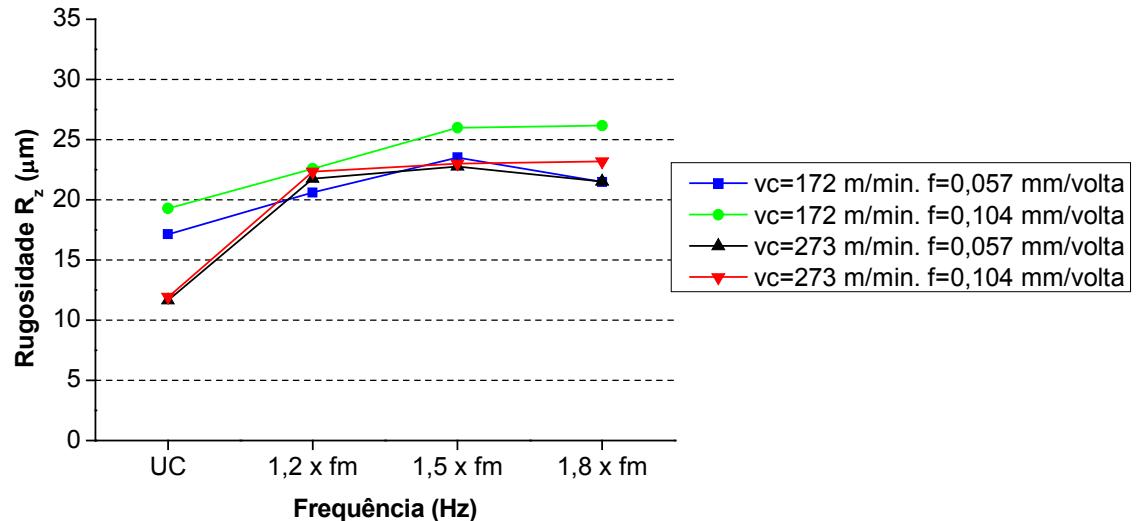
Nota-se, na profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm, que a velocidade de corte, frequência, avanço e ferramenta introduzem perturbações no perfil acabado dos corpos de prova. As variáveis mais influentes são a velocidade de corte e a frequência de indentação, sendo a velocidade de corte $v_c=172$ m/min. aquela que produz maior rugosidade R_z (cerca de 17,7% maior) quando

comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. Se o material apresenta menor plasticidade devido ao aumento da velocidade de corte (e portanto um aumento da velocidade de deformação), o acabamento superficial é melhorado como resultado de um fluxo plástico lateral menos significativo, com menores variações decorrentes do aumento da altura entre picos e vales, observando-se o padrão obtida na rugosidade R_z .

Por contraste ortogonal, os efeitos combinados entre as frequências de indentação UC e $f_r=1,2 \times f_m$ Hz se aproximam dos efeitos causados pela frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz, porém, maiores valores de rugosidade R_z são observados e se tornam mais evidentes para a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz, chegando a ser 44,4% maiores se comparados ao processo convencional. A repetibilidade dos resultados e sua comprovação por meio dos métodos estatísticos, reforçam a afirmação de que mesmo se empregando outro padrão para medição da rugosidade, a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz possui uma resposta para produzir maiores valores de rugosidade, de maneira geral.

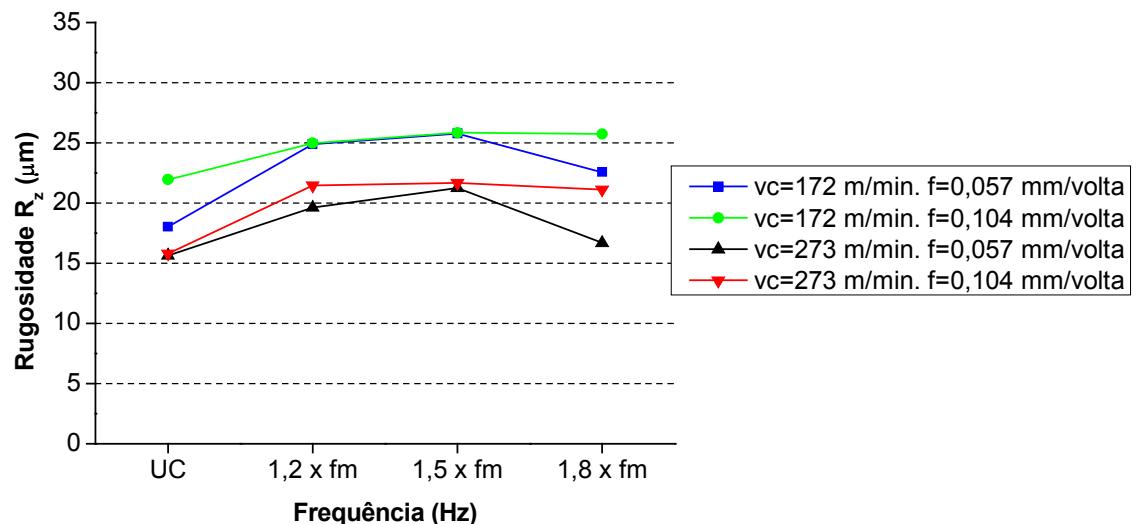
O avanço $f=0,104$ mm/volta, conforme esperado, produz maior valor para rugosidade R_z quando se avalia a profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm. Este valor chega a ser 8,6% maior se comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz maior rugosidade R_z , mas a diferença entre resultados obtidos com a ferramenta WNMG080408 UE6020 não é tão significativa (apenas 2,4% maior). Nas Figuras 84 e 85 se pode observar a variação da rugosidade R_z em função das velocidades de corte e dos avanços utilizados para ferramenta WNMG080408 UE6020 e para ferramenta WNMA080408 CA315.

Figura 84 - Rugosidade R_z $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 85 - Rugosidade R_z $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.

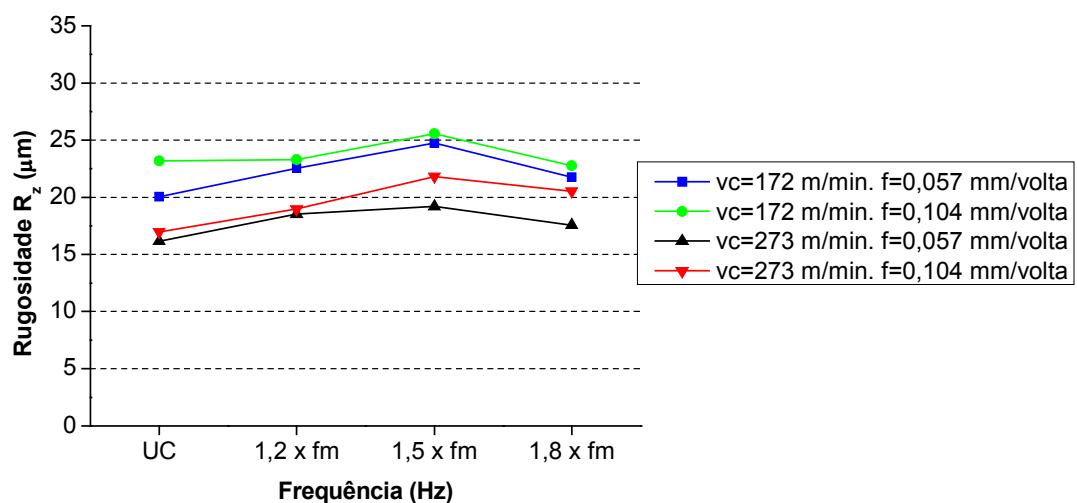


Fonte: Elaborado pelo autor.

Nota-se, por meio dos gráficos das Figuras 84 e 85, que o avanço $f=0,104$ mm/volta ocasiona o aumento da rugosidade R_z em todas frequências de indentação. Uma provável explicação para esta ocorrência pode ser atribuída aos efeitos do corte com maior avanço, o que torna os sulcos mais profundos e mais amplos, ocasionando maiores distâncias entre picos e vales. Free (2017) afirma que o parâmetro R_z é calculado medindo-se a distância vertical do pico mais alto até o vale mais baixo, dentro de cinco comprimentos de amostragem, para em seguida, se obter a média destas distâncias.

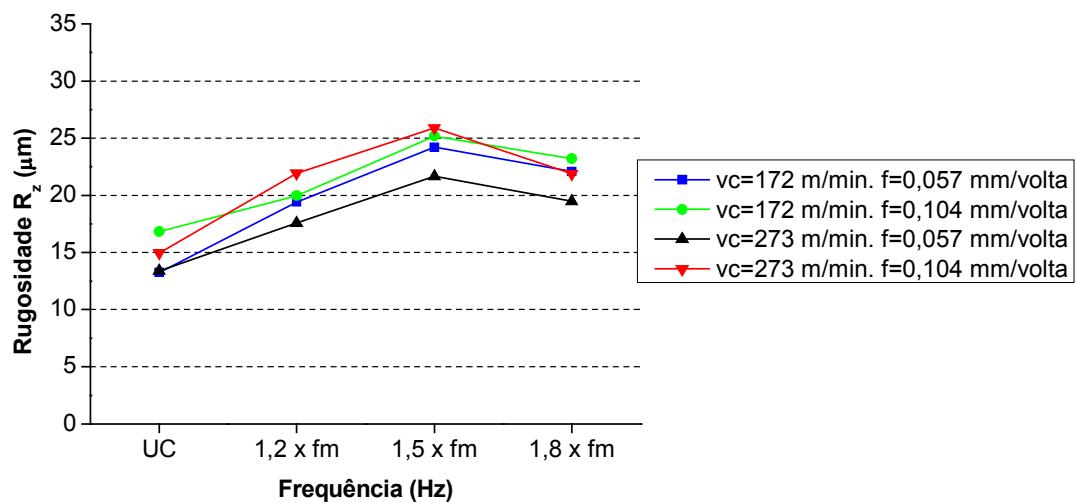
Como o parâmetro R_z mede apenas os cinco picos mais altos e os cinco vales mais profundos, valores extremos têm maior influência sobre o resultado final. Dessa forma, se pode afirmar que o aumento do parâmetro R_z foi provocado pela interação entre comprimento de amostragem e posição angular ocupada pelo rugosímetro no corpo de prova, assim como foi observado no parâmetro R_a . Esta interação promove a ocorrência de picos e vales com maior distanciamento, pois as superfícies obtidas pelo corte LFV caracterizam esta condição, de maneira geral. Nas Figuras 86 e 87 se observam os valores da rugosidade R_z para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm.

Figura 86 - Rugosidade R_z $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 87 - Rugosidade R_z $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.

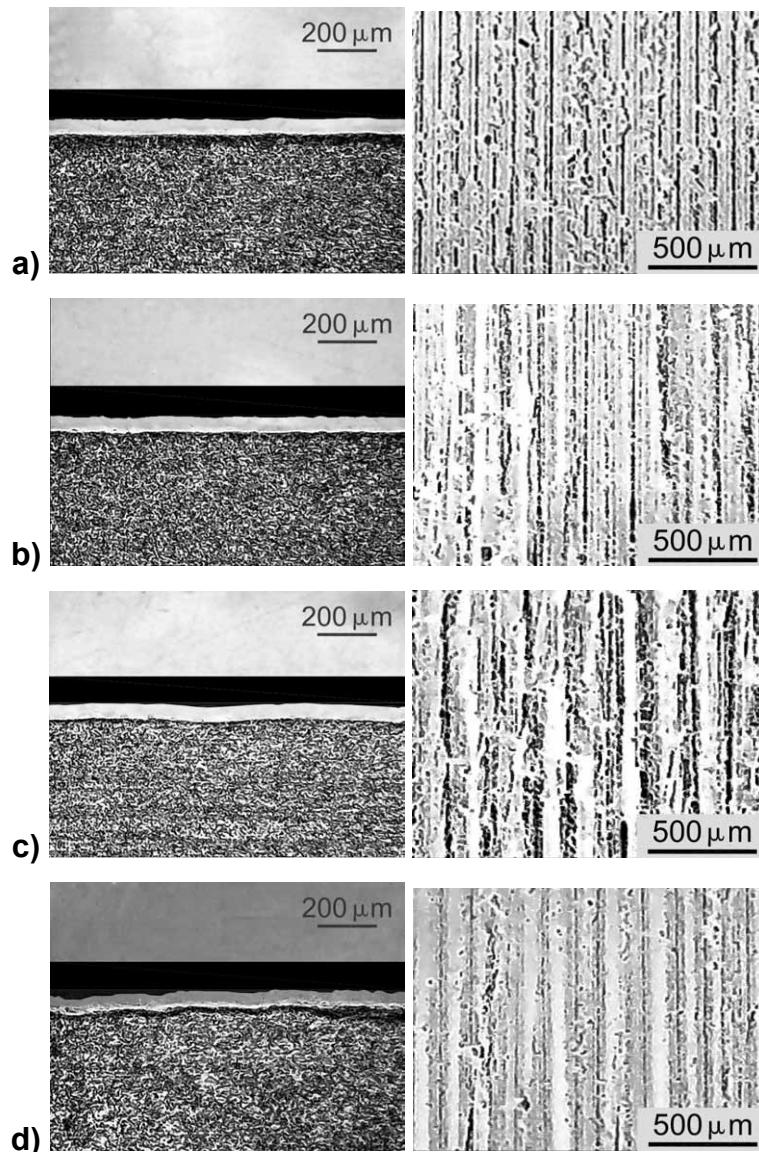


Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio dos gráficos das Figuras 86 e 87 se nota que a ferramenta WNMG080408 UE6020 produz, de maneira geral, distribuição menos dispersa dos valores para rugosidade R_z . Entretanto, apesar de produzir rugosidade maior 3,9% quando comparada à ferramenta WNMA080408 CA315, este aumento não é tão significativo quando comparado ao parâmetro R_a para mesma profundidade de usinagem, onde as ferramentas produzem os mesmos efeitos. Um aspecto geral do perfil de rugosidade R_z promovido pela ferramenta WNMA080408 CA315 pode ser observado na Figura 88.

**Figura 88 - Padrão de rugosidade R_z devido à indentação
WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm:**

a) UC; b) $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz; c) $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz; d) $f_r = 1,8 \times f_m$ Hz.

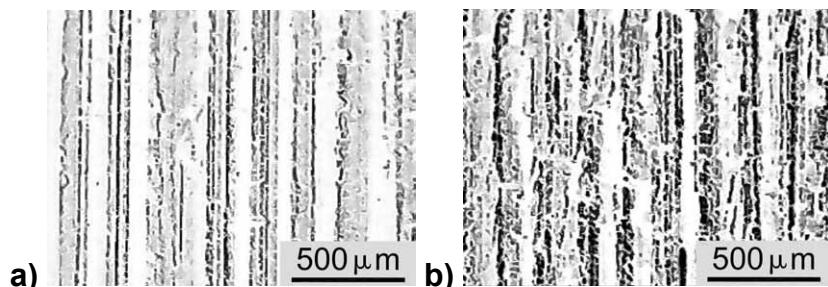


Fonte: Elaborado pelo autor.

Comparando-se o perfil obtido pela ação da ferramenta WNMG080408 UE6020 com o padrão obtido pela ferramenta WNMA080408 CA315, se pode notar a influência da geometria da cunha de corte no estado de superfície gerado. Este padrão também pode ser observado na Figura 89, que evidencia os desvios de superfície criados.

Figura 89 - Padrão de rugosidade R_z devido à indentação $f_r = 1,5 \times f_m$ Hz:

- a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm;
- b) WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta $a_p = 1,5$ mm.



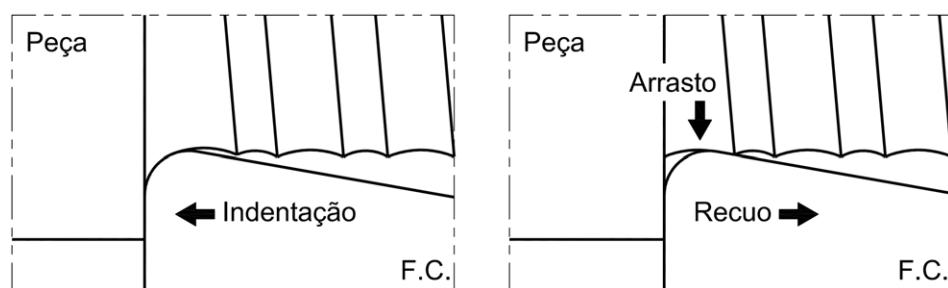
Fonte: Elaborado pelo autor.

Nota-se que o padrão da Figura 89 b) apresenta maiores irregularidades entre sulcos quando comparado ao padrão da Figura 89 a). O perfil de onda gerado pela ferramenta WNMA080408 CA315 possui uma topografia que pode ser explicada através do fator geométrico. Este fator interfere nos resultados experimentais devido ao ângulo de posição da aresta secundária de corte da ferramenta.

Durante o avanço de indentação do mecanismo de corte frequencial, a ferramenta interage efetivamente com a superfície da peça formando um ângulo de posição igual a 90°. Ao recuar, a ferramenta corta com um ângulo de posição da aresta secundária igual a 10°. O retorno da ferramenta provoca uma zona de compressão na superfície usinada, não realizando o processo de corte de maneira efetiva, criando assim uma região de atrito entre a aresta de corte secundária e o material da peça.

Este movimento de arrasto, que ocorre durante o recuo da ferramenta, está representado na Figura 90, e gera um aumento das imperfeições no perfil usinado, o que ocasiona maiores irregularidades geométricas. Este mesmo comportamento foi observado por Patil *et al.* (2013, p.9), onde parte da deformação proporcionada pela mecanismo de indentação é descarregada para superfície da peça, durante o movimento de recuo da ferramenta.

Figura 90 - Arrasto provocado pelo retorno da ferramenta no processo de corte frequencial.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Resultados semelhantes com relação ao arrasto causado pela ferramenta também foram observados por Maroju, Vamsi e Xiaoliang (2017, p.12) e Meddour *et al.* (2014, p.11). Os autores afirmam que, devido às características de varredura do material proporcionadas pelo corte frequencial, a superfície final obtida é caracterizada por alta densidade de vales e pouca presença de picos. Isto significa que o perfil está uniformemente distribuído sobre a linha média.

A presença de maior densidade de vales ocasiona uma rugosidade R_z maior no corte LFV se comparada ao método convencional. Diferente do método LFV, esta zona de arrasto e compressão não é observada na usinagem com avanço fixo, assim, se pode justificar, de certa forma, a ocorrência de menores valores de rugosidade R_z quando se utiliza a usinagem convencional, conforme observado neste trabalho.

Na Tabela 12 se pode observar o resultado da análise de variância para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm.

Tabela 12 - ANOVA para rugosidade R_z $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	4288,634	31	138,343	29,089	0,000
Interferência	160638,435	1	160638,435	33776,638	0,000
Velocidade_corte	645,922	1	645,922	135,815	0,000
Avanço	366,270	1	366,270	77,014	0,000
Frequência	2208,892	3	736,297	154,818	0,000
Ferramenta	60,143	1	60,143	12,646	0,000
$V_c \times$ avanço	20,521	1	20,521	4,315	0,039
$V_c \times$ freq.	11,151	3	3,717	0,782	0,505
$V_c \times$ ferram.	270,363	1	270,363	56,848	0,000
f \times freq.	7,981	3	2,660	0,559	0,642
f \times ferram.	14,723	1	14,723	3,096	0,079
freq. \times ferram.	524,230	3	174,743	36,742	0,000
$V_c \times f \times freq.$	80,148	3	26,716	5,617	0,001
$V_c \times f \times$ ferram.	9,911	1	9,911	2,084	0,150
$V_c \times freq. \times ferram.$	36,209	3	12,070	2,538	0,056
f \times freq. \times ferram.	13,288	3	4,429	0,931	0,426
$V_c \times f \times freq. \times ferram.$	18,884	3	6,295	1,324	0,266
Erro	1674,078	352	4,756	-	-
Total	166601,147	384	-	-	-
Total corrigido	5962,712	383	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando-se a Tabela 12, para a profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, se nota que todas as variáveis independentes provocam interferência nos valores da rugosidade R_z . A frequência de indentação foi o fator de maior influência na variação dos resultados experimentais. A frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz produz, se comparada à usinagem convencional, um aumento de 39,7% nos valores da rugosidade R_z .

A velocidade de corte foi o segundo fator de maior significância na análise da profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz um aumento de 13,5% quando comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min.

Por contraste ortogonal, o avanço $f=0,104$ mm/volta promove o aumento da rugosidade R_z em 10% quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta. Neste caso, o avanço foi uma das variáveis de menor influência para obtenção deste padrão de rugosidade.

O nível referente à ferramenta produziu as menores variações de rugosidade, sendo a ferramenta WNMA080408 CA315 a responsável por uma diferença maior 3,9% nos valores da rugosidade R_z , se comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020. Este fato pode ser explicado pela relação entre ferramenta e profundidade de usinagem. De maneira geral, maiores profundidades de usinagem proporcionam maior comprimento de contato entre ferramenta e peça, que caracterizam maior volume de material retirado. Se este contato ocorre em geometrias onde o ângulo de saída é reduzido, existe a tendência de que o cavaco ocupe maior região na superfície de saída da ferramenta, o que provoca maior atrito. Consequentemente, nestes casos, se pode observar que existe uma influência tribológica nos valores da força de usinagem, que é ocasionada devido às condições de corte. Esta influência tribológica pode ser explicada pela dinâmica da ferramenta, ou seja, um cavaco escoando sobre uma superfície de saída não estática provoca maior atrito nesta superfície e contribui de forma significativa para a elevação da força de usinagem.

Um comportamento particular foi observado com relação às ferramentas WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315 para as profundidades de usinagem estudadas. Na menor profundidade de usinagem avaliada, a ferramenta WNMA080408 CA315 possui tendência em produzir menor rugosidade, porém com o aumento da profundidade de usinagem, a ferramenta WNMG080408 UE6020 passa a produzir menor rugosidade. Apesar da diferença porcentual não ser tão significativa, conforme mencionado anteriormente, de certa forma se pode dizer que existe uma relação entre rugosidade e dureza do material, conforme descrito por Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.151).

Sabe-se que a ferramenta WNMA080408 CA315 é capaz de proporcionar maior encruamento do material de trabalho que, por sua vez, acaba dificultando a formação de descontinuidades na superfície trabalhada. Com a elevação da dureza tem-se um pequeno ganho na diminuição da ductilidade e, consequentemente, um pequeno ganho na formação do cavaco. Pela presença do quebra cavaco, a ferramenta WNMG080408 UE6020 deveria produzir menor rugosidade na menor profundidade de usinagem avaliada, mas este fato não foi observado. Assim, se pode afirmar que uma superfície

trabalhada sobre a influência de uma ferramenta que altera sua dureza (mesmo em menor profundidade de usinagem e sem a presença de quebra cavaco), é capaz de apresentar melhor rugosidade quando comparada a uma superfície obtida sem produzir esta condição.

Para a profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, a diminuição dos valores da rugosidade R_z , quando se aplicou o método de usinagem LFV, também pode ser relacionada com a distância entre picos e vales. Percebe-se que menores alturas de picos e menores profundidades de vales são encontradas para frequência de indentação UC e $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, enquanto que maiores alturas de picos e maiores profundidades de vales são encontradas principalmente para a frequência de indentação $f_r=1,5 \times f_m$ Hz.

Devido à maior distância de indentação, causada pela frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz, o material cortado é forçado a se movimentar de forma perpendicular ao cavaco, fazendo o sulco usinado escoar lateralmente. Quando o material é cortado em menor velocidade de corte e maior avanço, este escoamento lateral se torna mais evidente, o que de certa forma altera o perfil obtido, mesmo que a rugosidade se mantenha dentro da tolerância desejada.

Como a velocidade de corte é o segundo fator de maior influência para rugosidade R_z na profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, se pode notar, nos gráficos das Figuras 86 e 87, que a menor velocidade de corte avaliada aumenta o fluxo de arrasto lateral do material, causando deterioração na qualidade da superfície usinada. Resultados similares foram obtidos por Krolczyk e Legutko (2014, p.759) e Risbood, Dixit e Sahasrabudhe (2003, p.204) quando realizaram experimentos e analisaram os efeitos das menores velocidades de corte no perfil usinado.

Como resultado final da análise dos perfis de rugosidade, pode-se afirmar que o estado geral de uma superfície reflete a estabilidade do processo de corte. Quando é aplicado um método que altera o mecanismo de formação do cavaco, a perda de parte da rigidez do sistema tende a produzir efeitos diferentes, que de uma forma ou de outra, serão detectados por parâmetros de medição distintos. Encontrando-se os padrões que possuem correlação, se pode aprimorar o controle dos parâmetros de corte, de modo a se obter um grau de acabamento com as características requeridas pelo projeto e manter o controle da forma do cavaco.

5.9 Análise da força de corte

As forças medidas neste trabalho foram a força de corte e a força de avanço. Os dados completos referentes às forças de corte medidas se encontram nos Apêndices 15 e 16. A Tabela 13 apresenta a análise estatística referente à força de corte para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm.

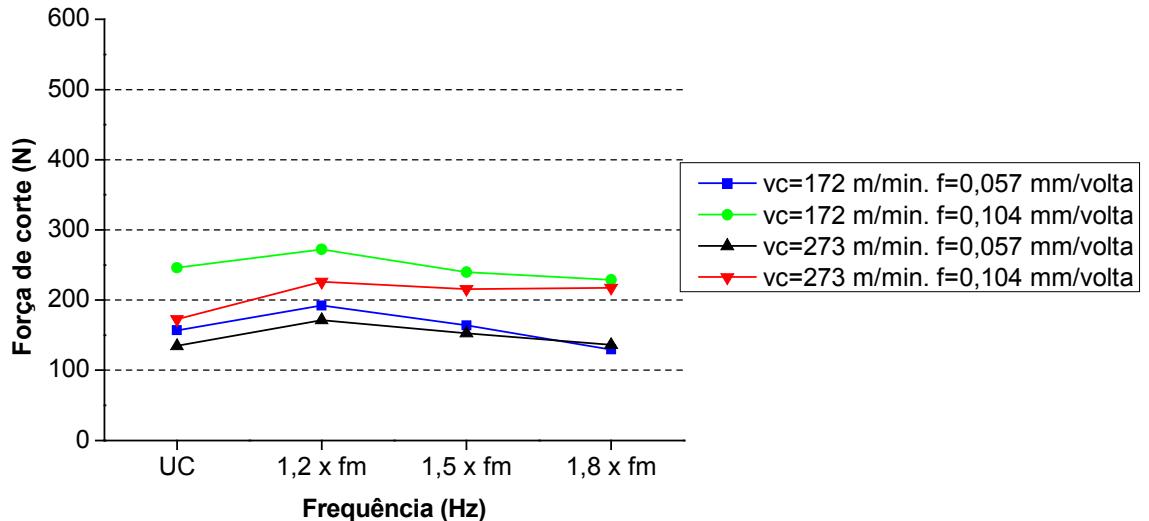
Tabela 13 - ANOVA para força de corte $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	386800,165	31	12477,425	493,838	0,000
Interferência	4587976,815	1	4587976,815	181585,190	0,000
Velocidade_corte	12792,784	1	12792,784	506,319	0,000
Avanço	224382,682	1	224382,682	8880,728	0,000
Frequência	33523,566	3	11174,522	442,271	0,000
Ferramenta	73239,402	1	73239,402	2898,705	0,000
$V_c \times$ avanço	126,500	1	126,500	5,007	0,029
$V_c \times$ freq.	4033,654	3	1344,551	53,215	0,000
$V_c \times$ ferram.	114,844	1	114,844	4,545	0,037
f \times freq.	8404,131	3	2801,377	110,874	0,000
f \times ferram.	13852,815	1	13852,815	548,273	0,000
freq. \times ferram.	5590,219	3	1863,406	73,751	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	155,929	3	51,976	2,057	0,115
$V_c \times f \times$ ferram.	2945,950	1	2945,950	116,596	0,000
$V_c \times$ freq. \times ferram.	1487,987	3	495,996	19,631	0,000
f \times freq. \times ferram.	4710,731	3	1570,244	62,148	0,000
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	1438,972	3	479,657	18,984	0,000
Erro	1617,040	64	25,266	-	-
Total	4976394,020	96	-	-	-
Total corrigido	388417,205	95	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

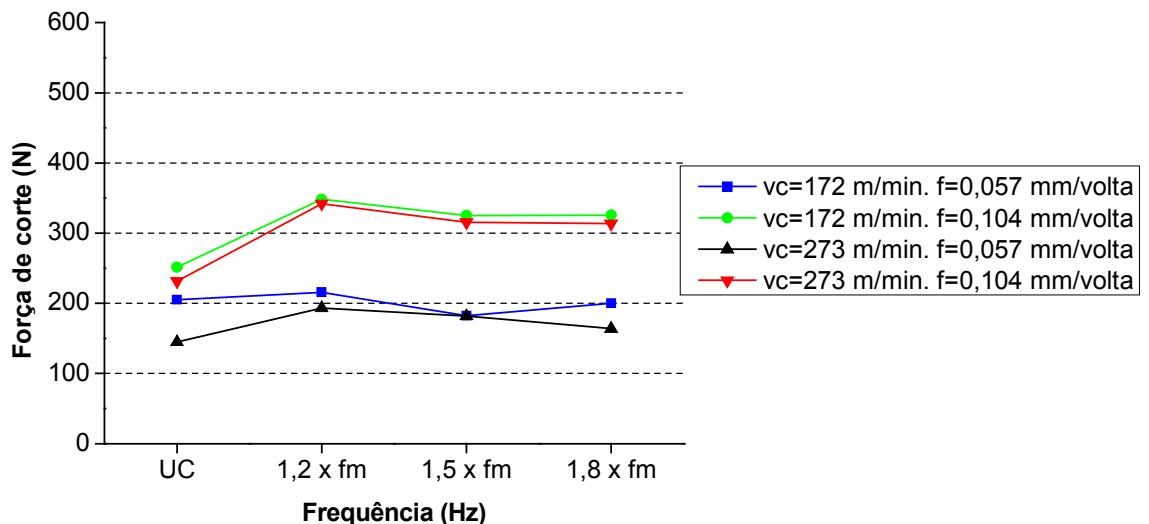
Analizando-se a Tabela 13, se observa que todas as variáveis independentes possuem influência nos valores da força de corte. Com relação ao avanço, que foi a variável independente de maior influência, por meio dos gráficos das Figuras 91 e 92 se observa que o avanço $f=0,104$ mm/volta produz maior força de corte, conforme esperado. Por contraste ortogonal o avanço $f=0,104$ mm/volta produz força de corte maior 56,8% quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta.

Figura 91 - Força de corte $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 92 - Força de corte $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Dimla (2004, p.1710) e Grum e Kisim (2003, p.1547) dizem que o fato do aumento do avanço contribuir para o aumento da força de corte pode ser explicado pela relação existente entre planos de cisalhamento. O aumento do avanço provoca diretamente um aumento dos planos de cisalhamento a serem vencidos. Isto ocorre porque o volume de material a ser removido também aumenta, quando comparado aquele removido por um avanço menor. Consequentemente, este aumento de volume provoca o aumento da força de corte.

Com relação à influência das ferramentas, para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm se nota que a ferramenta WNMA080408 CA315 produz maior força de corte. Por contraste ortogonal, este valor é maior 28,9% quando comparado à força de corte produzida pela ferramenta WNMG080408 UE6020. Este fato pode ser explicado pela restrição geométrica que a ferramenta WNMA080408 CA315 ocasiona. Se o movimento livre do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta for restrinido de alguma forma, a tendência é que ocorra o aumento da força de corte.

Stephenson e Agapiou (2016, p.407) citam que a alteração da geometria do cavaco é o resultado da restrição imposta pela ferramenta ao seu escoamento. A geometria do cavaco possui, de certa forma, relação com as deformações que ocorrem na zona primária. Uma vez que estas deformações se estendem abaixo do ponto de contato entre ferramenta e peça, se pode dizer, baseando-se nos resultados deste trabalho, que a ferramenta WNMA080408 CA315 é mais eficiente para restringir o fluxo do material. Esta restrição também está relacionada com a ausência do quebra-cavaco da ferramenta WNMA080408 CA315, que produz área de contato diferente daquela encontrada na ferramenta WNMG080408 UE6020. Se a área de contato entre cavaco e ferramenta é alterada de alguma forma, o valor da força de corte também é alterado.

A frequência de indentação que produz maior força de corte é a frequência $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, que apresenta valor 27,1% maior quando comparada a frequência gerada pela usinagem convencional. De maneira geral, a frequência UC e a frequência $f_r=1,8 \times f_m$ Hz produzem os menores valores para força de corte. O aumento da força de corte para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz pode ser explicado pela presença da zona de aderência, conforme observado na análise das imagens obtidas pelo MEV.

Nota-se que maiores forças de usinagem são observadas onde os maiores níveis de deformação são inseridos. Uma maneira de ilustrar esta condição é idealizar o corpo de prova como sendo constituído por dois materiais com durezas diferentes. Quando a ferramenta passa pelo ponto de maior dureza existe o aumento das forças de usinagem. Se o deslocamento de indentação coincidir com a região de maior dureza, se pode observar um aumento ainda maior nas forças de usinagem. Efeito semelhante é encontrado

quando se realiza a soldagem de um material e os procedimentos são realizados de maneira incorreta. Quando a ferramenta corta a região soldada, ocorre um aumento das forças de usinagem e, dependendo da diferença entre a dureza das regiões, o corte pode ser interrompido devido à quebra da ferramenta.

Outra maneira de explicar o motivo causador do aumento da força de corte para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, é por meio do intervalo no qual o movimento de indentação é realizado. Nota-se, por meio do mapa de avanço para a frequência $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, que ocorre uma inserção mais gradual da indentação quando se compara com as demais frequências. Neste caso, a velocidade de deformação é distribuída ao ponto de permitir que as discordâncias resultem em deformações permanentes, criando maior dificuldade para ruptura e, consequentemente, maior força necessária para romper ligações. No caso do aumento da velocidade de indentação, o escorregamento entre planos é comprometido devido à tendência do material dúctil em responder de forma elástica aos esforços aplicados. Silva (2007, p.11) afirma que o mecanismo de fratura, que caracteriza o comportamento dos materiais dúcteis, possui progressão lenta e controlada. Este mecanismo somente gera resultados efetivos quando ocorre um aumento da tensão aplicada proveniente de uma sobrecarga. Neste caso, acredita-se que o fator indentação é o responsável por sobrecarregar ciclicamente parte do material que irá formar o cavaco.

Silva (2008, p.26) explica que antes do início do corte efetivo da ferramenta, ocorrem deformações de caráter elástico no material. Quando o limite elástico é alcançado acima da aresta de corte da ferramenta, o material é forçado a fluir na mesma direção que o plano de cisalhamento primário, iniciando assim a formação do cavaco. Acredita-se que a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz ocasiona, devido a seu amplo período de indentação, um ciclo de deformação que acelera o mecanismo de deformação plástica, e por consequência, promove a ocorrência de regiões mais encruadas, que ocasionam o aumento das forças de usinagem.

Outro fator que justifica o motivo pelo qual a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz gera maior força de corte, pode ser explicado através do estudo realizado por Nath e Rahman (2008, p.971). De acordo com os autores, o

aumento da frequência de indentação ocasiona o aumento do tempo de não contato entre ferramenta e peça. Aumentando-se o tempo de não contato, se observa que qualquer tipo de deformação induzida é suprimido, assim, não se consegue inserir encruamento nem obter maior variação das forças de usinagem. Em contrapartida, ao se utilizar baixa frequência de indentação, o tempo de não contato é drasticamente reduzido, o que permite introduzir deformações com maior eficiência.

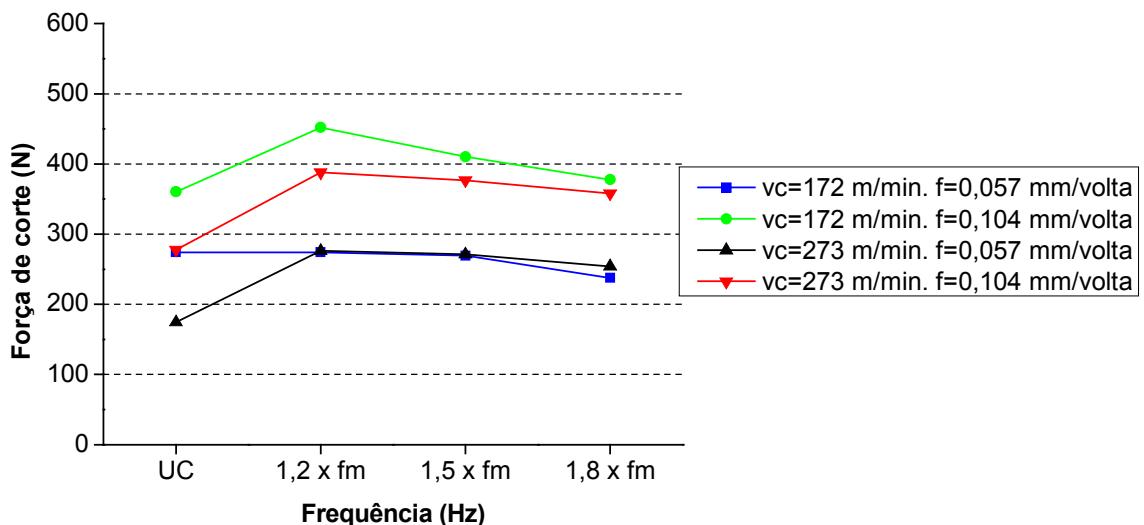
Com relação à velocidade de corte, por contraste ortogonal, se observa que a velocidade $v_c=172$ m/min. produz maior força de corte, com valor 11,1% maior quando comparado à velocidade $v_c=273$ m/min., para ambos os métodos de usinagem empregados. De maneira geral, o aumento da velocidade de corte tende a diminuir as forças de usinagem devido ao aumento de temperatura, que facilita a fluidez e a deformação do material (DIMLA, 2004, p.1710; MACHADO *et al.*, 2011, p.112; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013, p.73; PAWADE *et al.*, 2007, p.142; GRUM e KISIN, 2003, p.1547; BOUACHA *et al.*, 2010, p.355; MEDDOUR *et al.*, 2014, p.8; DING *et al.*, 2011, p.696; VINAYAGAMOORTHY e XAVIOR, 2013, p.391; SEKER, KURT e CIFTCI, 2004, p.406; MIYAKE *et al.*, 2016, p.357).

Fazendo-se uma comparação com os valores da rugosidade discutidos anteriormente, se pode notar que o aspecto dos gráficos das Figuras 93 e 94, referentes à profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, mostra uma tendência de maior ocorrência de forças de corte para as frequências de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz e $f_r=1,5 \times f_m$ Hz. De certa forma, a alteração da rugosidade discutida anteriormente, possui uma relação com o crescimento da força de corte.

Ulas (2014, p.8) estudou a influência da força de corte na rugosidade de um material dúctil. O autor descreve em seus resultados que a rugosidade é alterada à medida que o valor da força de corte aumenta. Resultados semelhantes foram encontrados por Tangjitsitcharoen (2013, p.662), que relata que a rugosidade superficial é dependente da força de corte devido ao aumento das vibrações causadas pela ferramenta. Assim, se pode afirmar que onde ocorrem variações significativas da força de corte, existe uma condição que altera o comportamento do perfil acabado. Como a interação entre avanço, frequência de indentação e ferramenta tem um efeito influente nos valores da força de corte, se acredita que esta condição é predominante para obtenção de

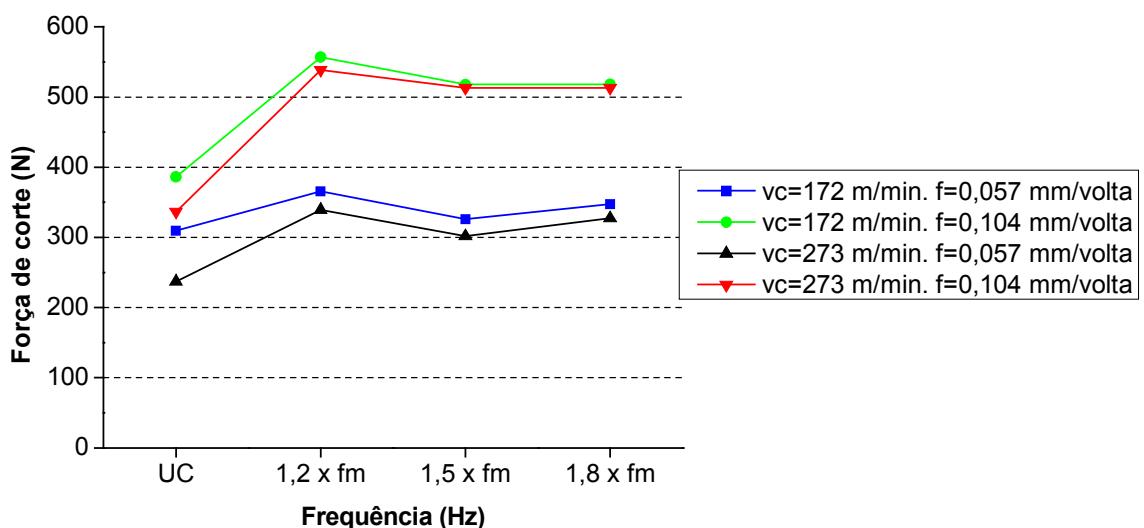
maior força de corte na usinagem LFV, de maneira geral. Esta suposição pode ser verificada pelo trabalho realizado por Miyake *et al.* (2016, p.357), que afirma que as forças de corte obtidas pelo processo LFV são maiores do que as forças obtidas pelo método convencional.

Figura 93 - Força de corte $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 94 - Força de corte $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



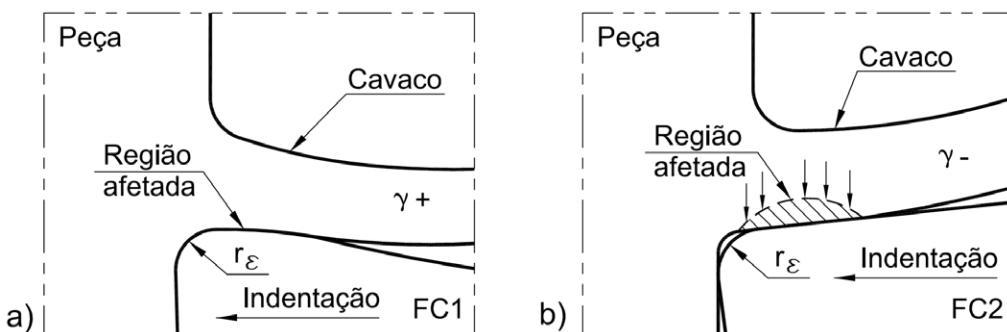
Fonte: Elaborado pelo autor.

Pela observação das Figuras 93 e 94, se nota que o avanço $f=0,104$ mm/volta apresenta uma contribuição significativa para o aumento da força de corte, em ambas as ferramentas utilizadas. Esta contribuição é mais

perceptível quando se verificam os efeitos produzidos pela ferramenta WNMA080408 CA315. Além da existência de maior quantidade de planos de cisalhamento a serem vencidos pelo aumento do avanço, a condição encontrada pelo material, ao escoar pela superfície de saída da ferramenta WNMA080408 CA315, é dificultada pela presença do ângulo de saída negativo. Mesquita e Marques (1992, p.319) afirmam que a força necessária para romper o cavaco aumenta à medida que o raio de curvatura do mesmo diminui. A diminuição do raio de curvatura, neste caso, pode ser atribuída à presença do ângulo de saída negativo.

Conforme pode ser visto na Figura 95 b), o material do cavaco encontra uma região de maior contato, correspondente à zona de cisalhamento secundária, que é afetada pelo movimento de indentação da ferramenta. Em contrapartida, esta região ocasiona uma diminuição do raio de curvatura do cavaco, que pode ser associada a um aumento de tensões localizadas. Shaw (2005, p.140) diz que existe uma relação entre o fluxo de cisalhamento e a ocorrência de tensões de compressão no corte dos materiais. Assim, se pode afirmar que a força de corte, neste caso, apresenta um aumento devido à maior resistência à ruptura adquirida pelo cavaco, em decorrência dos efeitos do mecanismo LFV e da alteração do raio de curvatura.

Figura 95 - Região afetada pelo ângulo de saída da ferramenta.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 14 apresenta os resultados da análise estatística referente à força de corte para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm. Pode-se observar, de maneira geral, que a influência das variáveis independentes segue o mesmo padrão apresentado para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm.

Tabela 14 - ANOVA para força de corte $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	930123,880	31	30003,996	412,716	0,000
Interferência	12330000,000	1	12330000,000	169555,951	0,000
Velocidade_corte	23431,250	1	23431,250	322,306	0,000
Avanço	493898,350	1	493898,350	6793,757	0,000
Frequênciа	144299,338	3	48099,779	661,631	0,000
Ferramenta	184520,807	1	184520,807	2538,153	0,000
$V_c \times$ avanço	289,120	1	289,120	3,977	0,050
$V_c \times$ freq.	17104,428	3	5701,476	78,426	0,000
$V_c \times$ ferram.	311,040	1	311,040	4,278	0,043
f \times freq.	22912,061	3	7637,354	105,055	0,000
f \times ferram.	11934,960	1	11934,960	164,170	0,000
freq. \times ferram.	18179,408	3	6059,803	83,355	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	1813,968	3	604,656	8,317	0,000
$V_c \times f \times$ ferram.	3210,907	1	3210,907	44,167	0,000
$V_c \times$ freq. \times ferram.	1335,542	3	445,181	6,124	0,000
f \times freq. \times ferram.	5923,085	3	1974,362	27,158	0,000
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	959,615	3	319,872	4,400	0,070
Erro	4652,727	64	72,699	-	-
Total	13260000,000	96	-	-	-
Total corrigido	934776,606	95	-	-	-

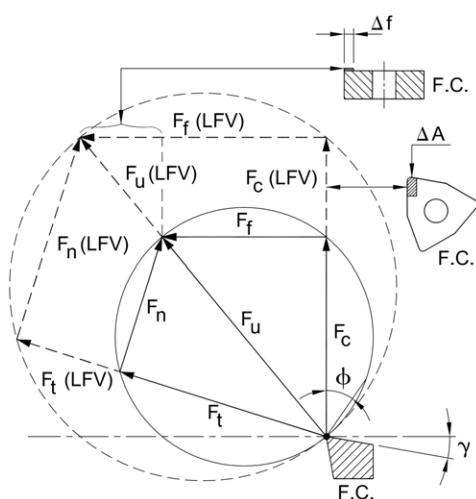
Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio da análise da Tabela 14, se nota que o fator avanço é a variável de maior influência, assim como ocorreu para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm. Na profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, o avanço $f=0,104$ mm/volta promove forças de corte maiores 50,1% quando comparadas ao avanço $f=0,057$ mm/volta. Devido aos efeitos ocasionados pela ferramenta WNMA080408 CA315, a força de corte foi 27,9% maior se comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020. A frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz ocasionou, repetidamente, maior força de corte. Sua contribuição é maior 35,4% quando se compara com a força de corte obtida pela usinagem convencional.

Analiticamente, a variação observada para força de corte na frequência $f_r=1,2 \times f_m$ Hz pode ser explicada pela soma vetorial entre a força de corte que o mecanismo LFV produz e a força de corte produzida pelo método convencional, conforme mostrado na Figura 96. O vetor adicional da força de corte é resultado da variação de área de seção transversal de cavaco sobre a

superfície de saída da ferramenta, enquanto que o vetor adicional da força de avanço é resultado da espessura variável de cavaco produzida na direção do avanço. Consequentemente, uma frequência de indentação menor proporciona um maior volume de material removido por rotação, se comparada a uma frequência de indentação maior. Assim, maior volume de material removido ocasiona maior força de usinagem, conforme é observado nos experimentos para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz.

Figura 96 - Análise vetorial para força de corte e força de avanço.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os efeitos ocasionados pela velocidade de corte $v_c=172$ m/min. proporcionam um aumento das forças de corte em 9,1% quando comparados aos efeitos da velocidade de corte $v_c=273$ m/min. Resultados semelhantes foram obtidos por Jacobson, Wallen e Hogmark (1988, p.557) quando observaram o comportamento da força de corte em menores velocidades de corte. Como foram avaliadas apenas duas velocidades de corte neste trabalho, se entende que a curva representativa do decréscimo da força de corte em função do aumento da velocidade, está sendo analisada no trecho referente ao seu decaimento. Normalmente, em maiores profundidades de usinagem, menores velocidades de corte ocasionam maiores vibrações no sistema de fixação. Ferraresi (1977, p.172) afirma que sistemas que possuem baixa rigidez favorecem o aumento das forças de usinagem. Assim, se pode afirmar que o corte LFV também altera as condições de rigidez, principalmente pelo ponto de vista da formação do cavaco.

5.10 Análise da força de avanço

A Tabela 15 apresenta a análise estatística referente à força de avanço, obtida através do movimento linear de indentação das ferramentas, para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm. Os dados completos das forças de avanço obtidas se encontram nos Apêndices 17 e 18.

Tabela 15 - ANOVA para força de avanço $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	310544,667	31	10017,570	396,807	0,000
Interferência	1301072,667	1	1301072,667	51536,975	0,000
Velocidade_corte	2038,727	1	2038,727	80,756	0,000
Avanço	29463,034	1	29463,034	1167,064	0,000
Frequência	55028,372	3	18342,791	726,579	0,000
Ferramenta	204647,602	1	204647,602	8106,325	0,000
$V_c \times$ avanço	0,570	1	0,570	0,023	0,881
$V_c \times$ freq.	328,651	3	109,550	4,339	0,008
$V_c \times$ ferram.	20,535	1	20,535	0,813	0,370
f \times freq.	6867,882	3	2289,294	90,682	0,000
f \times ferram.	3569,720	1	3569,720	141,401	0,000
freq. \times ferram.	7468,713	3	2489,571	98,615	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	63,524	3	21,175	0,839	0,478
$V_c \times f \times$ ferram.	134,900	1	134,900	5,344	0,024
$V_c \times$ freq. \times ferram.	45,254	3	15,085	0,598	0,619
f \times freq. \times ferram.	592,530	3	197,510	7,824	0,000
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	274,652	3	91,551	3,626	0,018
Erro	1615,707	64	25,245	-	-
Total	1613233,040	96	-	-	-
Total corrigido	312160,373	95	-	-	-

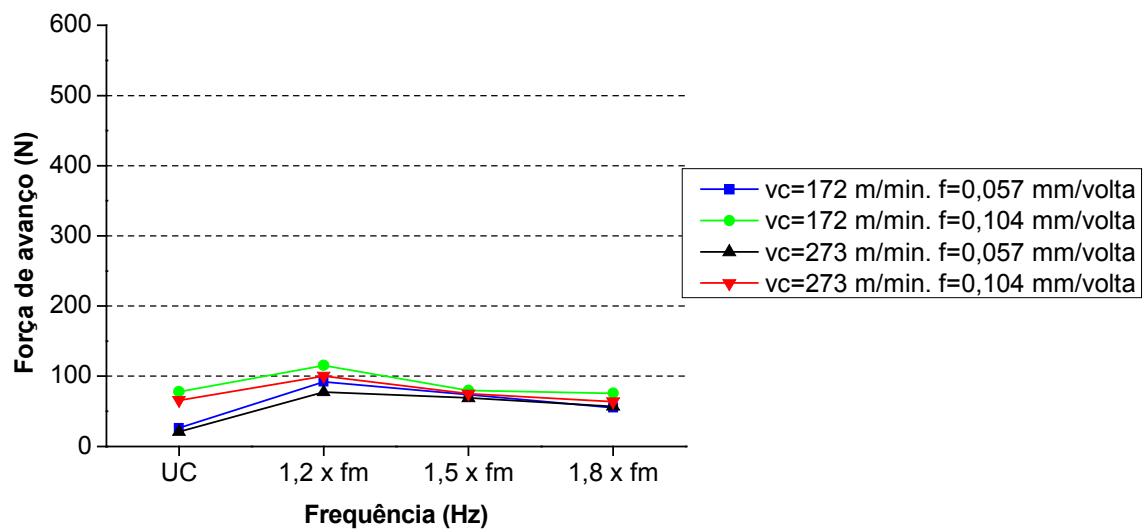
Fonte: Elaborado pelo autor.

Analizando-se as interações mostradas na Tabela 15, se pode notar que todas variáveis independentes também possuem influência no valor da força de avanço. Neste caso, o fator ferramenta apresenta uma influência proeminente com relação aos demais fatores e demais resultados de análise de variância verificados até esta seção do trabalho. A ferramenta WNMA080408 CA315 apresenta valores de força de avanço maiores 131,5% quando comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020. Esta diferença significativa possui relação

com o mecanismo de corte LFV e, especificamente, com o tipo de movimento realizado pelo mesmo. Este mecanismo provoca a inserção de tensões na região à frente da ferramenta, seguida pela compactação dos grãos da matriz, o que ocasiona dificuldades para romper o material.

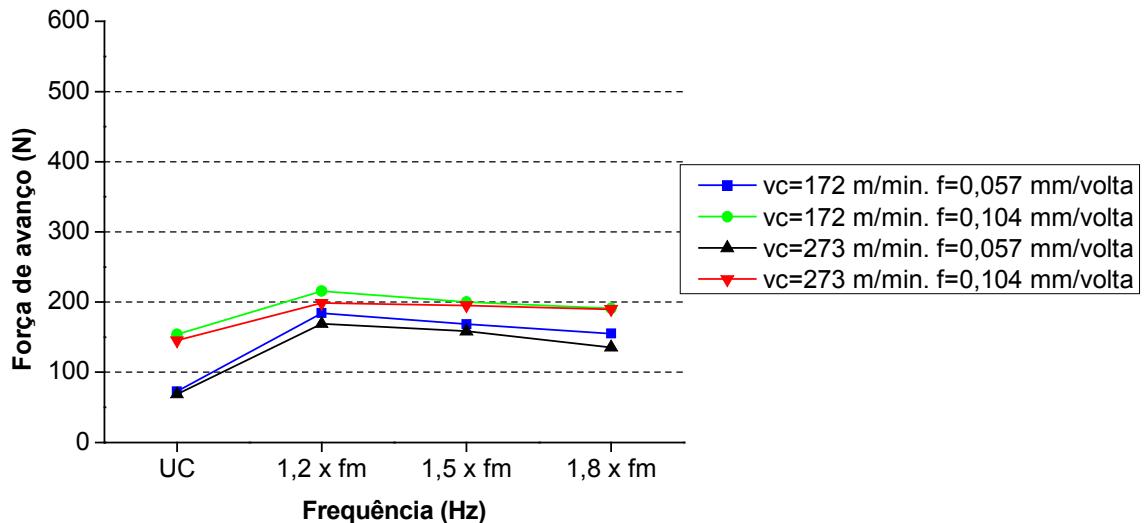
Este fenômeno possui uma característica particular que não foi observada nas análises anteriores. Para força de corte, se afirma que o ângulo de saída negativo encontrado na ferramenta WNMA080408 CA315 possui influência na inserção de zonas comprimidas na região de cisalhamento secundária. Entretanto, quando se avaliam os resultados provenientes da força de avanço, se pode afirmar que a geometria da ferramenta não possui relevância suficiente na variação dos valores encontrados. O aumento da força de avanço pode ser verificado por meio dos gráficos das Figuras 97 e 98.

Figura 97 - Força de avanço $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

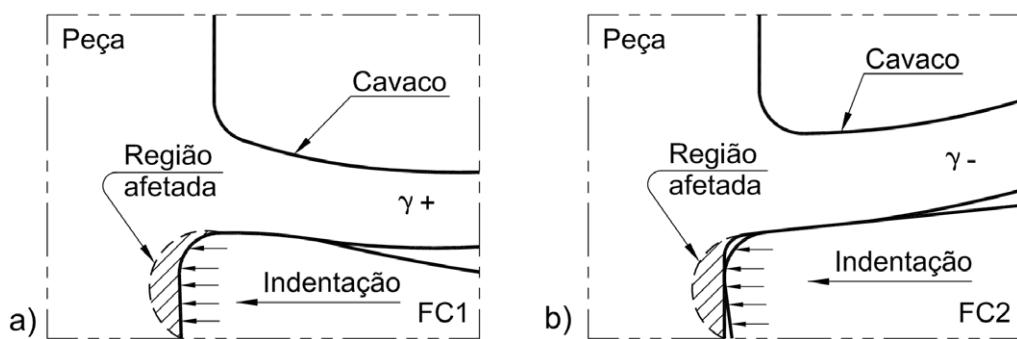
Figura 98 - Força de avanço $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Acredita-se, neste caso, que o deslocamento da aresta no movimento de indentação, mostrado na Figura 99, é suficiente para inserir alterações no material e que gera aumento da força de avanço mesmo se qualquer outra geometria de ferramenta fosse utilizada. Este fato pode ser explicado quando se realiza a análise de outras trajetórias utilizadas para descrever o movimento de indentação. Ahmed *et al.* (2007, p.853) dizem que indentações no sentido do avanço da ferramenta são mais efetivas para provocar o aumento das forças de usinagem, se comparadas a indentações no sentido tangencial.

Figura 99 - Região afetada pela indentação da ferramenta.



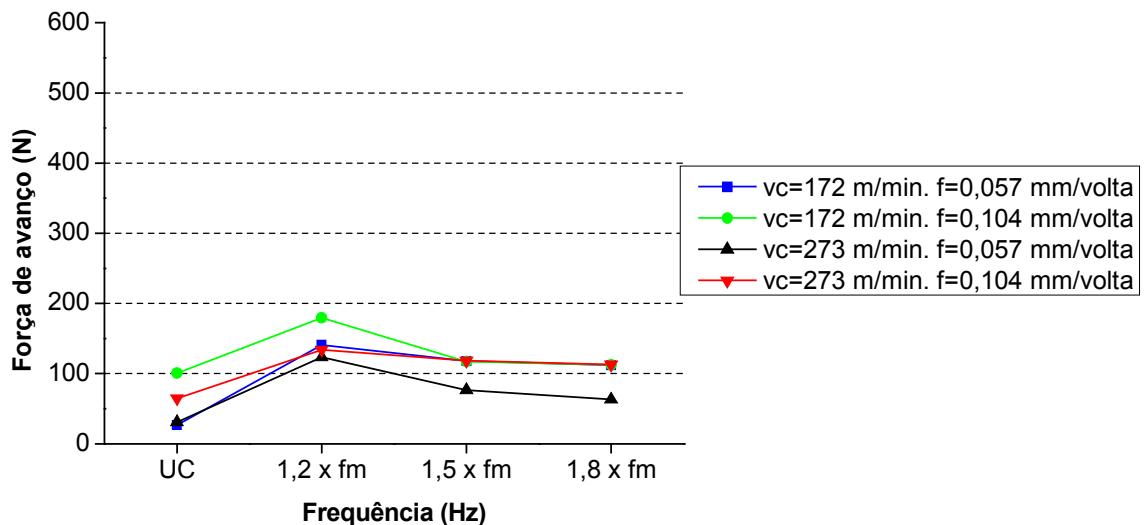
Fonte: Elaborado pelo autor.

Pela análise dos gráficos das Figuras 97 e 98 se pode notar que o avanço $f=0,104$ mm/volta também contribui para o aumento da força de avanço. Na profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm seu valor é 35,4% maior quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta. A frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz segue apresentando a tendência anteriormente observada, produzindo maior força de avanço, com valor 82,6% maior quando comparada a frequência correspondente à usinagem convencional. Esta foi a maior diferença porcentual encontrada em todos os ensaios experimentais com relação à frequência, e pode ser justificada pela capacidade da mesma em produzir regiões de restrição ao fluxo do material deformado, em maiores níveis, quando comparada às demais frequências de indentação.

Com relação à velocidade de corte, a velocidade $v_c=172$ m/min. ocasiona um aumento de 8,2% na força de avanço. Pode-se afirmar que a velocidade de corte $v_c=172$ m/min. de certa forma, tende a produzir maior encruamento no material cortado, o que favorece sua ruptura. Entretanto, o rompimento do cavaco dúctil em alta velocidade de corte, possui uma relação com a restrição do fluxo de material, pois em maiores velocidades de corte a frequência de indentação aumenta devido à maior rotação utilizada. Este comportamento explica a ruptura do cavaco nesta condição, ou seja, pequenos acréscimos de tensão no material que forma o cavaco são capazes de alterar sua geometria final. Este comportamento também é explicado por Childs *et al.* (2000, p.53), mostrando que a forma geométrica do cavaco é alterada devido ao trabalho de encruamento ocasionado pela variação de espessura do cavaco.

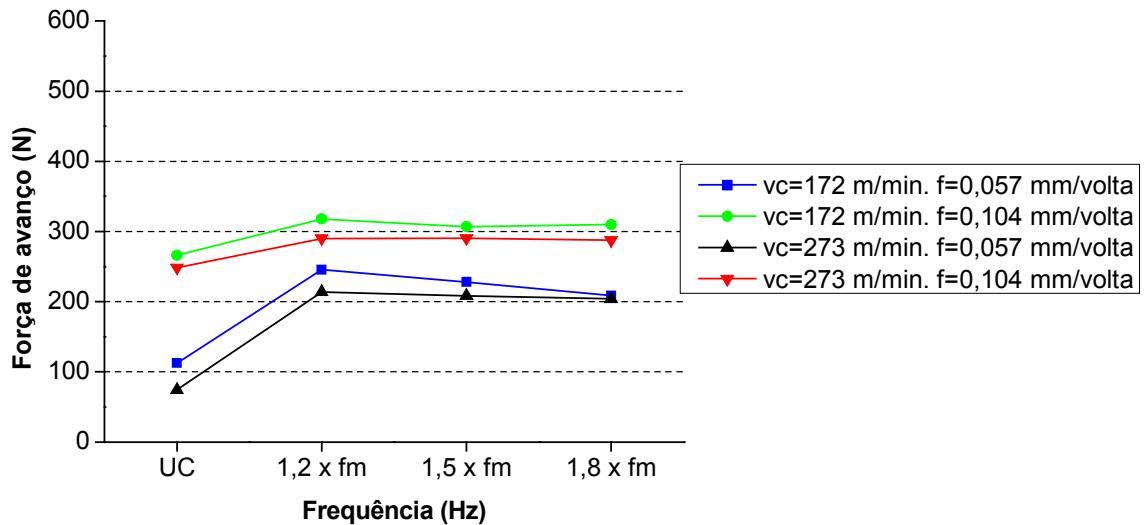
Nas Figuras 100 e 101 se pode observar a evolução da força de avanço para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm. Pode-se notar nestas figuras que a usinagem convencional, representada pela frequência de indentação UC, apresenta os menores valores para força de avanço. Neste caso, a diminuição da força de avanço é influenciada pela ausência de um mecanismo de indentação, sendo os valores encontrados o resultado apenas das variações ocorridas pela variação do avanço. Apesar do avanço fixo produzir deformações no material, para o corte de materiais dúcteis as tensões provocadas não são suficientes para influenciar o encruamento ao ponto de conduzir uma ruptura do material (STEPHENSON e AGAPIOU 2016, p.408).

Figura 100 - Força de avanço $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 101 - Força de avanço $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 16 apresenta a análise de variância para força de avanço referente à profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm.

Tabela 16 - ANOVA para força de avanço $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	733591,770	31	23664,251	884,738	0,000
Interferência	2778413,450	1	2778413,450	103876,845	0,000
Velocidade_corte	12235,650	1	12235,650	457,456	0,000
Avanço	107254,140	1	107254,140	4009,922	0,000
Frequênciа	106796,097	3	35598,699	1330,932	0,000
Ferramenta	446546,320	1	446546,320	16695,076	0,000
$V_c \times$ avanço	103,335	1	103,335	3,863	0,054
$V_c \times$ freq.	562,927	3	187,642	7,015	0,000
$V_c \times$ ferram.	3,010	1	3,010	0,113	0,738
f \times freq.	14402,196	3	4800,732	179,485	0,000
f \times ferram.	30917,082	1	30917,082	1155,900	0,000
freq. \times ferram.	5708,144	3	1902,715	71,137	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	1425,354	3	475,118	17,763	0,000
$V_c \times f \times$ ferram.	15,042	1	15,042	0,562	0,456
$V_c \times$ freq. \times ferram.	395,450	3	131,817	4,928	0,004
f \times freq. \times ferram.	3190,728	3	1063,576	39,764	0,000
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	4036,294	3	1345,431	50,302	0,000
Erro	1711,820	64	26,747	-	-
Total	3513717,040	96	-	-	-
Total corrigido	735303,590	95	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Pela análise da Tabela 16, se pode notar que a tendência observada para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm se repete, ou seja, as mesmas variáveis independentes contribuem para alteração dos valores da força de avanço. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz força de avanço maior 133,8% se comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020. O avanço $f=0,104$ mm/volta produz força de avanço maior 48,9% se comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta. A frequência $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz força de avanço maior 78,1% se comparada à usinagem convencional e a velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz força de avanço maior 14,2% se comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min.

Pode-se afirmar, de antemão, que a força de avanço é mais influenciada pela condição do corte frequencial do que pelo processo de usinagem convencional. Para se obterem valores comparativos, se torna necessário quantificar a razão existente entre força de corte e força de avanço.

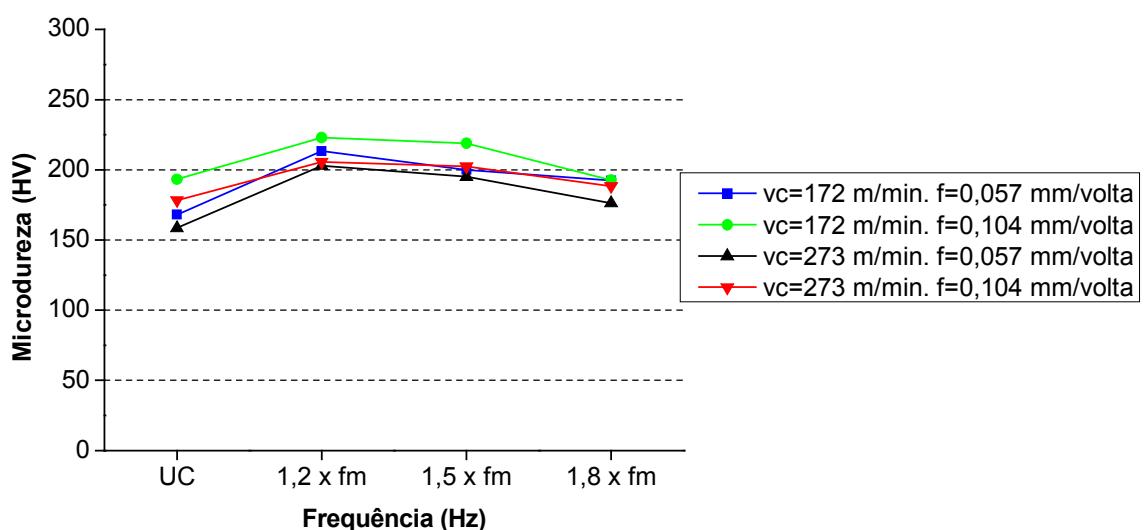
Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.61) afirmam que no torneamento, a força de corte é aproximadamente 4,5 vezes maior que a força de avanço. Comparando-se os resultados obtidos neste trabalho com a relação estabelecida pelos autores, a usinagem pelo método convencional apresenta força de corte compreendida entre 4,6 e 6,0 vezes maior que a força de avanço para ferramenta WNMG080408 UE6020, que possui geometria apropriada para usinagem de aços. Esta variação foi considerada coerente com as informações encontradas na literatura. Por outro lado, comparando-se o método de usinagem frequencial, a força de corte apresenta valores compreendidos entre 2,2 e 3,2 vezes maiores que a força de avanço para a ferramenta WNMG080408 UE6020. Como não se encontrou nenhuma informação a respeito desta variação na literatura, se assume que estes são valores de referência para futuros estudos do corte frequencial.

No caso da ferramenta WNMA080408 CA315, a relação entre força de corte e força de avanço apresenta diferenças em função da geometria da ferramenta. Para usinagem convencional, a força de corte é maior entre 2,0 e 2,2 vezes do que a força de avanço, enquanto que no corte frequencial este valor fica compreendido entre 1,4 e 1,7 vezes maior. Estas diferenças significativas indicam que a ferramenta WNMA080408 CA315 apresenta tendência em produzir maior força de avanço, devido à sua relação mais evidente a nível quantitativo com a força de corte.

5.11 Análise da microtureza

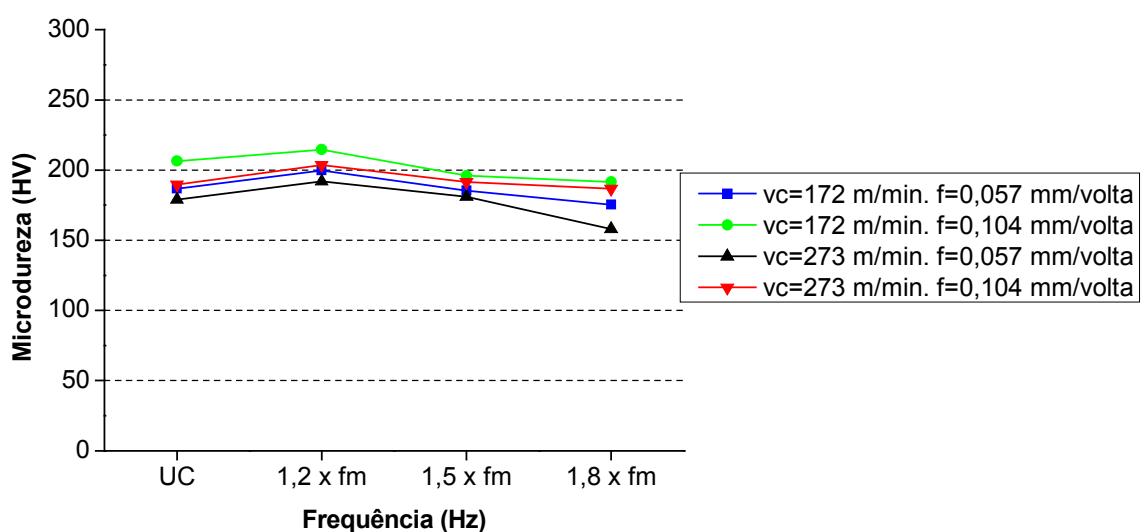
A inserção de regiões alteradas pelo processo de indentaçāo pode ser verificada por meio de diferentes valores de microtureza encontrados na região 2 (Figura 45), conforme mostrado nas Figuras 102 e 103. Os gráficos se referem à profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm e representam os efeitos das ferramentas WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315. Os dados completos dos valores da microtureza se encontram nos Apêndices 19 e 20.

Figura 102 - Microtureza $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 103 - Microtureza $a_p=1,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Pela análise dos gráficos das Figuras 102 e 103, se percebe que existe uma tendência na variação dos valores da microdureza, com pequeno aumento localizado para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz. Outro fato observado é que a microdureza diminui quando ocorre o aumento da velocidade de corte, de maneira geral. A Tabela 17 representa o resultado da análise de variância para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm.

Tabela 17 - ANOVA para microdureza $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	22586,490	31	728,596	7,418	0,000
Interferência	3541632,510	1	3541632,510	36058,619	0,000
Velocidade_corte	2656,510	1	2656,510	27,047	0,000
Avanço	4496,344	1	4496,344	45,779	0,000
Frequência	10000,031	3	3333,344	33,938	0,000
Ferramenta	490,510	1	490,510	4,994	0,029
$V_c \times$ avanço	15,844	1	15,844	0,161	0,689
$V_c \times$ freq.	72,031	3	24,010	0,244	0,865
$V_c \times$ ferram.	36,260	1	36,260	0,369	0,546
$f \times$ freq.	275,031	3	91,677	0,933	0,430
$f \times$ ferram.	68,344	1	68,344	0,696	0,407
freq. \times ferram.	3487,198	3	1162,399	11,835	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	374,865	3	124,955	1,272	0,291
$V_c \times f \times$ ferram.	14,260	1	14,260	0,145	0,704
$V_c \times$ freq. \times ferram.	55,781	3	18,594	0,189	0,903
$f \times$ freq. \times ferram.	500,198	3	166,733	1,698	0,176
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	43,281	3	14,427	0,147	0,931
Erro	6286,000	64	98,219	-	-
Total	3570505,000	96	-	-	-
Total corrigido	28872,490	95	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

No caso da profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm, o fator mais influente é o avanço. O avanço $f=0,104$ mm/volta produz um aumento na microdureza 7,4% maior quando comparado ao avanço $f=0,057$ mm/volta. Razavi, Nategh e Soleimani (2012, p.1044) afirmam que à medida que o valor do avanço aumenta, ocorre o aumento da dureza na superfície lateral usinada pela ferramenta. Este aumento é mais perceptível no método de usinagem frequencial do que na usinagem convencional. Efeito contrário ocorre quando

existe o aumento da frequência de vibração, pois o esmagamento dos grãos na região de interface é afetado pelo movimento alternativo de indentação, que ocasiona uma diminuição da área de contato entre ferramenta e cavaco (CAKIR *et al.*, 2015, p.2844; MUHAMMAD *et al.*, 2014, p.913; NATH e RAHMAN, 2008, p.970; PATIL *et al.*, 2013, p.14; AHMED *et al.*, 2007, p.850; MAUROTTTO *et al.*, 2010, p.4).

A frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz microureza 13,4% maior se comparada à usinagem convencional. O motivo que justifica a ocorrência de maiores valores de microureza na frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz pode estar relacionado com o intervalo pelo qual a ferramenta se mantém em contato com a peça. Nota-se, no mapa de avanço da Figura 75, que na frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, a ferramenta está mais avançada e menos recuada quando comparada às demais frequências, em uma mesma rotação. Uma maior indentação e um menor recuo, de certa forma, inserem maiores níveis de deformação no material. Por outro lado, se o mecanismo de indentação for comparado a um sistema massa mola (onde o amortecimento ocorre na oscilação do próprio mecanismo), as forças de usinagem obtidas agem como forças restauradoras do sistema.

Como a frequência de indentação gera uma oscilação harmônica senoidal, conforme descrito por Brehl e Dow (2007, p.155), pode-se dizer que ocorre a criação um sistema superamortecido. Neste sistema, a constante de amortecimento (c) é elevada, pois na frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz quase não ocorre oscilação, e a energia extraída do sistema é transferida para o material cortado, tornando-o mais deformado. Neste contexto, maiores frequências de indentação provocam sistemas subamortecidos, onde a transferência de energia do sistema não é tão eficiente ao ponto de deformar o material. Outro fato que comprova a eficácia de baixas frequências para inserção de deformações, é a característica imposta ao material devido ao encruamento. Maroju, Vamsi e Xiaoliang (2017, p.13) afirmam que materiais endurecidos podem amortecer vibrações de baixa frequência, ocasionando indiretamente uma alteração no estado de tensões dos mesmos.

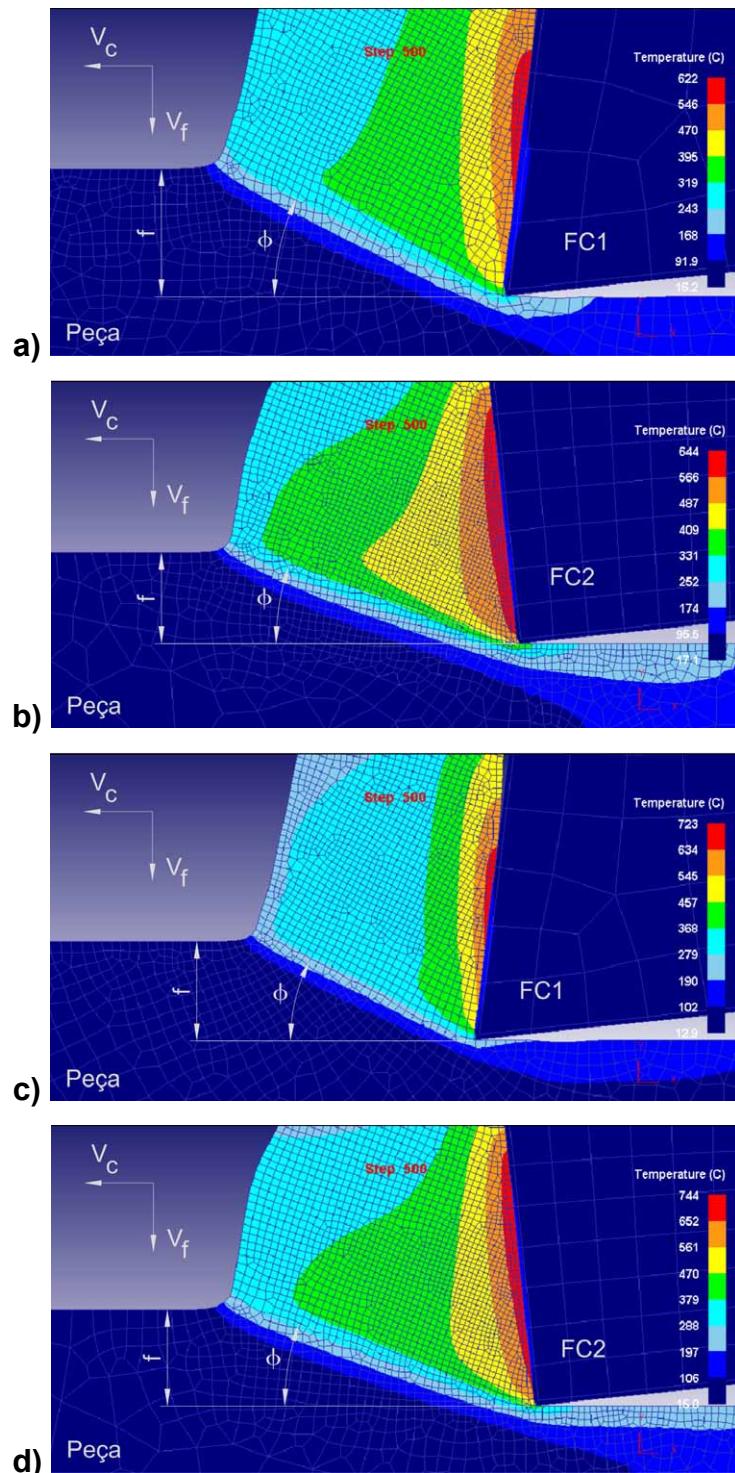
A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz microdureza 5,6% maior que a velocidade de corte $v_c=273$ m/min. Nosouhi *et al.* (2014, p.227) descreve que as principais deformações que ocorrem na usinagem estão localizadas na zona primária e secundária. Qualquer mudança encontrada nestas regiões é capaz de afetar o calor gerado durante o processo de corte, assim, quando se utiliza menor velocidade de corte, normalmente é gerado menor gradiente de temperatura. Este fato explica o motivo pelo qual as menores velocidades de corte, de maneira geral, contribuem para o aumento da resistência à ruptura. Toenshoff e Denkena (2013, p.24) afirmam que o encruamento na usinagem não ocorre se a temperatura de recristalização é excedida durante o processo de deformação.

A ferramenta WNMG080408 UE6020 produz microdureza 2,4% maior que a ferramenta WNMA080408 CA315. Esta diferença não é tão significativa se for comparada a outras variáveis independentes, entretanto, se pode considerar que a geometria da WNMG080408 UE6020 não é o principal fator responsável pelo aumento da microdureza, mas sim o efeito do movimento de indentação.

Uma hipótese comparativa, que pode ser tomada como base para explicação do alcance de maior microdureza na menor velocidade de corte avaliada, consiste nos fatores que afetam a recristalização do material. O aço ABNT 1020 possui temperatura de recristalização em torno de 540°C. A região que é afetada pelo mecanismo de indentação dificilmente atinge esta temperatura, pois a maior parcela de calor (em torno de 75%) é transferida para o cavaco. Uma simulação dos contornos da zona de indentação está representada na Figura 104, onde se observa que as temperaturas localizadas nas zonas de indentação não se aproximam da temperatura de recristalização. A maior temperatura encontrada nas simulações é de aproximadamente 379°C, referente à ferramenta WNMA080408 CA315, no avanço $f=0,104$ mm/volta e profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm.

Figura 104 - Simulação de temperatura para UC $a_p = 2,5$ mm:

- a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta;
- b) WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta;
- c) WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta;
- d) WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando-se as variações de temperaturas encontradas, de maneira geral, se pode afirmar que se os grãos localizados na zona de aderência criada pelo mecanismo LFV forem aquecidos até que a temperatura de recristalização seja alcançada (e forem mantidos nesta condição durante o tempo necessário), os efeitos da indentação seriam nulos e não haveriam alterações na microdureza. Consequentemente, a zona de aderência irá desaparecer e o cavaco será formado de maneira contínua, mesmo utilizando-se o mecanismo de corte frequencial. Este fato pode ser explicado pelo aumento da resistência do material devido ao aumento da dureza.

Efeitos semelhantes são encontrados se a temperatura for aumentada devido ao crescimento da velocidade de corte. Maurotto *et al.* (2010, p.5) afirmam que à medida que a velocidade de corte aumenta, a possibilidade de separação da ferramenta do cavaco diminui, o que provoca resultados idênticos ao corte contínuo. Assim, se o material permite que seja trabalhado em uma velocidade de corte capaz de recristalizá-lo, o mesmo não é passível de produzir a ruptura dos cavacos. Como estas condições não foram encontradas em nenhum dos ensaios avaliados, pode-se afirmar que o corte frequencial altera a microdureza da região afetada pelo mecanismo, pois não existe tempo hábil para ocorrerem alterações na microestrutura devido ao movimento cíclico de formação do cavaco.

A Tabela 18 mostra o resultado da análise estatística para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm. Observa-se novamente que todas as variáveis independentes produzem alterações nos valores da microdureza.

Tabela 18 - ANOVA para microdureza $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	27016,490	31	871,500	8,278	0,000
Interferência	3499502,510	1	3499502,510	33239,561	0,000
Velocidade_corte	3939,844	1	3939,844	37,422	0,000
Avanço	8835,844	1	8835,844	83,926	0,000
Frequênciа	8171,781	3	2723,927	25,873	0,000
Ferramenta	906,510	1	906,510	8,610	0,005
$V_c \times$ avanço	17,510	1	17,510	0,166	0,685
$V_c \times$ freq.	950,281	3	316,760	3,009	0,037
$V_c \times$ ferram.	0,260	1	0,260	0,002	0,960
f \times freq.	1021,781	3	340,594	3,235	0,028
f \times ferram.	27,094	1	27,094	0,257	0,614
freq. \times ferram.	853,448	3	284,483	2,702	0,053
$V_c \times f \times$ freq.	181,281	3	60,427	0,574	0,634
$V_c \times f \times$ ferram.	348,844	1	348,844	3,313	0,073
$V_c \times$ freq. \times ferram.	130,865	3	43,622	0,414	0,743
f \times freq. \times ferram.	985,198	3	328,399	3,119	0,032
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	645,948	3	215,316	2,045	0,116
Erro	6738,000	64	105,281	-	-
Total	3533257,000	96	-	-	-
Total corrigido	33754,490	95	-	-	-

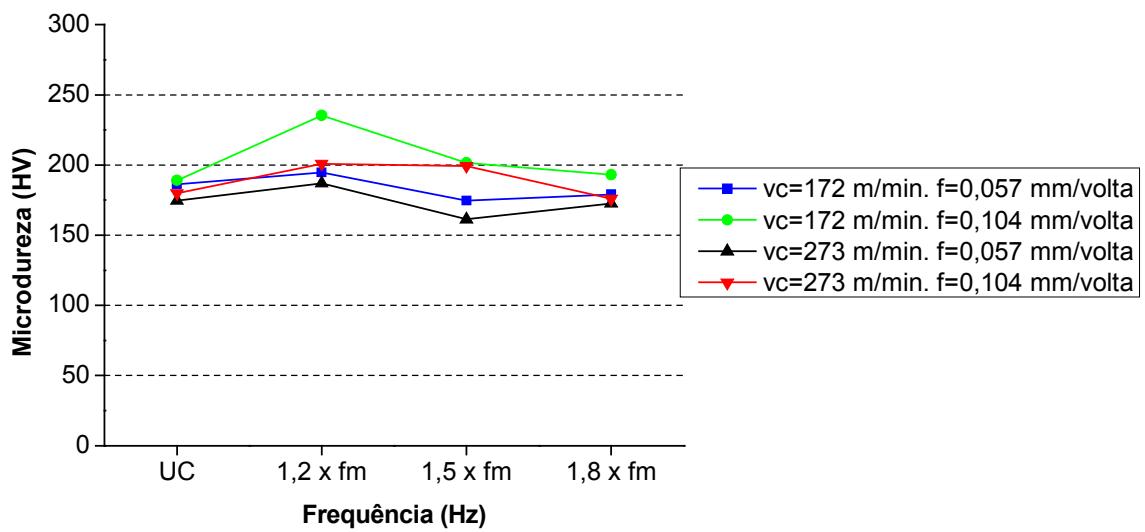
Fonte: Elaborado pelo autor.

Comparando-se os avanços avaliados, o avanço $f=0,104$ mm/volta produz microdureza 10,6% maior que o avanço $f=0,057$ mm/volta. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz microdureza 7% maior se comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. enquanto que a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz microdureza 13,6% maior que o método de usinagem convencional. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz microdureza 3,3% maior que a ferramenta WNMG080408 UE6020. Nesta profundidade de usinagem, pode-se dizer que os valores da microdureza foram afetados especificamente pelos efeitos da interação entre avanço e frequência de indentação.

Comparando-se as microdurezas quando se utiliza o corte convencional e o corte LFV, conforme mostrado nas Figuras 105 e 106 para profundidade $a_p=2,5$ mm, se nota que ocorre um encruamento na zona de fluxo do material, sendo mais evidente para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz. De maneira

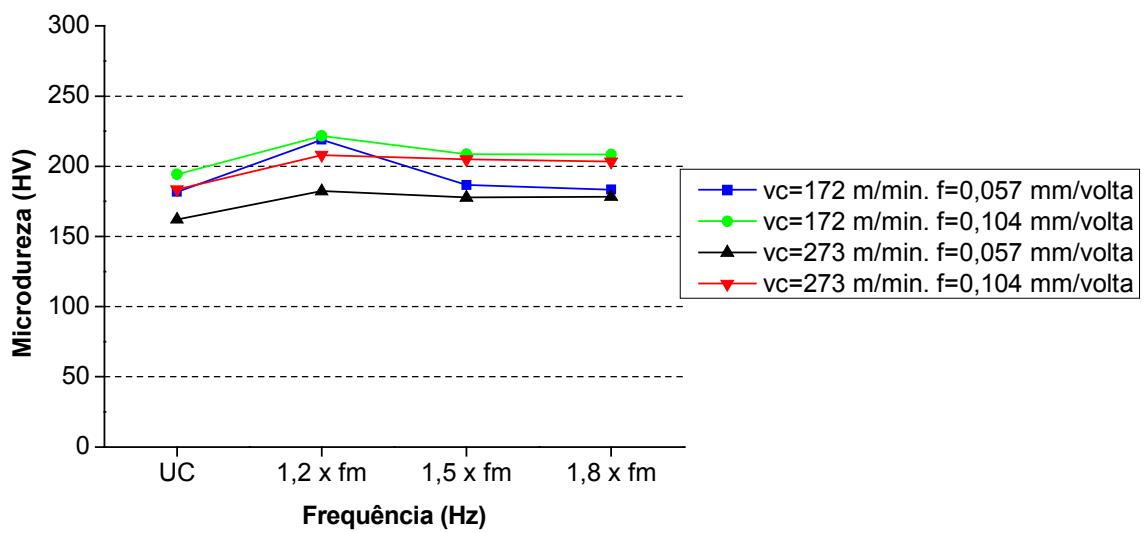
geral, esta variação é influenciada pela perda de parte da ductilidade que ocorre devido ao aumento da dureza, na maior profundidade de usinagem avaliada, gerando assim influência direta na ruptura do material. Quanto mais duro se torna um material, mesmo que esta variação seja em pequena escala, maiores serão as chances de propagação de trincas e ruptura do material.

Figura 105 - Microdureza $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 106 - Microdureza $a_p=2,5$ mm ferramenta WNMA080408 CA315.

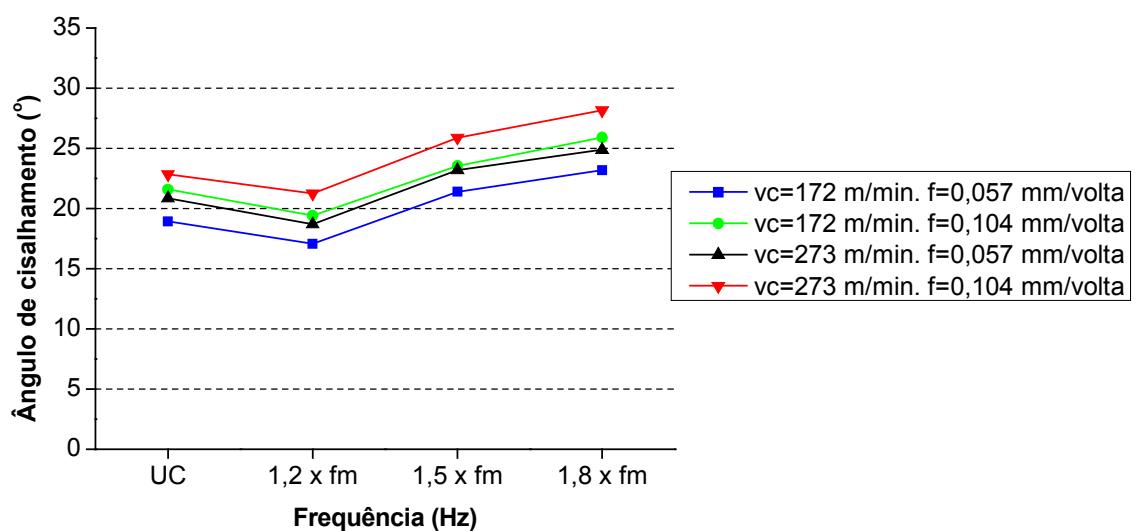


Fonte: Elaborado pelo autor.

5.12 Análise do ângulo de cisalhamento

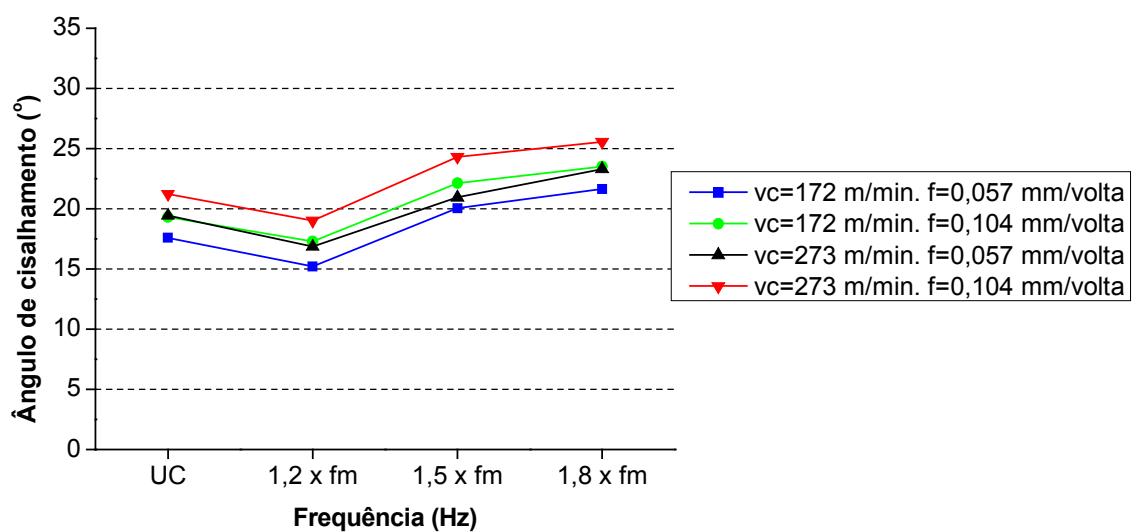
Para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm as Figuras 107 e 108 representam os valores dos ângulos de cisalhamento obtidos nos corpos de prova, utilizando-se as ferramentas WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315. Os dados completos das medições realizadas se encontram nos Apêndices 21 e 22.

Figura 107 - Ângulo de cisalhamento $a_p=1,5$ mm WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 108 - Ângulo de cisalhamento $a_p=1,5$ mm WNMA080408 CA315.

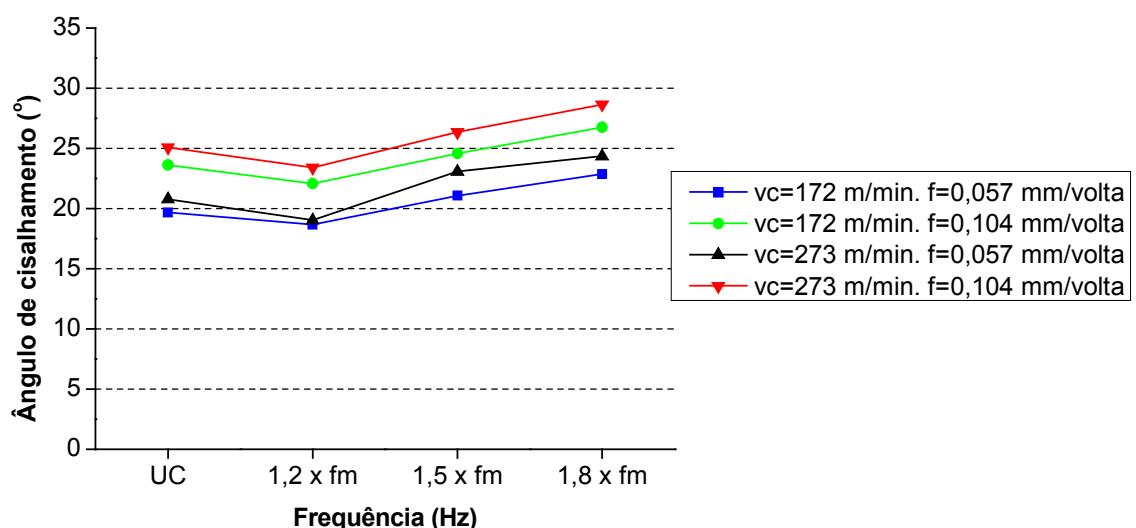


Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando-se os gráficos, de maneira geral, nota-se que existe um comportamento que demonstra uma tendência recorrente, conforme descrito a seguir. O aumento da velocidade de corte para $v_c=273$ m/min. faz com que o valor do ângulo de cisalhamento aumente, porém esta ampliação não é tão expressiva devido à variação da espessura do cavaco no corte LFV. O aumento do avanço para $f=0,104$ mm/volta faz com que o valor do ângulo de cisalhamento também aumente, porém em proporções diferentes para cada frequência de indentação avaliada. O aumento da profundidade de usinagem praticamente não altera o valor do ângulo de cisalhamento, pelo menos para as profundidades de usinagem analisadas. A utilização da ferramenta WNMA080408 CA315 proporciona obtenção de menores ângulos de cisalhamento, se comparado aos ângulos obtidos com a ferramenta WNMG080408 UE6020. Os efeitos ocasionados pela frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produzem menores ângulos de cisalhamento, quando comparados às demais frequências avaliadas.

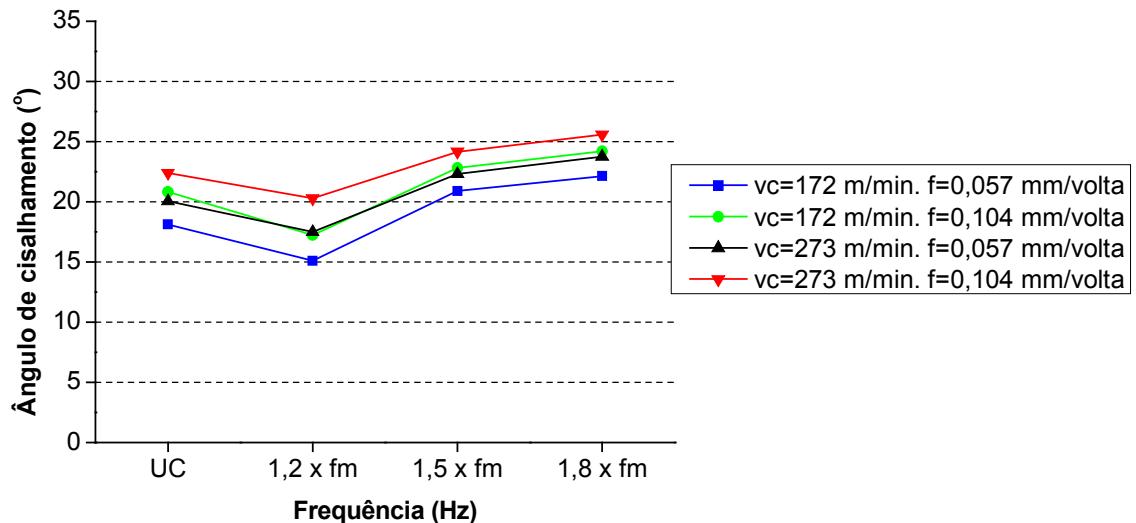
Para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm as Figuras 109 e 110 representam os valores dos ângulos de cisalhamento obtidos nos corpos de prova, utilizando-se as ferramentas WNMG080408 UE6020 e WNMA080408 CA315. Pode-se observar que ocorre a mesma tendência na redução do ângulo de cisalhamento, para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, conforme observado anteriormente para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm.

Figura 109 - Ângulo de cisalhamento $a_p=2,5$ mm WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 110 - Ângulo de cisalhamento $a_p=2,5$ mm WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As variações encontradas nos valores do ângulo de cisalhamento levam a considerar que estes efeitos não ocorrem de maneira isolada ou estão simplesmente relacionados com a geometria das ferramentas utilizadas. Diniz, Marcondes e Coppini (2013, p.63) afirmam que à medida que o ângulo de saída da ferramenta aumenta, a deformação do cavaco tende a diminuir. Um ângulo de saída maior altera fortemente a direção do fluxo do cavaco. Por outro lado, uma redução do ângulo de saída tende a diminuir o ângulo de cisalhamento, aumentando assim a deformação do material. Entretanto, avaliando-se a influência da variação do ângulo de cisalhamento, parece haver uma relação direta com as condições de deformação do material localizado na região não cortada acima da ferramenta, que começa a se direcionar para as zonas de deformação. Astakhov e Shvets (2004, p.193) afirmam que existe uma relação entre deformação ocorrida no material cortado e dimensões da zona de deformação adjacentes à aresta de corte.

Neste caso, se a zona de cisalhamento primária for extensa, menores serão os valores do ângulo de cisalhamento. Se a zona de cisalhamento primária for reduzida, maior será o valor do ângulo de cisalhamento. Por meio das simulações realizadas, se observa que o ângulo de cisalhamento diminui à medida que a ferramenta executa o movimento de retorno da maior indentação executada, não havendo relação direta do fenômeno com o ângulo de saída da ferramenta. Este efeito reduz progressivamente a área de contato até que a

espessura média do cavaco seja alcançada. Neste instante, o valor do ângulo de cisalhamento se estabiliza, atingindo um valor aproximado com aquele encontrado na usinagem convencional.

Analizando-se este efeito a partir do movimento da ferramenta, a alteração da distância de indentação, de certa forma, também altera o valor do ângulo de cisalhamento, provocando maior deformação no material. Este fato provavelmente explica o motivo pelo qual menor ângulo de cisalhamento é obtido quando ocorre a diminuição da frequência de indentação, conforme resultados experimentais encontrados.

Outro fato, ainda relacionado à variação do avanço, consiste na escolha da distância de indentação, que parece ser válida somente para usinagem com baixa frequência. Pode-se afirmar que a razão entre avanço e distância de indentação (d_L) deve ser maior ou igual a 1, porque esta condição permite alterar o ângulo de cisalhamento a ponto de encruar o material e maximizar assim a formação da zona de aderência. A Tabela 19 mostra o resultado da análise de variância para a profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm, onde se pode observar que todas as variáveis independentes possuem influência nos valores do ângulo de cisalhamento medidos.

Pela análise da Tabela 19 se percebe que a frequência de indentação é o fator de maior influência para obtenção de menores ângulos de cisalhamento. Logo em seguida, se observa que o fator avanço possui influência significativa na alteração do ângulo de cisalhamento e, finalmente, velocidade de corte e ferramenta produzem praticamente os mesmos efeitos. A comprovação de que frequência e avanço são responsáveis, de maneira geral, por resultados de maior importância nos experimentos, reforça as observações realizadas anteriormente, ou seja, o alcance de um nível de deformação ideal necessita de uma combinação entre distância de indentação e frequência de indentação, para que seu efeito seja efetivo.

Tabela 19 - ANOVA para ângulo de cisalhamento $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	867,703	31	27,990	73,942	0,000
Interferência	43901,609	1	43901,609	115974,036	0,000
Velocidade_corte	76,666	1	76,666	202,527	0,000
Avanço	133,420	1	133,420	352,453	0,000
Frequênciа	569,772	3	189,924	501,719	0,000
Ferramenta	81,034	1	81,034	214,066	0,000
$V_c \times$ avanço	0,547	1	0,547	1,445	0,234
$V_c \times$ freq.	0,147	3	0,049	0,129	0,942
$V_c \times$ ferram.	0,062	1	0,062	0,164	0,687
f \times freq.	1,094	3	0,365	0,963	0,416
f \times ferram.	0,843	1	0,843	2,227	0,141
freq. \times ferram.	0,803	3	0,268	0,707	0,551
$V_c \times f \times$ freq.	1,182	3	0,394	1,041	0,381
$V_c \times f \times$ ferram.	0,120	1	0,120	0,317	0,575
$V_c \times$ freq. \times ferram.	0,529	3	0,176	0,466	0,707
f \times freq. \times ferram.	1,230	3	0,410	1,083	0,363
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	0,304	3	0,101	0,268	0,848
Erro	24,227	64	0,379	-	-
Total	44793,538	96	-	-	-
Total corrigido	891,930	95	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm, por contraste ortogonal se nota que a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz ângulo de cisalhamento 10,5% menor se comparado ao método de usinagem convencional. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz ângulo de cisalhamento 8% menor se comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. O avanço $f=0,057$ mm/volta produz ângulo de cisalhamento 10,5% menor que o avanço $f=0,104$ mm/volta. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz ângulo de cisalhamento 8,2% menor que a ferramenta WNMG080408 UE6020.

A Tabela 20 mostra o resultado da análise de variância para a profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, onde se pode observar que todas as variáveis independentes possuem influência nos valores do ângulo de cisalhamento medidos.

Tabela 20 - ANOVA para ângulo de cisalhamento $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	849,531	31	27,404	64,426	0,000
Interferência	46913,353	1	46913,353	110291,099	0,000
Velocidade_corte	63,922	1	63,922	150,278	0,000
Avanço	221,762	1	221,762	521,352	0,000
Frequênciа	423,300	3	141,100	331,720	0,000
Ferramenta	99,997	1	99,997	235,088	0,000
$V_c \times$ avanço	0,190	1	0,190	0,447	0,507
$V_c \times$ freq.	0,222	3	0,074	0,174	0,914
$V_c \times$ ferram.	1,060	1	1,060	2,492	0,119
f \times freq.	1,555	3	0,518	1,219	0,310
f \times ferram.	16,976	1	16,976	39,910	0,000
freq. \times ferram.	13,764	3	4,588	10,786	0,000
$V_c \times f \times$ freq.	0,791	3	0,264	0,620	0,605
$V_c \times f \times$ ferram.	0,186	1	0,186	0,437	0,510
$V_c \times$ freq. \times ferram.	5,140	3	1,713	4,028	0,011
f \times freq. \times ferram.	0,482	3	0,161	0,378	0,770
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	0,184	3	0,061	0,144	0,933
Erro	27,223	64	0,425	-	-
Total	47790,107	96	-	-	-
Total corrigido	876,754	95	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, o fator mais influente é o avanço, seguido pela frequência de indentação. A frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz ângulo de cisalhamento 10,1% menor se comparado ao método de usinagem convencional. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz ângulo de cisalhamento 7,1% menor se comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. O avanço $f=0,057$ mm/volta produz ângulo de cisalhamento 12,9% menor que o avanço $f=0,104$ mm/volta. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz ângulo de cisalhamento 8,8% menor que a ferramenta WNMG080408 UE6020.

Se o ângulo de cisalhamento pudesse ser tomado de maneira simplificada, desconsiderando-se a diferente localização das zonas de deformação citadas na literatura, o modelo proposto por Ersnt é o modelo mais aproximado dos resultados experimentais obtidos. Logo em seguida, o modelo que mais se assemelha aos resultados experimentais é o modelo proposto por

Hucks. Esta semelhança pode ser notada nas duas profundidades de usinagem avaliadas, conforme mostrado nas Tabelas 21 e 22. Por análise de correlação multivariável, se pode afirmar que os modelos propostos por Merchant, Stabler, Oxley e Lee e Shaffer não possuem relação com os resultados experimentais obtidos.

Tabela 21 - Análise de correlação para modelos do ângulo de cisalhamento $a_p = 1,5$ mm.

Modelo	Teste de Pearson	Sig.	Teste de Kendall	Sig.	Teste de Spearman	Sig.
Experimental	1,000	-	1,000	-	1,000	-
Ernst	0,474	0,006	0,395	0,001	0,519	0,002
Merchant	0,316	0,078	0,190	0,127	0,252	0,164
Stabler	0,192	0,292	0,165	0,184	0,197	0,279
Lee e Shaffer	0,316	0,078	0,190	0,127	0,252	0,164
Hucks	0,393	0,026	0,286	0,021	0,394	0,025
Oxley	0,316	0,078	0,190	0,127	0,252	0,164

Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 22 - Análise de correlação para modelos do ângulo de cisalhamento $a_p = 2,5$ mm.

Modelo	Teste de Pearson	Sig.	Teste de Kendall	Sig.	Teste de Spearman	Sig.
Experimental	1,000	-	1,000	-	1,000	-
Ernst	0,618	0,000	0,464	0,000	0,632	0,000
Merchant	0,292	0,105	0,185	0,136	0,246	0,175
Stabler	0,132	0,471	0,089	0,476	0,113	0,537
Lee e Shaffer	0,292	0,105	0,185	0,136	0,246	0,175
Hucks	0,473	0,006	0,323	0,009	0,467	0,007
Oxley	0,292	0,105	0,185	0,136	0,246	0,175

Fonte: Elaborado pelo autor.

O modelo de Ernst leva em consideração os valores da geometria da ferramenta de corte e as espessuras do cavaco antes e após a ruptura. O modelo de Hucks inclui os efeitos da força de corte e da força de avanço, utilizando notações trigonométricas. Assim, um modelo para expressar as espessuras do cavaco no corte frequencial pode ser previsto, levando em consideração a mesma base de fundamentos.

Para estimativa do ângulo de cisalhamento no corte frequencial, se observa uma inclinação formada entre os ângulos de cisalhamento Φ_1 e Φ_2 , que pode ser expressa em função dos avanços f_1 e f_2 , conforme mostrado na Equação 31.

$$\phi_1 - \phi_2 = \arcsen \left[\frac{\sen(\phi_1) \cdot \sen(b) \cdot (f_1 - f_2)}{f_1} \right] \quad [^\circ] \quad (31)$$

Esta inclinação indica o valor máximo do ângulo varrido pela ferramenta em translação, quando se utiliza um avanço variável. Na usinagem sem corte frequencial, o valor do ângulo formado não varia devido ao fato de não ocorrer alteração do avanço, portanto, o corte convencional resulta em um ângulo de cisalhamento praticamente constante, para um mesmo deslocamento da ferramenta de corte.

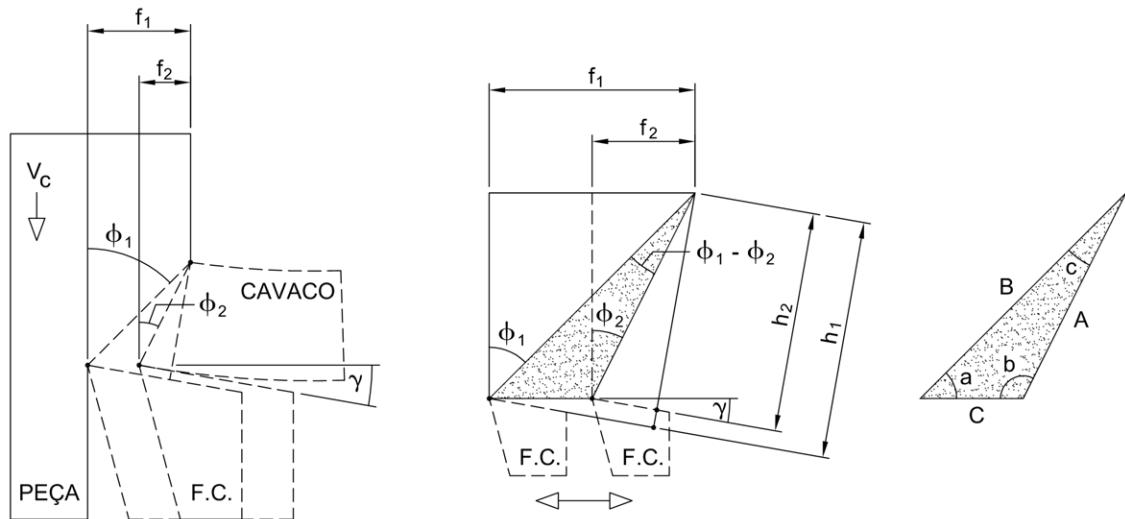
A espessura do cavaco h_1 , no avanço máximo f_1 , pode ser determinada por meio da Equação 32. A espessura do cavaco h_2 , no avanço mínimo f_2 , pode ser determinada por meio da Equação 33. As Equações 32 e 33 são provenientes das relações geométricas obtidas por meio da Equação 31 e da Figura 111.

$$h_1 = \frac{\sen(a + \gamma) \cdot f_1}{\sen(\phi_1)} \quad [\text{mm}] \quad (32)$$

$$h_2 = \frac{\cos(\phi_2 - \gamma) \cdot f_1 \cdot \sen(a)}{\sen(\phi_1) \cdot \sen(b)} \quad [\text{mm}] \quad (33)$$

Na Figura 111, se observa a representação dos avanços f_1 , f_2 , das espessuras h_1 e h_2 , dos ângulos (a , b e c) e dos catetos (A , B e C) formados pelo corte LFV devido ao movimento de indentação.

Figura 111 - Avanços e espessuras do cavaco no corte LFV.

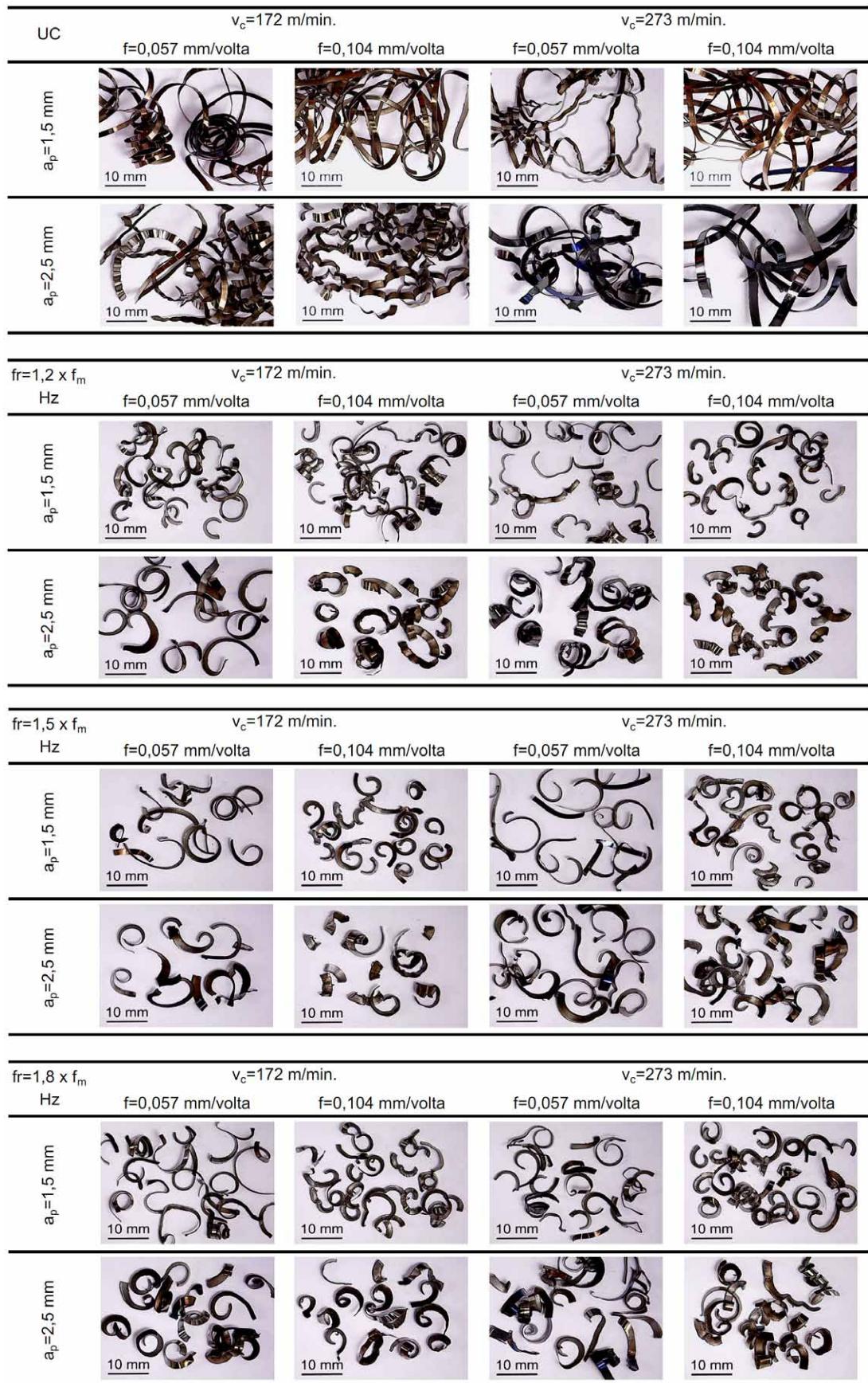


Fonte: Elaborado pelo autor.

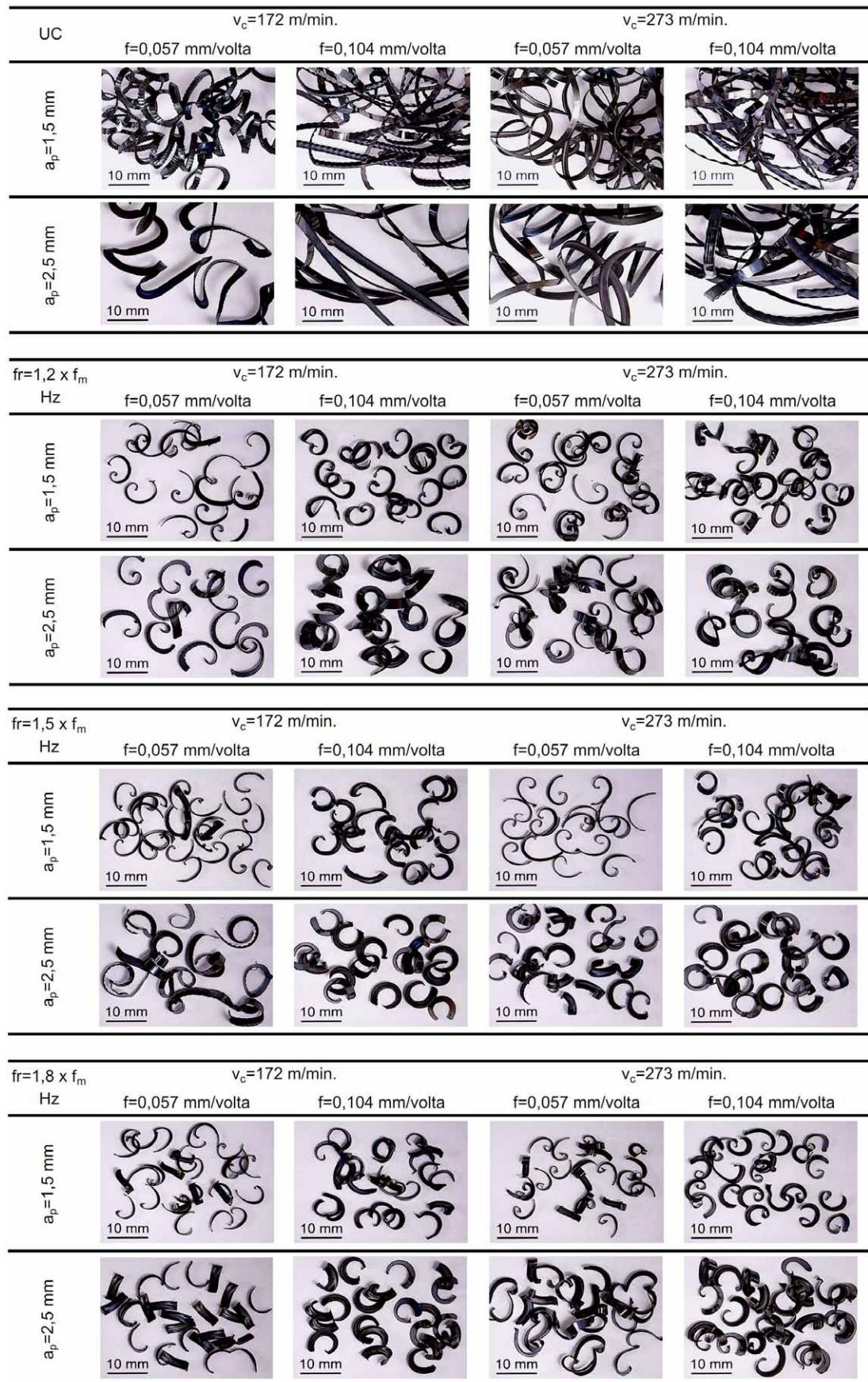
A determinação da espessura do cavaco h_1 e h_2 é dependente do avanço f_1 , conforme mostrado nas Equações 32 e 33. Entretanto, para análise de um processo de corte frequencial, o avanço f_1 é dependente do ponto inicial por onde se inicia o contato entre ferramenta e peça, devido ao deslocamento do mecanismo. Quando o mecanismo posiciona a ferramenta na maior distância linear, o valor do avanço no corte frequencial é igual ao valor do próprio avanço no corte convencional. Quando o mecanismo posiciona a ferramenta no recuo, o valor do avanço é igual à soma entre avanço e comprimento de indentação deslocado pelo mecanismo frequencial.

Consequentemente, o ângulo de cisalhamento alterado pelos efeitos do corte frequencial também justifica a eficácia obtida para a ruptura do material. Nas Figuras 112 e 113 podem-se observar os efeitos ocasionados no cavaco devido ao processo de corte frequencial, comparando-se em paralelo, com as geometrias obtidas no corte convencional. Nota-se que em todos os experimentos realizados, o cavaco foi submetido à fratura quando se empregou o corte LFV, o que pode ser entendido como indicativo de que o método de torneamento empregado produz efeitos diferentes na usinagem do aço ABNT 1020.

Figura 112 - Geometria dos cavacos ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

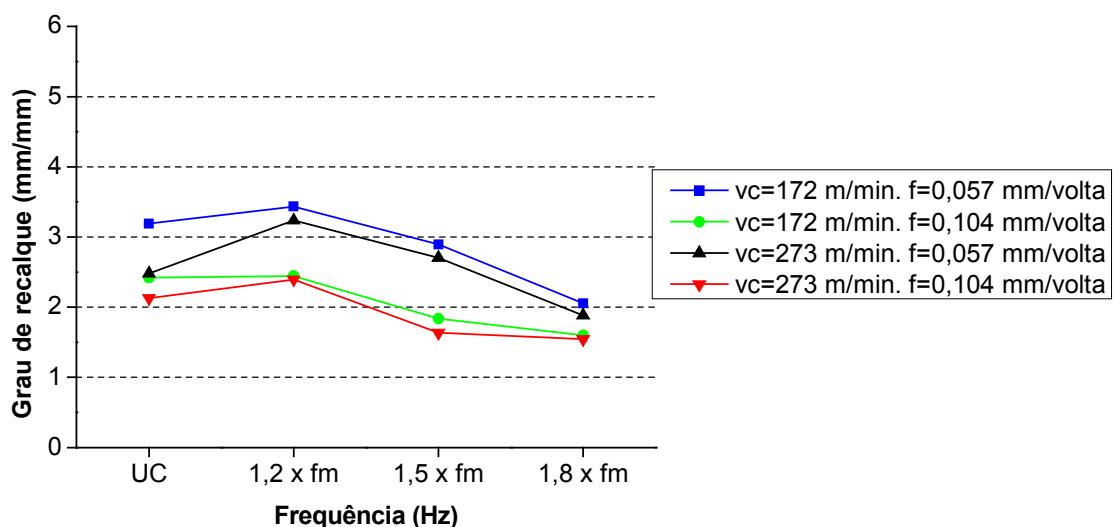
Figura 113 - Geometria dos cavacos ferramenta WNMA080408 CA315.

Fonte: Elaborado pelo autor.

5.13 Análise do grau de recalque

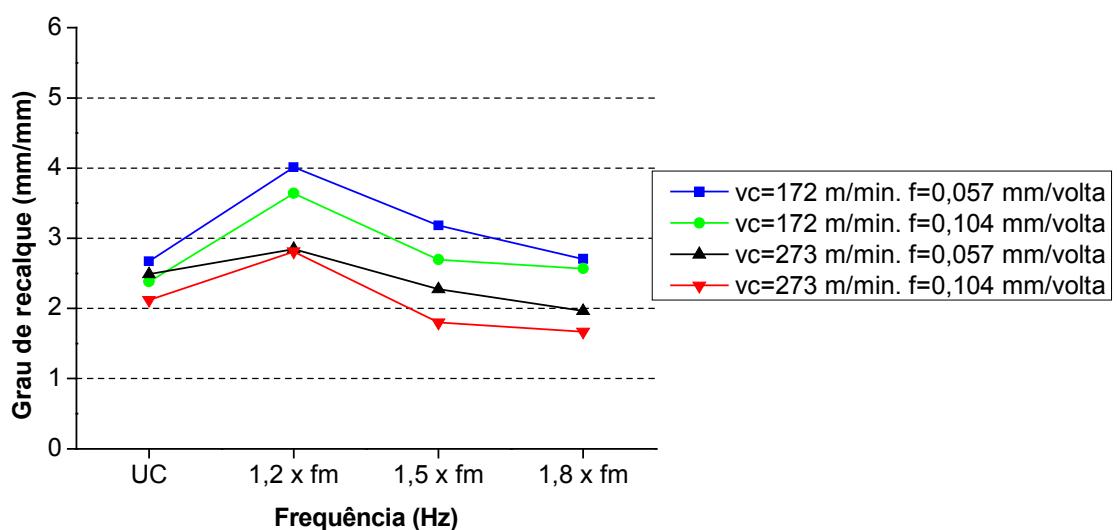
As Figuras 114 e 115 representam os valores do grau de recalque obtidos para ambas as ferramentas utilizadas. Os dados completos referentes aos graus de recalque obtidos se encontram nos Apêndices 23 e 24. Observa-se que a variação da espessura do cavaco, representada pelo grau de recalque, apresenta um comportamento similar quando se analisam os efeitos provocados por ambas as ferramentas.

Figura 114 - Grau de recalque $a_p=1,5$ mm WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 115 - Grau de recalque $a_p=1,5$ mm WNMA080408 CA315.

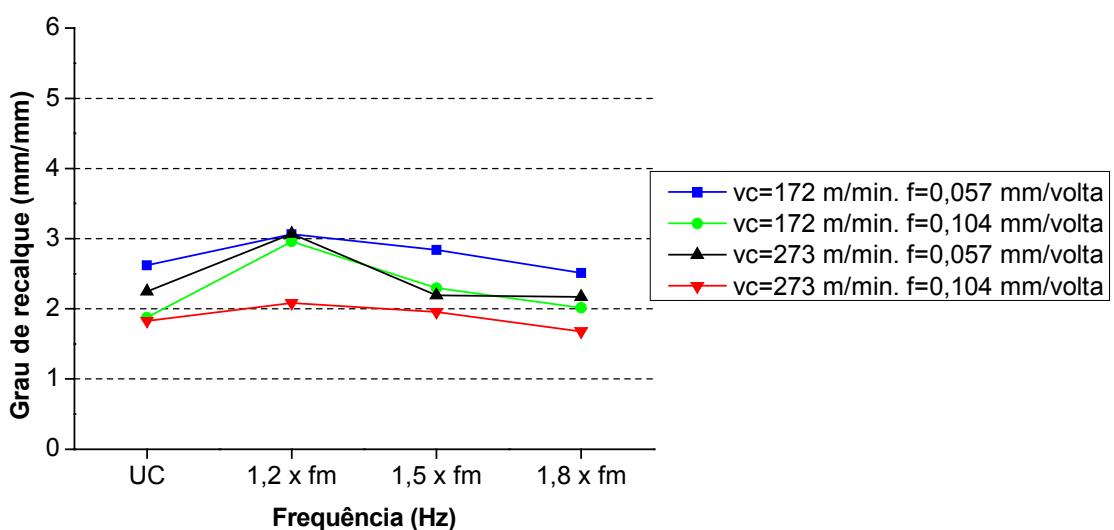


Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio da observação das Figuras 114 e 115, se pode notar que o aumento do avanço promove redução do grau de recalque. Esta redução também foi observada quando ocorreu o aumento da velocidade de corte. Por outro lado, maiores valores de grau de recalque são observados na frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz, onde se notou anteriormente que as maiores deformações são encontradas. O maior grau de recalque para frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz indica que o material foi exposto à condições que favorecem a ruptura, pois se encontra mais deformado devido ao emprego da usinagem freqüencial. De maneira coincidente, os menores valores de ângulos de cisalhamento também foram observados nas mesmas condições dos ensaios, ou seja, onde os valores do grau de recalque foram maiores, apesar dos maiores desvios encontrados.

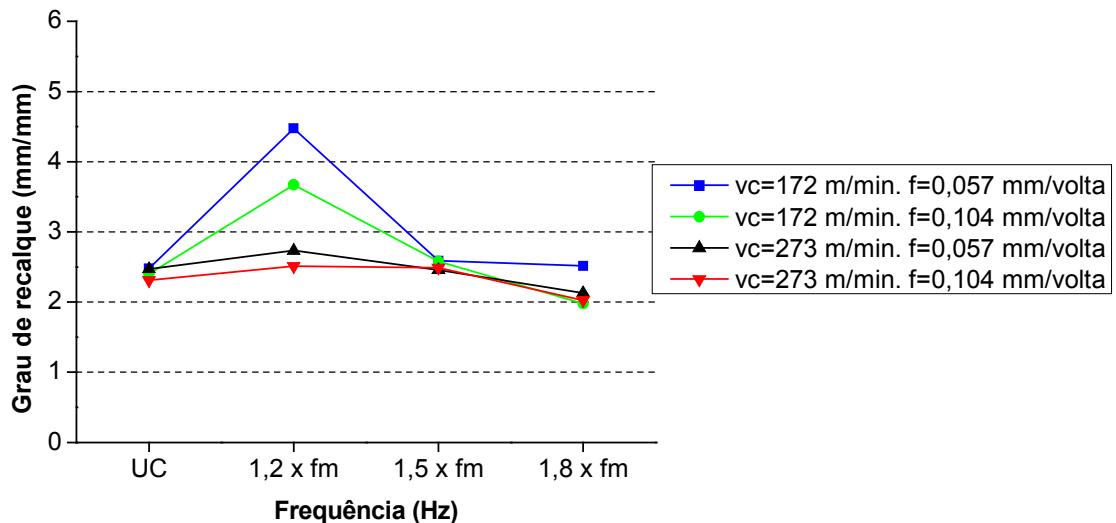
A tendência observada está coerente com as definições citadas na literatura. O aumento do avanço diminui o grau de recalque, pois a pressão específica de corte também diminui (FERRARESI, 1977, p.165; SOUSA *et al.*, 2013, p.8; MICHELETTI, 1980, p.75; VENDRAME, ASSIS e RODRIGUES, 2010, p.2; NOVAES e SOUZA, 2009, p.55). Maior valor para grau de recalque indica que o material possui menor ângulo de cisalhamento, e assim, passa por grande deformação no processo de corte. As Figuras 116 e 117 mostram os efeitos do aumento da profundidade de usinagem com relação à variação do grau de recalque, para ambas as ferramentas de corte avaliadas.

Figura 116 - Grau de recalque $a_p=2,5$ mm WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 117 - Grau de recalque $a_p=2,5$ mm WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Pela análise das Figuras 116 e 117, se pode notar que a ferramenta WNMA080408 CA315 possui tendência em produzir maior grau de recalque quando comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020. Este fato demonstra que a ferramenta WNMA080408 CA315 provoca maior deformação no material cortado, conforme citado anteriormente. A profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm apresenta tendência pouco maior para o aumento do grau de recalque, podendo este fato ser explicado pela maior deformação encontrada no material em maior profundidade de usinagem, o que gera maior nível de microtureza, conforme discutido anteriormente.

A espessura final do cavaco, após a usinagem, sempre é maior que a espessura inicial, resultando em um grau de recalque maior que 1. Isto significa que quanto mais espesso for o cavaco, maior área de contato da ferramenta será afetada pelo escoamento do material. Nath e Rahman (2008, p.972) afirmam que o aumento da área de contato possui influência na variação da temperatura. Se esta variação proporciona maior geração de calor, entende-se que o material possui menor resistência à ruptura e, consequentemente, apresenta maior variação de espessura devido à maior capacidade de deformação. Observando-se os efeitos do corte LFV, a obtenção de uma espessura variável no material cortado ocasiona fricção não uniforme, o que altera de certa forma, a própria espessura inicial do cavaco. Neste caso, o que se nota é que o grau de recalque varia de forma mais significativa, se

comparado ao valor obtido no corte convencional. Nas Tabelas 23 e 24 pode-se observar a parcela de contribuição de cada variável independente, para a variação do grau de recalque nos ensaios experimentais.

Tabela 23 - ANOVA para grau de recalque $a_p = 1,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	35,377	31	1,141	3,624	0,000
Interferência	595,489	1	595,489	1890,816	0,000
Velocidade_corte	5,625	1	5,625	17,861	0,000
Avanço	6,523	1	6,523	20,712	0,000
Frequênciа	15,103	3	5,034	15,985	0,000
Ferramenta	1,458	1	1,458	4,629	0,035
$V_c \times$ avanço	0,059	1	0,059	0,187	0,668
$V_c \times$ freq.	0,152	3	0,051	0,161	0,923
$V_c \times$ ferram.	1,511	1	1,511	4,798	0,032
f \times freq.	0,695	3	0,232	0,736	0,534
f \times ferram.	1,087	1	1,087	3,451	0,068
freq. \times ferram.	1,406	3	0,469	1,488	0,226
$V_c \times f \times$ freq.	0,075	3	0,025	0,079	0,971
$V_c \times f \times$ ferram.	0,028	1	0,028	0,089	0,767
$V_c \times$ freq. \times ferram.	1,242	3	0,414	1,315	0,277
f \times freq. \times ferram.	0,307	3	0,102	0,325	0,807
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	0,107	3	0,036	0,113	0,952
Erro	20,156	64	0,315	-	-
Total	651,021	96	-	-	-
Total corrigido	55,532	95	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para profundidade de usinagem $a_p=1,5$ mm, a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz grau de recalque 24,8% maior se comparado à usinagem convencional. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz grau de recalque 21,5% maior se comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. O avanço $f=0,057$ mm/volta produz grau de recalque 23,4% maior em comparação ao avanço $f=0,104$ mm/volta. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz grau de recalque 10,4% maior se comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020.

Com relação ao efeito da velocidade de corte na redução do grau de recalque, os resultados experimentais estão coerentes com aqueles obtidos por outros pesquisadores (NEVES e DAVIM, 2014, p.86; TRELHA, 2017, p.10; SILVA, 2008, p.49; MICHELETTI, 1980, p.75; ASTAKHOV e SHVETS, 2004, p.200; COSTA, 2014, p.98; RODRIGUES, 2005, p.161; CAMARGO, 2016, p.112; FANG, 2005, p.894; CORRÊA, 2014, p.155). Como foram encontrados maiores valores de grau de recalque para ferramenta WNMA080408 CA315, este fato indica que as condições presentes oferecem maior resistência ao escoamento do material, fazendo aumentar o comprimento de contato que ocorre na zona de cisalhamento primária.

Tabela 24 - ANOVA para grau de recalque $a_p = 2,5$ mm.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	28,561	31	0,921	3,640	0,000
Interferência	588,308	1	588,308	2324,180	0,000
Velocidade_corte	3,978	1	3,978	15,716	0,000
Avanço	3,261	1	3,261	12,883	0,001
Frequência	12,405	3	4,135	16,336	0,000
Ferramenta	1,817	1	1,817	7,178	0,009
$V_c \times$ avanço	0,048	1	0,048	0,190	0,664
$V_c \times$ freq.	2,387	3	0,796	3,143	0,031
$V_c \times$ ferram.	0,036	1	0,036	0,142	0,709
f \times freq.	0,361	3	0,120	0,475	0,701
f \times ferram.	0,433	1	0,433	1,711	0,196
freq. \times ferram.	0,751	3	0,250	0,989	0,404
$V_c \times f \times$ freq.	0,125	3	0,042	0,165	0,920
$V_c \times f \times$ ferram.	0,140	1	0,140	0,553	0,460
$V_c \times$ freq. \times ferram.	1,809	3	0,603	2,382	0,078
f \times freq. \times ferram.	0,184	3	0,061	0,242	0,867
$V_c \times f \times$ freq. \times ferram.	0,826	3	0,275	1,088	0,361
Erro	16,200	64	0,253	-	-
Total	633,068	96	-	-	-
Total corrigido	44,760	95	-	-	-

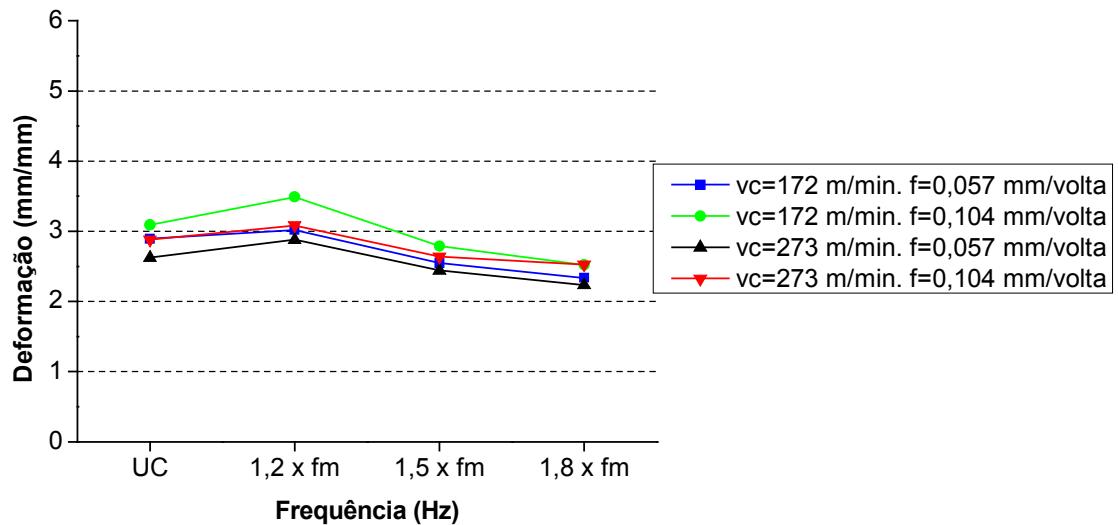
Fonte: Elaborado pelo autor.

Para profundidade de usinagem $a_p=2,5$ mm, a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz produz grau de recalque 34,7% maior se comparado à usinagem convencional. A velocidade de corte $v_c=172$ m/min. produz grau de recalque 17,9% maior se comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. O avanço $f=0,057$ mm/volta produz grau de recalque 16,1% maior em comparação ao avanço $f=0,104$ mm/volta. A ferramenta WNMA080408 CA315 produz grau de recalque 11,8% maior se comparada à ferramenta WNMG080408 UE6020.

5.14 Análise da deformação por cisalhamento

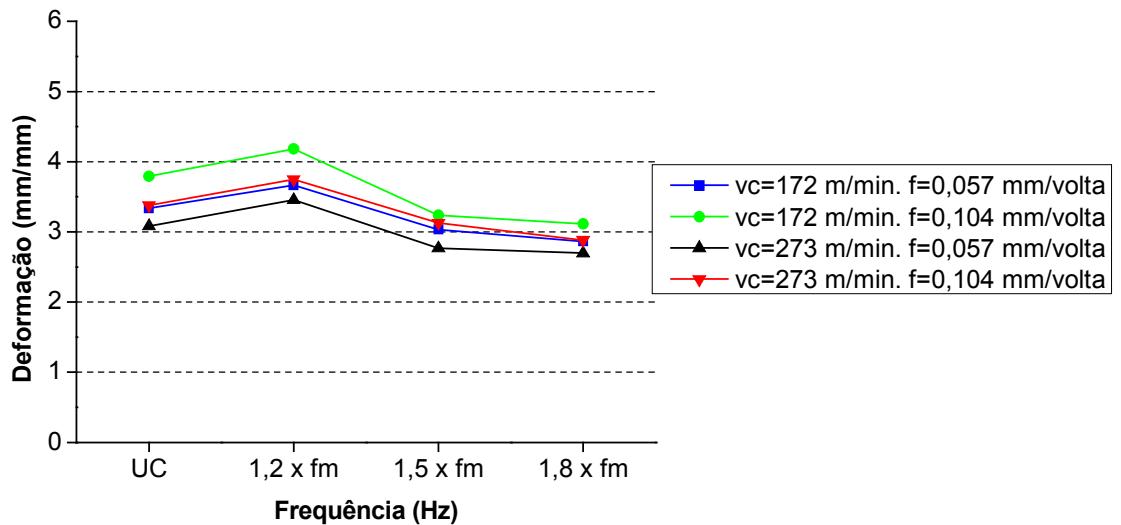
Nas Figuras 118, 119, 120 e 121 pode-se observar o padrão de deformação encontrado nos corpos de prova, de acordo com a ferramenta e profundidade de usinagem utilizada. Os dados completos referentes aos valores da deformação obtidos se encontram no Apêndice 25 e 26.

Figura 118 - Deformação $a_p=1,5$ mm WNMG080408 UE6020.



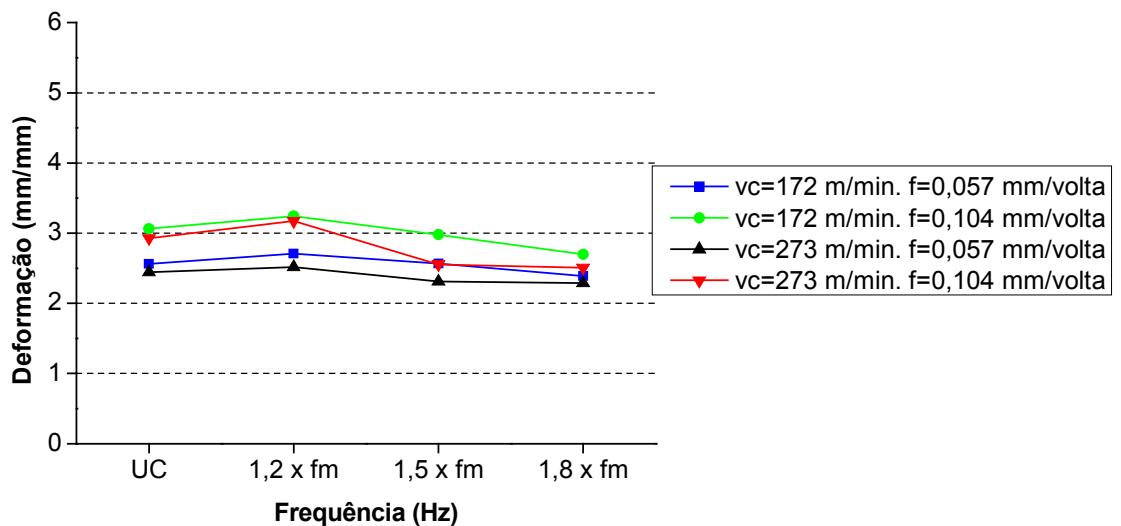
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 119 - Deformação $a_p=1,5$ mm WNMA080408 CA315.



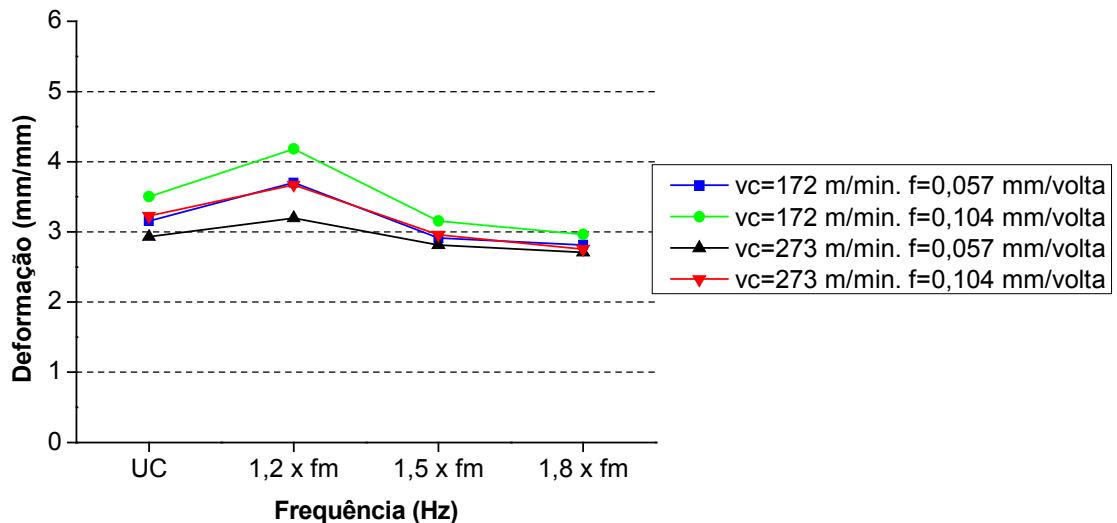
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 120 - Deformação $a_p=2,5$ mm WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 121 - Deformação $a_p=2,5$ mm WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Por meio da análise das Figuras 118, 119, 120 e 121 pode-se notar que existe uma tendência ao aumento da deformação, à medida que a frequência de indentação diminui. O mesmo ocorre quando se tem a diminuição da velocidade de corte, entretanto, maiores diferenças entre valores são encontradas apenas quando se compara a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz com a frequência de indentação $f_r=1,8 \times f_m$ Hz.

Mitrofanov *et al.* (2005, p.652) afirmam que a diferença entre deformação encontrada no processo convencional e deformação encontrada no método frequencial, diminui com o aumento da velocidade de corte. Isto ocorre devido à aproximação entre velocidade de corte e velocidade crítica, onde a usinagem frequencial começa a ter comportamento semelhante à usinagem convencional. Observando-se os resultados obtidos neste trabalho, se nota que o aumento da velocidade de corte faz com que ocorra pequena diminuição no valor da deformação do material, entretanto, a velocidade de corte $v_c=273$ m/min. ocasiona um aumento da deformação para o corte frequencial quando comparada à velocidade de corte $v_c=273$ m/min. do método convencional. Este resultado pode ser explicado devido à frequência e a amplitude utilizada pelos autores. Mitrofanov *et al.* (2005, p.652) realizaram seus experimentos utilizando alta frequência de vibração (em torno de 20kHz), e amplitude de vibração em torno de 15 μm . Devido a este fato, se pode afirmar que pequenas amplitudes de vibração não se mostram muito eficientes para

inserção de regiões encruadas e altas amplitudes de vibração possuem efeitos na diminuição da temperatura e estado de superfície.

Outro fato a ser levado em consideração diz respeito à influência do avanço. Maior deformação da região afetada pelo corte ocorre quando se aumenta o valor do avanço. Neste caso, a variação da área de seção transversal do cavaco provoca um aumento da força de flexão, que atua como fator de encruamento, conforme foi observado anteriormente.

Sharma e Pandey (2016, p.17) mencionam que altas taxas de deformação são desenvolvidas na interface cavaco e ferramenta, devido ao impacto vibracional causado pelo método de corte frequencial. Analisando-se os resultados obtidos neste trabalho, se pode afirmar que a maneira pela qual o impacto vibracional é transferido ao material ocasiona diferentes resultados de deformação. Pode-se dizer que a transferência de impactos, de maneira gradual e em baixa vibração, é mais eficaz para a alteração da deformação do que a microvibração em elevada frequência. A Tabela 25 apresenta um resumo das porcentagens de contribuição de cada fator no valor da deformação, comparando-se os resultados das variáveis independentes.

Tabela 25 - Influência das variáveis independentes na deformação.

Fator	$a_p = 1,5 \text{ mm}$	$a_p = 2,5 \text{ mm}$
f_r	$\epsilon(f_r=1,2 \times f_m \text{ Hz}) > 9,7\% \text{ que } \epsilon(\text{UC})$	$\epsilon(f_r=1,2 \times f_m \text{ Hz}) > 10,8\% \text{ que } \epsilon(\text{UC})$
v_c	$\epsilon(v_c=172 \text{ m/min.}) > 7,5\% \text{ que } \epsilon(v_c=273 \text{ m/min.})$	$\epsilon(v_c=172 \text{ m/min.}) > 8\% \text{ que } \epsilon(v_c=273 \text{ m/min.})$
f	$\epsilon(f=0,104 \text{ mm/volta}) > 10\% \text{ que } \epsilon(f=0,057 \text{ mm/volta})$	$\epsilon(f=0,104 \text{ mm/volta}) > 12,6\% \text{ que } \epsilon(f=0,057 \text{ mm/volta})$
FC	$\epsilon(\text{WNMA080408 CA315}) > 19\% \text{ que } \epsilon(\text{WNMG080408 UE6020})$	$\epsilon(\text{WNMA080408 CA315}) > 18\% \text{ que } \epsilon(\text{WNMG080408 UE6020})$

Fonte: Elaborado pelo autor.

O fato de menores deformações terem sido obtidas na maior velocidade de corte estudada e no processo de corte LFV possui relação com os efeitos da temperatura. Drozda e Wick (1983, p.8) afirmam que um cavaco obtido em maior velocidade de corte permanece quente por mais tempo, se comparado a um cavaco produzido em baixa velocidade de corte. No caso deste trabalho, se

pode afirmar que a menor velocidade de corte avaliada promoveu maior deformação do cavaco, quando são levados em consideração os efeitos gerados pela temperatura.

Outro fato observado durante as simulações é que no decorrer do movimento alternativo de indentação, a ferramenta também provoca compressão durante o recuo. Por outro lado, conforme a espessura do cavaco diminui devido ao recuo, se nota que o valor da deformação aumenta. Isto ocorre porque o cavaco passa por deformações adicionais provenientes da interação entre avanço e recuo, pois à medida que o material escoa sua velocidade é menor que a velocidade de corte utilizada, e menor velocidade de corte ocasiona maiores valores de microdureza, conforme discutido anteriormente.

Como maiores deformações são encontradas no movimento de recuo da ferramenta, se pode afirmar que as forças de usinagem realmente são maiores para a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz. Este fato é facilmente notado porque na frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz a ferramenta se mantém durante maior intervalo de tempo recuando, quando comparada às demais frequências avaliadas.

Devido à compressão cíclica causada pelo mecanismo de corte vibracional, a superfície do material adquire uma estrutura modificada internamente, em função do deslocamento que se inicia pela deformação plástica da matriz ferrítica. Tanto ferrita quanto perlita apresentam uma modificação geométrica, passando a apresentar um aspecto lamelar. Neste instante, ocorrem bandas de torção que se desenvolvem para bandas de cisalhamento, levando à deformação plástica localizada nesta região (KOVALEVSKAYA *et al.*, 2013, p.42). Assim, maiores taxas de deformações são obtidas quando se aumenta o comprimento de indentação, que diretamente ocasiona maior encruamento.

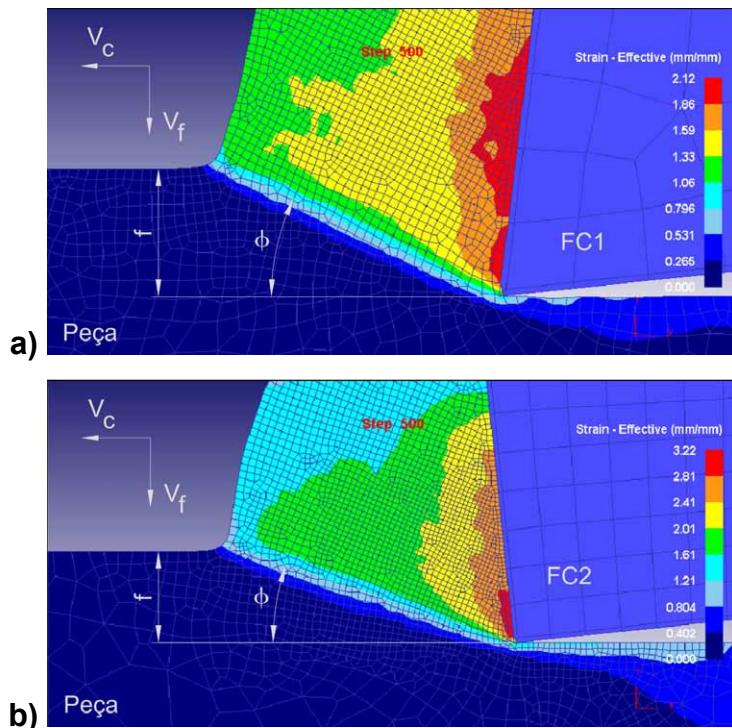
Quanto maior a deformação prévia (que é o caso do material que efetua o ciclo de formação do cavaco), menor será a temperatura de recristalização e quanto menor a temperatura, maior será o tempo necessário para recristalização. Maiores deformações prévias favorecem a ocorrência de menor tamanho de grão a ser cortado, o que auxilia no aumento da microdureza e melhora a condição para a ruptura do material.

A simulação da zona de corte mostra resultados que possuem relações com as variações encontradas nos ensaios experimentais. Nota-se, devido ao processo de indentação da ferramenta, que a deformação encontrada na zona de aderência chega a ser maior que a deformação encontrada na interface cavaco e ferramenta, que corresponde à zona de cisalhamento secundária. Como parâmetro de comparação, esta deformação para ferramenta WNMG080408 UE6020 é maior no processo LFV cerca de 101% no avanço máximo da ferramenta e 120,4% maior no recuo máximo, quando comparada à usinagem convencional. Esta variação, mostrada nas Figuras 118, 119, 120 e 121 comprova, de certa forma, a capacidade do mecanismo LFV para inserir encruamento em regiões específicas do material.

As Figuras 122, 123, 124, 125 e 126 mostram as simulações realizadas, onde se pode comparar os efeitos entre usinagem convencional e corte frequencial.

Figura 122 - Simulação da deformação para UC $a_p=2,5$ mm:

- a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta;
- b) WNMA080408 CA315 $v_c = 172$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta.

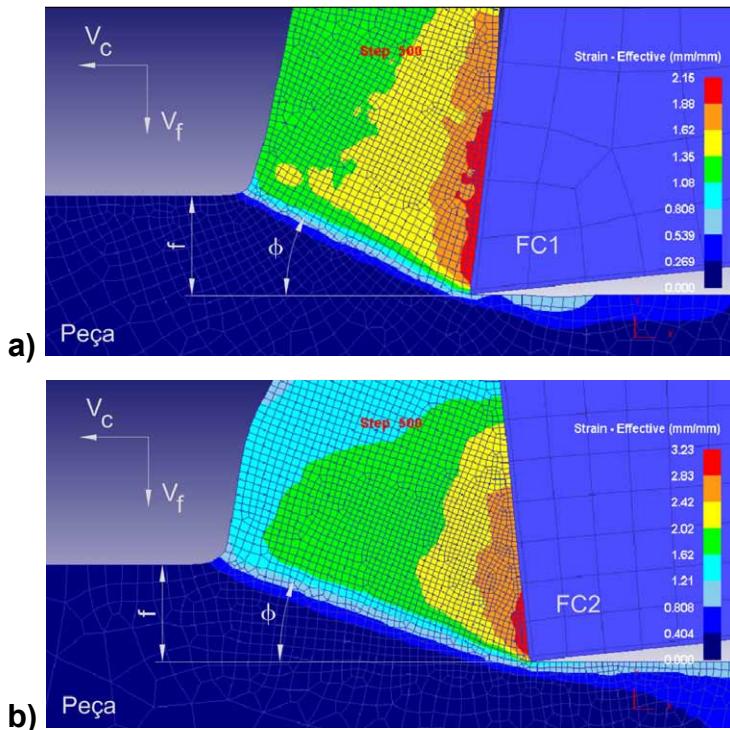


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 123 - Simulação da deformação para UC $a_p=2,5$ mm:

a) WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta;

b) WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta.

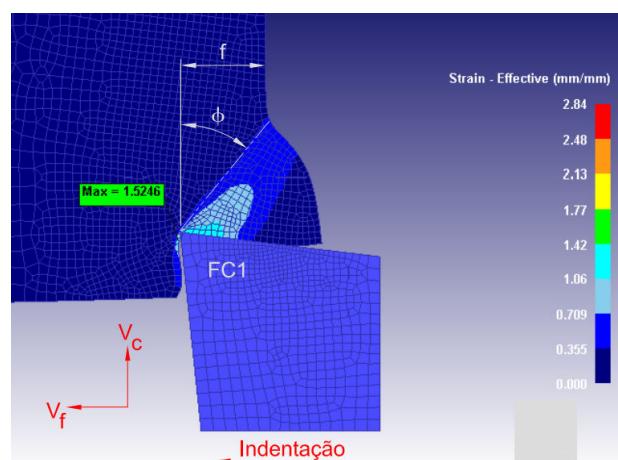


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 124 - Variação da deformação para $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $a_p = 2,5$ mm

WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta

na entrada da ferramenta.

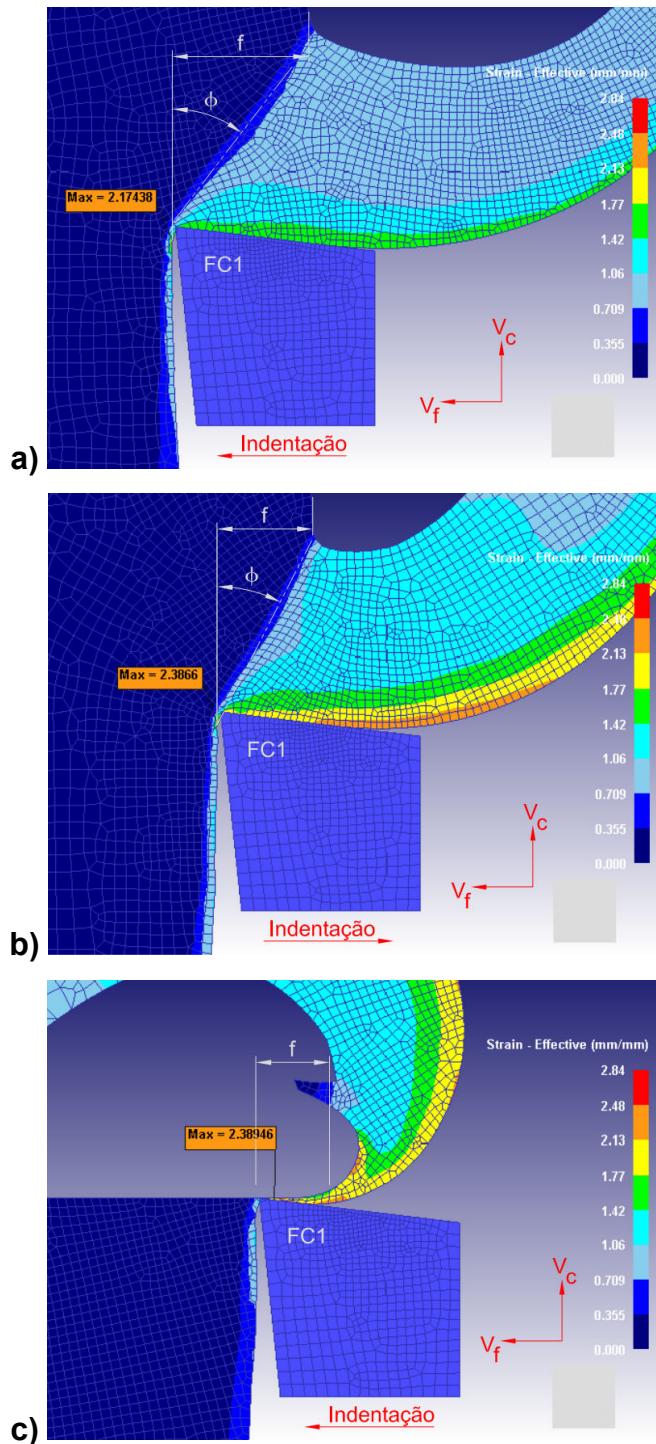


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 125 - Variação da deformação para $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $a_p = 2,5$ mm

WNMG080408 UE6020 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta:

- a) Avanço máximo da ferramenta;**
- b) Recuo máximo da ferramenta; c) Final do processo de corte.**

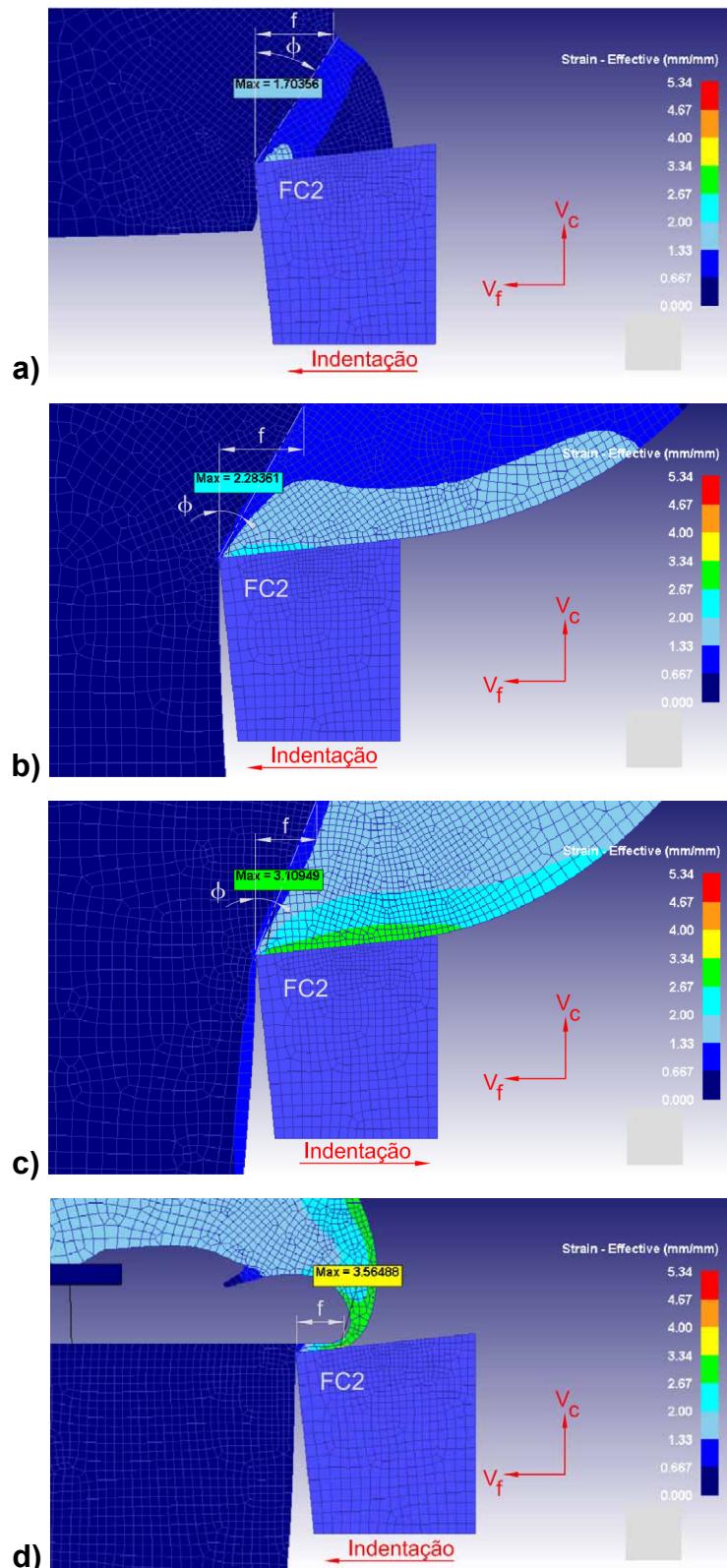


Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 126 - Variação da deformação para $f_r = 1,2 \times f_m$ Hz $a_p = 2,5$ mm

WNMA080408 CA315 $v_c = 273$ m/min. $f = 0,104$ mm/volta:

- a) Entrada da ferramenta;**
- b) Avanço máximo da ferramenta;**
- c) Recuo máximo da ferramenta;**
- d) Final do processo de corte.**



Fonte: Elaborado pelo autor.

6 CONCLUSÕES

Do estudo referente à utilização de baixa frequência vibracional no torneamento do aço ABNT 1020 e nas condições específicas de ensaios realizados neste trabalho, as seguintes conclusões podem ser tomadas:

- A respeito do desempenho do dispositivo para corte frequencial.

a) A utilização do dispositivo de corte LFV permitiu que a ruptura do cavaco proveniente do aço ABNT 1020 fosse realizada em 100% dos casos estudados;

b) O dispositivo de corte LFV apresentou condições de avaliar frequências de indentação localizadas na faixa correspondente à usinagem de baixa frequência vibracional, mostrando-se efetivo em todas as frequências avaliadas;

c) O dispositivo para torneamento LFV apresentou construção e montagem que se adéquam à instalação de acessórios adicionais, utilizados para medição das forças de usinagem e para obtenção da raiz do cavaco;

d) O dispositivo de corte frequencial garantiu condições de variação da rigidez da ferramenta de corte, sem alterar as características básicas do processo de torneamento.

- A respeito da variação do estado de superfície.

a) Para frequência de indentação $f_i=1,5 \times f_m$ Hz, o método de usinagem frequencial gerou maiores valores de rugosidade R_a e R_z em todos os casos avaliados. Quando comparado ao método convencional, o método de corte LFV também gerou maiores valores de rugosidade, entretanto, os limites permaneceram dentro da faixa de tolerância quando foram comparados a um intervalo padrão de rugosidade;

b) O método de corte LFV gerou menor rugosidade R_a e R_z quando operou na frequência de indentação $f_i=1,2 \times f_m$ Hz. Este fato foi explicado através do aspecto do mapa de avanço obtido a partir deste padrão de frequência;

c) O método de corte LFV gerou valores de rugosidade R_a e R_z que tenderam a se aproximar dos valores da rugosidade obtida pelo método convencional, à medida que a frequência de indentação se aproximou de $f_r=1,8 \times f_m$ Hz. Entretanto, maiores frequências de indentação podem ocultar os verdadeiros valores da rugosidade real, o que deve ser levado em consideração quando se avaliam superfícies obtidas por meio de usinagem com alta frequência;

d) O ciclo de indentação referente à frequência $f_r=1,5 \times f_m$ Hz apresentou maior espaçamento entre sulcos, o que promoveu a obtenção de maiores valores de rugosidade R_a e R_z ;

e) O estado de superfície obtido, de maneira geral, apresentou relações com o tipo de material torneado, no que diz respeito à adesão de partículas decorrentes da fratura subsuperficial. A ocorrência deste fenômeno foi condicionada pela deformabilidade do material de trabalho, que é composto basicamente por ferrita livre;

f) Os valores da rugosidade obtidos nas superfícies torneadas pelo processo de corte LFV foram influenciados pela posição do apalpador no trecho do comprimento de avaliação, pela posição angular de medição em relação ao diâmetro total dos corpos de prova e pelos comprimentos de amostragem;

g) O movimento de avanço e recuo promovido pelo dispositivo de corte frequencial ocasionou variações no estado de superfície, devido à translação da ferramenta durante o ciclo de indentação, criando uma região de atrito entre aresta secundária de corte e material da peça.

- A respeito das forças de usinagem.

a) O método de corte por vibração a baixa frequência gerou um aumento das componentes das forças de usinagem, o que proporcionou componentes vetoriais de maior grandeza. Entretanto, a potência requerida para realizar este trabalho representou apenas pequena fração da potência total disponível no equipamento;

b) Quando comparado ao corte convencional, a dinâmica da ferramenta de corte decorrente do movimento de indentação ocasionou o escoamento do

cavaco sobre uma superfície de saída não estática, o que promoveu maior atrito e contribuiu para elevação das forças de usinagem no corte LFV;

c) Quando comparada às demais frequências avaliadas, a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz ocasionou um aumento das forças de usinagem devido à inserção gradual de indentação. Este fato foi explicado pela menor velocidade aplicada na zona de compressão, o que favoreceu a inserção de deformações permanentes na região afetada pelo corte;

d) O aumento das forças de usinagem apresentou relação com o aumento dos tempos de não contato entre ferramenta e peça, observado principalmente quando se utilizou a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz;

e) De maneira proporcional, as forças de usinagem tiveram maiores acréscimos de valores quando as indentações provenientes do mecanismo LFV foram introduzidas no sentido do avanço da ferramenta de corte.

- A respeito da zona afetada pelo corte frequencial.

a) A zona afetada pelo corte frequencial apresentou maior microdureza quando comparada à mesma região no corte convencional. Este fato foi explicado através da variação de espessura dos cavacos no corte LFV, que influenciou diretamente a superfície lateral usinada pela ferramenta;

b) A usinagem LFV favoreceu a ocorrência de tensões localizadas, criando maiores taxas de deformação e induzindo assim, a ocorrência de rupturas no material;

c) A frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz apresentou maior ocorrência de movimentos de indentação seguidos por menores recuos, em um mesmo comprimento de avaliação. Este comportamento inseriu maiores níveis de deformação na região afetada pelo corte;

d) O movimento de indentação, ocasionado pelo mecanismo de corte LFV, permitiu a formação de zonas de aderência que não são observadas na região localizada à frente da superfície de folga da ferramenta na usinagem convencional. Este fenômeno gerou maiores deformações da zona afetada, podendo ser comprovado através do aspecto morfológico apresentado pela perlita.

- A respeito das características do corte ortogonal.

a) O material cortado através do método de usinagem LFV apresentou menores valores para ângulo de cisalhamento, à medida que a ferramenta de corte executou o movimento de recuo proveniente da maior indentação realizada;

b) O ângulo de cisalhamento obtido através do corte frequencial tendeu a apresentar menores valores à medida que se utilizou a frequência de indentação $f_r=1,2 \times f_m$ Hz. Esta característica foi relacionada aos maiores níveis de deformação, que também foram observados nesta mesma frequência;

c) Dos modelos para determinação do ângulo de cisalhamento no corte ortogonal avaliados neste trabalho, o modelo de Ernst e o modelo de Hucks foram aqueles que mais se aproximaram dos resultados experimentais. Este fato foi explicado pelas características dos modelos, que levam em consideração a geometria da ferramenta de corte e as espessuras do cavaco antes e após a ruptura;

d) O ângulo de cisalhamento obtido no processo de corte LFV apresentou variações devido à alteração de espessura do cavaco, alternando entre uma espessura h_1 (que corresponde ao avanço máximo f_1), a uma espessura h_2 (que corresponde ao avanço normal ou mínimo). Esta variação de espessura ocasionou maiores valores para grau de recalque no processo de corte LFV, se comparado à usinagem convencional.

- A respeito da variação dos parâmetros de usinagem.

a) De maneira geral, a usinagem LFV produz efeitos similares ao processo de usinagem convencional, no que diz respeito à variação da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Entretanto, a variação de parâmetros de usinagem no corte LFV ocasionou a alteração da espessura e da forma geométrica do cavaco após o corte, gerando cavacos encruados e mais susceptíveis à ruptura devido ao trabalho de encruamento.

7 SUGESTÕES TRABALHOS FUTUROS

- a) Utilizar o mecanismo de corte frequencial para usinagem de outros materiais dúcteis (alumínio, cobre), comparando os resultados com aqueles obtidos neste trabalho;
- b) Utilizar o mecanismo de corte frequencial em outras operações de usinagem por torneamento, como por exemplo faceamento, sangramento, usinagem interna, interpolação linear e interpolação circular. Avaliar a eficácia do mecanismo na ruptura dos cavacos e na obtenção do estado de superfície desejado;
- c) Estudar os sinais de vibração provenientes do corte frequencial e relacionar sua influência com o desgaste da ferramenta de corte;
- d) Elaborar curvas de vida da ferramenta para o processo de torneamento LFV;
- e) Utilizar o mecanismo de corte frequencial para estudo da geometria de cavacos provenientes de baixas profundidades de usinagem. Verificar a morfologia dos cavacos nestas condições.

REFERÊNCIAS

- ABDULLAH, A.B. CHIA, L.Y. SAMAD, Z. The Efect of Feed Rate and Cutting Speed to Surface Roughness. **Asian Journal of Scientific Research**, v. 1, p.12-21, 2008.
- AHMED, N. MITROFANOV, A. V. BABITSKY, V. I. SILBERSCHMIDT, V. V. Analysis of Forces in Ultrasonically Assisted Turning. **Journal of Sound and Vibrations**, v. 308, p. 845-854, 2007.
- ALI, Moaz H. KHIDHIR, Basim A. MOHAMED, Bashir. OSHKOUR, A.A. Investigation on Chip Formation During Machinining Using Finite Element Modeling. **Advanced Materials Research**, v. 505, p. 31-36, 2012.
- ALKALI, Adam Umar. YUSOF, Noordin Mohd. ELMUNAFI, Mohamed Handawi. FAWAD, Hasan. Influence of Cutting Conditions on Chip Formation When Turning ASSAB DF-3 Hardened Tool Steel. **International Journal of Materials and Manufacturing**, v. 1, p. 76-79, 2013.
- ALLEN, Stephen Phillip. **Stress Wave Monitoring of Erosive Particle Impacts**. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Austrália, 2004.
- ALY, M.F. NG, E. VELDHUIS, S.C. ELBESTAWI, M.A. Prediction of Cutting Forces in the Micro Machining of Silicon Using a Hybrid Molecular Dynamic Finite Element Analysis Force Model. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, p. 1727-1739, 2006.
- ALTINTAS, Yusuf. **Manufacturing Automation Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design**. 2th ed. New York: Cambridge University Press, 2012.
- ALVES FILHO, Avelino. **Elementos Finitos a Base da Tecnologia CAE**. 5 ed. São Paulo: Editora Érica, 2010.
- ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanics Fundamentals and Applications**. 3th ed. Flórida: CRC Press Taylor & Francis Group, 2005.
- ANTIC, Aco. PETROVIC, Petar B. ZELJKOVIC, Milan. KOSEC, Borut. HODOLIC, Janko. The Influence of Tool Wear on the Chip Forming Mechanism and Tool Vibrations. **Materials and Technology**, v. 46, p. 279-285, 2011.
- AOUICI, Hamdi. YALLESE, Mohamed Athmane. CHAOUI, Kamel. MABROUKI, Tarek. RIGAL, Jean François. Analysis of Surface Roughness and Cutting Force Components in Hard Turning with CBN tool: Prediction Model and Cutting Conditions Optimization. **SciVerse Science Direct Measurement**, v. 45, p. 344-353, 2012.
- ARMAREGO, E. J. A. BROWN, R. H. **The Machining of Metals**. 2th ed. Michigan: Prentice Hall, 1996.

ASTAKHOV, Viktor P. SHVETS, S.V. OSMAN, M.O.M. Chip Structure Classification Based on Mechanics of its Formation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 71, p. 247-257, 1996.

ASTAKHOV, Viktor P. SHVETS, S. The Assessment of Plastic Deformation in Metal Cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 146, p. 193-202, 2004.

ASTAKHOV, Viktor P. **Tribology of Metal Cutting**. 1th ed. Great Britain: Elsevier, 2006.

ASTAKHOV, Viktor P. **Geometry of Single Point Turning Tools and Drills**. 1 th ed. New York: Springer-Verlag, 2010.

ASTM E384. **Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials**, 2011.

ATKINS, Tony. **The Science and Engineering of Cutting**. 1th ed. United Kingdon: Butterworth Heinemann, 2009.

AYODEJI, Olugboji Oluwafemi. ABOLARIN, Matthew Sunday. YISA, Jiya Jonatha. OLAOLUWA, Popoola Solomon. KEHINDE, Ajani Clement. Effect of Cutting Speed and Feed Rate on Tool Wear Rate and Surface Roughness in Lathe Turning Process. **International Journal of Engineering Trends and Technology**, v. 22, p. 173-175, 2015.

AWOPETU, Olayinka Oladele. AYODEJI, Sesan Peter. Effect of Type of Workpiece Material on Hip Formation Process. **Assumption University Journal of Thecnology**, v. 11, p.181-186, 2008.

AZAM, Seyyed Hamed Mousavi. AHMADLOO, Ebrahim. Analysis of Chip Removal Operations Via New Quick-Stop Device. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 31, p. 1782-1791, 2016.

BAI, Yuanli. WIERZBICKI, Tomasz. Application of Extended Mohr-Coulomb Criterion to Ductile Fracture. **International Journal of Fracture**, v. 161, p. 1-20, 2009.

BAPTISTA, André Luís de Brito. Aspectos Metalúrgicos na Avaliação da Usinabilidade de Aços. **Revista Escola de Minas**, v. 55, p. 1-9, 2002.

BATWARA, Amber. Finite Element Method Simulation of Turning Process With Single Point Cutting Tool: a Numerical Study. **European Journal of Advances in Engineering and Technology**, v. 3, p. 12-19, 2016.

BEDDOES, J. BIBBY, M. J. **Principles of Metal Manufacturing Processes**. 1 th ed. Massachusetts: Elsevier Butterworth Heinemann, 2003.

BENARDOS, P.G. VOSNIAKOS, G.C. Predicting Surface Roughness in Machining: a Review. **International Journal of Machining Tools and Manufacture**, v. 43, p. 833-844, 2002.

BERGLIND, Luke. ZIEGERT, John. Modulated Tool Path (MTP) Machining for Threading Applications. **Procedia Manufacturing**, v. 1, p. 546-555, 2015.

BERMINGHAM, M.J. PALANISAMY, S. KENT, D. DARGUSCH, M.S. A Comparison of Cryogenic and High Pressure Emulsion Cooling Technologies on Tool Life and Chip Morphology in Ti-6Al-4V Cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, p. 752-765, 2012.

BLACK, J.T. KOHSER, Ronald A. **Materials & Processes in Manufacturing**. 10 th ed. United States: John Wiley & Sons Inc., 2008.

BOOTHROYD, Geoffrey. KNIGHT, Winston A. **Fundamentals of Machining and Machine Tools**. 2th ed. New York: Marcel Dekker Inc., 1989.

BORDIGNON, Nicola. PICCOLROAZ, Andrea. CORSO, Francesco Dal. BIGONI, Davide. Strain Localization and Shear Band Propagation in Ductile Materials. **Frontiers in Materials Original Research Article**, v. 2, p. 1-13, 2015.

BORGES, Marcelo Lopes Martins. **Análise de Propagação de Trincas por Meio da Mecânica da Fratura**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Belo Horizonte, 2010.

BOUACHA, Khaider. YALLESE, Mohamed Athmane. MABROUKI, Tarek. RIGAL, Jean François. Statistical Analysis of Surface Roughness and Cutting Forces Using Response Surface Methodology in Hard Turning of AISI 52100 Bearing Steel With CBN Tool. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 28, p. 349-361, 2010.

BREHL, D.E. DOW, T.A. Review of Vibration-Assisted Machining. **Science Direct Precision Engineering**, v. 32, p. 153-172, 2007.

CAKIR, Fatih Hayati. GURGEN, Selim. SOFUOGLU, Mehmet Alper. CELIK, Osman Nuri. KUSHAN, Melih Cemal. Finite Element Modeling of Ultrasonic Assisted Turning of Ti6Al4V Alloy. **Procedia Social and Behavioral Sciences**, v. 195, p. 2839-2848, 2015.

CAMARGO, Jonathan Felipe. **Análise da Formação de Cavacos no Torneamento de Aços Inoxidáveis com Emprego de um Sistema de Interrupção Súbita de Corte (QSD)**. Dissertação de Mestrado. Florianópolis, 2016.

CHANDRUPATLA, Tirupathi R. BELEGUNDU, Ashok D. **Introduction to Finite Elements in Engineering**. 4th ed. United States: Pearson Higher Education, 2014.

CHAVOSHI, Saeed Zare. GOEL, Saurav. LUO, Xichun. Molecular Dynamics Simulation Investigation on the Plastic Flow Behaviour of Silicon During Nanometric Cutting. **Modeling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 24, p. 1-10, 2016.

CHILDS, Thomas. MAEKAWA, Katsuhiro. OBIKAWA, Toshiyuki. YAMANE, Yasuo. **Metal Machining Theory and Applications**. 1th ed. New York: John Wiley & Sons Inc., 2000.

CHERN, Gwo Lianq. Development of a New and Simple Quick Stop Device for the Study on Chip Formation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, p. 789-794, 2005.

COPENHAVER, Ryan. RUBEO, Mark A. GUZOREK, Steven. LANDGE, Saurabh. SMITH, K. Scott. ZIEGERT, John. SCHIMITZ, Tony L. A Fundamental Investigation of Modulated Tool Path Turning Mechanics. **Procedia Manufacturing**, v. 10, p. 159-170, 2017.

CORRÊA, Janaina Geisler. **Usinabilidade de Aços Inoxidáveis Martensíticos Aplicados na Indústria de Petróleo**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2014.

COSTA, Ivanilson Sousa. **Usinabilidade do Aço de Corte Fácil Baixo Carbono ao Chumbo ABNT 12L14**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2014.

CRICHIGNO FILHO, Joel Martins. **Mecanismos de Formação do Cavaco**. Apostila do Curso de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, 2011.

CUNHA, Elias Alves. RIBEIRO, Marcos Valério. Influência da Velocidade de Corte na Rugosidade em Usinagem de Ligas de Alumínio. **Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação COBEF**. 2003.

DAHUNSI, Olurotimi Akintunde. AWOPETU, O. O. The Use of an Indirect Impact Quick Stop Mechanism During the Turning of α -Titanium BT5 Alloy. **International Journal Machining and Machinability of Materials**, v. 3, p. 80-90, 2008.

DAVIM, J. Paulo. **Machining Fundamentals and Recent Advances**. 1 th ed. London: Springer-Verlag London Limited, 2008.

DAVIM, J. Paulo. **Surface Integrity in Machining**. 1 th ed. New York: Springer-Verlag London Limited, 2010.

DIMLA, D. E. The Impact of Cutting Conditions on Cutting Forces and Vibration Signals in Turning With Plane Face Geometry Inserts. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 155-156, p. 1708-1715, 2004.

DING, Yue. WANG, Xibin. XIE, Lijing. YANG, Hao. Modeling and Analysis of Cutting Forces in Hard Turning T250 Steel Usinag CBN Tools. **Advanced Materials Research**, v. 154-155, p. 694-700, 2011.

DINIZ, Anselmo Eduardo. MARCONDES, Francisco Carlos. COPPINI, Nivaldo Lemos. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 8. ed. São Paulo: Artliber Editora, 2013.

DOITPOMS. **TLP Library University of Cambridge**. 2016. Disponível em: <http://www.doitpoms.ac.uk/tlplib/metal-forming-3/levy_mises.php>. Acesso em: 20 set. 2016.

DOWLING, Norman E. **Mechanical Behavior of Materials Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue**. 4th ed. United States of America: Pearson Education Limited, 2013.

DROZDA, Thomas J. WICK, Charles. **Tool and Manufacturing Engineers Handbook Volume I Machining**. 4th ed. United States of America: Society of Manufacturing Engineers, 1983.

DUAN, C.Z. DOU, T. CAI, Y.J. LI, Y.Y. Finite Element Simulation and Experiment of Chip Formation Process During High Speed Machining of AISI 1045 Hardened Steel. **International Journal of Recent Trends in Engineering**, v. 29-30, p. 1838-1843, 2009.

ECK, Sven. GANSER, Hans Peter. MARSONER, Stefan. ECKER, Werner. Error Analysis for Finite Element Simulation of Orthogonal Cutting and its Validations Via Quick Stop Experiments. **Machining Science and Technology**, v. 19, p. 460-478, 2015.

EUROMACHINE. **Milling and Turning**. 2016. Disponível em: <<http://www.euromachining.com/advantages-of-cnc-machining-over-conventional-machining>>. Acesso em: 15 out. 2016.

FANG, N. Tool Chip Friction in Machining With a Large Negative Rake Angle Tool. **Science Direct**, v. 258, p. 890-897, 2005.

FERRARESI, Dino. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 1 ed. São Paulo: Editora Edgard Blucher, 1977.

FREE, Miles. **PM Production Machining**. 2017. Disponível em: <<https://www.productionmachining.com/blog/post/the-difference-between-r-a-and-rz>>. Acesso em 15 nov. 2017.

GANESAN, H. MOHANKUMAR, G. Optimization of Machining Techniques in CNC Turning Centre Using Genetic Algorithm. **Arabic Journal of Science and Engineering**, v. 38, p. 1529-1538, 2013.

GAO, G.F. ZHAO, B. JIAO, F. LIU, C.S. Research on the Influence of the Cutting Conditions on the Surface Microestruture of Ultra Thin Wall Parts in Ultrasonic Vibration Cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 129, p. 66-70, 2002.

GARDENIER, Hugh E. **An Experimental Technique for Developing Intermediate Strain Rates in Ductile Metals**. Dissertação de Mestrado Escola de Pós-Graduação em Engenharia e Gestão. Estados Unidos, 2008.

GDOUTOS, E.E. **Fracture Mechanics an Introduction**. 1 th ed. Netherlands: Kluwer Academic Publishers, 1993.

GERONIMO, Fábio Henrique Casarini. **Caracterização Microestrutural e Modelagem do Amaciamento Dinâmico a Quente do Aço Inoxidável Austenítico ASTM F 138 Utilizado em Implantes Ortopédicos**. Tese de Doutorado. São Carlos, 2014.

GODOY, João Maurício. **Estudo da Ocorrência de Trinca por Fadiga em Tubos de Aço Soldados Devido ao Transporte**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Guaratinguetá, 2008.

GOMES, C. CAPELA, C. LOPES, D. CORREIA, E.M. Acabamento Superficial por Maquinção dos Aços. **Revista da CEFAMOL Associação Nacional da Indústria de Moldes**. 2007.

GRAHAM, Tammy. Modulated Tool Path (MTP) Chip Breaking System. **Y-12 National Security Complex**, p. 1-27, 2010.

GROOVER, Mikell P. **Fundamentals of Modern Manufacturing Materials, Processes ans Systems**. 4th ed. Massachusetts: John Wiley & Sons Inc., 2010.

GRUM, J. KISIN, M. Influence of Microestruture on Surface Integrity in Turning Part II: the Influence of a Microestruture of the Workpiece Material on Cutting Forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, p. 1545-1551, 2003.

GRZESIK, Wit. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials Theory, Modelling and Applications**. 1th ed. Amsterdam: Elsevier Science, 2008.

GU, Liyao. WANG, Minjie. CHEN, Hui. KANG, Guozheng. Experimental Study on the Process of Adiabatic Shear Fracture in Isolated Segment Formation in High Speed Machining of Hardened Steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 86, p. 671-679, 2015.

GUO, Y.B. YEN, David W. A FEM Study on Mechanisms of Discontinuous Chip Formation in Hard Machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 155-156, p. 1350-1356, 2004.

HABAK, Malek. LEBRUN, Jean Lou. An Experimental Study of the Efect of High-Pressure Water Jet Assisted Turning (HPWJAT) on the Surface Integrity. **International Journal of Machining Tools and Manufacture**, v. 51, p. 661-669, 2011.

HARIKI, Osaka. KOBAYASHI, Osaka. IMASAKI, Amagasaki. **Patent Application Publication United States US-0102268A1**. United States, 2014.

HAZELL, Paul J. **Armour: Materials, Theory and Design**. 1 th ed. Austrália: CRC Press, 2016.

HE, N. LEE, T.C. LAU, W.S. CHAN, S.K. Assessement of Deformation of a Shear Localized Chip in High Speed Machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 129, p. 101-104, 2002.

HOFY, Hassan Abdel Gaward El. **Fundamentals of Machining Processes Conventional and Nonconvenctional Processes**. 2th ed. Florida: CRC Press, 2014.

HONG, Qi. GU, Lizhi. XIANG, Chunjiang. Research Progress of Low-Frequency Vibration Cutting and Its Development Tendency. **Applied Mechanics and Materials**, v. 26-28, p. 648-652, 2010.

HOPPE, Stefan. **Experimental and Numerical Analysis of Chip Formation in Metal Cutting**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Alemanha, 2003.

HORVATH, Richard. KISS, Agota Dregelyi. MATYASI, Gyula. The Examination of Surface Roughness Parameters in the Fine Turning of Hypereutectic Aluminium Alloys. **UPB Scientific Bulletin**, v. 77, p. 205-216, 2015.

HOSSEINI, Seyed Vahid. VAHDAJI, Mehrdad. Investigation of Frictional Resistence in Nanometric Cutting by Molecular Dynamic Simulation. **Proceedings on Engineering Systems Design and Analysis**, p. 1-9, 2010.

HUA, Jiang. SHIVPURI, Rajiv. Prediction of Chip Morphology and Segmentation During the Machining of Titanium Alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 150, p. 124-133, 2004.

HUA, Ge Jiang. TAO, ZhangChun. PING, Wang Ya. LIN, Sui Xiu. BO, Guo Yong. Simulation Analysis of the Effects of Toll Rake Angle for Workpiece Temperature in Single Crystal Copper Nanometric Cutting Process. **International Journal of Hybrid Information Technology**, v. 9, p. 407-414, 2016.

HUANG, Yanhua. ZONG, Wenjun. Molecular Dynamic Simulation for Nanometric Cutting of Single Crystal Face Centered Cubic Metals. **Nanoscale Research Letters Nano Express Open Access**, v. 9, p. 1-9, 2014.

ISO 3685: Tool Life Testing With Single Point Turning. International Organization for Standardization. 1993.

JASPERS, S.P.F.C. DAUTZENBERG, J.H. Material Behaviour in Metal Cutting: Strains, Strain Rate and Temperaturs in Chip Formation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 121, p. 123-135, 2002.

KLOCKE, Fritz. **Manufacturing Processes 1 Cutting.** 1th ed. Germany: Springer Verlag, 2011.

KOVAC, P. SIDJANIN, L. RAJNOVIC, D. SAVKOVIC, B. WANNASIN, J. The Microestruture Influence on the Chip Formation Process of Al-Cu Alloy Cast Conventionally and in Semi Solid State. **Metalurgija Magazine**, v. 51, p. 34-38, 2012.

KOVAC, Pavel. SAVKOVIC, Borislav. SIDANIN, Lepa. LUKAC, Ondrej. MANKOVA, Ildiko. The Influence of Material Microestruture on the Chip Forming Process. **Contemporary Materials**, v. 1, p. 69-76, 2014.

KOVALEVSKAYA, Zh. G. IVANOV, Yu F. PEREVALOVA, O. B. KLIMENOV, V. A. UVARKIN, P. V. Study of Microestruture of Surface Layers of Low Carbon Steel After Turning and Ultrasonic Finishing. **The Physics of Metals and Metallography**, v. 114, p. 41-53, 2013.

KRAMAR, Davorin. KOPAC, Janez. High Pressure in the Machining of Hard-to-Machine Materials. **Journal of Mechanical Engineering**, v. 55, p. 685-694, 2009.

KROL CZYK, Grzegorz. LEGUTKO, Stanislaw. Experimental Analysis by Measurement of Surface Roughness Variations in Turning Process of Duplex Stainless Steel. **Metrology and Measurement Systems**, v. 21, p. 759-770, 2014.

KUMAR, S.M. Ravi. KULKARNI, Suneel Kumar N. Experimental Study of Machining Cutting Force, Chip Compression Ratio and Coeficient of Friction. **International Journal of Emerging Trends in Engineering and Development**, v. 6, p. 183-188, 2016.

KYOCERA. **Turning Catalog Cutting Tools.** 2017.

JACOBSON, S. WALLEN, P. HOGMARK, S. Intermittent Metal Cutting al Small Cutting Depths - 2. Cutting Forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 28, p. 551-567, 1988.

LATA, Surabhi. JAIN, Aditya. GUPTA, Ashish. KUMAR, Sonu. SRIVASTAVA, Anindya. RANA, Ramakant. Optimizing Process Parameters for CNC Turned Parts Using Taguchi's Optimization Technique. **International Conference on Manufacturing Excellence MANFREX.** 2016.

LAUWERS, B. Surface Integrity in Hybrid Machining Processes. **CIRP Conference on Surface Integrity SciVerse ScienceDirect**, v. 19, p. 241-251, 2011.

LEMAITRE, Jean. DESMORAT, Rodrigue. **Engineering Damage Mechanics Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures**. 2th ed. New York: Springer Berlin Heidelberg, 2005.

LIEBOWITZ, H. **Fracture an Advanced Teatise Volume VI Fracture of Metals**. 1th ed. New York: Academic Press Inc., 1969.

LOPES, Cláudio Parreira. LOPES, Adriano Nogueira Drumond. PEREIRA, Jean Carlos. OLIVEIRA, Wagner Custódio. Evaluation of Surface Roughness in Low Frequency Vibration Turning of ABNT 1020 Carbon Steel. **International Congress of Mechanical Engineering COBEM**. 2017.

LOU, Yanshan. HUH, Hoon. LIM, Sungjun. PACK, Keunhwan. New Ductile Fracture Criterion for Prediction of Fracture Forming Limit Diagrams os Sheet Metals. **International Journal of Solids and Structures**, v. 49, p. 3605-3615, 2012.

MACHADO, Álisson Rocha. SILVA, Márcio Bacci. **Usinagem dos Metais**. Apostila Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem LEPU. 2004.

MACHADO, Álisson Rocha. ABRÃO, Alexandre Mendes. COELHO, Reginaldo Teixeira. SILVA, Márcio Bacci. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2. ed. São Paulo: Editora Blucher, 2011.

MALCHER, L. PIRES, F.M. Andrade. SÁ, J.M.A. César. An Assessment of Isotropic Constitutive Models for Ductile Fracture Under High Low Stress Triaxiality. **International Journal of Plasticity**, v. 30-31, p. 81-115, 2012.

MANFRINATO, Marcos D. **Estudo dos Cavacos**. Apostila de Treinamento Técnico Industrial. 2016.

MANG, Theo. BOBZIN, Kirsten. BARTELS, Thorsten. **Industrial Tribology Tribosystems, Friction, Wear and Surface Engineering, Lubrification**. 1 th ed. Germany: Wiley VCH Verlag & Co., 2011.

MARINOV, Valery. **Mechanics of Machining Manufacturing Technology**. 2014.

MARKOPOULUS, Angelos P. **Finite Element Method in Machining Processes**. 1th ed. New York: Springer London, 2013.

MAROJU, Naresh Kumar. VAMSI, Krishna P. XIAOLIANG, Jin. Investigations on Feasibility of Low Frequency Vibration Assisted Turning. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 91, p. 3775-3788, 2017.

MARTINKOVIC, Maros. POKORNY, Peter. Estimation of Local Plastic Deformation in Cutting Zone During Turning. **Key Engineering Materials**, v. 662, p. 173-176, 2015.

MATSUMOTO, H. BURGEL, M. M. P. RODRIGUES, A. R. YAMAKAMI, W. MANARELLI, F. H. CRUZ JÚNIOR, E. J. Estudo da Microestrutura e Microdureza do Material e Cavaco do Aço VP100 na Usinagem por Aplainamento Utilizando um Dispositivo Quick-Stop. **Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais CBECIMAT**. 2014.

MAUROTTI, A. ROY, A. BABITSKY, V. I. SILBERSCHMIDT, V. V. Recent Developments in Ultrasonically Assisted Machining of Advanced Alloys. **CIRP International Conference on High Performance Cutting**. 2010.

MAUROTTI, Agostino. MUHAMMAD, Riaz. ROY, Anish. SILBERSCHMIDT, Vadim V. Enhanced Ultrasonically Assisted Turning of a β -Titanium Alloy. **Ultrasonics Journal**, v. 53, p. 1242-1250, 2013.

MEDDOUR, I. YALLESE, M. A. KHATTABI, R. ELBAH, M. BOULANOUAR, L. Investigation and Modeling of Cutting Forces and Surface Roughness When Hard Turning of AISI 52100 Steel With Mixed Ceramic Tool: Cutting Conditions Optimization. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, p. 1387-1399, 2014.

MESQUITA, R. M. D. MARQUES, M. J. M. Barata. Effect of Chip Breaker Geometries on Cutting Forces. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 31, p. 317-325, 1992.

MICHELETTI, Gian Federico. **Mecanizado por Arranque de Viruta**. 1 ed. Barcelona: Editora Blume, 1980.

MILLS, B. REDFORD, A.H. **Machinability of Engineering Materials**. 2 th ed. London: Springer Science Publishers, 2012.

MITROFANOV, A. V. AHMED, N. BABITSKY, V. I. SILBERSCHMIDT, V. V. Effect of Lubrification and Cutting Parameters on Ultrasonically Assisted Turning of Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 162-163, p. 649-654, 2005.

IMITSUBISHI. **Catálogo Ferramentas de Torneamento, Ferramentas Rotativas e Soluções de Fixação**. 2013.

MIYAKE, Akihito. SASAHARA, Hiroyuki. KITAKAZE, Ayako. KATO, Seiko. MURAMATSU, Masahiro. NOGUCHI, Kenji. SANNOMIYA, Kazuhiko. NAKAYA, Takaichi. Effect of Low Frequency Vibration Applied to Feed Direction on Turning Process. **International Symposium on Flexible Automation**. 2016.

MMTS. **McClain Machine Tool Solutions**. 2016. Disponível em: <https://www.youtube.com/results?search_query=What+is+CITIZEN-CINCOM+Low+Frequency+Vibration>. Acesso em 23 out. 2016.

MUHAMMAD, Riaz. AHMED, Naseer. ROY, Anish. SILBERSCHIDT. Numerical Modelling of Vibration- Assisted Turning of Ti-15333. **CIRP Conference on High Performance Cutting**, v. 1, p. 347-352, 2012.

MUHAMMAD, Riaz. HUSSAIN, Mohammad Sajid. MAUROTTI, Agostino. SIEMERS, Carsten. ROY, Anish. SILBERSCHMIDT, Vadim V. Analysis of a Free Machining $\alpha+\beta$ Titanium Alloy Using Conventional and Ultrasonically Assisted Turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 214, p. 906-915, 2014.

NATH, Chandra. RAHMAN, M. Effect of Machining Parameters in Ultrasonic Cutting. **Machine Tools and Manufacture**, v. 48, p. 965-974, 2008.

NBR 6152. Materiais Metálicos - Ensaio de Tração à Temperatura Ambiente. ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002.

NBR 6162. Movimentos e Relações Geométricas na Usinagem dos Metais. ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1989.

NBR 6163. Conceitos da Técnica de Usinagem Geometria da Cunha Cortante. ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1989.

NBR ISO 4287. Especificações Geométricas do Produto (GPS) - Rugosidade: Método do Perfil - Termos, Definições e Parâmetros da Rugosidade. ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002.

NBR ISO 4288. Especificações Geométricas do Produto (GPS) - Rugosidade: Método do Perfil - Regras e Procedimentos para Avaliação de Rugosidade. ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2008.

NESELI, Suleyman. YALDIZ, Suleyman. TURKES, Erol. Optimization of Tool Geometry Parameters for Turning Operations Based on the Response Surface Methodology. **Measurement Science Direct**, v. 44, p. 580-587, 2011.

NESTLER, Andreas. SCHUBERT, Andreas. Surface Properties in Ultrasonic Vibration Assisted Turning of Particle Reinforced Aluminium Matrix Composites. **CIRP Conference on Surface Integrity**, v. 13, p. 125-130, 2014.

NEVES, Gonçalo. DAVIM, J. Paulo. Análise pelo Método dos Elementos Finitos da Maquinagem do Titânio e suas Ligas - Corte Ortogonal (2D) e Tridimensional (3D). **Revista Iberoamericana de Ingeniería Mecánica**, v. 18, p. 81-95, 2014.

NIESLONY, Piotr. GRZESIK, Wit. ZAK, Krzysztof. Numerical Simulation and Experimental Verification of Friction in Turning Inconel 718 Alloy. **Opole University of Technology**. 2013.

NOSOUI, Reza. BEHBAHANI, Saeed. AMINI, Saeed. KHOSROJERDI, Mohammad Reza. An Experimental Study on the Cutting Forces, Surface Roughness and the Hardness of Al 6061 in 1D and 2D Ultrasonic Assisted Turning. **Applied Mechanics and Materials**, v. 680, p. 224-227, 2014.

NOVAES, Fellipe Biazi. SOUZA, Rafael Agrizzi. **Análise da Formação do Cavaco no Torneamento do Alumínio Utilizando Câmera de Alta Velocidade**. Projeto de Graduação em Engenharia Mecânica. Vitória, 2009.

OBIKAWA, T. SASAHARA, T. SHIRAKASHI, T. USUI, E. Application of Computational Machining Method to Discontinuous Chip Formation. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, p. 667-674, 1997.

OH, Chang Sik. KIM, Nak Hyun. KIM, Yun Jae. BAEK, Jong Hyun. KIM, Young Pyo. KIM, Woo Sik. A Finite Element Ductile Failure Simulation Method Using Stress Modified Fracture Strain Model. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 78, p. 124-137, 2011.

OKIDA, Junya. TAYAMA, Takuichiro. SHIMAMOTO, Yosuke. NAKATA, Shinya. Application of Chip Formation Simulation to Development of Cutting Tools. **SEI Technical Review**, v. 82, p. 46-51, 2016.

OLIVEIRA, Claudinei José. **Avaliação da Influência de Sistemas de Filtragem Aplicados a Topografia de Superfícies em Usinagens**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Belo Horizonte, 2004.

OZTURK, Sabri. ALTAN, Erhan. Design of a Computer Aided Quick-Stop Device for Study of Dead Metal Zone Formation. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 34, p. 501-505, 2012.

PATIL, Sandip. JOSHI, Shashikant. TEWARI, Asim. JOSHI, Suhas S. Modeling and Simulation of Effect of Ultrasonic Vibrations on Machining of Ti6Al4V. **Ultrasonics Journal**, v. 54, p. 694-705, 2013.

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.

PIPPAN, R. ZELGER, C. GACH, E. BICHLER, C. WEINHANDL, H. On the Mechanism of Fatigue Crack Propagation in Ductile Metallic Materials. **Fatigue and Frature of Engineering Materials and Structures**, v. 34, p. 1-16, 2009.

PIRATELLI FILHO, Antônio. **Rugosidade Superficial**. Apostila Laboratório de Metrologia da Universidade de Brasília. 2011.

QURESHI, Hazim Ali. **Introdução ao Processo de Usinagem Ortogonal**. Apostila do Instituto Tecnológico de Aeronáutica ITA. São José dos Campos, 2011.

RAO, C.J. RAO, Nageswara. SRIHARI, P. Influence of Cutting Parameters on Cutting Force and Surface Finish in Turning Operation. **International Conference on Design and Manufacturing**, v. 64, p. 1405-1415, 2013.

RAO, P.N. **Manufacturing Technology Volume 2 Metal Cutting and Machine Tools**. 3th ed. New Delhi: McGraw Hill Education, 2013.

RAZAVI, H. NATEGH, M.J. SOLEIMANIMEHR, H. An Investigation of Lateral Surface Hardness and Related Cutting Forces in One Directional Ultrasonic Vibration Assisted Turning. **Advanced Materials Research**, v. 445, p. 1041-1046, 2012.

REBAIOLI, Lara. **Design and Caracterization of a New Quick Stop Device for Micromachining**. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Itália, 2011.

REIS, Alexandre Martins. **Influência do Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta, Raio de Ponta e Lubrificação na Usinagem em Presença de Aresta Postiça de Corte**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2000.

RIBEIRO, Rodrigo de Azambuja Montandon. GONÇALVES, Ricardo Augusto. MACHADO, Álisson Rocha. **Investigação das Propriedades e Dimensões da Zona de Fluxo na Usinagem de Metais**. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade de Uberlândia, 2010.

RISBOOD, K. A. DIXIT, U. S. SAHASRABUDHE, A. D. Prediction of Surface Roughness and Dimensional Deviation by Measuring Cutting Forces and Vibrations in Turning Process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 132, p. 203-214, 2003.

RODRIGUES, Alessandro Roger. **Estudo da Geometria de Arestas de Corte Aplicadas em Usinagem com Altas Velocidades de Corte**. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. São Carlos, 2005.

ROSA, Pedro A. R. MARTINS, Paulo A. F. Revisão dos Fundamentos do Corte Ortogonal. **Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação COBEF**. 2009.

SAGAN, Carl. **The Carl Sagan Portal**. 2016 Disponível em: <<http://www.carlsagan.com/>>. Acesso em: 28 out. 2016.

SAGAPURAM, Dinakar. YEUNG, Ho. GUO, Yang. MAHATO, Anirban. SAOUBI, Rachid. COMPTON, W. Dale. TRUMBLE, Kevin P. CHANDRASEKAR, Srinivasan. On Control of Flow Instabilities in Cutting of Metals. **CIRP Annals Manufacturing Technology**, v. 64, p. 49-52, 2015.

SANDVIK. **Metal Cutting Technology Training Handbook**. 2000.

SEKER, Ulvi. KURT, Abdullah. CIFTCI, Ibrahim. The Effect of Feed Rate on the Cutting Forces When Machining With Linear Motion. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 146, p. 403-407, 2004.

SENUSSI, G.H. Interaction Effect of Feed Rate and Cutting Speed in CNC Turning on Chip Micro-Hardness of 304-Austenitic Stainless Steel. **International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial, Mechatronic and Manufacturing Engineering**, v. 1, p. 159-164, 2007.

SHARMA, Varun. PANDEY, Pulak M. Recent Advances in Ultrasonic Assisted Turning: a Step Towards Sustainability. **Cogent Engineering Production and Manufacturing**, v. 3, p. 1-20, 2016.

SHAW, Milton C. **Metal Cutting Principles**. 2th ed. New York: Oxford University Press, 2005.

SHI, Jing. SHI, Yixin. LIU, C. Richard. Evaluation of a Three Dimensional Single Point Turning at Atomistic Level by a Molecular Dynamic Simulation. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 54, p. 161-171, 2011.

SHIZHU, Wen. PING, Huang. **Principles of Tribology**. 1th ed. Asia: John Wiley & Sons Pte., 2012.

SIDJANIN, L. KOVAC, P. Fracture Mechanisms in Chip Formation Processes. **Materials Science and Technology**, v. 13, p. 439-444, 1997.

SILBERSCHMIDT, Vadim V. MAHDY, Sameh M.A. GOUDA, Moustafa A. NASEER, Ahmed. MAUROTTA, Agostino. ROY, Anish. Surface Roughness Improvement in Ultrasonically Assisted Turning. **CIRP Conference on Surface Integrity**, v. 13, p. 49-54, 2014.

SILVA, Carlos Manuel Alves. **Influência da Velocidade de Deformação na Tenacidade a Fratura do Chumbo Tecnicamente Puro**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Lisboa, 2007.

SILVA, Márcio Aurélio. **Investigação Experimental da Formação do Cavaco na Usinagem do Aço ABNT 1045 e do Ferro Fundido Nodular**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Uberlândia, 2008.

SILVA, Leonardo Roberto. ABRÃO, Alexandre Mendes. FARIA, Paulo. DAVIM, João Paulo. Machinability Study of Steels in Precision Orthogonal Cutting. **Materials Research**, v. 15, p. 589-595, 2012.

SINGAL, R.K. MRIDUL, Singal. RISHI, Singal. **Fundamentals of Machining na Machine Tools**. 1 th ed. India: I.K. International Publishing House Pvt., 2008.

SMITH, S. WOODY, B. BARKMAN, W. TURSKY, D. Temperature Control and Machine Dynamics in Chip Breaking Using CNC Toolpaths. **CIRP Annals Manufacturing Technology**, v. 58, p. 97-100, 2009.

SONG, Jinling. Experimental Study of Vibration Turning With Low Frequency of the Mechanical Vibration Device and the Surface Texture. **Advanced Materials Research**, v. 418-420, p. 1355-1358, 2012.

SOUZA, Marcelo do Nascimento. SILVA, Márcio Aurélio. SOUSA, José Aécio. BARROZO, Marcos A. MACHADO, Álisson Rocha. Relação Entre as Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio e o Grau de Recalque. **Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação COBEF**. 2013.

SOUZA, Marcelo do Nascimento. SILVA, Márcio Aurélio. LOBATO, Fran Sérgio. BARROZO, Marcos Antônio de Souza. MACHADO, Álisson Rocha. Grau de Recalque e Zona de Fluxo em Usinagem de Ligas de Alumínio - Otimização Multiobjetivo e Técnicas de Metamodelagem. **Congresso Nacional de Matemática Aplicada à Indústria**. 2014.

STAHL, J.E. SCHULTHEISS, F. HAGGLUNG, S. Analytical and Experimental Determination of the R_a Surface Roughness During Turning. **CIRP Conference on Surface Integrity**, v. 19, p. 349-356, 2011.

STEPHENSON, David A. AGAPIOU, John S. **Metal Cutting Theory and Practice**. 3th ed. Florida: CRC Press, 2016.

STOETERAU, Rodrigo Lima. WEINGAERTNER, Walter Lindolfo. **Apostila Processos de Usinagem Fabricação por Remoção de Material**. 2004.

SUGIHARA, Tatsuya. ENOMOTO, Toshiyuki. Ultra Low Frequency Vibration Assisted Machining of Ti-6Al-4V Alloy. **International Journal of Automation Technology**, v. 10, p. 647-653, 2016.

SUMALATHA, M. RAO, V.V.S. Kesava. MALLESWARA, Rao. Evaluation of Productivity of the Components Manufactured on CNC Lathe and Conventional Lathe. **International Journal of Recent Trends in Engineering e Research**, v. 2, p. 320-325, 2016.

TAKADOUM, Jamal. **Materials and Surface Engineering in Tribology**. 1 th ed. Great Britain: ISTE and John Wiley & Sons Inc., 2008.

TANGJITSITCHAROEN, Somkiat. Advanced Prediction of Surface Roughness by Monitoring of Dynamic Cutting Forces in CNC Turning Process. **Applied Mechanics and Materials**, v. 239-240, p. 661-669, 2013.

TODD, Robert H. ALLEN, Dell K. ALTING, Leo. **Fundamental Principles of Manufacturing Processes**. 1th ed. New York: Industrial Press Inc., 1994.

TOENSHOFF, H. K. DENKENA, B. **Basics of Cutting and Abrasive Processes**. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013.

TRELHA, Braian Dela Nora. **Estudo do Torneamento Ortogonal das Ligas de Alumínio AISI 6262-T6 e AISI 6351-T6**. Departamento de Engenharia Mecânica. Porto Alegre, 2017.

TRENT, Edward. WRIGHT, Paul. **Metal Cutting**. 4th ed. Massachusetts: Butterworth Heinemann Publications, 2000.

TSCHATSCH, Heinz. **Applied Machining Technology**. 1 th ed. New York: Springer Dordrecht Heidelberg, 2009.

ULAS, Hasan Basri. Experimental Determination of Cutting Forces and Surface Roughness When Turning 50CrV4 Steel (SAE 6150) and Modeling With the Artificial Neural Network Approach. **The Indian Institute of Metals**, v. 67, p. 869-879, 2014.

VENDRAME, Saimon. ASSIS, Cleiton Lázaro Fazolo. RODRIGUES, Alessandro Roger. Influência dos Parâmetros de Corte no Mecanismo de Formação de Cavacos de um Aço Baixo Carbono. **Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica CREEM**. 2010.

VIHAROS, Zsolt Janos. MARKOS, Sandor. SZEKERES, Csaba. Ann-Based Chip Form Classification in Turning. **XVII IMEKO World Congress Metrology in the 3rd. Millennium**. 2003.

VINAYAGAMOORTHY, R. XAVIOR, M. Anthony. Evaluation of Surface Roughness and Cutting Forces During Precision Turning. **Advanced Materials Research**, v. 622-623, p. 390-393, 2013.

WATMON, Titus Bitek. XIAO, David. PETER, Okello Obeli. Finite Element Analysis of Orthogonal Metal Machining. **International Journal of Scientific Research and Innovative Technology**, v. 3, p. 46-55, 2016.

WEISS, Almiro. **Processos de Fabricação Mecânica**. 1. ed. Curitiba: Editora do Livro Técnico, 2012.

WEN, Li. DEYUAN, Zhang. High Frequency Ultrasonic Elliptical Vibration Turning Study for Weak Rigidity Precision Workpiece. **Key Engineering Materials**, v. 467-469, p. 236-240, 2011.

WOODY, Bethany A. SMITH, K. Scott. ADAMS, David J. BARKMAN, William E. Assessment of the Process Parameters and Their Effect on the Chip Length When Using CNC Toolpaths to Provide Chip Breaking in Turning Operations. **Proceedings International Manufacture Science and Engineering Conference**, p. 1-8, 2008.

XU, Wei Xing. ZHANG, Liang Chi. Ultrasonic Vibration Assisted Machining: Principle, Design and Application. **Advanced Manufacture**, v. 3, p. 173-192, 2015.

YUKINAGA, Satoshi. SUGIHARA, Tatsuya. HIROSE, Kenji. ENOMOTO, Toshiyuki. Study of Low Frequency Vibration Cutting Effects of Cutting Fluid in Vibration Cutting. **Journal of the Japan Society for Abrasive Technology**, v. 57, p. 116-121, 2013.

ZOU, Ping. XU, Yingshuai. HE, Yu. CHEN, Mingfang. WU, Hao. Experimental Investigation of Ultrasonic Vibration Assisted Turning of 304 Austenitic Stainless Steel. **Hindawi Publishing Corporation Shock and Vibration**, v. 215, p. 1-19, 2015.

ZHANQIANG, Liu. GUOSHENG, Su. Characteristics of Chip Evolution With Elevating Cutting Speed from Low to Very High. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 54-55, p. 82-85, 2012.

APÊNDICE

Apêndice 1 - Relatório análise química segundo trecho.

Análise Química



Nome do resultado		Tipo		Data Hora analisado		Data Hora do recálculo		Origem	Método			
Operador		Verifique Tipo		Verificar Estado		Tipo Correção		Tipo	Estado			
Corrida	Cliente	Liga	Forno	Obs.	Fornecedor N.F.							
C Conc %	Si Conc %	Mn Conc %	P Conc %	S Conc %	Cr Conc %	Mo Conc %	Ni Conc %	Al Conc %	Co Conc %	Cu Conc %	Nb Conc %	
Média	0,189	0,16	0,49	0,019	0,017	0,01	<0,00	<0,00	0,029	<0,002	0,010	<0,001
Ti Conc %	V Conc %	W Conc %	Pb Conc %	Sn Conc %	Mg	As Conc %	Zr Conc %	Bi Conc %	Ca Conc %	Ce Conc %	Sb Conc %	
Média	0,003	<0,001	0,019	0,004	0,002	--	0,001	0,004	<0,004	0,003	0,010	<0,001
Te Conc %	Se %	Ta %	B Conc %	Zn Conc %	La Conc %	N	Fe Conc %					
Média	<0,001	--	--	0,0003	0,005	<0,001	--	99,01				

Fonte: Pemill Indústria de Usinagem.

Apêndice 2 - Relatório análise química trecho central.

Análise Química



Nome do resultado		Tipo		Data Hora analisado		Data Hora do recálculo		Origem	Método			
Operador		Verifique Tipo		Verificar Estado		Tipo Correção		Tipo	Estado			
Corrida	Cliente	Liga	Forno	Obs.	Fornecedor N.F.							
C Conc %	Si Conc %	Mn Conc %	P Conc %	S Conc %	Cr Conc %	Mo Conc %	Ni Conc %	Al Conc %	Co Conc %	Cu Conc %	Nb Conc %	
Média	0,193	0,16	0,48	0,020	0,018	0,01	<0,00	0,00	0,029	<0,002	0,010	<0,001
Ti Conc %	V Conc %	W Conc %	Pb Conc %	Sn Conc %	Mg	As Conc %	Zr Conc %	Bi Conc %	Ca Conc %	Ce Conc %	Sb Conc %	
Média	0,003	<0,001	0,022	0,005	0,002	--	0,002	0,004	<0,004	0,003	0,012	<0,001
Te Conc %	Se %	Ta %	B Conc %	Zn Conc %	La Conc %	N	Fe Conc %					
Média	<0,001	--	--	0,0002	0,006	<0,001	--	99,00				

Fonte: Pemill Indústria de Usinagem.

Apêndice 3 - Relatório análise química penúltimo trecho.



Nome do resultado		Tipo		Data Hora analisado		Data Hora do recálculo		Origem	Método		
Operador		Verifique Tipo		Verificar Estado		Tipo Correção		Tipo	Estado		
Corrida	Cliente	Liga	Forno	Obs.	Fornecedor N.F.						
C Conc %	Si Conc %	Mn Conc %	P Conc %	S Conc %	Cr Conc %	Mo Conc %	Ni Conc %	Al Conc %	Co Conc %	Cu Conc %	Nb Conc %
Média 0,198	0,16	0,48	0,020	0,017	0,01	<0,00	0,00	0,028	<0,002	0,010	<0,001
Ti Conc %	V Conc %	W Conc %	Pb Conc %	Sn Conc %	Mg %	As Conc %	Zr Conc %	Bi Conc %	Ca Conc %	Ce Conc %	Sb Conc %
Média 0,003	<0,001	0,025	0,005	0,002	--	0,003	0,004	<0,004	0,003	0,013	<0,001
Te Conc %	Se %	Ta %	B Conc %	Zn Conc %	La Conc %	N %	Fe Conc %				
Média 0,001	--	--	0,0002	0,007	<0,001	--	99,00				

Fonte: Pemill Indústria de Usinagem.

Apêndice 4 - Relatório ensaio de tração segundo trecho.

PUC Minas LABORATÓRIO

Relatório de Ensaio

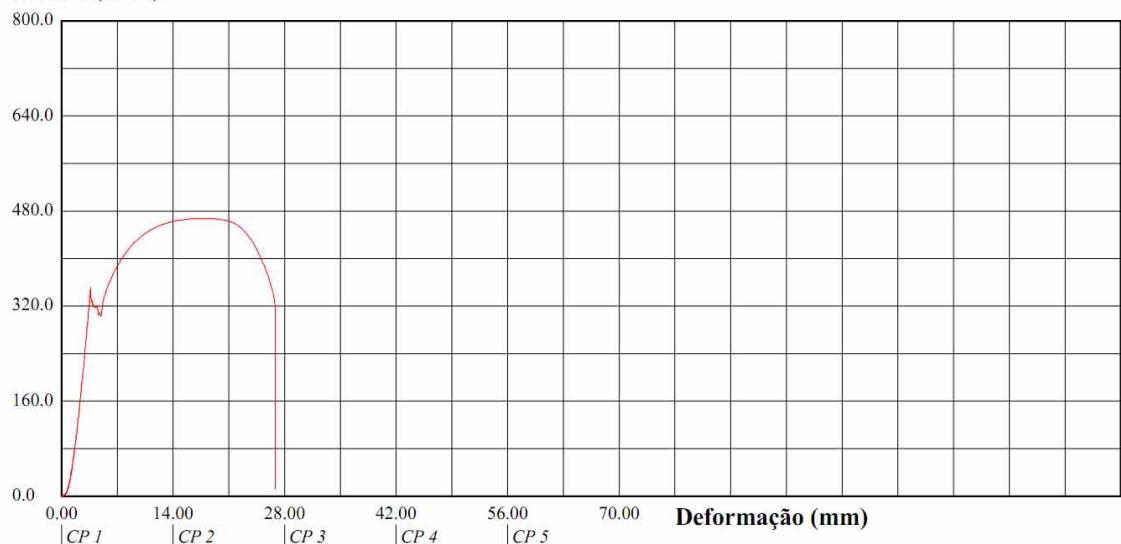
Máquina: **Emic DL20000** Célula: **Trd 12** Extensômetro: - Data: **19/06/2017** Hora: **14:17:05** Trabalho n° **1429**

Programa: **Tesc versão 3.04** Método de Ensaio: **PUC Minas Tração aço generic circular sem extensómetro**

Ident. Amostra: >>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>> Cliente: **Cláudio Parreira** Material: **ABNT 1020** Lote: **01**

Corpo de Prova	Seção (mm²)	Força no Escoamento (kgf)	Força Máxima (N)	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão Máxima (MPa)	Alongamento na Ruptura (%)
CP 1	122.72	4156.20	57465.95	332.13	468.27	33.85
Número CPs	1	1	1	1	1	1
Média	122.7	4156	57470	332.1	468.3	33.85
Mediana	122.7	4156	57470	332.1	468.3	33.85
Desv.Padrão	*	*	*	*	*	*
Coef.Var.(%)	*	*	*	*	*	*
Mínimo	122.7	4156	57470	332.1	468.3	33.85
Máximo	122.7	4156	57470	332.1	468.3	33.85

Tensão (MPa)



Fonte: Laboratório de Materiais Engenharia Civil PUC Minas BH.

Apêndice 5 - Relatório ensaio de tração trecho central.

PUC Minas LABORATÓRIO

Relatório de Ensaio

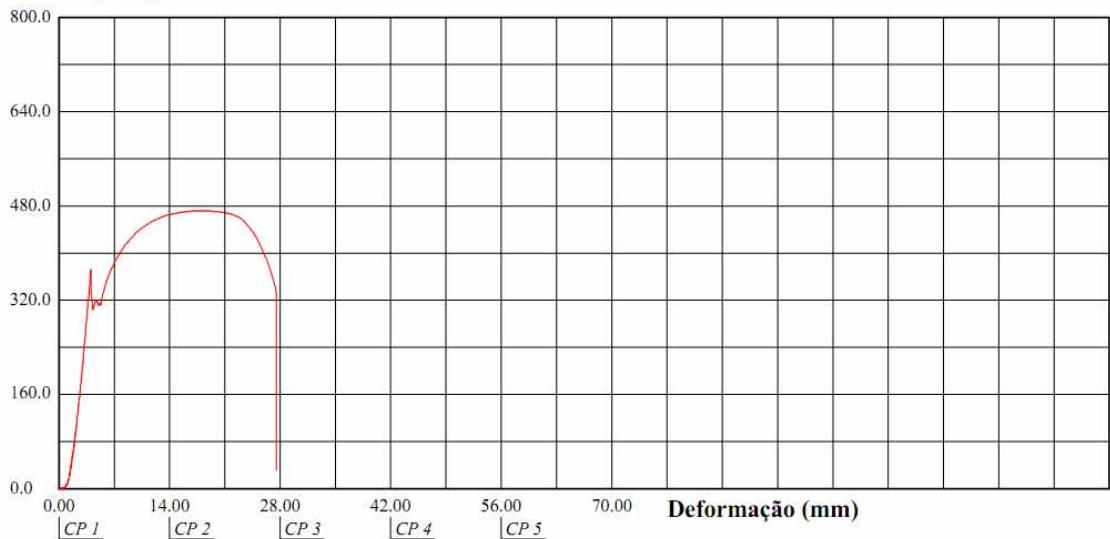
Máquina: Emic DL20000 Célula: Trd 12 Extensômetro: - Data: 19/06/2017 Hora: 14:23:53 Trabalho nº 1430

Programa: Tesc versão 3.04 Método de Ensaio: PUC Minas Tração aço generico circular sem extensômetro

Ident. Amostra: >>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>> Cliente: Cláudio Parreira Material: ABNT 1020 Lote: 02

Corpo de Prova	Seção (mm ²)	Força no Escoamento (kgf)	Força Máxima (N)	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão Máxima (MPa)	Alongamento na Ruptura (%)
CP 1	122.72	4345.16	57924.40	347.23	472.01	35.38
Número CPs	1	1	1	1	1	1
Média	122.7	4345	57920	347.2	472.0	35.38
Mediana	122.7	4345	57920	347.2	472.0	35.38
Desv. Padrão	*	*	*	*	*	*
Coef.Var.(%)	*	*	*	*	*	*
Mínimo	122.7	4345	57920	347.2	472.0	35.38
Máximo	122.7	4345	57920	347.2	472.0	35.38

Tensão (MPa)



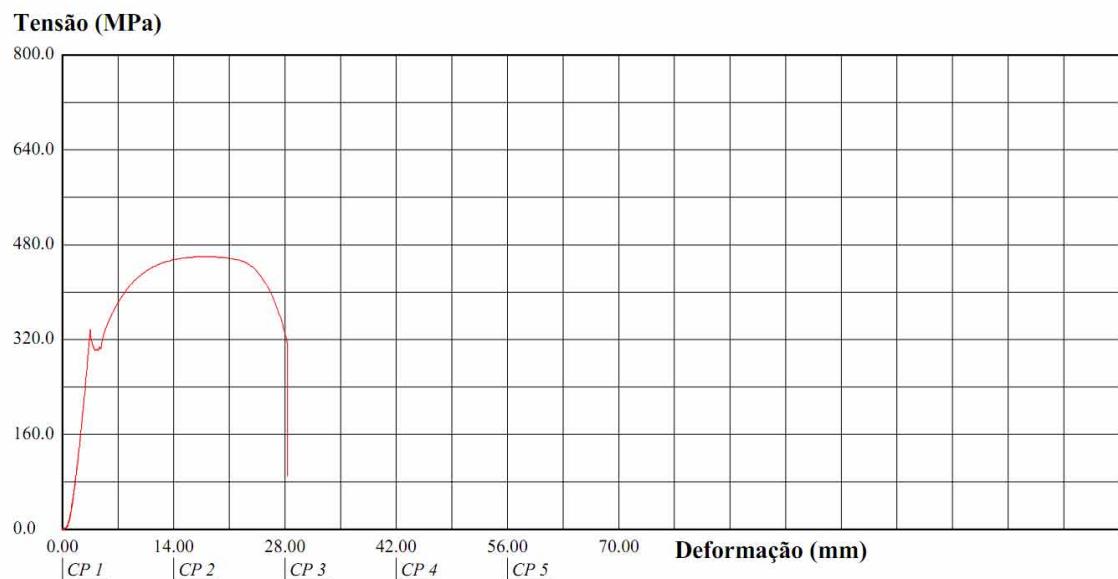
Fonte: Laboratório de Materiais Engenharia Civil PUC Minas BH.

Apêndice 6 - Relatório ensaio de tração penúltimo trecho.

PUC Minas
LABORATÓRIO

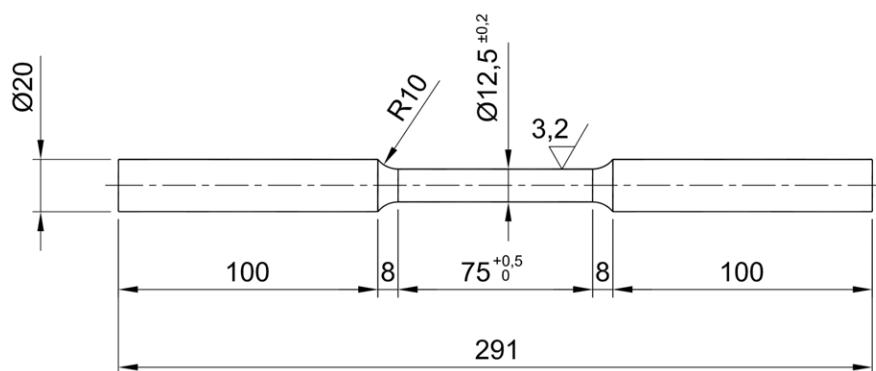
Relatório de Ensaio

Corpo de Prova	Seção (mm ²)	Força no Escoamento (kgf)	Força Máxima (N)	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão Máxima (MPa)	Alongamento na Ruptura (%)
CP 1	122.72	4032.02	56500.43	322.20	460.41	36.00
Número CPs	1	1	1	1	1	1
Média	122.7	4032	56500	322.2	460.4	36.00
Mediana	122.7	4032	56500	322.2	460.4	36.00
Desv.Padrão	*	*	*	*	*	*
Coef.Var.(%)	*	*	*	*	*	*
Mínimo	122.7	4032	56500	322.2	460.4	36.00
Máximo	122.7	4032	56500	322.2	460.4	36.00



Fonte: Laboratório de Materiais Engenharia Civil PUC Minas BH.

Apêndice 7 - Desenho dos corpos de prova ensaios de tração.



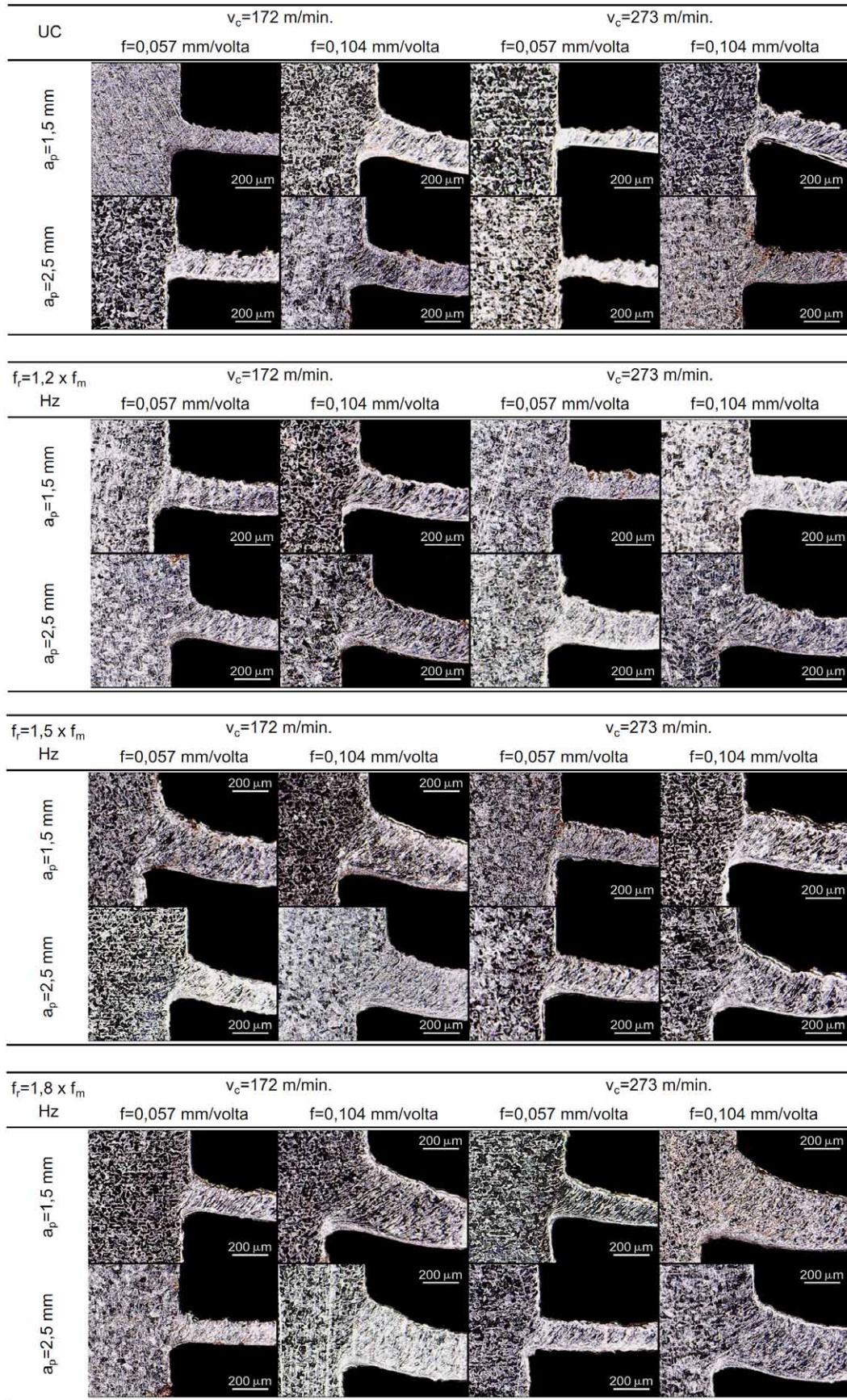
Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 8 - ANOVA para dureza nos pré-ensaios.

Fator	-	GL	Média	F(calc.)	Sig.
Modelo corrigido	97,542	2	48,771	1,137	0,330
Interferência	1103830,021	1	1103830,021	25744,473	0,000
Dureza	97,542	2	48,771	1,137	0,330
Erro	1929,438	45	42,876	-	-
Total	1105857,000	48	-	-	-
Total corrigido	2026,979	47	-	-	-

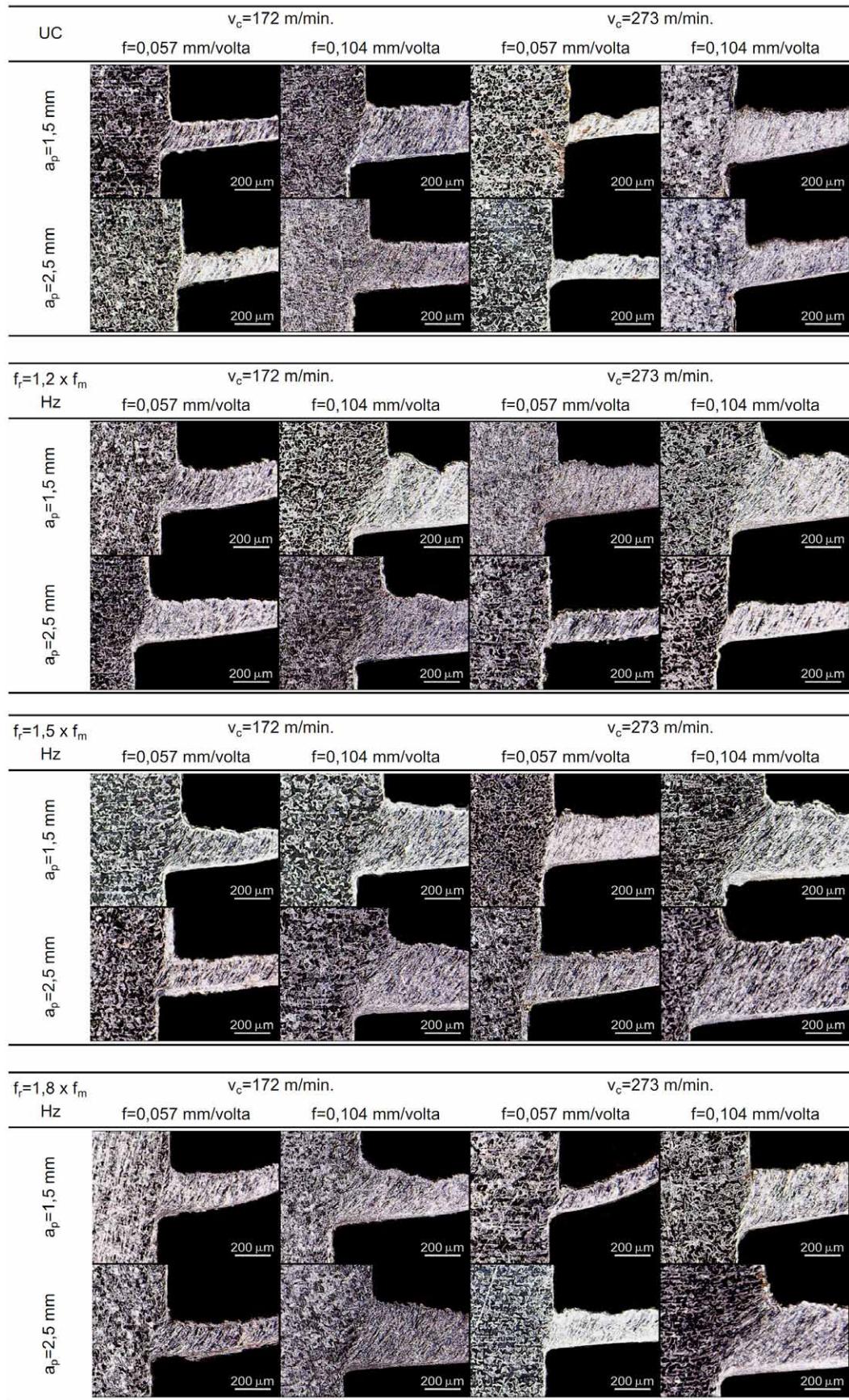
Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 9 - Raízes dos cavacos ferramenta WNMG080408 UE6020.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 10 - Raízes dos cavacos ferramenta WNMA080408 CA315.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 11 - Rugosidade R_a (μm) ferramenta WNMG080408 UE6020.

Ensaio	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°	360°
1	1,88	1,67	1,67	1,81	1,71	1,55	1,89	1,59	1,99	1,72	1,73	1,60
2	1,95	1,96	2,14	2,08	2,13	2,22	2,13	1,98	2,07	2,09	2,01	2,00
3	1,56	1,56	1,48	1,61	1,64	1,64	1,66	1,60	1,56	1,53	1,59	1,65
4	2,02	2,71	2,06	2,48	2,14	2,22	2,11	2,19	2,11	2,50	2,20	2,84
5	2,10	2,11	2,11	2,08	2,06	2,05	2,06	2,07	2,04	2,05	2,09	1,99
6	2,77	2,60	2,06	2,08	2,20	2,17	2,73	2,80	2,88	2,50	2,09	2,06
7	1,69	1,73	1,56	1,60	1,50	1,43	1,48	1,50	1,45	1,36	1,38	1,45
8	1,57	1,49	1,65	1,52	1,60	1,41	1,54	1,48	1,43	1,74	1,50	1,47
9	2,63	2,25	2,48	2,26	2,10	2,50	2,22	2,34	2,33	2,15	2,26	2,43
10	2,17	2,58	2,45	2,84	2,36	2,98	2,65	2,56	2,23	2,69	2,87	2,51
11	2,22	2,06	2,72	2,45	2,19	2,21	2,07	2,20	2,34	1,91	2,02	1,97
12	2,54	2,76	2,55	2,58	2,48	2,59	2,41	2,32	2,77	2,83	2,47	2,77
13	2,65	2,74	2,44	2,33	3,08	2,43	2,16	2,38	2,47	2,62	2,50	2,68
14	3,58	3,87	3,04	2,99	3,37	2,87	2,90	2,78	2,87	3,49	3,37	2,71
15	1,94	1,96	1,96	1,83	2,04	1,73	2,09	1,83	2,03	1,95	1,94	1,88
16	2,99	2,79	3,07	2,57	3,06	3,33	2,79	2,62	2,45	3,11	2,46	2,57
17	3,15	2,63	2,95	3,07	2,81	2,77	2,75	3,09	3,02	2,32	2,28	2,87
18	2,43	2,52	2,75	3,32	2,78	3,19	3,12	3,04	2,51	2,86	2,93	2,74
19	2,36	2,44	2,37	2,39	2,52	2,32	2,04	2,56	2,19	2,20	2,24	2,30
20	2,51	2,66	2,77	3,10	3,01	2,62	2,59	2,70	3,03	2,76	2,94	2,45
21	3,32	3,00	3,36	3,51	3,62	3,40	3,42	3,40	3,68	2,79	3,00	2,76
22	3,86	4,19	4,31	3,76	4,26	4,08	3,31	3,35	4,16	4,19	3,93	3,60
23	1,98	2,15	2,00	2,09	1,86	2,08	2,72	2,26	2,31	2,17	1,95	2,61
24	2,95	3,65	3,42	2,96	3,39	3,20	3,22	3,15	2,88	3,04	2,82	3,08
25	2,76	2,52	2,79	2,69	3,32	2,42	2,72	2,59	2,78	2,79	2,49	2,50
26	2,80	2,63	3,14	2,68	2,88	2,73	2,45	2,65	2,55	2,94	2,59	2,57
27	2,32	2,27	2,10	2,25	2,43	2,06	2,45	2,59	2,11	2,64	2,76	2,37
28	2,55	2,59	2,67	2,29	2,47	2,75	2,53	2,55	2,81	2,78	2,68	2,93
29	2,96	2,73	3,09	3,41	2,93	3,11	2,97	2,72	2,96	3,30	3,13	2,70
30	3,04	3,15	2,76	2,93	3,16	3,08	2,93	3,46	2,87	3,18	3,38	3,32
31	1,96	2,00	1,86	1,81	2,04	2,08	1,84	1,94	2,25	1,96	2,00	1,94
32	2,74	2,97	2,70	2,96	3,00	3,06	3,00	3,12	3,01	2,97	2,71	2,95

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 12 - Rugosidade R_a (μm) ferramenta WNMA080408 CA315.

Ensaio	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°	360°
33	1,82	2,19	1,93	1,98	2,07	1,78	1,96	1,99	1,84	1,80	2,02	1,79
34	2,38	2,49	2,41	2,58	2,36	2,44	2,25	2,51	2,20	2,26	2,35	2,40
35	2,24	2,23	2,13	2,25	2,57	2,12	2,09	2,31	2,47	2,15	2,37	2,35
36	2,32	2,32	2,58	2,27	2,63	2,37	2,34	2,36	2,24	2,25	2,31	2,44
37	1,88	2,28	2,00	1,93	1,87	2,05	1,88	1,84	1,90	1,99	1,87	1,90
38	2,36	2,41	2,30	2,34	2,31	2,32	2,26	2,33	2,40	2,45	2,39	2,41
39	1,59	1,61	1,45	1,45	1,45	1,60	1,61	1,57	1,59	1,59	1,85	1,45
40	1,77	1,79	1,76	1,86	1,80	1,76	1,75	1,89	1,89	1,70	1,66	1,78
41	3,83	4,21	3,50	3,29	3,87	3,11	3,23	3,94	3,88	3,31	3,58	3,65
42	4,04	3,82	4,08	3,96	4,14	4,14	3,82	3,52	4,54	3,69	4,01	3,54
43	2,51	2,45	2,24	2,39	2,28	2,22	2,24	2,29	2,54	2,33	2,27	2,17
44	3,12	3,17	3,23	2,70	3,21	3,01	2,73	3,30	3,44	2,76	3,28	3,27
45	2,20	2,15	2,24	2,52	2,43	1,95	2,07	2,16	2,11	2,28	2,16	1,91
46	2,32	2,19	2,55	2,18	2,28	2,21	2,25	2,36	2,35	2,21	2,20	2,09
47	2,28	2,22	2,09	2,15	2,01	2,16	2,23	1,92	2,06	2,02	1,97	1,86
48	2,26	2,49	3,40	2,52	2,51	3,09	2,55	2,52	2,55	3,06	2,37	2,52
49	3,66	3,32	4,24	4,38	3,54	3,93	3,08	3,20	3,44	3,35	3,67	3,55
50	3,94	4,12	4,06	3,81	4,66	3,93	4,10	3,73	4,82	3,89	4,13	4,27
51	2,56	2,99	3,24	3,38	2,88	2,93	2,76	2,77	3,30	3,62	2,80	2,45
52	3,44	3,25	3,40	3,71	3,16	3,38	3,68	3,44	3,11	3,49	3,43	3,12
53	3,11	3,20	2,91	3,44	3,10	2,85	3,24	3,69	3,28	3,56	3,13	3,46
54	3,72	2,87	3,41	3,82	3,64	3,25	3,62	3,30	3,17	3,93	3,25	3,77
55	2,74	2,47	3,00	2,89	2,45	2,81	3,07	2,36	2,80	2,65	2,78	2,94
56	2,86	3,90	3,42	3,77	2,97	3,67	3,96	3,34	2,85	3,49	3,53	3,61
57	3,07	3,45	3,44	3,87	3,09	3,13	3,20	3,04	3,32	3,18	3,13	3,01
58	3,84	3,71	4,05	3,80	3,48	4,37	3,33	3,31	3,41	3,76	3,56	3,33
59	2,27	1,92	2,25	2,16	1,97	2,12	2,30	2,24	2,12	2,05	2,18	1,96
60	2,92	3,14	3,11	3,17	2,94	3,15	2,91	2,71	3,15	3,72	3,89	3,06
61	2,53	2,78	2,32	2,69	3,36	2,83	2,88	2,69	2,53	2,67	2,29	2,65
62	2,63	2,97	2,88	2,67	2,75	3,02	2,97	2,49	2,69	2,50	2,52	2,84
63	2,25	2,33	2,38	2,41	2,90	2,22	2,32	2,55	2,45	2,42	2,36	2,40
64	3,17	3,23	3,44	3,42	3,29	3,35	3,64	3,33	3,26	3,32	3,14	3,12

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 13 - Rugosidade R_z (μm) ferramenta WNMG080408 UE6020.

Ensaios	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°	360°
1	16,32	16,41	16,51	17,13	16,45	19,17	17,32	18,15	17,48	16,59	17,00	17,25
2	17,99	19,69	14,86	18,74	24,75	18,38	19,35	19,18	19,28	17,55	22,79	18,91
3	11,77	12,13	12,42	11,07	11,67	10,85	11,20	11,30	11,42	10,97	11,36	13,46
4	11,71	11,75	11,24	12,03	12,15	11,89	11,72	12,69	11,50	11,48	13,03	11,96
5	18,19	20,54	19,57	21,63	20,64	21,09	18,86	20,29	18,78	20,98	20,38	19,66
6	26,42	25,93	26,59	21,94	22,50	21,07	23,91	21,33	23,00	24,57	21,63	19,28
7	15,14	15,81	20,08	15,12	15,26	14,70	16,62	16,96	16,82	15,55	16,78	15,09
8	15,93	20,15	15,78	19,27	16,16	18,26	17,68	15,77	15,49	18,84	14,73	15,49
9	22,92	18,95	20,11	21,32	22,84	20,17	17,46	23,74	20,08	18,45	22,13	19,12
10	27,34	19,03	23,23	21,13	19,33	22,88	22,25	24,74	24,48	18,14	27,77	20,83
11	23,28	20,90	21,27	19,16	20,79	20,92	20,62	19,87	23,10	24,16	21,25	25,77
12	18,32	24,72	22,90	22,85	22,48	19,89	23,20	21,42	23,87	24,61	21,38	22,39
13	22,90	23,05	24,31	21,69	22,61	23,64	20,43	21,44	25,39	22,23	24,47	18,47
14	24,09	23,17	26,57	19,91	20,78	22,74	25,97	22,34	22,05	22,88	26,49	22,40
15	17,46	16,03	22,41	18,92	15,01	16,63	16,33	24,57	17,70	19,61	21,40	16,31
16	22,02	22,70	19,52	16,72	17,45	15,25	15,91	22,26	18,52	21,97	18,93	16,30
17	21,07	29,93	24,40	26,46	24,87	21,54	22,74	19,38	27,09	18,97	19,14	26,68
18	25,01	24,67	25,52	26,03	29,63	27,79	24,01	26,77	21,29	25,41	26,94	28,83
19	20,74	23,69	24,87	24,28	21,46	22,93	19,19	22,02	25,67	21,46	25,85	21,13
20	23,81	23,53	18,98	25,38	26,14	23,70	18,42	20,05	21,68	24,36	25,30	24,71
21	23,49	27,00	25,30	24,99	22,29	24,74	23,56	22,60	26,17	26,21	25,98	24,57
22	24,68	25,75	27,23	25,69	26,62	27,60	26,82	20,25	29,29	23,41	24,53	24,83
23	18,94	19,92	17,97	18,75	18,92	20,03	20,49	17,79	18,14	19,04	22,02	18,31
24	25,87	20,36	21,02	21,66	20,35	22,72	17,73	21,75	21,22	25,69	22,27	21,17
25	29,75	20,19	21,71	19,40	21,00	18,91	22,15	19,85	23,47	19,54	19,80	22,02
26	23,82	24,26	26,58	29,98	22,94	24,17	22,03	28,12	29,68	25,85	26,78	29,83
27	20,62	21,45	20,91	19,30	24,05	22,49	21,39	19,73	25,69	20,50	18,76	23,41
28	18,97	24,53	21,51	24,67	24,58	19,13	19,01	26,98	26,14	21,64	26,30	24,63
29	22,88	20,78	22,08	23,98	21,12	20,85	24,91	21,06	23,08	18,59	21,07	20,64
30	22,01	21,99	21,08	21,28	22,40	20,82	23,33	23,73	23,91	26,46	22,52	23,58
31	15,98	16,43	18,27	21,68	18,75	16,69	14,95	17,75	17,79	15,70	18,87	17,86
32	19,96	20,94	17,94	21,15	19,38	19,68	20,26	21,21	23,35	20,28	22,46	19,56

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 14 - Rugosidade R_z (μm) ferramenta WNMA080408 CA315.

Ensaio	30°	60°	90°	120°	150°	180°	210°	240°	270°	300°	330°	360°
33	14,83	19,12	17,03	18,24	16,80	17,22	19,69	18,61	18,41	22,88	14,66	18,97
34	24,55	23,30	23,97	24,29	19,87	23,29	16,90	20,68	19,73	20,47	21,36	24,92
35	15,42	18,73	17,41	13,99	13,48	12,76	15,99	15,96	14,71	18,72	15,91	14,77
36	16,68	15,54	17,48	13,64	15,17	13,20	19,99	19,35	15,66	13,45	16,35	13,14
37	14,70	13,69	13,79	11,37	13,20	12,05	12,97	12,23	14,22	11,18	17,10	12,49
38	15,69	19,02	15,54	21,52	17,63	16,96	15,13	14,05	15,16	18,03	15,31	17,88
39	14,62	16,63	12,07	11,98	10,91	17,03	13,14	12,23	12,68	15,00	11,75	12,77
40	14,59	12,48	15,37	13,83	15,52	13,69	17,17	12,64	14,76	14,30	17,96	16,96
41	23,20	29,61	23,25	27,86	21,17	22,99	26,70	26,44	24,68	21,41	27,16	24,07
42	21,31	24,82	24,29	26,46	21,43	22,79	28,74	26,04	28,00	26,34	23,38	26,03
43	21,23	17,93	17,03	18,98	19,65	20,87	17,50	18,24	19,69	25,30	18,17	20,93
44	20,90	20,17	19,55	22,54	19,56	23,76	21,50	23,83	20,63	21,72	23,37	20,02
45	23,98	18,45	20,01	19,65	17,20	23,34	16,43	18,99	20,14	16,49	17,25	20,98
46	16,75	21,71	22,37	21,20	18,16	18,30	17,42	19,19	25,11	20,17	17,29	22,00
47	18,52	18,53	18,65	23,21	14,36	16,42	14,20	21,17	15,54	14,26	17,13	19,10
48	23,05	20,44	21,91	20,76	19,11	18,97	26,27	20,98	24,83	21,00	22,61	23,31
49	24,17	26,63	29,83	26,16	23,39	28,02	26,75	24,02	23,23	23,61	24,96	28,52
50	22,47	24,42	25,14	27,95	26,14	25,16	27,44	25,76	28,08	22,03	25,81	29,76
51	17,32	20,79	21,31	23,33	24,67	22,77	17,74	21,02	20,69	24,55	19,31	21,53
52	18,57	20,68	25,78	22,70	20,77	17,69	20,90	23,23	25,43	22,68	23,53	18,08
53	24,37	26,28	23,71	24,24	23,31	25,00	23,71	25,66	20,40	23,26	25,61	24,84
54	28,28	23,16	26,06	23,91	27,26	24,94	21,51	24,77	26,59	28,93	22,15	24,57
55	19,97	17,43	26,33	20,96	18,84	26,22	19,93	25,36	22,55	23,11	18,57	20,88
56	23,69	29,33	28,84	26,39	28,14	28,34	25,90	23,11	23,37	25,08	22,98	25,49
57	21,98	24,54	19,84	27,43	23,96	20,10	21,29	20,64	22,64	20,95	25,26	22,20
58	26,82	21,86	29,03	25,00	25,63	29,82	25,55	28,65	27,49	22,38	24,67	21,85
59	15,45	14,45	20,03	15,13	18,96	16,11	13,69	17,17	22,59	14,88	15,18	16,60
60	23,38	29,24	18,26	20,31	22,22	19,83	20,31	22,74	19,52	20,48	15,10	22,15
61	16,31	21,30	20,29	24,69	20,57	22,48	23,86	21,86	25,91	21,67	23,80	22,23
62	22,21	21,71	22,41	28,30	20,41	22,46	25,20	28,23	19,37	25,64	22,41	20,13
63	19,19	15,71	17,45	16,48	23,62	22,93	19,87	17,71	25,45	16,20	20,22	18,81
64	21,28	19,55	20,06	24,91	19,57	21,10	22,71	24,92	21,85	19,41	22,45	24,88

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 15 - Força de corte (N) ferramenta WNMG080408 UE6020.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	157,7	156,8	155,8	248,0	245,8	244,4	139,0	132,9	131,7	168,7	173,2	176,4
$a_p=2,5 \text{ mm}$	291,4	265,4	265,5	347,6	384,9	348,2	191,8	167,0	165,0	283,2	273,2	277,1
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	195,9	190,9	190,0	273,9	271,5	271,0	172,6	171,2	170,6	229,3	228,7	219,8
$a_p=2,5 \text{ mm}$	274,3	274,2	274,0	467,3	457,5	431,0	278,2	276,0	275,1	389,1	388,1	387,2
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	165,5	164,0	161,7	241,7	240,6	236,7	154,5	151,9	151,5	224,9	213,1	209,1
$a_p=2,5 \text{ mm}$	270,2	269,3	268,3	418,3	407,8	404,1	274,1	269,7	269,2	375,6	386,0	367,8
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	131,2	129,8	128,0	236,1	227,9	222,2	136,9	135,9	135,8	219,6	218,8	214,4
$a_p=2,5 \text{ mm}$	238,7	238,5	236,0	382,9	381,9	368,6	254,7	253,8	253,5	357,1	368,1	349,0

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 16 - Força de corte (N) ferramenta WNMA080408 CA315.

UC	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	205,8	204,9	204,3	247,7	250,0	257,0	164,4	136,2	134,6	242,0	230,1	221,6
a _p =2,5 mm	315,9	313,3	298,9	389,2	385,5	383,9	239,4	237,3	235,1	341,2	341,9	326,2

$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	214,6	216,4	216,2	359,0	342,1	343,6	194,0	193,4	192,7	335,1	346,1	345,1
a _p =2,5 mm	367,3	366,3	363,9	549,1	546,2	575,1	340,4	339,6	338,4	552,0	532,0	531,8

$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	182,6	182,1	181,8	329,6	323,0	322,9	182,4	181,9	181,5	312,2	315,5	318,7
a _p =2,5 mm	332,0	328,6	317,4	521,2	516,4	516,2	305,3	304,3	295,6	517,3	511,3	510,7

$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	204,6	200,1	195,2	327,0	326,2	323,7	163,8	164,5	163,0	312,4	311,8	315,8
a _p =2,5 mm	352,4	343,1	346,9	520,2	519,2	515,7	329,6	323,6	328,5	518,1	512,6	508,2

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 17 - Força de avanço (N) ferramenta WNMG080408 UE6020.

UC	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	26,2	23,7	28,5	79,0	78,2	75,7	20,3	21,5	20,2	74,6	61,7	61,2
a _p =2,5 mm	28,0	28,9	22,8	100,5	99,6	101,7	30,8	32,5	30,1	66,5	62,9	64,3
<hr/>												
f _r =1,2 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	90,3	91,8	93,9	118,1	112,7	115,4	77,3	77,0	77,4	104,3	98,3	98,5
a _p =2,5 mm	142,5	142,1	137,8	180,3	183,7	174,7	124,8	123,5	121,6	134,6	133,6	133,4
<hr/>												
f _r =1,5 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	73,0	70,2	77,6	80,9	79,6	78,2	72,0	66,2	68,3	75,4	75,0	74,7
a _p =2,5 mm	117,3	121,7	115,1	120,5	124,7	106,1	83,1	72,9	73,4	121,8	119,9	113,2
<hr/>												
f _r =1,8 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	59,9	53,2	52,2	76,1	75,6	75,4	57,2	57,1	56,8	69,7	57,0	64,7
a _p =2,5 mm	111,1	112,8	112,0	118,5	108,9	110,0	61,2	67,4	61,2	120,6	110,1	107,5

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 18 - Força de avanço (N) ferramenta WNMA080408 CA315.

UC	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	72,9	73,0	72,5	153,7	153,7	155,1	69,6	69,1	66,6	149,3	145,0	142,0
a _p =2,5 mm	118,0	109,8	109,0	271,4	269,8	256,5	79,8	72,9	70,4	251,4	250,1	244,2
<hr/>												
f _r =1,2 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	192,6	185,7	174,1	224,8	212,1	209,8	180,7	164,9	161,0	202,9	198,4	194,4
a _p =2,5 mm	250,2	239,8	247,3	318,0	317,2	318,4	219,9	214,7	206,8	295,3	290,6	284,3
<hr/>												
f _r =1,5 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	173,3	170,1	161,9	199,8	190,6	210,1	159,8	159,1	156,7	200,2	198,1	187,7
a _p =2,5 mm	232,2	226,8	225,4	300,0	298,7	322,2	210,0	209,4	206,0	294,9	290,7	286,4
<hr/>												
f _r =1,8 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	165,1	151,3	149,3	188,6	197,1	186,6	134,0	138,4	133,6	196,5	190,0	182,4
a _p =2,5 mm	210,7	208,0	207,3	312,3	308,8	308,7	204,9	208,2	199,4	295,6	290,0	277,2

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 19 - Microdureza (HV) ferramenta WNGM080408 UE6020.

UC	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	170	154	180	189	193	198	161	154	161	189	166	180
a _p =2,5 mm	175	184	200	193	188	186	170	172	182	178	184	178

$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	210	210	220	220	223	226	202	207	200	197	210	210
a _p =2,5 mm	205	200	179	226	248	232	173	186	202	218	190	195

$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	190	205	205	221	215	221	188	195	202	182	210	215
a _p =2,5 mm	171	172	181	205	212	188	151	167	166	188	195	215

$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	207	182	188	197	184	197	168	179	182	184	193	188
a _p =2,5 mm	161	181	195	186	193	200	173	173	172	180	182	166

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 20 - Microdureza (HV) ferramenta WNMA080408 CA315.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	168	197	195	202	205	212	180	184	173	195	188	186
$a_p=2,5 \text{ mm}$	180	170	195	193	190	200	154	164	168	178	197	176
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	202	202	195	242	218	184	200	188	188	207	202	202
$a_p=2,5 \text{ mm}$	218	221	218	229	218	218	200	161	186	210	202	212
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	200	168	188	205	190	193	177	184	182	200	177	197
$a_p=2,5 \text{ mm}$	184	186	190	207	207	212	168	177	188	182	207	226
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	179	175	172	195	190	190	154	166	154	195	190	175
$a_p=2,5 \text{ mm}$	182	182	186	210	215	200	178	177	180	205	205	200

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 21 - Ângulo de cisalhamento ($^{\circ}$) ferramenta WNMG080408 UE6020.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	18,571	19,072	19,157	21,027	21,701	22,037	20,707	21,740	20,129	22,406	22,552	23,554
$a_p=2,5 \text{ mm}$	19,554	18,612	20,824	23,537	24,012	23,315	20,240	21,503	20,576	24,147	25,893	25,183
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	17,628	17,160	16,448	19,778	19,485	18,986	18,182	19,135	18,755	20,400	21,937	21,408
$a_p=2,5 \text{ mm}$	18,380	17,980	19,634	21,806	22,390	22,063	19,010	19,684	18,426	22,614	23,460	24,086
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	21,728	21,664	20,814	23,047	23,732	23,879	23,439	23,320	22,836	26,546	25,534	25,592
$a_p=2,5 \text{ mm}$	21,651	21,460	20,097	24,186	24,538	25,068	22,856	22,690	23,659	25,634	26,135	27,304
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	23,548	22,960	23,074	25,006	26,558	26,168	24,225	24,950	25,500	28,857	27,930	27,707
$a_p=2,5 \text{ mm}$	22,842	22,140	23,593	26,193	27,379	26,725	24,208	23,839	25,014	27,611	28,687	29,645

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 22 - Ângulo de cisalhamento ($^{\circ}$) ferramenta WNMA080408 CA315.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	17,814	17,867	17,043	19,490	19,535	18,924	19,735	18,823	19,732	21,299	21,647	20,754
$a_p=2,5 \text{ mm}$	18,584	18,494	17,251	20,320	21,284	20,829	19,530	19,994	20,658	21,996	22,985	22,218
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	15,144	16,064	14,417	17,885	17,034	16,939	16,025	16,622	17,934	18,364	19,067	19,582
$a_p=2,5 \text{ mm}$	15,062	15,105	15,096	16,808	17,266	17,588	17,533	18,040	16,909	20,319	19,995	20,539
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	19,871	20,586	19,691	21,614	22,181	22,660	21,010	20,569	21,264	23,706	24,263	24,992
$a_p=2,5 \text{ mm}$	20,163	21,080	21,501	22,318	22,436	23,688	21,777	22,421	22,752	24,493	23,986	24,001
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	21,569	21,008	22,407	23,299	23,199	24,105	23,564	22,259	24,122	26,652	25,524	24,514
$a_p=2,5 \text{ mm}$	22,017	22,995	21,438	24,745	24,204	23,675	23,472	24,443	23,353	25,083	25,252	26,409

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 23 - Grau de recalque (mm/mm) ferramenta WNMG080408 UE6020.

UC	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	3,196	3,300	3,071	1,818	3,383	2,057	1,730	1,978	3,733	1,909	2,461	2,018
a _p =2,5 mm	2,875	2,354	2,638	1,716	1,810	2,104	2,097	2,139	2,506	1,857	1,930	1,701
<hr/>												
f _r =1,2 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	3,567	3,216	3,515	2,234	2,291	2,808	2,509	3,912	3,289	1,654	2,045	3,484
a _p =2,5 mm	3,226	2,977	2,982	3,565	2,742	2,576	2,121	3,012	4,080	1,847	2,152	2,249
<hr/>												
f _r =1,5 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	3,646	2,331	2,703	1,764	1,922	1,824	2,455	2,842	2,818	1,370	1,949	1,585
a _p =2,5 mm	2,552	3,212	2,750	2,224	1,986	2,675	2,368	1,819	2,393	1,817	2,032	2,019
<hr/>												
f _r =1,8 x f _m Hz	v _c =172 m/min.						v _c =273 m/min.					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
a _p =1,5 mm	2,793	1,699	1,676	1,771	1,495	1,535	2,227	1,522	1,898	1,429	1,772	1,429
a _p =2,5 mm	2,400	2,833	2,296	2,489	1,542	2,010	1,813	1,642	3,061	1,429	1,521	2,082

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 24 - Grau de recalque (mm/mm) ferramenta WNMA080408 CA315.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	2,452	3,116	2,448	1,735	3,081	2,326	2,074	2,783	2,607	2,033	2,242	2,086
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,119	1,944	3,370	2,035	2,693	2,480	1,808	2,589	3,010	2,081	3,000	1,855
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	3,338	4,522	4,178	3,596	3,040	4,278	2,374	2,892	3,272	2,252	2,605	3,577
$a_p=2,5 \text{ mm}$	4,349	4,053	5,023	4,622	2,313	4,078	3,119	2,489	2,596	2,284	2,688	2,559
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	2,252	3,198	4,097	2,085	2,097	3,897	2,047	1,904	2,871	2,029	1,738	1,635
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,862	2,149	2,755	2,029	2,787	2,929	2,939	1,918	2,508	3,027	1,689	2,747
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	3,563	2,658	1,897	2,647	2,203	2,848	2,094	2,092	1,705	1,821	1,449	1,729
$a_p=2,5 \text{ mm}$	3,045	2,213	2,282	2,131	1,801	2,000	2,000	2,360	2,026	1,655	1,587	2,833

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 25 - Deformação (mm/mm) ferramenta WNMG080408 UE6020.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	2,954	2,728	3,000	3,094	3,060	3,125	2,706	2,658	2,510	2,874	2,813	2,954
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,595	2,560	2,527	3,156	3,149	2,883	2,417	2,480	2,436	2,920	2,873	2,989
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	3,014	3,022	3,018	3,353	3,491	3,620	2,930	2,718	2,989	3,008	3,116	3,130
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,630	2,718	2,777	3,274	3,346	3,108	2,607	2,488	2,460	3,167	3,062	3,282
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	2,581	2,559	2,507	2,805	2,668	2,891	2,476	2,429	2,420	2,608	2,652	2,661
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,639	2,534	2,522	2,908	2,927	3,097	2,360	2,329	2,246	2,605	2,557	2,499
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta			f=0,057 mm/volta			f=0,104 mm/volta		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	2,406	2,298	2,308	2,506	2,580	2,480	2,231	2,257	2,217	2,444	2,681	2,448
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,364	2,319	2,475	2,732	2,692	2,671	2,404	2,150	2,307	2,440	2,450	2,636

Fonte: Elaborado pelo autor.

Apêndice 26 - Deformação (mm/mm) ferramenta WNMA080408 CA315.

UC	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	3,274	3,323	3,407	3,885	3,737	3,753	3,086	3,046	3,115	3,310	3,505	3,324
$a_p=2,5 \text{ mm}$	3,187	3,089	3,186	3,427	3,476	3,613	2,941	2,946	2,903	3,292	3,261	3,125
<hr/>												
$f_r=1,2 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	3,560	3,701	3,730	4,186	4,001	4,355	3,541	3,384	3,443	3,904	3,794	3,545
$a_p=2,5 \text{ mm}$	3,782	3,674	3,650	4,076	4,315	4,152	3,204	3,256	3,125	3,634	3,577	3,804
<hr/>												
$f_r=1,5 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	3,071	3,003	3,029	3,228	3,206	3,276	2,805	2,797	2,701	3,098	3,207	3,076
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,877	2,987	2,872	3,286	3,181	3,005	2,701	2,899	2,843	2,995	2,965	2,922
<hr/>												
$f_r=1,8 \times f_m$ Hz	$v_c=172 \text{ m/min.}$						$v_c=273 \text{ m/min.}$					
	$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$			$f=0,057 \text{ mm/volta}$			$f=0,104 \text{ mm/volta}$		
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3
$a_p=1,5 \text{ mm}$	2,900	2,910	2,790	3,123	3,281	2,939	2,618	2,793	2,681	2,856	3,020	2,771
$a_p=2,5 \text{ mm}$	2,727	2,829	2,891	2,966	2,913	3,013	2,772	2,690	2,665	2,695	2,686	2,885

Fonte: Elaborado pelo autor.