

Miguel Dias Júnior

**INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE CORTE NA USINAGEM
DE GEOMETRIAS COMPLEXAS COM FRESA DE PONTA
ESFÉRICA**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia e Ciências Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Adriano Fagali de Souza

Coorientador: Prof. Dr. Thiago Antônio Fiorentin

Joinville
2017

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária
da UFSC.

Dias Júnior, Miguel

Influência das condições de corte na usinagem de geometrias complexas com fresa de ponta esférica / Miguel Dias Júnior ; orientador, Adriano Fagali de Souza ; coorientador, Thiago Antônio Fiorentin. - Joinville, SC, 2017.

102 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Campus Joinville. Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas.

Inclui referências

1. Engenharia e Ciências Mecânicas. 2. Fresamento. 3. Fresa de ponta esférica. 4. Geometrias complexas. 5. Qualidade Superficial. I. Fagali de Souza, Adriano. II. Antônio Fiorentin, Thiago. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas. IV. Título.

Miguel Dias Júnior

**INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE CORTE NA USINAGEM
DE GEOMETRIAS COMPLEXAS COM FRESA DE PONTA
ESFÉRICA**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Engenharia e Ciências Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas

Joinville, 22 de Fevereiro de 2017.

Prof. Breno Salgado Barra, Dr.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Adriano Fagali de Souza, Dr.
Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Thiago Antônio Fiorentin, Dr.
Coorientador
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Joel Martins Crichigno Filho, Dr.
Universidade do Estado de Santa Catarina

Prof. Carlos Maurício Sacchelli, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Profa. Sueli Fischer Beckert Dra.
Universidade Federal de Santa Catarina

Este trabalho é dedicado a Deus,
minha esposa, meus pais e meus
amigos de trabalho.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a Deus que é o meu auxílio e refúgio em todos os momentos da minha vida, trazendo a providência necessária para que este trabalho fosse realizado.

Agradeço também a minha esposa Livia Maria de Souza Dias que foi minha âncora e suportou os momentos difíceis da jornada deste trabalho.

Agradeço aos meus pais que me apoiaram para mais essa realização e conquista da minha vida.

Agradeço ao meu orientador Adriano Fagali de Souza e meu coorientador Thiago Antônio Fiorentin que dispuseram de seu tempo para me ensinar e orientar em cada novo desafio encontrado durante o percurso deste trabalho.

Meus agradecimentos ao professor Joel Martins Crichigno Filho, que cedeu de seu tempo, espaço e equipamentos na Universidade do Estado de Santa Catarina - Joinville, no qual sem sua ajuda este trabalho não seria realizado.

Meus agradecimentos também a professora Sueli Fischer Beckert que gentilmente me recebia em sua sala para me orientar nos caminhos da análise fatorial utilizada neste trabalho e também ceder seus equipamentos de medição de rugosidade para realizar as prévias experimentais deste trabalho.

Agradeço ao Diretor Comercial Durval Böge da empresa Tupytec que realizou o tratamento térmico das peças sem custos, para a realização do trabalho proposto.

Agradeço também aos senhores Daniel de Aviz, e Paulo Gaspar Borges de Almeida do SENAI de Joinville, que contribuíram cedendo a medição das peças fresadas na máquina de medir por coordenadas.

Agradeço também aos meus amigos do Instituto Federal do Espírito Santo – São Mateus, em especial aos amigos Jairo de Almeida Montalvão, Sandro Massato Niwa e ao Coordenador Manoel Tadeu Alves dos Santos, no qual através de seus esforços, foi possível meu afastamento para licença para capacitação no Mestrado em Engenharia e Ciências Mecânicas da UFSC – Joinville.

Agradeço a FAPESC para aquisição das ferramentas de corte e material utilizado nos experimentos através do projeto sob termo de outorga número 11.337/2012-9.

Meus agradecimentos também a todos os amigos do Grupo de Pesquisa em Manufatura Auxiliada por Computador – GPCAM que me auxiliaram em muito durante a jornada deste trabalho e a todos os

colegas da Pós-graduação em Engenharia e Ciências Mecânicas
colaborando para o sucesso do programa.

Ora, a fé é o firme fundamento das coisas que se esperam, e a prova das coisas que não se vêem.
(Hebreus 11:1)

RESUMO

No fresamento de moldes e matrizes a demanda por geometrias mais atraentes tem levado ao aumento do fresamento de cavidades com geometrias complexas. Para tal aplicação, é necessária a utilização de fresas de ponta esférica para a constante tangência da ferramenta com as superfícies. Por diversas vezes o centro da fresa de ponta esférica entra em contato com a superfície do material, o que tem causado divergentes afirmativas entre os pesquisadores sobre a qualidade superficial e estabilidade do processo sob tal contato, principalmente para materiais acima de 50 HRc. A proposta deste trabalho foi determinar a influência das condições de corte no fresamento de geometrias complexas em relação ao contato do centro da ponta da fresa esférica. Para isso, foi empregado um planejamento fatorial (DOE) de 2⁵ completo. Foram avaliados a usinagem com os aços AISI P20 (32 HRc) e AISI D6 (60 HRc), alterando a direção de corte (concordante e discordante); o sentido da trajetória (ascendente e descendente); o comprimento de balanço da ferramenta; e a condição de contato ferramenta-peça (com o centro da ferramenta atuando no corte e não atuando no corte).

Os resultados mostraram para um nível de significância de 0,05 que o fator determinante na qualidade superficial foi o comprimento de balanço da ferramenta, seguido de um ponto de vista prático com um nível de significância com até 0,2, os fatores individuais de sentido e direção de corte, e pela interação dos fatores de inclinação e sentido de corte. Para um comprimento de balanço 100% maior, provocou-se um aumento superior a 90% na rugosidade, em ambos os materiais usinados. O contato do centro da ponta da fresa esférica, devido à sobreposição do esmagamento ao cisalhamento do material no centro da ponta da ferramenta e suas vizinhanças foi determinante para o detrimento da qualidade superficial em todas os casos avaliados, mostrando que o sentido de corte descendente e a direção discordante devem ser evitados nestas condições de usinagem. O estudo mostrou também que as componentes cartesianas da força de usinagem alteraram-se bruscamente com as condições avaliadas, fato que implicou diretamente na qualidade da superfície e no erro de forma.

Palavras-chave: Fresamento. Fresa de ponta esférica. Geometrias complexas. Aço AISI P20 e AISI D6. Qualidade superficial.

ABSTRACT

In milling of molds and dies the demand for more attractive geometries has led to the increase of the milling of cavities with complex geometries. For such application, it is necessary to use ball-end mills for the constant tangency of the tool with the surfaces. The center of the spherical cutter has been in contact with the surface of the material several times, which has caused divergent affirmations among researchers on the surface quality and stability of the process under such contact, especially for materials above 50 HRc. The goal of the current work was to determine the influence of cutting conditions on the milling of complex geometries in relation to the contact of the center of the spherical cutter tip. Focusing on this issue, a full factorial 2^5 design of experiments (DOE) was used. Machining with AISI P20 (32 HRc) and AISI D6 (60 HRc) steels, altering the cutting direction (up milling and down milling) was evaluated; The direction of the trajectory (ascendant and descendant); And the tool-workpiece contact condition (with the center of the tool acting on the cut and not acting on the cut). The results showed at a significance level of 0.05 that the determining factor in the surface quality was the tool balance length, followed by a practical point of view significance level with up to 0.2, the individual factors of direction and cutting direction, and by the interaction factors of inclination and direction of cut. For a 100% longer balance length, a roughness increase of more than 90% was achieved in both machined materials. The contact of the tip center of the spherical cutter, due to the overlapping of the crushing to the shear of the material in the center of the tool tip and its surroundings, was determinant to the detriment of the superficial quality in all setups showing that the up milling direction should be avoided under these machining conditions. The study also showed that the cartesian components of the machining force changed abruptly with the conditions evaluated, a fact that directly implied surface quality and shape error.

Keywords: Milling. Ball-end mill. Complex geometries. AISI P20 steel and AISI D6. Surface quality.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Ângulo de inclinação e inclinação transversal ao avanço quando se usina geometria de forma complexa.....	30
Figura 2 – Diagrama esquemático para várias condições de usinagem (a) ângulos para o fresamento discordante; (b) ângulos para o fresamento concordante.	31
Figura 3 – Dureza superficial no fresamento discordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.	32
Figura 4 – Dureza superficial para o fresamento concordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.....	33
Figura 5 – Tensão residual no fresamento discordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.	33
Figura 6 – Tensão residual no fresamento concordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.	34
Figura 7 – Textura superficial no fresamento concordante para os vários ângulos de inclinação.	35
Figura 8 – Textura superficial no fresamento concordante para os vários ângulos de inclinação transversal ao avanço.....	35
Figura 9 – Estimativa da influência do diâmetro efetivo da ferramenta de corte sobre a força de corte sem o centro da ponta da fresa esférica na área de corte.	38
Figura 10 – Influência das variáveis sobre F_u	39
Figura 11 – Cisalhamento e deformação sob a aresta cortante da fresa de ponta esférica.	40
Figura 12 – Contato da fresa esférica em fresamento descendente, (a) contato traseiro; (b) combinação do contato frontal e traseiro. (c) combinação do contato frontal e traseiro no fresamento em cinco eixos.	41
Figura 13 – Imersão da ferramenta com o ângulo de inclinação de 0° . (fresamento de topo).....	42
Figura 14 – Imersão da ferramenta em fresamento ascendente.....	43
Figura 15 – Componentes da força de corte com ângulo de inclinação de 0°	44
Figura 16 – Componentes da força de corte com ângulo de inclinação de 60°	44
Figura 17– Variação do contato da ferramenta ao longo do percurso de corte.....	45
Figura 18 – Pressão específica calculada pelo modelo de Kinzle sobre a aresta cortante da ferramenta em função de seu diâmetro efetivo.....	47

Figura 19– Força de corte estimada pelo modelo de Kinzle em função do diâmetro efetivo da ferramenta.	47
Figura 20 – Vista em três dimensões com o passo da ferramenta com marcas de deflexão em (a) direção concordante; (b) direção discordante; $f_z = 0,15$ mm/aresta; $a_e = 0,346$ mm.....	48
Figura 21 – Esquema da peça.	49
Figura 22 – Procedimento experimental com inclinação da superfície em (a) 5° ; (b) 45° ; (c) 85°	50
Figura 23 – Mapa 3D da rugosidade superficial prevista pelo modelo GPR com profundidade de corte axial de $0,4$ mm.	54
Figura 24 – FFT (Transformada Rápida de Fourier) para o sinal de deslocamento por vibração para: (a) Inclinação = 30° , $a_p = 0,2$ mm, $f_z = 0,02$ mm/aresta; (b) Inclinação = 30° , $a_p = 0,5$ mm, $f_z = 0,16$ mm/aresta.	56
Figura 25 – Influência dos parâmetros de corte e superfície de inclinação sobre: (a) Valores da força normal máxima; (b) máximos valores de deslocamento de corte por vibração.....	57
Figura 26 – Esquema de contato do raio da fresa em relação a superfície angular.	61
Figura 27 – Esquema do procedimento experimental: (a) com inclinação da superfície em 5° e 85° (1 e 2, respectivamente); (b) base 2D com as dimensões da fixação para montagem sobre o dinamômetro Kistler 9257BA.....	63
Figura 28 – Esquema de direções e sentidos de fresamento: (a) Descendente e discordante; (b) Ascendente e concordante; (c) Ascendente e discordante, (d) Descendente e concordante.....	64
Figura 29 – Base do procedimento experimental com inclinação da superfície em 5° e 85° montada sobre o dinamômetro.	65
Figura 30 – Coleta da frequência natural do balanço das ferramentas com o auxílio de um acelerômetro e martelo de impacto.	65
Figura 31– Frequência natural do conjunto de fixação do cone porta-piças e ferramenta em 33 mm e 66 mm.	66
Figura 32 – Pontos de medição para o erro de forma.....	67
Figura 33 – Ordem do experimento nas 32 configurações.....	70
Figura 34 – Rugosidade R_z (μm) para as 32 corridas do planejamento fatorial.....	71
Figura 35 – Gráfico de Pareto das interações de segunda ordem da análise fatorial (DOE).	72
Figura 36 – Fator individual de comprimento de balanço.	73

Figura 37 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z para a condição descendente discordante com 66 mm de balanço no aço AISI P20: (a) Vista normal; (b) vista ampliada.	74
Figura 38 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z para a condição descendente discordante com 66 mm de balanço no aço AISI D6: (a) Vista normal; (b) vista ampliada.	75
Figura 39 – Gráfico de Pareto das interações de segunda ordem da análise fatorial (DOE) para $\alpha = 0,2$	76
Figura 40 – Fatores individuais de sentido e direção de corte.....	77
Figura 41 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z com 33 mm de balanço em inclinação de 5° no aço AISI P20 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) ascendente discordante.	79
Figura 42 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z na inclinação de 5° com 33 mm de balanço no aço AISI D6 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) ascendente discordante.	80
Figura 43 – Interação: Inclinação x Balanço; Inclinação x Sentido; Balanço x Sentido.....	82
Figura 44 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z em inclinação de 85° com 33 mm de balanço no aço AISI P20 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) descendente concordante.	83
Figura 45 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z com 33 mm de balanço em inclinação de 85° no aço AISI D6 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) descendente concordante.	84
Figura 46 – Peça de aço AISI D6 com 60 HRc usinada no comprimento de balanço de 66 mm para a inclinação de: (a) 85° ; (b) 5°	85
Figura 47 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z para as condições ascendente e descendente concordante e discordante, com 66 mm de balanço no aço AISI D6.	86
Figura 48 – Deflexão da fresa de ponta esférica na inclinação de 85° com 66 mm de balanço no aço AISI D6 em sentido descendente e direção concordante.....	87

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Planejamento fatorial.....	60
Tabela 2 – Parâmetros de corte do experimento para as inclinações de 5° e 85°.	67
Tabela 3 – Rugosidade média Rz (μm) nos balanços de 33 mm e 66 mm, para o aço AISI D6 e AISI P20.	73
Tabela 4 – Rugosidade média Rz (μm) para os sentidos ascendente e descendente, para o aço AISI P20 e AISI D6.....	77
Tabela 5 – Rugosidade média Rz (μm) para as direções concordante e discordante, para o aço AISI P20 e AISI D6.....	78
Tabela 6 – Rugosidade média Rz (μm) nas inclinações de 5° e 85°.	81
Tabela 7 – Erro macro geométrico médio de paralelismo nas inclinações de 5 e 85° para o aço AISI D6.....	85
Tabela 8 – Erro macro geométrico de paralelismo para a inclinação de 85° no fresamento do aço AISI D6.	88

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ae – Profundidade radial de corte	[mm]
ANOVA – Análise de variância	[]
ap – Profundidade axial de corte	[mm]
Co – Cobalto	[]
D – Diâmetro da ferramenta de corte	[mm]
DOE – Análise fatorial de planejamento de experimentos	[]
f - Frequência	[Hz]
FFT – Transformada rápida de Fourier	[Hz]
FRF – Função de resposta da frequência	[Hz]
Fu – Força de usinagem	[N]
Fx – Componente cartesiana da força de corte no eixo X	[N]
Fy – Componente cartesiana da força de corte no eixo Y	[N]
fz – Avanço de corte por aresta	[mm/rev]
Fz – Componente cartesiana da força de corte no eixo Z	[N]
GPR – Processo de regressão gaussiana	[]
hm – Espessura média de corte	[mm]
HRC – Dureza Rockwell	[]
Kc – Força específica de corte	[N/mm ²]
L – Comprimento de útil de fixação da ferramenta de corte	[mm]
n – Rotação	[]
P – Valor de probabilidade	[%]
Ra – Rugosidade superficial aritmética	[μ m]
Rmax – Raio máximo da ferramenta	[mm]
Rmin – Raio mínimo da ferramenta	[mm]
Rnon – Raio nominal da ferramenta	[mm]
Rz – Rugosidade superficial total	[μ m]
TiSiN – Nitreto de titânio e silício	[]
Vc – Velocidade de corte	[m/min]
WC – Carboneto de tungstênio	[]
Z – número de arestas cortantes da ferramenta	[]
γ_0 – Ângulo de saída da ferramenta	[°]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	25
1.1	OBJETIVOS	29
1.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	29
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	30
2.1	ÂNGULO DE POSIÇÃO DA FRESA DE PONTA ESFÉRICA EM RELAÇÃO AO MATERIAL.....	30
2.1.1	Ângulo de Inclinação da Fresa de Ponta Esférica na Usinagem com Cinco Eixos	31
2.1.2	Ângulo de Inclinação da Peça em Relação Fresa de Ponta Esférica na Usinagem com Três Eixos	36
2.2	INFLUÊNCIA DO CENTRO DA PONTA DA FRESA ESFÉRICA EM CONTATO COM A SUPERFÍCIE DA PEÇA.....	40
2.2.1	Deformação Plástica do Material Quando em Contato Com o Centro da Ponta da Fresa Esférica.....	41
2.2.2	Influência do Sentido de Corte no Fresamento Três Eixos com Fresa de Ponta Esférica	45
2.3	VIBRAÇÕES NA USINAGEM	51
2.3.1	Influência dos Parâmetros de Corte na Vibração em Usinagem	54
2.4	CONSIDERAÇÕES SOBRE A BIBLIOGRAFIA PESQUISADA .	58
3	METODOLOGIA	59
3.1	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....	59
3.2.1	Equipamentos Utilizados.....	64
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	68
4.1	AVALIAÇÃO DA RUGOSIDADE GERAL	69
4.1.1	Rugosidade em Função do Comprimento de Balanço da Ferramenta	72
4.1.2	Rugosidade em Função do Sentido e Direção de Corte	76
4.1.3	Rugosidade em Função da Interação Entre a Inclinação e o Sentido de Corte no Contato Ferramenta Peça.....	81
4.2	ERRO DE FORMA DA SUPERFÍCIE USINADA.	84
5	CONCLUSÃO	89
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	91
	REFERÊNCIAS	92
	ANEXO A – ANÁLISE DE VARIÂNCIA.....	99
	ANEXO B – CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉCNICO	100
	ANEXO C – CERTIFICADO DE QUALIDADE AÇO AISI P20	101
	ANEXO D – CERTIFICADO DE QUALIDADE AÇO AISI D6	102

1 INTRODUÇÃO

De Souza e Ulbrich (2013) definem geometrias complexas como aquelas não passíveis da representação matemática convencional, como retas e circunferências ou geometrias tridimensionais primitivas como formas cúbicas, esféricas, toroidais, cônicas, planas e cilíndricas. São geometrias que alteram a curvatura ao decorrer da entidade de forma não uniforme, sendo que cada ponto possui um raio de curvatura distinto e independente dos adjacentes, tendo o termo *spline* como referência para o equacionamento matemático da curva complexa.

A representação matemática foi possível pelo equacionamento desenvolvido por *Hermite* e mais recentemente, para a aplicação computacional por *Pierre Bézier* e *Lagrange*, na década de 70 (DE SOUZA e ULBRICH, 2013).

No fresamento de moldes e matrizes com geometrias complexas, fresas de ponta esférica são empregadas, pois estas ferramentas permitem uma melhor condição de contato da ferramenta de corte com a superfície usinada (CHIANG et al, 1995).

Segundo De Souza et al, (2014a) as superfícies complexas são utilizadas pelos *designers* devido a demanda do mercado por formas mais atraentes.

De acordo com Fallböhmer et al, (1996) a indústria automotiva é a grande consumidora de moldes e matrizes, seguida pela indústria eletrônica. Mais de 60% do tempo consumido por moldes e matrizes são gastos em função da fabricação de peças funcionais que muitas vezes incluem cavidades. Kecelj et al (2004) afirma que a cavidade é o componente mais representativo na manufatura de moldes, sendo responsável por cerca de 40% do tempo gasto para na fabricação do molde.

De Lacalle et al, (2002) afirmam que 65% do tempo total de manufatura é consumido com usinagem e polimento, que frequentemente é realizado manualmente e pode chegar até a 30% do tempo total do processo de manufatura de um molde. Desta forma é necessário que o processo de usinagem por fresamento proporcione uma rugosidade superficial que reduza ao máximo a necessidade de um posterior polimento da peça.

De acordo com Souza et al, (2014a) o fresamento é o principal processo de usinagem da indústria, no entanto, devido a algumas limitações desse processo, a rugosidade superficial requerida pela manufatura do molde é somente alcançada através do polimento manual,

o que acaba por trazer inconvenientes de aumentos de custos, aumento de tempo e erros geométricos.

Boujelbene et al, (2004) também corroboram com a afirmação citando que ainda é um desafio alcançar as tolerâncias dimensionais, geométricas e melhorar a rugosidade superficial no fresamento de moldes e matrizes de acordo com as exigências da indústria automotiva e do setor de injeção de plástico, a fim de minimizar as operações de polimento. De Lacalle et al, (2007) também afirmam que as tolerâncias para a manufatura de moldes e matrizes são muito estreitas.

Houming, Chengyong e Zhenyu, (2008) delineiam que no processo tradicional de usinagem, devido sua baixa eficiência e qualidade, o acabamento é realizado pelo processo de usinagem por eletroerosão e processo manual de polimento. No entanto essas operações estão sendo substituídas atualmente pela tecnologia de usinagem em altas velocidades.

Na usinagem de formas complexas empregando fresas de ponta esférica, o centro da ferramenta de corte entra em contato com a superfície da peça, o que faz com que a velocidade de corte da ferramenta seja zero. Esse fato faz com que a fricção da aresta de corte venha sobrepujar o esmagamento do material em relação ao corte, predominando a deformação plástica sobre o cisalhamento do material (DE SOUZA et al, 2014a). Essa deformação prejudica a qualidade superficial da peça, já que conseqüentemente aumenta o tempo de polimento da superfície (TUYSUZ, ALTINTAS e FENG, 2013).

Liu, Loftus e Whitten, (2005) afirmam que é necessária uma investigação maior sobre as condições de contato entre o centro da ponta da fresa esférica e a superfície do material, em particular a deformação resultante da superfície fresada. A deformação elástica e plástica é causada porque a mínima espessura de corte (hm) necessária para o cisalhamento do material, não é alcançada. (BISSACCO e HANSEN, 2006; DUCOBU, FILIPPI e RIVIÈRE-LORPHÈVRE, 2009).

De acordo com Mikó, Beno e Mankova, (2012) a altura de pico da rugosidade superficial é causada pela profundidade radial (ae) da fresa de ponta esférica. Zhang et al, (2008) afirmam que a altura de pico aumenta proporcionalmente com o aumento da taxa de avanço.

Outro fator que desencadeia a instabilidade no processo de usinagem é a flutuação das componentes da força de corte que de acordo com Polishetty et al, (2014) um período grande de flutuação da força de corte (força dinâmica) causa vibrações na ferramenta que podem levar a falha prematura da mesma.

A instabilidade decorrente da vibração tem afinidade direta com a qualidade superficial de usinagem e os erros geométricos da peça, já que a presença da vibração na usinagem aumenta drasticamente a força de corte, o que conseqüentemente resulta no aumento da rugosidade (HUANG et al, 2012). Kim, G. M., Kim, B. H. e Chu, (2003) encontraram erros geométricos acima de 100 μm devido à instabilidade, usinando uma superfície curvilínea com raio de 40 mm em três eixos.

De acordo com Benardos e Vosniakos, (2003) um dos fatores nos erros de forma e ondulações superficiais são causados pela vibração.

Erdim, Lazoglu e Ozturk, (2006) afirmam que a deflexão da ferramenta de corte resulta em significantes erros geométricos.

Para minimizar a deflexão, a rigidez da ferramenta em relação ao balanço e o diâmetro, juntamente com a profundidade axial de corte (ap) e a profundidade radial de corte (ae) devem estar bem relacionados. A correta escolha desses parâmetros reduz a força de corte e minimiza a deflexão (SAFFAR et al, 2008).

Os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade axial de corte, força de corte, etc.) são efetivos na rugosidade superficial. (ÇOLAK, Oğuz, 2007; VIVANCOS, J., 2004).

Schulz e Moriwaki, (1992) e Trent e Wright, (2000) abordam que quanto maior for a velocidade de corte, menor será a força de corte. No entanto Flom e Komanduri, (1989) afirmam que há um limite na redução, uma vez que após certo alcance a força de corte volta a aumentar gradualmente.

Wojciechowski, Twardowski e Pelic, (2014a) afirmam que durante o processo de fresamento de superfícies inclinadas com fresa de ponta esférica os deslocamentos causados por vibração são determinados nas direções: perpendicular ao eixo de rotação da ferramenta e colinear ao vetor do movimento de avanço (X), perpendicular ao eixo de rotação da ferramenta e ao vetor do movimento de avanço (Y), paralelo ao eixo de rotação da ferramenta (Z).

Ramos, Relvas e Simões (2003) descrevem que a escolha adequada do percurso da ferramenta no fresamento pode propiciar uma redução nos custos de produção e melhorar a rugosidade superficial.

De Lacalle et al, (2004) abordam que os erros dimensionais na usinagem com fresa de ponta esférica, são afetados pelas estratégias de corte e inclinação superficial da peça.

Wojciechowski, (2011) e Wojciechowski, Twardowski e Pelic, (2014b) mensuraram o deslocamento por vibração da ferramenta no fresamento do aço endurecido 55NiCrMoV6 e revelaram que a deflexão

da fresa é induzida principalmente pela força de corte e erro de batimento radial da ferramenta.

O sentido de corte adotado para o processo de usinagem com fresa de ponta esférica tem uma significativa influência sobre a estabilidade de corte e conseqüentemente rugosidade superficial da peça, pois de acordo com Toh (2004), o melhor sentido de corte para usinar peças de geometrias complexas com fresa de ponta esférica é o ascendente, pois a redução do raio efetivo de corte da ferramenta é menor do que no sentido descendente, reduzindo o contato entre o centro da ponta da fresa esférica e a superfície usinada.

Já Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) em seus estudos usinando geometrias circulares e planas em um aço endurecido D6, encontraram melhores resultados de rugosidade superficial, desgaste de ferramenta e estabilidade de corte no sentido descendente, que segundo os autores, o centro da ponta da fresa esférica em contato com a peça, fornece maior rigidez, reduzindo as vibrações causadas pelas baixas frequências quando adota-se o sentido ascendente de corte.

Outro elemento que tem relação direta com a qualidade superficial e a maior ocorrência de vibrações no processo de usinagem é o comprimento de balanço da ferramenta cortante. Kolluru, Axinte e Becker, (2013) em sua pesquisa encontraram diferentes frequências naturais para a mesma ferramenta em diferentes alturas de fixação da ferramenta.

Com base nesse contexto, este trabalho estudará a influência da usinagem com ferramentas de ponta esférica nos sentidos de corte ascendente e descendente, e direção de corte concordante e discordante e diferentes durezas de material. A configuração do trabalho será aplicada da seguinte forma:

- Posição de contato da aresta de corte da fresa de ponta esférica em duas posições, 5° e 85° , para usinar uma superfície plana.
- Influência da dureza do material na qualidade superficial em relação a posição de contato da aresta cortante da fresa de ponta esférica, com duas durezas distintas entre, 32 HRc e 60 HRc, aproximadamente.
- Relação do balanço da ferramenta em afinidade com a posição de contato e ocorrência de vibração em duas fixações, curta (33 mm), e longa (66 mm).

1.1 OBJETIVOS

A proposta deste trabalho é investigar as condições de corte sobre a influência do centro de uma fresa de ponta esférica na usinagem de aços com diferentes durezas e a influência do comprimento de fixação destas fresas para usinagem, contribuindo para a pesquisa e desenvolvimento na área de fresamento de formas complexas para a manufatura de moldes e matrizes.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Verificar a existência de alguma relação da dureza do material com menores amplitudes de vibração quando o centro da fresa está em contato com o material.
- Encontrar o melhor sentido e direção de corte quando o centro da fresa de ponta esférica se mantém em contato com o material da peça.
- Investigar as possíveis causas de aumento de rugosidade na variação dos cinco fatores utilizados na análise fatorial DOE.

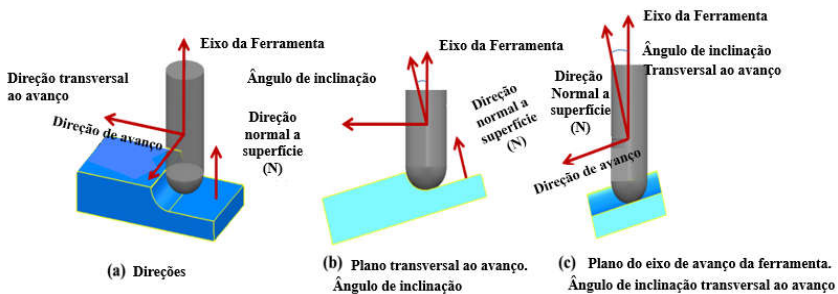
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A fresa de ponta esférica pode assumir dois tipos de configuração angular referente a sua inclinação em relação à peça: o ângulo de inclinação e ângulo de inclinação transversal ao avanço. No ângulo de inclinação, a ferramenta é rotacionada em torno do eixo no sentido de direção do avanço, (rotaciona no eixo Y). Já no ângulo de inclinação transversal ao avanço, a ferramenta é rotacionada em torno do eixo no sentido transversal de direção do avanço, (rotacional no eixo X), (CHEN ZHAO e ZHANG, 2015; SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

2.1 ÂNGULO DE POSIÇÃO DA FRESA DE PONTA ESFÉRICA EM RELAÇÃO AO MATERIAL

De acordo com Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) quando se usa uma superfície plana perpendicular ao eixo da ferramenta, são formados dois ângulos entre a superfície normal e a direção transversal de avanço; o ângulo formado entre a direção normal e a direção transversal de avanço é nulo Fig. 1 (a). Um ângulo de inclinação é formado quando a superfície usinada é rotacionada em torno do eixo de avanço Fig. 1 (b), e um ângulo de inclinação transversal ao avanço é formado quando a superfície usinada é rotacionada na direção transversal de avanço Fig. 1 (c).

Figura 1 – Ângulo de inclinação e inclinação transversal ao avanço quando se usa geometria de forma complexa.

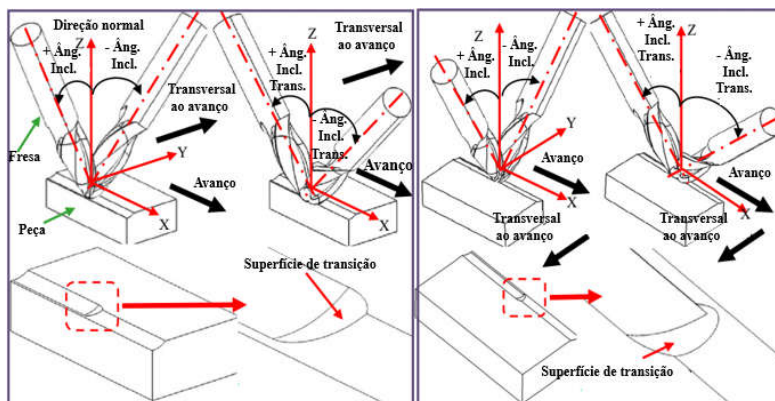


Fonte: (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

2.1.1 Ângulo de Inclinação da Fresa de Ponta Esférica na Usinagem com Cinco Eixos

Chen, Zhao e Zhang, (2015) estudaram a superfície do aço AISI H13 usinada em cinco eixos com fresa de ponta esférica, onde foi analisada a velocidade de corte no contato da ferramenta com os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço, Fig. 2, sobre o efeito da dureza e tensão superficial, textura, topografia e rugosidade superficial nas condições de corte concordante e discordante.

Figura 2 – Diagrama esquemático para várias condições de usinagem (a) ângulos para o fresamento discordante; (b) ângulos para o fresamento concordante.



(a) Ângulos e regiões de contato no fresamento discordante

(b) Ângulos e regiões de contato no fresamento concordante

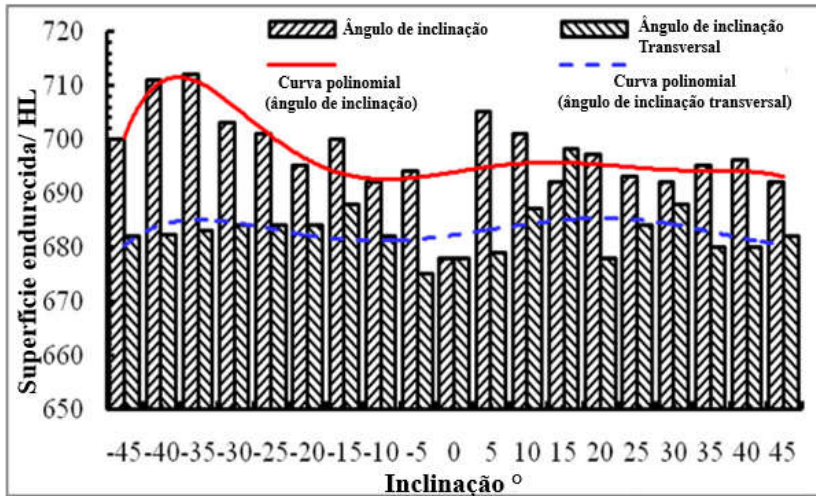
Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

Para o fresamento discordante, o ângulo de inclinação foi o que mais influenciou a dureza superficial, alcançando seu pico nos valores de -35° (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

O aumento da dureza foi devido ao aumento da velocidade de corte em relação ao maior diâmetro efetivo da fresa em contato, que também é proporcional ao aumento de temperatura no corte, tornando propício a geração de tensão residual de tração. O calor gerado é transferido para a camada superficial da peça que juntamente com a ação da força de corte, causa a deforma plástica que é acompanhada

peelo aumento da densidade por deslocamento do material, resultando no aumento da dureza, Fig. 3, (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

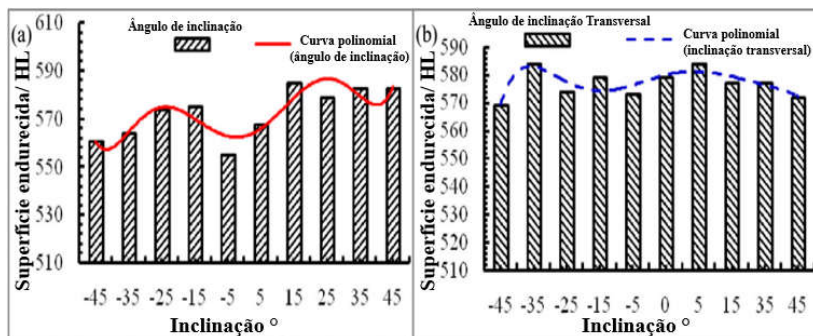
Figura 3 – Dureza superficial no fresamento discordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.



Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

No fresamento concordante houve dois picos de mudança de dureza superficial, com a variação dos ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço, Fig. 4. Os picos foram nos ângulos de inclinação de -15° e 15° , sendo que o valor positivo foi maior, devido ao significativo organizacional efeito de refinamento induzido por mais calor de corte gerado sob ângulos de inclinação positivos com maior velocidade de corte efetiva. O menor valor de dureza superficial foi encontrado nos ângulos de inclinação próximos a 0° (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

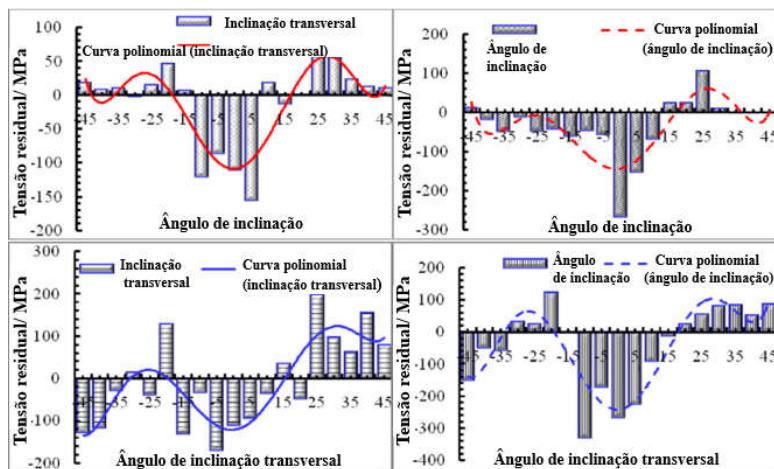
Figura 4 – Dureza superficial para o fresamento concordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.



Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

A tensão residual apresentou uma tendência geral de primeiramente aumentar, em seguida diminuir e finalmente aumentar com o aumento do ângulo de inclinação de -45° até 45° , Fig. 5 (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

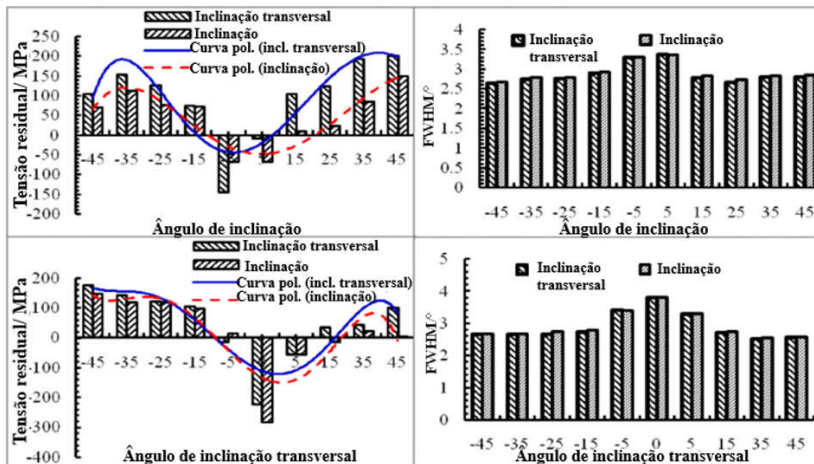
Figura 5 – Tensão residual no fresamento discordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.



Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

A tensão residual superficial nas direções de avanço e transversal ao avanço primeiro diminuíram e então aumentaram com o aumento do ângulo de inclinação transversal ao avanço. Sob os fresamentos discordante e concordante, a tensão residual de compressão surgiu de forma significativa nos ângulos de inclinação da ferramenta próximo de 0° devido a extrusão do material próximo ao centro da ponta da fresa esférica e a baixa velocidade de corte efetiva, Fig. 5 e 6 (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

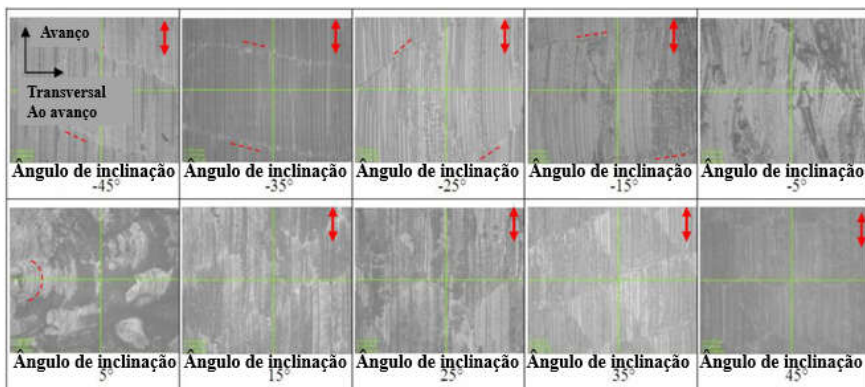
Figura 6 – Tensão residual no fresamento concordante para os ângulos de inclinação e inclinação transversal ao avanço.



Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

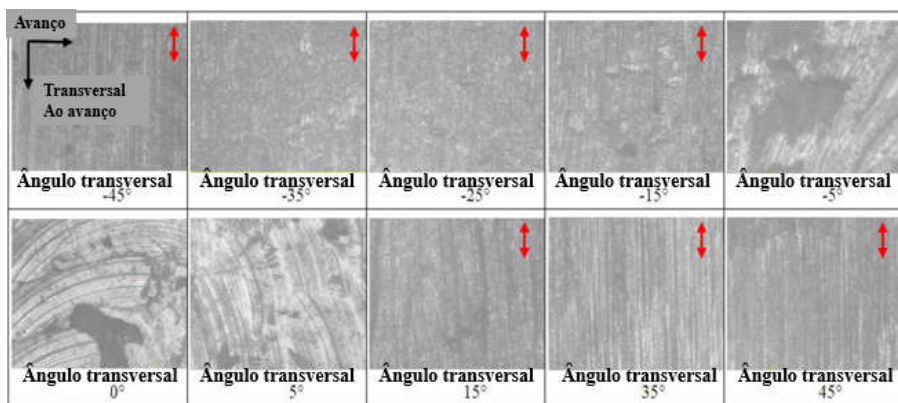
As texturas superficiais para o fresamento concordante foram paralelas à direção de avanço com a utilização de um ângulo de inclinação com grandes valores, Fig. 7, e foram praticamente perpendiculares com a variação do ângulo de inclinação transversal ao avanço, Fig. 8 (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

Figura 7 – Textura superficial no fresamento concordante para os vários ângulos de inclinação.



Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

Figura 8 – Textura superficial no fresamento concordante para os vários ângulos de inclinação transversal ao avanço.



Fonte: (CHEN, ZHAO, e ZHANG, 2015)

As concavidades e rebarbas provavelmente surgiram em pequenos ângulos de inclinação como -5° e 5° , isso foi devido ao baixo valor de velocidade de corte efetivo e insatisfatória remoção de cavaco, devido o contato do centro da ponta da fresa esférica. As direções da

textura superficial sob a variação do ângulo de inclinação transversal ao avanço foram perpendiculares a direção de avanço, a razão foi que o contato da aresta cortante no sentido de corte dos elementos próximos a superfície final usinada foram aproximadamente paralelos a direção transversal de avanço. As texturas superficiais na forma circular de arco surgiram quando os ângulos de inclinação transversal ao avanço estiveram próximos de 0° , tais como -5° , 5° e 0° . De acordo com os autores, os valores positivos dos ângulos de inclinação transversal ao avanço e ângulos de inclinação com apropriados valores são as melhores opções para uma menor rugosidade superficial (CHEN, ZHAO e ZHANG, 2015).

Ozturk, Tunc e Budak, (2009) investigaram a influência do ângulo de inclinação transversal ao avanço e inclinação sobre a rugosidade superficial da peça de liga titânio Ti6Al4V. Os autores afirmaram que os ângulos de inclinação transversal ao avanço e inclinação devem ser zero para minimizar os erros de forma da peça devido as componentes radiais e axiais da força de usinagem serem mínimas nessa condição. No entanto o ângulo de inclinação transversal ao avanço deve ser mantido a um valor ligeiramente positivo para evitar que o centro da ponta da fresa esférica mantenha contato com a peça.

Para a seleção do ângulo de inclinação deve-se levar em conta a deflexão da ferramenta. No caso da ferramenta rotacionada no sentido horário, quando o ângulo de inclinação é negativo, dependendo da direção da força de corte, a ferramenta pode desviar para a peça, resultando na remoção excessiva de material, o oposto também é verdadeiro para a ferramenta rotacionada no sentido anti-horário, um ângulo de inclinação positivo deve ser evitado sempre que possível. A combinação entre o ângulo de inclinação transversal ao avanço e o ângulo inclinação pode fornecer um aumento do limite de estabilidade em até quatro vezes (OZTURK, TUNC e BUDAK 2009).

2.1.2 Ângulo de Inclinação da Peça em Relação Fresa de Ponta Esférica na Usinagem com Três Eixos

Ng et al, (2000) em um de seus experimentos, quantificou a vida da ferramenta e a qualidade superficial de um peça plana com 45° de inclinação, usinando uma liga de níquel Inconel 718 com aproximadamente 45 HRc, com uma fresa de ponta esférica de 8 mm de diâmetro recoberta e com comprimento de balanço de 60 mm.

Ng et al, (2000) obtiveram menor longevidade da ferramenta e maiores valores de rugosidade no sentido descendente.

Segundo os autores, as possíveis razões para esses resultados são os maiores valores de força de corte (resultado da força média específica em N/mm calculada pela resultante média da força sobre um menor valor médio do comprimento de aresta) e a média da velocidade de corte menor nesse sentido (devido ao menor contato de aresta), gerando uma menor temperatura de corte sob tais condições. Esses fenômenos, proporcionaram o aumento do desgaste por adesão e surgimento de aresta postiça de corte, afetando a vida da ferramenta e a qualidade superficial da peça (NG et al, 2000).

De Souza et al, (2015) quantificaram a influência do ângulo de inclinação e contato do centro da fresa de ponta esférica na região do corte, utilizando o material AISI P20 com 30 HRc de dureza. Para isso foi investigada a força de corte e suas componentes através de análise de variância (ANOVA) variando o sentido de corte (ascendente e descendente), a estratégia (concordante e discordante), velocidade de corte e o ângulo de inclinação da peça em relação a fresa de ponta esférica, na usinagem de uma geometria circular de um quarto de cilindro com 27 mm de diâmetro, representando a usinagem de forma complexa.

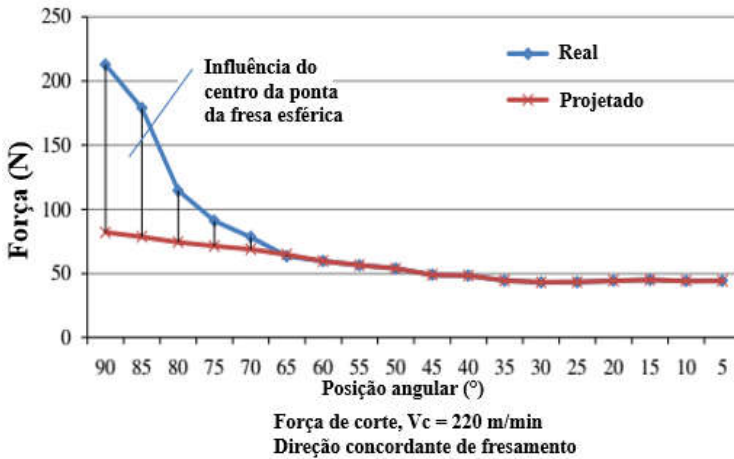
De acordo com os autores, na usinagem de forma complexa o tipo de fresamento muda de fresamento de topo para fresamento radial com a fase de transição de ambos os tipos. Devido a alteração de contato ao longo do percurso de corte, o sentido da força também se altera, fazendo com que haja a alternância da deflexão sobre a ferramenta, o que gera desvios geométricos sobre a superfície da peça usinada (DE SOUZA et al, 2015).

As componentes da força de corte são fortemente influenciadas pelo contato entre a ferramenta e a peça, Fig. 9. Este fato é influenciado pela redução da velocidade de corte efetiva, consequência da redução do diâmetro efetivo durante o percurso, resultando no aumento da força de usinagem e suas componentes (DE SOUZA et al, 2015).

Outra influência se dá pelas regiões onde o centro da fresa de ponta esférica e suas vizinhanças estão em contato com a zona de corte, entre os ângulos de inclinação da superfície da peça em relação a ferramenta de 67° a 90° para o corte descendente e 90° a 67° para o corte ascendente, ocorrendo o cisalhamento e a deformação plástica do material nessa região, tornando este o fator mais significativo no aumento das forças, levando a uma proporção de aproximadamente 100% maior. Segundo os autores, qualquer iniciativa para evitar esse tipo de contato é bem-vinda (DE SOUZA et al, 2015).

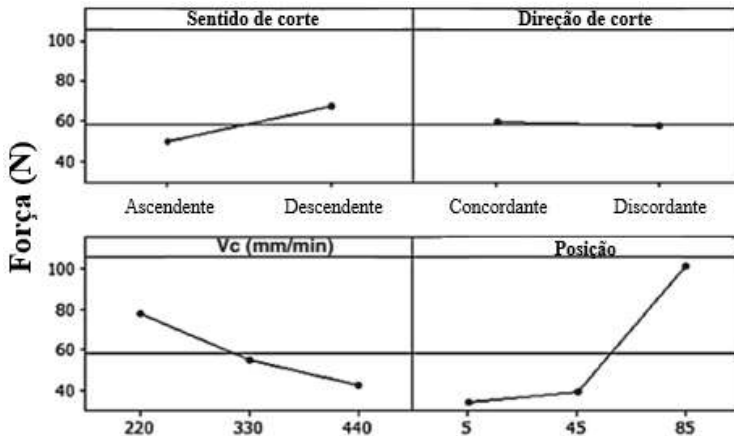
A zona de deformação plástica pode ser reduzida pelo aumento da velocidade de corte, reduzindo esses inconvenientes. O aumento da velocidade de corte proporcionou a redução das forças em relação posição da ferramenta ao longo do percurso em cerca de 50% para o dobro da velocidade de corte utilizada (DE SOUZA et al, 2015).

Figura 9 – Estimativa da influência do diâmetro efetivo da ferramenta de corte sobre a força de corte sem o centro da ponta da fresa esférica na área de corte.



Fonte: (DE SOUZA et al, 2015)

Através da análise de variância, foi constatado que a posição de inclinação da peça em relação a ferramenta foi a variável mais relevante sobre o aumento da força de usinagem, enquanto que a estratégia de corte (concordante e discordante) foi a variável de menor significância sobre a F_u , já que sua influência foi muito pequena, Fig. 10, (DE SOUZA et al, 2015).

Figura 10 – Influência das variáveis sobre F_u .

Fonte: (DE SOUZA et al, 2015)

O corte ascendente, foi a melhor opção, demonstrando forças cerca de 50% menores do que o corte descendente na região onde o centro da ponta da fresa esférica e suas vizinhanças estão em contato com o corte, pois nessa condição, o diâmetro efetivo da fresa é maior e a deformação plástica ocorre em uma menor área da zona de corte, além de no corte descendente o centro da ponta da ferramenta permanecer em contato por um percurso maior (DE SOUZA et al, 2015).

Em relação a estratégia de corte, o corte discordante demonstrou maior estabilidade das componentes cartesianas da força de usinagem do que o corte concordante. Pois no corte concordante a componente F_x é duas vezes maior que F_y , exceto no início do percurso (centro da ponta da fresa esférica em contato, percurso descendente), tornando a deflexão maior no sentido de F_x , onde um maior erro de geometria é esperado no início do percurso (DE SOUZA et al, 2015).

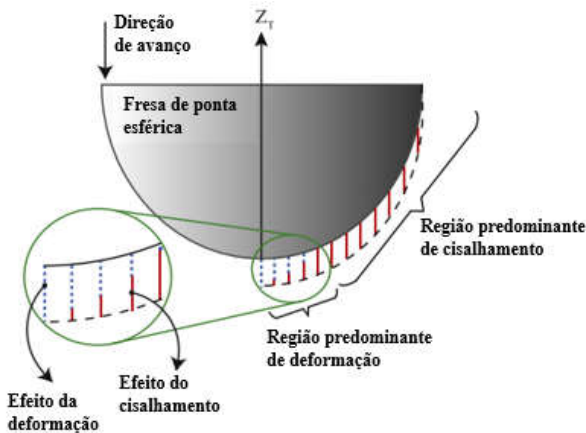
No corte discordante, semelhante a condição concordante, F_y é positivo no início do percurso e negativo posteriormente, sendo cerca de duas vezes maior que no concordante, tendo uma orientação positiva e maior magnitude no início do percurso. Por volta da metade do percurso, sua magnitude é reduzida drasticamente, tendo a alteração da direção da força, sendo negativa e muito pequena no final do percurso, resultando em menores deflexões na direção perpendicular à superfície (DE SOUZA et al, 2015).

De acordo com De Souza et al, (2015) as componentes cartesianas da força de usinagem, podem ser utilizadas para prever os erros geométricos causados pela deflexão da ferramenta, que estão em direções opostas as forças que são mensuradas sobre a peça, já que a direção da força varia significativamente, de forma que a deflexão da ferramenta não pode ser constatada, fazendo com que os erros geométricos não sejam uniformes.

2.2 INFLUÊNCIA DO CENTRO DA PONTA DA FRESA ESFÉRICA EM CONTATO COM A SUPERFÍCIE DA PEÇA

Quando o centro da fresa de ponta esférica entra em contato com a superfície da peça, ocorre a deformação plástica do material usinado nas proximidades do centro da ferramenta, pois a velocidade de corte periférica no centro da ponta da ferramenta é zero, fazendo com que o esmagamento do material se sobreponha ao processo de cisalhamento do mesmo, essa característica influencia na rugosidade superficial, tolerância dimensional e estabilidade do processo, Fig. 11, (OZTURK, 2009; TUYSUZ, 2013; DE SOUZA, 2014(a); DE SOUZA, 2014(b); SCANDIFFIO, 2015; BATISTA, 2015).

Figura 11 – Cisalhamento e deformação sob a aresta cortante da fresa de ponta esférica.



Fonte: (TUYSUZ, ALTINTAS e FENG, 2013)

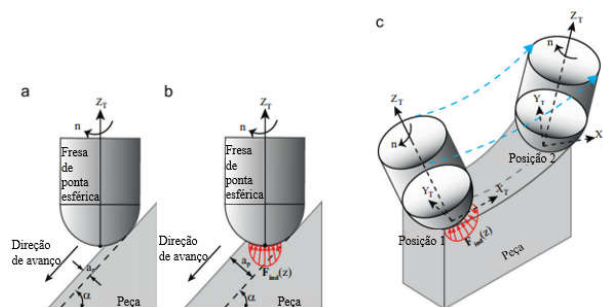
2.2.1 Deformação Plástica do Material Quando em Contato Com o Centro da Ponta da Fresa Esférica

Tuysuz, Altintas e Feng, (2013) realizaram uma simulação do processo de usinagem em três e cinco eixos para a liga de alumínio Al7050 com fresa de ponta esférica (em três condições: superfície plana inclinada; fresamento em mergulho; fresamento de uma geometria complexa) em um ambiente virtual, e validou os resultados com o processo experimental de fresamento.

No estudo os autores descrevem que o contato do centro da fresa de ponta esférica produz uma deformação superficial na peça, este fato ocorre em razão do escoamento plástico do contato do centro da fresa de ponta esférica com a superfície do material, fazendo com que a ponta central da ferramenta funcione como um punção, esmagando o material ao invés de cisalhá-lo (TUYSUZ, ALTINTAS e FENG, 2013).

De acordo com Tuysuz, Altintas e Feng (2013) a deformação se torna mais dominante quando a ferramenta se move em sentido descendente no movimento de avanço mantendo contato da ponta da fresa esférica sobre o material. No fresamento com fresa de ponta esférica com três eixos, quando o ângulo (α) de inclinação em relação a superfície da peça é grande, ou a profundidade axial (a_p) é pequena o suficiente, apenas na parte traseira da cunha corta o material Fig. 12 (a); por outro lado, tanto a parte traseira da cunha, quanto a parte dianteira cortam o material Fig. 12 (b).

Figura 12 – Contato da fresa esférica em fresamento descendente, (a) contato traseiro; (b) combinação do contato frontal e traseiro. (c) combinação do contato frontal e traseiro no fresamento em cinco eixos.



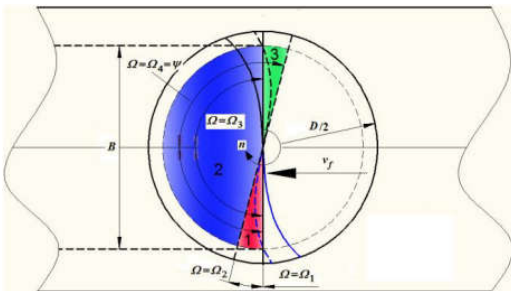
Fonte: (TUYSUZ, ALTINTAS e FENG, 2013)

As condições de deformação são, portanto, determinadas geometricamente pelo ângulo de inclinação da superfície usinada (α) e pela profundidade axial (ap). A deformação foi responsável pelo aumento das componentes da força de corte e da rugosidade superficial da peça (TUYSUZ, ALTINTAS e FENG, 2013).

No fresamento em cinco eixos, a deformação é identificada por três movimentos lineares e dois rotacionais da ferramenta, Fig. 12 (c). A intensidade da deformação depende da direção do vetor de avanço em relação ao eixo da ferramenta, da profundidade de corte axial e das condições de contato ao redor da ponta da fresa esférica com o material (TUYSUZ, ALTINTAS e FENG, 2013).

Wojciechowski, Twardowski e Pelic, (2014a) estimaram as forças de corte e vibrações geradas no fresamento de uma liga de aço endurecido com aproximadamente 52 HRC de dureza, utilizando uma fresa de ponta esférica variando o ângulo de inclinação da fresa de 0° , 30° e 60° . De acordo com os autores, quando a fresa de ponta esférica mantém o centro da ponta em contato com a superfície a ser usinada (chamado de fresamento de topo) ocorrem três fases de imersão da aresta da ferramenta com a peça, conforme Fig. 13.

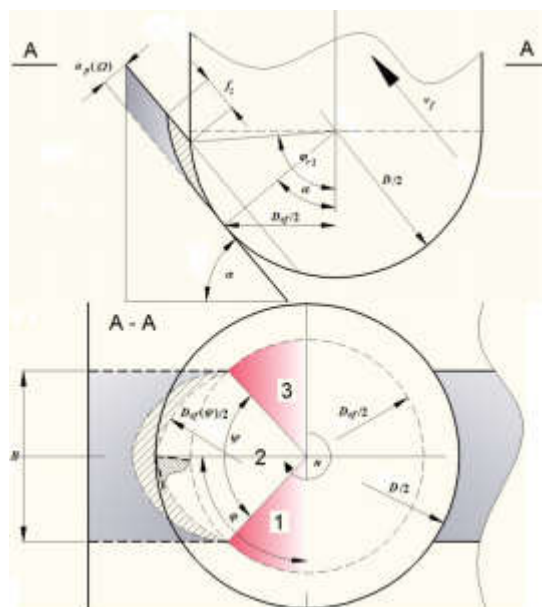
Figura 13 – Imersão da ferramenta com o ângulo de inclinação de 0° . (fresamento de topo)



Fonte: (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a)

Essa imersão é função do ângulo de inclinação da peça Fig. 14.

Figura 14 – Imersão da ferramenta em fresamento ascendente.

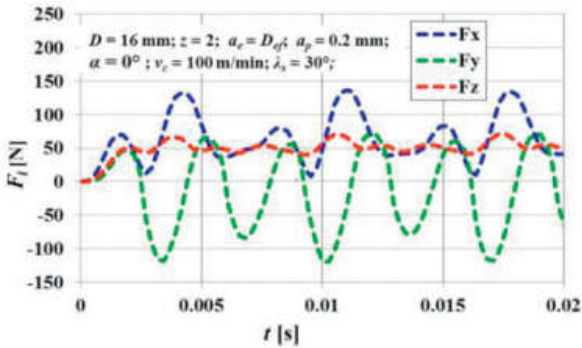


Fonte: (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a)

No caso do fresamento ascendente, conforme Fig. 14, a ferramenta corta somente quando a fase 2 de imersão da fresa sobre a peça ocorre. Isto significa que no fresamento com o ângulo de inclinação da superfície, o número ativo de aresta no corte pode ser menor do que um, assim podendo ocorrer forças de pulsação (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a).

No fresamento em que a ferramenta permaneceu com o ângulo de inclinação igual a zero ocorreu o surgimento do mecanismo de esmagamento induzido pela grande deformação elástica e plástica do material devido no centro da ponta da fresa esférica a velocidade de corte ser próxima de zero, nessa posição ocorreu as maiores amplitudes de deslocamento, que é induzida pelos altos valores das componentes da força de corte, principalmente na direção Y, Fig. 15 (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a).

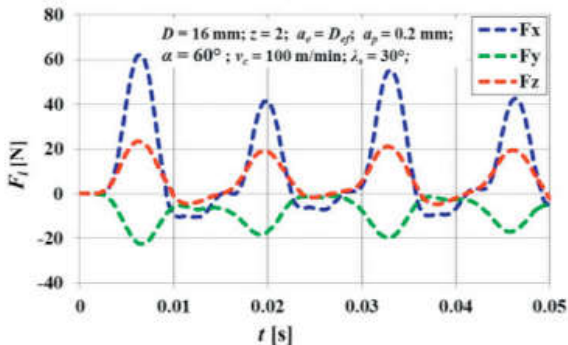
Figura 15 – Componentes da força de corte com ângulo de inclinação de 0° .



Fonte: (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a)

No fresamento com a fresa em um ângulo de inclinação de 60° a maior amplitude de deslocamento ocorreu na direção X, Fig. 16 (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a).

Figura 16 – Componentes da força de corte com ângulo de inclinação de 60° .



Fonte: (WOJCIECHOWSKI, TWARDOWSKI e PELIC, 2014a)

De acordo com Wojciechowski, Twardowski e Pelic, (2014a) isso pode ser atribuído a distribuição das componentes da força de usinagem ao longo da aresta cortante da ferramenta, que depende da inclinação sobre a superfície da peça. Para o fresamento em um ângulo

de inclinação de 30° o comportamento das componentes da força foram os mesmos, no entanto em menores valores.

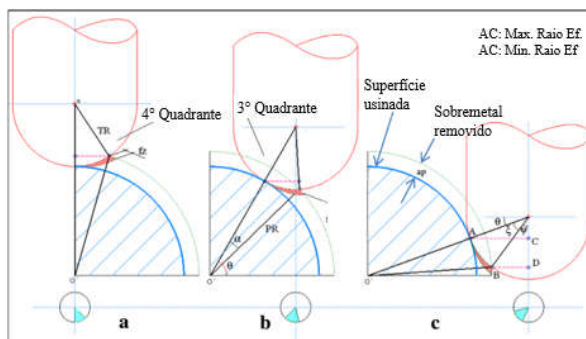
2.2.2 Influência do Sentido de Corte no Fresamento Três Eixos com Fresa de Ponta Esférica

Toh (2004) em seu experimento usinando um aço AISI H13 com 52 HRC em uma geometria planar com 75° de inclinação, afirmou que a rugosidade superficial da peça foi maior no sentido descendente de corte devido ao fluxo lateral de cavaco gerado por esse processo de usinagem. Segundo o autor o melhor sentido de corte para usinar peças de geometrias complexas com fresa de ponta esférica é o ascendente usando o fresamento em cópia, pois a redução do raio efetivo de corte da ferramenta é menor do que no sentido descendente, reduzindo o contato entre o centro da ponta da fresa esférica e a superfície usinada.

De Souza et al, (2014b) desenvolveram uma equação trigonométrica para encontrar a posição da fresa de ponta esférica em relação à superfície de uma peça de aço AISI P20, durante o percurso de usinagem, Fig. 17, com uma geometria de um quarto de um cilindro de 27 mm de diâmetro e aproximadamente 30 HRC de dureza.

Foram consideradas três posições críticas, sendo o início, meio e o fim do percurso da ferramenta em sentido descendente de corte, permitindo identificar o raio efetivo e consequentemente a velocidade de corte em qualquer posição ao do percurso da ferramenta (De SOUZA et al, 2014b).

Figura 17– Variação do contato da ferramenta ao longo do percurso de corte.



Fonte: (DE SOUZA et al, 2014b)

De Souza et al, (2014b) também verificaram que no início do corte, onde a ponta do centro da fresa esférica está em contato com a peça, a componente F_y da força de corte teve seu maior pico, em torno de 100% maior, ocasionado instabilidade da ferramenta que pode ser comprovada pelos cavacos tipo agulha, típicos de vibração na usinagem, já que o cavaco em condições estáveis tem sua morfologia espiralada e cônica, formada pelo processo cíclico do passo da aresta de corte em uma rotação da ferramenta, estes cavacos tipo agulha demonstram uma interrupção na geração do cavaco, o quebrando em diversas partes durante um ciclo cortante da ferramenta.

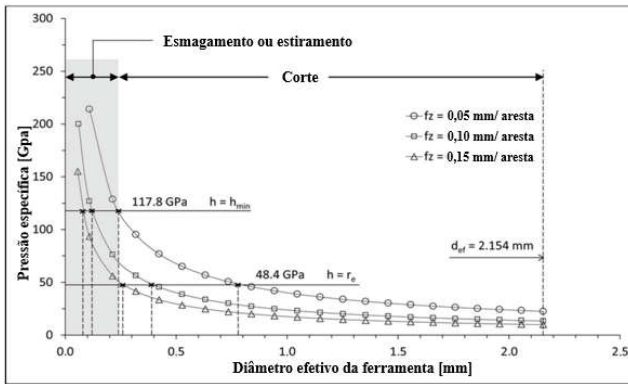
Foi confirmado que na região onde a ponta do centro da fresa esférica manteve contato com a peça, foi a região onde obteve-se as maiores rugosidades, independente da velocidade de corte utilizada. Estes resultados de vibração e rugosidade devem-se ao fato da deformação elástica e plástica, pois nesta região central da ponta da ferramenta a velocidade periférica é igual a zero, não ocorrendo o processo de cisalhamento do material e sim o esmagamento do mesmo (DE SOUZA et al, 2014b).

Batista, Rodrigues e Coelho, (2015) desenvolveram um modelamento matemático para mensurar as alturas de picos transversais e longitudinais superficiais produzidas pelo fresamento em passes paralelos com direção de corte concordante e discordante, com uma fresa de ponta esférica em um material AISI H10, tratado termicamente, de aproximadamente 52 HRc de dureza.

No estudo foi constatado que o avanço por aresta e a profundidade radial em associação são diretamente proporcionais a máxima rugosidade, (efeito cinemático) porque eles aumentam a altura de pico longitudinal e transversal quando o centro da ponta da fresa esférica está em contato com a superfície da peça (BASTISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015).

Devido as baixíssimas velocidades de corte próximas ao centro da ferramenta, o material da peça é esmagado e estirado, pois além da baixa velocidade de corte, o diâmetro efetivo de contato com a peça, torna-se menor do que a mínima espessura de cavaco necessária para que ocorra o cisalhamento. Consequentemente a pressão específica aumenta exponencialmente próxima a esta região, Fig. 18, já que a força de corte próxima ao centro da ferramenta alcançam valores menores do que 1 N, tornando-se impossível a formação do cavaco (BASTISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015).

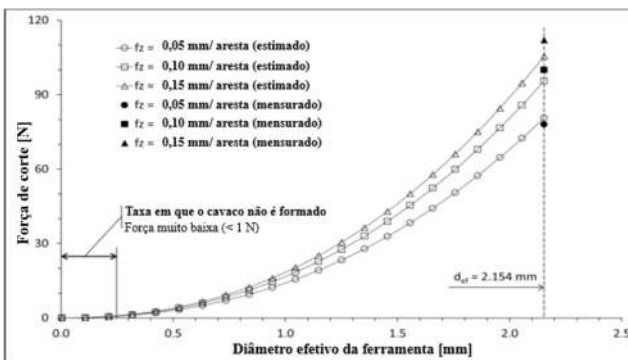
Figura 18 – Pressão específica calculada pelo modelo de Kinzle sobre a aresta cortante da ferramenta em função de seu diâmetro efetivo.



Fonte: (BATISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015)

Com uma pressão muito grande e pouca força para a realização do corte, Fig. 19, a fresa tende a fletir nesta região, produzindo vibrações que agravam ainda mais a rugosidade superficial nessa área, além de produzir tensões residuais abaixo da superfície usinada e concentração de tensão, que juntos reduzem a vida do molde por fadiga (BASTISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015).

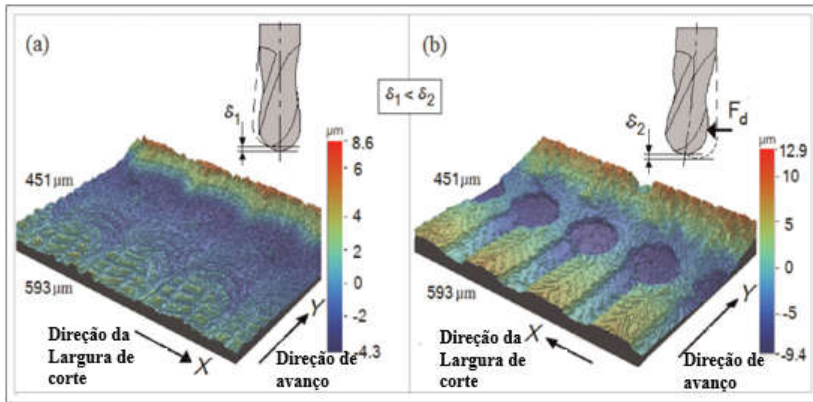
Figura 19– Força de corte estimada pelo modelo de Kinzle em função do diâmetro efetivo da ferramenta.



Fonte: (BATISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015)

Estes efeitos são ainda mais agravantes no processo de fresamento em direção discordante, Fig. 20 (b), pois o corte nesta região inicia-se a partir de uma espessura nula de cavaco ao penetrar no material endurecido, fletindo a ferramenta devido à sobrecarga na aresta da ferramenta em uma maior proporção e desvia o (ap) configurado, gerando maiores esmagamentos, estiramentos e deflexão da ferramenta (BASTISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015).

Figura 20 – Vista em três dimensões com o passo da ferramenta com marcas de deflexão em (a) direção concordante; (b) direção discordante; $f_z = 0,15$ mm/aresta; $a_e = 0,346$ mm.



Fonte: (BATISTA, RODRIGUES e COELHO, 2015)

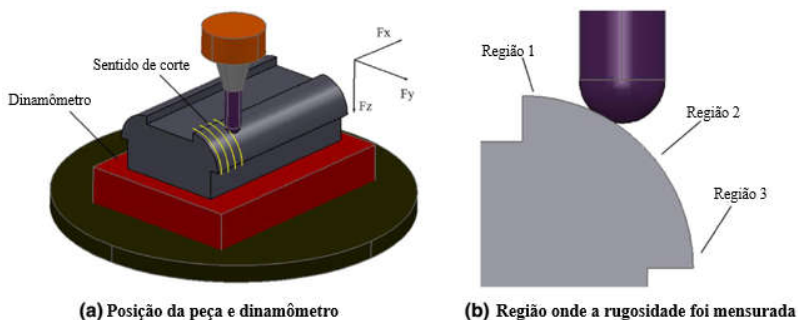
Batista, Rodrigues e Coelho, (2015) através de análise de variância (ANOVA) constataram que todos os parâmetros de corte influenciam a rugosidade da peça, exceto f_z em R_a , porque este valor apresenta um valor médio cuja as áreas acima e abaixo de uma linha média são iguais.

Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) investigaram o contato do centro da ponta da fresa de esférica no fresamento de aço endurecido D6 de 60 HRC com dois tipos de geometria da peça, cilíndrica e plana. Os autores investigaram o contato superficial entre ferramenta e peça, as componentes das forças de corte, rugosidade superficial, desgaste da ferramenta e a vida da ferramenta.

Os autores no primeiro experimento utilizaram uma geometria de um quarto de um cilindro de 27 mm de diâmetro para representar a

usinagem complexa de moldes e matrizes, Fig. 21 foram escolhidas três regiões para análise dos resultados (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

Figura 21 – Esquema da peça.



Fonte: (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015)

Na região 1 o diâmetro em contato com a peça foi muito pequeno, de modo que a velocidade de corte foi baixa ou próxima de zero. Na região 2 e 3 o diâmetro efetivo da ferramenta foi maior, o centro da ponta da ferramenta não manteve contato com a peça e a velocidade de corte torna-se uma função do diâmetro efetivo da ferramenta (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

No sentido ascendente de corte da geometria circular, as componentes da força de usinagem aumentam no final do percurso de corte da ferramenta, como o ângulo de inclinação transversal ao avanço é zero nessa área, a força axial aumenta cerca de 11 vezes ao seu valor no início do percurso, já a componente radial, devido à baixa frequência de vibração produzida pela ação de cada aresta cortante em aproximadamente 50 ações (25 revoluções da ferramenta) causam uma instabilidade do processo de corte até o percurso final da ferramenta, refletindo fortemente na rugosidade superficial da peça que foi cerca de duas a três vezes maior que no sentido descendente (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

A vida da ferramenta foi maior no fresamento circular do que na plana, pois permitiu que o ângulo de inclinação transversal ao avanço variasse ao longo do percurso de corte da ferramenta, fazendo assim

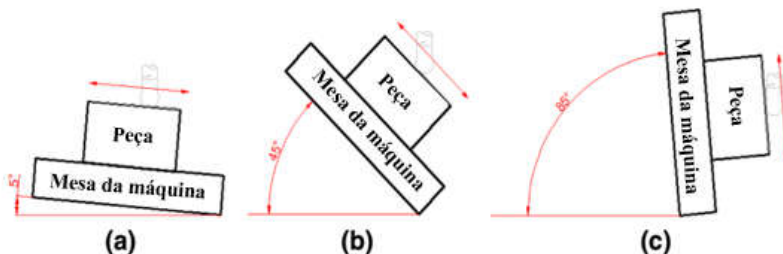
com que o desgaste fosse distribuído ao longo de toda a aresta da ferramenta cortante (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

No sentido descendente de corte da geometria circular o centro da ponta da fresa esférica entra em contato com a área de corte no início do percurso, desta forma a magnitude das componentes da força de usinagem são muito altas, onde o ângulo de inclinação transversal ao avanço está próximo de zero. Nessa condição o diâmetro efetivo tem seu menor valor durante o percurso de corte, o ângulo de contato ferramenta peça em cada revolução é maior nessa região e adicionalmente a força necessária para remover o cavaco tem de ultrapassar a força necessária para deformar plasticamente o material, devido à baixa velocidade de corte (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

A estratégia descendente provou ser muito mais estável que o sentido ascendente, pois o corte inicia em uma condição mais estável e mantém esta estabilidade até o final do percurso, o que refletiu em uma rugosidade superficial menor e vida da ferramenta cortante duas vezes maior que no sentido ascendente (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

A estratégia de corte plana, Fig. 22 com ângulo de inclinação transversal ao avanço de 5° ascendente e descendente foi a que alcançou maior vida da ferramenta dentre as usinagens planas.

Figura 22 – Procedimento experimental com inclinação da superfície em (a) 5° ; (b) 45° ; (c) 85° .



Fonte: (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015)

A estratégia com ângulo de 5° , indicou que a deformação plástica do material que ocorre durante o corte com um pequeno ângulo de inclinação transversal, não é tão prejudicial a ferramenta, pois o pequeno diâmetro efetivo e portanto a baixa velocidade de corte fornecem grande estabilidade ao processo, pois com um pequeno ângulo

de inclinação, a força axial é maior, forçando o centro da ponta da ferramenta contra a peça e assim reduzindo a deflexão e vibração da ferramenta (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

As estratégias de usinagem planas de 45° e 85° resultaram em uma vida similar da ferramenta, indicando que a velocidade de corte tem uma insignificante influência sobre a vida da ferramenta. O que fez a vida das ferramentas usadas nas superfícies com inclinação de 45° e 85° significativamente menor (duas ou quatro vezes) do que as ferramentas usadas nas superfícies com um ângulo de inclinação transversal ao avanço de 5° , foi a estabilidade da ferramenta no último tipo de corte (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

Todos os experimentos demonstraram que o sentido de corte descendente foi o melhor em termos de vida da ferramenta e rugosidade superficial, pois forneceu maior estabilidade ao corte reduzindo a vibração, pois foi a vibração a responsável pelos maiores valores de rugosidade e desgaste de ferramenta. Todas as estratégias resultaram no mesmo tipo de desgaste (desgaste de flanco) e o mesmo mecanismo de desgaste, adesão (SCANDIFFIO, DINIZ e DE SOUZA, 2015).

2.3 VIBRAÇÕES NA USINAGEM

Tobias (1964) descreve que os pesquisadores reconhecem três tipos de vibrações em máquinas ferramentas: vibrações livres, vibrações forçadas e vibrações auto-excitadas.

No entanto, segundo Paris, Peigne e Mayer (2004) os processos de corte produzem dois tipos de vibrações: vibrações auto-excitadas e vibrações forçadas.

Segundo Quintana e Ciurana, (2011) as vibrações livres ocorrem na usinagem quando por exemplo há um erro de percurso da ferramenta de corte, levando a colisão entre a ferramenta e a peça. Já a vibração forçada, no processo de usinagem, ocorre quando a aresta cortante da ferramenta entra e sai da peça. A vibração auto-excitada no processo de usinagem, extrai energia para iniciar e crescer a partir da interação entre a ferramenta cortante e a peça. A vibração auto-excitada traz instabilidade para o sistema, sendo a mais indesejável e a de menor capacidade de controle, por esta razão é a mais popular nas pesquisas acadêmicas e industrial.

As operações de usinagem são invariavelmente acompanhadas pela relativa vibração entre a peça e a ferramenta de corte. Tais vibrações são devidas a um ou mais fatores como: heterogeneidade do material da peça, variação da seção transversal do cavaco, perturbações

na peça ou nos dispositivos de acionamento de movimentos da máquina, carga dinâmica gerada pela aceleração/desaceleração massiva dos componentes móveis, vibrações transmitidas pelo ambiente e vibrações auto-excitadas geradas pelo processo de corte ou fricção. (HARRIS e PIERSOL, 2002; STEPHENSON e AGAPIOU, 2016).

Al-Regib, Ni e Lee, (2003) afirmam que um dos maiores fatores que afetam a performance das máquinas ferramentas são as vibrações auto-excitadas. Tais vibrações causam pobre qualidade superficial e acuracidade dimensional, aumentam a taxa de desgaste das ferramentas de corte, resultam em altos ruídos no ambiente de trabalho e reduzem a vida da máquina ferramenta.

De acordo com Stephenson e Agapiou, (2016) as vibrações auto-excitadas são frequentemente induzidas pela variação das componentes da força de corte (causada pela mudança da velocidade de corte ou da seção transversal do cavaco), que aumentam em amplitude ao longo do tempo devido aos efeitos regenerativos intermitentes.

No processo de fresamento, o impacto causado pela entrada de cada aresta cortante no material, excita a estrutura da peça, fixação e ferramenta a cada rotação realizada pela ferramenta.

Moradi et al (2013) delinham que o processo de fresamento por ser de característica periódica do passe das arestas cortantes da ferramenta, leva a ocorrência de vibrações de forma forçada na usinagem. Kolluru, Axinte e Becker, (2013) afirmam que vibração devido ao impacto de cada aresta de corte da ferramenta diminui razoavelmente até a entrada da próxima aresta cortante. Yao et al, (2013) descrevem que a vibração auto-excitada é um fenômeno comum no processo de fresamento, de modo que diversos pesquisadores têm se dedicado a prever o limite da distribuição da vibração auto excitada. Song et al, (2014) afirmam que o engajamento intermitente entre a peça e a ferramenta cortante excita uma ampla gama de frequências naturais estruturais que resultam em vibrações forçadas e auto excitadas.

Huang et al, (2012) no estudo usinando o material Ti-6Al-4V constataram que a presença da vibração na usinagem aumenta drasticamente a força de corte, no qual foi mensurado um aumento de até 66,8 % da força de corte, o que levou também ao aumento da rugosidade em até 40,5 % em comparação ao corte estável.

Segundo Huang et al, (2012) a vibração é totalmente influenciada pelo módulo de elasticidade da peça usinada, pois quanto mais baixo o módulo de elasticidade do material maior será a tendência à vibração, já que a elasticidade do material funciona como uma mola afastando a ferramenta do contato com a superfície da peça, gerando

fricção das arestas cortantes e levando ainda mais ao aumento da temperatura de corte, ocasionando drásticas vibrações no processo de cisalhamento do material.

Porém, (Kumabe, 1978 apud Ostasevicius 2013) contradiz o aumento da força de corte, já que afirma que a ferramenta ao perder o contato periódico com o cavaco, leva a atenuação das componentes das forças de corte, reduzindo o atrito e a temperatura na zona de corte, com uma formação de cavaco com menor espessura, levando simultaneamente a prevenção da geração de micro trincas na aresta cortante da ferramenta e na superfície da peça. Ostasevicius et al, (2013) desenvolveram um protótipo de excitação em um conjunto de montagem de uma ferramenta e concluíram no estudo que, independente do comprimento da fresa, a excitação da ferramenta traz benefícios no acabamento da peça fresada a seco.

Ostasevicius et al, (2013) abordam a hipótese que ferramentas com diferentes comprimentos com ou sem excitação se comportam de maneira diferente dependendo do material a ser fresado na condição de corte a seco. Kolluru, Axinte e Becker, (2013) encontraram diferentes frequências naturais para a mesma ferramenta em diferentes alturas de fixação da ferramenta. Este fato deve-se a diminuição da frequência natural do conjunto de fixação da ferramenta, já que quanto maior for o balanço imposto, maior será a tendência de vibração, pois a redução da frequência natural facilita a ocorrência da ressonância do conjunto fixação e ferramenta cortante, prejudicando o acabamento superficial e dimensional da peça e levando a uma falha mecânica por lascamento ou até mesmo a quebra da ferramenta utilizada.

Aguiar, Diniz e Pederiva (2013) correlacionaram o desgaste, rugosidade superficial e as componentes da força de corte com a Função de Resposta da Frequência (FRF), obtida com a ferramenta fixada na máquina.

O experimento foi realizado em uma máquina cinco eixos usinando um aço endurecido AISI H13 com 50 HRC, quatro fresas de topo, duas inteiriças de metal duro com 8 milímetros de diâmetro e duas com insertos intercambiáveis de 12 milímetros de diâmetro, ambas com duas configurações de esbeltes e determinada a frequência natural de cada montagem com o auxílio de um martelo de impacto instrumentado, em um experimento fatorial 2^3 (AGUIAR, DINIZ E PEDERIVA, 2013).

Os resultados mostraram que a fresa de 8 milímetros de diâmetro com maior coeficiente de esbeltes, quando coincidia com a segunda harmônica da frequência do passe da aresta cortante levava a instabilidade, que aumentava a rugosidade superficial em relação as

outras configurações do experimento. O desgaste da ferramenta pouco contribuiu para o aumento da instabilidade do processo (AGUIAR, DINIZ E PEDERIVA, 2013).

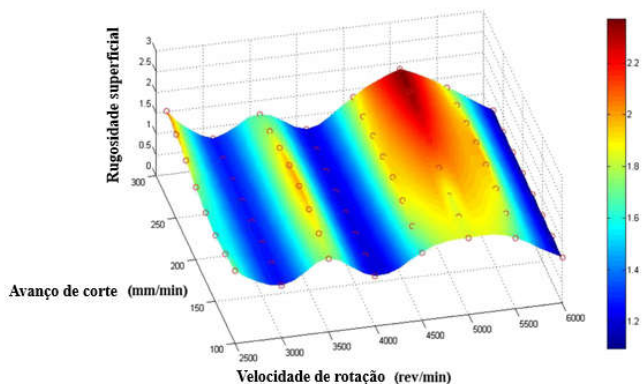
Segundo Aguiar, Diniz e Pederiva, (2013) melhores resultados de rugosidade e qualidade superficial aliados à longa vida da ferramenta podem ser alcançados quando a frequência do passo da aresta cortante da fresa e suas harmônicas não atingem elevados valores de (FRF), evitando assim a ocorrência de instabilidade na usinagem.

2.3.1 Influência dos Parâmetros de Corte na Vibração em Usinagem

Zhang et al, (2014) através de um Processo de Regressão Gaussiana (GPR) propuseram um modelo para prever a rugosidade superficial em diferentes condições de corte, em que através de um mapa 3D da superfície usinada, Fig. 23, mostra a qualidade superficial com aproximadamente 84,3% de precisão.

Entre os parâmetros de profundidade de corte, velocidade de rotação do eixo árvore e taxa de avanço, o parâmetro mais influente na rugosidade superficial foi a profundidade de corte. Também, foi analisado que o espectro de frequência, de acordo com o mapa 3D da rugosidade superficial, demonstrou que a vibração da ferramenta é uma importante fonte de defeito superficial (ZHANG et al, 2014).

Figura 23 – Mapa 3D da rugosidade superficial prevista pelo modelo GPR com profundidade de corte axial de 0,4 mm.



Fonte: (ZHANG et al, 2014)

Polishetty et al, (2014) também constataram que, a estabilidade é função da profundidade de corte e rotação do spindle.

De acordo com Chen et al, (2012) o efeito da taxa de avanço e profundidade axial de corte (ap) reforçam a condição de instabilidade no processo de usinagem, gerando vibrações e levando ao detrimento da qualidade superficial usinada, no qual uma das soluções propostas no estudo é o aumento da velocidade de rotação do eixo árvore da máquina, que gera um aumento na estabilidade com a supressão da amplitude de vibração da rotação, pois segundo o autor a amplitude dos sinais de vibração ao longo da direção do avanço de corte é geralmente maior que ao longo de outras direções.

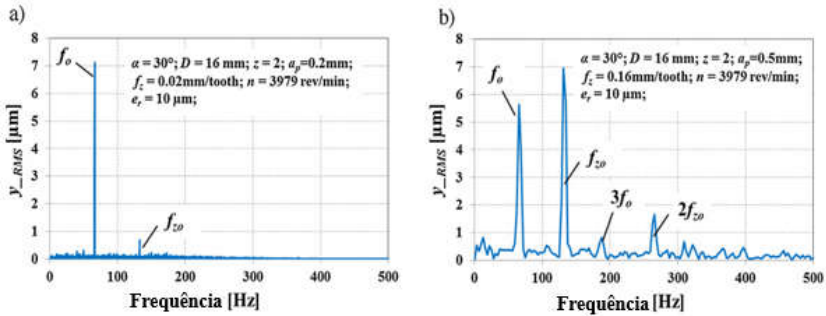
Wojciechowski et al, (2015) utilizaram um modelamento matemático incluindo o erro geométrico do fuso, condições de corte, ângulo de inclinação da superfície usinada, erro estático de batimento radial e deflexão da ferramenta induzida pela força de corte, para prever o deslocamento por vibração da fresa de ponta esférica na usinagem de uma superfície plana inclinada.

O modelamento foi validado empiricamente em uma máquina de cinco eixos em fresamento ascendente do aço endurecido 55NiCrMoV6 com 55 HRc, nos ângulos de inclinação 0°, 30° e 60°, variando o avanço por aresta (f_z), profundidade de corte axial (ap) e ângulo de inclinação da superfície fresada (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

Wojciechowski et al, (2015) constataram que a deflexão da fresa de ponta esférica na usinagem com baixos ângulos de inclinação superficial são induzidas principalmente pela força de avanço.

Durante o experimento com baixos parâmetros de corte, Fig. 24(a), o pico dominante foi correspondente à frequência de rotação (f_0). No entanto, para altos parâmetros de corte, o pico dominante foi igual ao passo da frequência da aresta cortante (f_z0), Fig. 24(b). Os espectros consistem das harmônicas das frequências de f_0 e f_z0 (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

Figura 24 – FFT (Transformada Rápida de Fourier) para o sinal de deslocamento por vibração para: (a) Inclinação = 30° , $a_p = 0,2$ mm, $f_z = 0,02$ mm/aresta; (b) Inclinação = 30° , $a_p = 0,5$ mm, $f_z = 0,16$ mm/aresta.



Fonte: (WOJCIECHOWSKI et al, 2015)

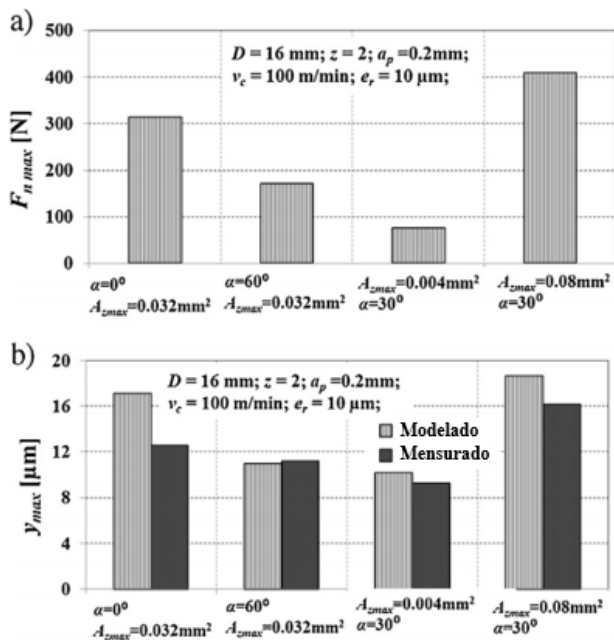
Para baixos valores de corte, profundidade axial (a_p) e avanço por aresta (f_z), as componentes da força de corte são menores, consequentemente causando menores valores de deflexão da ferramenta. O deslocamento por vibração é influenciado pelo erro de batimento radial da ferramenta (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

Para altos valores de corte, as componentes da força de corte e a deflexão foram altas. O deslocamento por vibração da ferramenta é influenciado tanto pela deflexão quanto pelo erro geométrico do fuso. Essas observações podem ser feitas de acordo com a Fig. 25 (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

A diferença da força normal máxima para os maiores valores de seção transversal de corte, foram cinco vezes maiores que para os menores valores (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

As maiores forças de corte foram observadas para o fresamento com ângulo de inclinação de 0° , fazendo com que ocorresse nessa condição maiores valores de deslocamentos por vibração tanto da deflexão da ferramenta, quanto do erro geométrico radial do fuso em relação ao ângulo de inclinação de 60° no sentido ascendente (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

Figura 25 – Influência dos parâmetros de corte e superfície de inclinação sobre: (a) Valores da força normal máxima; (b) máximos valores de deslocamento de corte por vibração.



Fonte: (WOJCIECHOWSKI et al, 2015)

Já para o fresamento ascendente com 60° de inclinação, o deslocamento por vibração foi ocasionado principalmente pelo erro geométrico induzido pelo batimento radial da ferramenta (WOJCIECHOWSKI et al, 2015).

Wojciechowski et al, (2015) afirmam que os deslocamentos por vibração são afetados pelos parâmetros de corte (a_p e f_z), batimento radial da ferramenta e ângulo de inclinação superficial. Portanto, os autores afirmam, que a qualidade superficial de usinagem com fresa de ponta esférica, tem relação com uma apropriada configuração de inclinação e minimização dos erros geométricos do fuso e sistema de fixação da ferramenta.

2.4 CONSIDERAÇÕES SOBRE A BIBLIOGRAFIA PESQUISADA

De acordo com os estudos realizados pelos pesquisadores apresentados na revisão bibliográfica, o corte em sentido ascendente, usinando-se com uma fresa de ponta esférica, é o melhor percurso quando se deseja menores valores de rugosidade superficial, erros geométricos, vibrações e maior vida da ferramenta. No entanto, Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) usinando um aço endurecido D6 com 60 HRc, afirmaram que o melhor sentido de corte é o descendente, por iniciar em uma condição muito mais estável, mantendo-se até o final do percurso.

Grande foi a contribuição de Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) na investigação para os efeitos de rugosidade, vida da ferramenta de corte e vibração no sentido de corte. No entanto, ainda existem muitas questões contraditórias em relação a essa abordagem.

Muitas pesquisas foram realizadas sobre a melhor direção e sentido de corte na usinagem de superfícies complexas com fresa de ponta esférica, porém cada pesquisador investigou um tipo de material e dureza, e apenas um tipo de fixação de ferramenta.

Com base nesses trabalhos, é necessário determinar algumas questões que ainda são lacunas na pesquisa científica em usinagem de geometrias complexas com fresa de ponta esférica, como a influência do ângulo de inclinação no contato ferramenta peça, dureza do material e comprimento de balanço da ferramenta de corte, a fim de mensurar essas interações.

Será determinada a influência do centro da ponta da fresa esférica quando em contato com a superfície do material, uma vez que houve contradições entre os pesquisadores em relação a melhora ou piora do processo de fresamento sob tais circunstâncias.

Huang et al, (2012) abordam que a vibração é totalmente influenciada pelo módulo de elasticidade da peça usinada, afirmando que quanto mais baixo o módulo de elasticidade do material maior será a tendência à vibração.

Essa afirmação pode ter relação com o estudo de Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) pois ao usinarem um aço D6 com 60 HRc, tiveram melhores resultados no sentido descendente, quando o centro da fresa de ponta esférica manteve-se em contato com a superfície do material usinado, contrariando outros pesquisadores, no entanto usinaram materiais de menores valores de dureza.

3 METODOLOGIA

Foram investigadas as condições de corte sobre a influência do centro de uma fresa de ponta esférica na usinagem de aços com diferentes durezas e a influência do comprimento de fixação destas fresas para usinagem. Foi avaliada a influência dessas condições na rugosidade da peça usinada. Foram obtidas as componentes cartesianas da força de usinagem para auxiliar a compreensão dos resultados obtidos. Adicionalmente, investigou-se a influência das condições de corte estudadas no erro de forma nas peças usinadas.

Para atingir os objetivos propostos, foram realizados experimentos de fresamento, empregando um planejamento fatorial 2^5 completo. A descrição detalhada do procedimento experimental está apresentada a seguir.

3.1 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Foram usinadas superfícies planas. Para se obter a condição de contato com o centro da ferramenta atuando no corte, utilizou-se corpos de prova com superfícies planas fixados a 5° do plano horizontal. Para representar a condição de fresamento quando o centro da ferramenta não participa do corte, os corpos de prova foram fixados a 85° do plano horizontal.

Para verificar a influência da condição de contato ferramenta-peça em função da dureza do material, empregou-se os aços AISI P20, com dureza de 32 HRc e AISI D6 com dureza de 60HRc. Ambos materiais são comumente empregados na fabricação de moldes e matrizes. As variáveis de entrada foram: a) Ângulo de inclinação da peça (para incluir e excluir o centro da ferramenta no corte); b) Dureza do material; c) Comprimento de balanço da ferramenta (índice de esbeltes L/D); d) Direção de corte (concordante e discordante); e) Sentido de corte (trajetória no sentido ascendente e descendente). A Tab. 1 apresenta o planejamento fatorial realizado.

Tabela 1 – Planejamento fatorial.

Fatores	-	Nível 1	Nível 2
Ângulo de inclinação	°	5	85
Dureza do material	HRC	32	60
Balanco da ferramenta	mm	33	66
Sentido de corte	-	Ascendente	Descendente
Direção de corte	-	Concordante	Discordante

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

Foram avaliadas a relação de balanço da ferramenta com a ocorrência de vibrações da mesma, nos dois comprimentos de balanço.

Foram obtidas as frequências naturais da ferramenta para os dois comprimentos de balanço estudados; com o intuito de evitar qualquer interferência da frequência natural do conjunto de fixação porta-piças e ferramenta com a frequência de atuação das arestas cortantes da fresa.

Foi coletado também o erro macrogeométrico de paralelismo para o fresamento em balanço de 66 mm, no qual foi a pior condição de rigidez.

O experimento foi realizado em um centro de usinagem CNC Romi D600 de três eixos.

O parâmetro de rugosidade adotado no experimento foi o R_z, por melhor representar os desvios entre picos e vales (LIU, 2006; STEPHENSON, 2016).

Os parâmetros de corte do processo foram pré-estabelecidos e mantidos durante o experimento, sendo tratados como variáveis de controle, foram eles:

- Velocidade de corte, (v_c): 123 m/min;
- Avanço por aresta, (f_z): 0,1 mm/rev;
- Profundidade de corte axial, (a_p): 0,5 mm;
- Profundidade de corte radial (a_e): 0,25 mm.

A velocidade de corte foi selecionada dentro da faixa de indicação do catálogo de fabricantes para usinar ambos os materiais (P20 e D6), e de forma que não coincidissem com a frequência natural da ferramenta em ambos os balanços (33mm e 66 mm). Para isso, utilizou-se a Eq 1.

$$f = \frac{n \cdot z}{60} \quad (1)$$

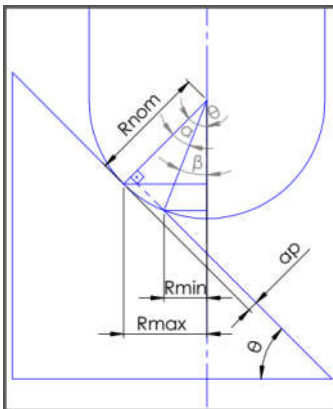
Onde:

n é a rotação do eixo árvore da máquina;

Z é o número de arestas cortantes da ferramenta.

O raio máximo (R_{max}) Eq. 5 e 7 e mínimo (R_{min}) Eq.6 e 8 de contato da fresa de ponta esférica em relação a superfície de usinagem é descrito na Fig. 26, onde θ é o ângulo de inclinação da superfície de peça, R_{nom} é o raio nominal da fresa de ponta esférica e ap é a profundidade de penetração configurada.

Figura 26 – Esquema de contato do raio da fresa em relação a superfície angular.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

$$\cos^{-1} \alpha = \left(\frac{R_{nom} - ap}{R_{nom}} \right) \quad (2)$$

$$\beta = \theta - \alpha \quad (3)$$

Para sentido descendente, β positivo de min. 0 a 90° máx. 3° quadrante

$$\beta = \theta + \alpha \quad (4)$$

Para sentido ascendente, β positivo de min. 0 a 90° máx. 3°

quadrante.

$$R_{\max} = R_{\text{nom}} \cdot \text{Sen } \theta \quad (5)$$

$$R_{\min} = R_{\text{nom}} \cdot \text{Sen } \beta \quad (6)$$

Para sentido descendente.

$$R_{\min} = R_{\text{nom}} \cdot \text{Sen } \theta \quad (7)$$

$$R_{\max} = R_{\text{nom}} \cdot \text{Sen } \beta \quad (8)$$

Para sentido ascendente.

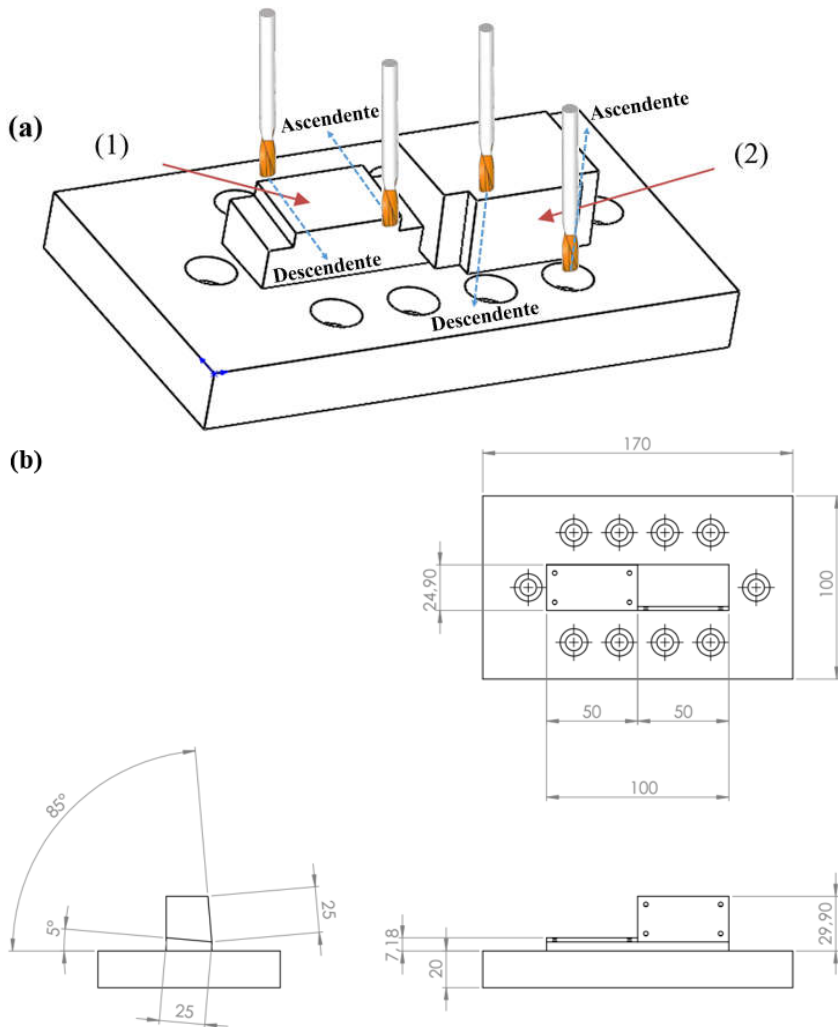
As equações de R_{\min} torna-se R_{\max} (vice e versa) quando a aresta cortante da ferramenta invade o 4º quadrante, exemplo para o ângulo de inclinação em 5º no sentido descendente de corte.

3.2 GEOMETRIA DO CORPO DE PROVA

A geometria plana, conforme Fig. 27 (a), foi escolhida por representar a influência do contato do centro da fresa de ponta esférica, para o ângulo de 5º e a ausência do centro da ponta da ferramenta, no ângulo de 85º, que na usinagem de uma superfície de geometria complexa, adota constantemente as inclinações desses valores extremos, devido a constante variação do diâmetro efetivo da ferramenta de corte, conforme o estudo realizado por Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015). Para isso, foi usinada uma base com as dimensões do dinamômetro Kistler modelo 9257BA, para fixação das placas de aço P20 e D6 nas inclinações de 5º e 85º, Fig. 27 (b).

Foi utilizada uma fresa de ponta esférica de metal duro micro grão (WC = 90, Co = 10) com revestimento TiSiN, diâmetro de 6 mm, 2 arestas cortantes com hélices de 35º, comprimento útil de 20 mm e comprimento total de 150 mm.

Figura 27 – Esquema do procedimento experimental: (a) com inclinação da superfície em 5° e 85° (1 e 2, respectivamente); (b) base 2D com as dimensões da fixação para montagem sobre o dinamômetro Kistler 9257BA.

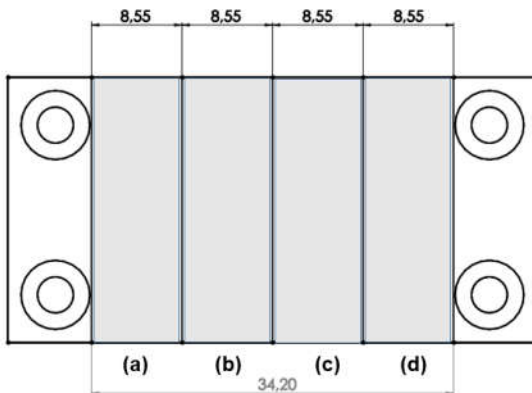


Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

As placas de aço AISI P20 e D6 foram fresadas de acordo com a Fig. 28, conforme esquema:

- Estudo (a), sentido descendente e direção discordante;
- Estudo (b), sentido ascendente e direção concordante;
- Estudo (c), sentido ascendente e direção discordante;
- Estudo (d), sentido descendente e direção concordante.

Figura 28 – Esquema de direções e sentidos de fresamento: (a) Descendente e discordante; (b) Ascendente e concordante; (c) Ascendente e discordante, (d) Descendente e concordante.



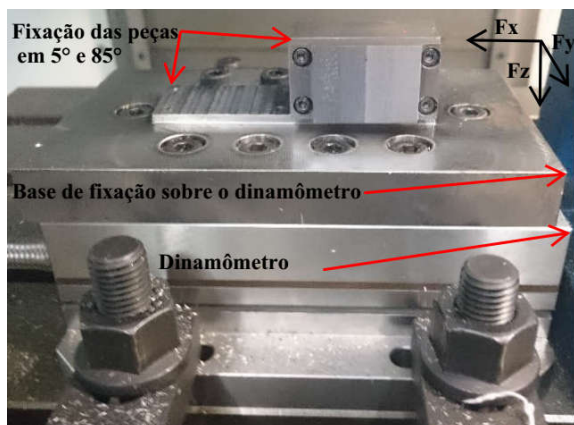
Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

Foram coletados três pontos para a rugosidade em cada condição de contato da Fig. 28, separados pela região superior, central e inferior.

3.2.1 Equipamentos Utilizados

Para a aquisição das componentes da força de usinagem foi utilizado um dinamômetro Kistler modelo 9257BA, Fig. 29, com um amplificador de carga Kistler 5233A1 de até 10 kN e filtro anti-aliasing de 7 KHz, juntamente com o software Lab View, para o processamento dos sinais. Para mensurar a rugosidade superficial, foi utilizado um rugosímetro portátil digital SJ-210 Mitutoyo série 178-561-02A.

Figura 29 – Base do procedimento experimental com inclinação da superfície em 5° e 85° montada sobre o dinamômetro.

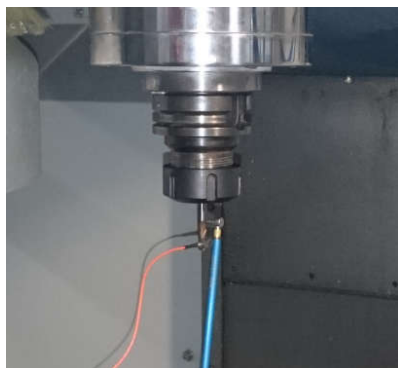


Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

Para a análise estatística dos resultados, foi utilizado o software Minitab 17.

Para a coleta da frequência natural do balanço das ferramentas, foi utilizado um acelerômetro de 0,6 gramas, juntamente com um martelo de impacto, conforme Fig. 30.

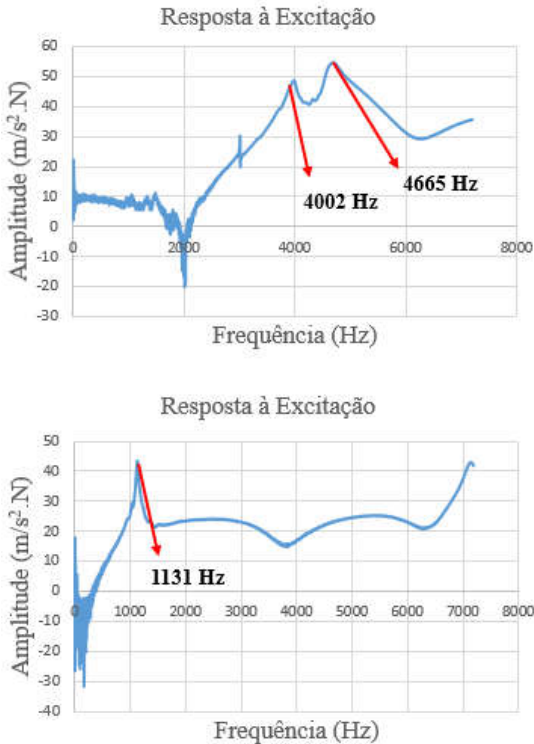
Figura 30 – Coleta da frequência natural do balanço das ferramentas com o auxílio de um acelerômetro e martelo de impacto.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A velocidade de corte foi selecionada de forma que não coincidissem com as harmônicas da frequência natural das ferramentas em seus respectivos comprimentos de balanço, Fig. 31.

Figura 31– Frequência natural do conjunto de fixação do cone porta-piças e ferramenta em 33 mm e 66 mm.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A frequência de excitação de cada aresta da fresa ($Z=2$) usinando com 6525 revoluções por minuto foi de 217,5 Hz, obtido pela Eq. (1)

As velocidades de corte de cada parte da ferramenta com a peça podem ser vistas na Tab. 2.

Tabela 2 – Parâmetros de corte do experimento para as inclinações de 5° e 85°.

Inc. 5°

\varnothing da fresa	Asc. (mm)	Des. (mm)	Vc (m/min) Asc.	Vc (m/min) Des.
Dnom	6	6	123	123
Dmax	3,74	2,86	76,6	58,7
Dmin	0,52	0	10,7	0*

Inc. 85°

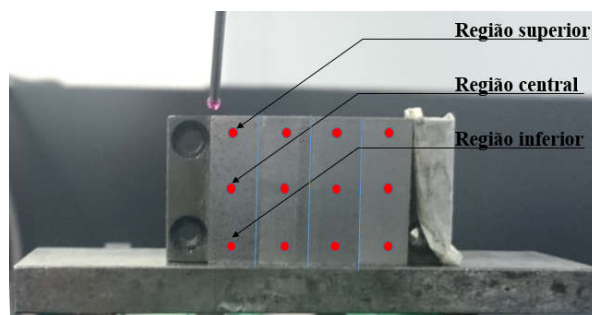
\varnothing da fresa	Asc. (mm)	Des. (mm)	Vc (m/min) Asc.	Vc (m/min) Des.
Dnom	6	6	123	123
Dmax	6	5,98	123	122,6
Dmin	5,98	4,69	122,6	96,14

* Centro da fresa de ponta esférica em contato com a superfície da peça.

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

Para a averiguação do erro de forma, foi utilizada uma máquina de medir por coordenadas Mitutoyo modelo Strato-Apex. As coletas dos pontos foram realizadas na direção vertical, divididas em região: superior, central e inferior (as mesmas regiões para a coleta da rugosidade), para cada condição de contato, Fig. 32.

Figura 32 – Pontos de medição para o erro de forma.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo foram apresentados os resultados de rugosidade média geral nas três regiões (superior, central e inferior) das placas de aço AISI P20 e D6, das 32 variações do experimento fatorial. Posteriormente, foram apresentados os resultados estatísticos do DOE em um nível de significância de 0,05, tendo o fator de balanço como o único significativo dentro dessa margem, os resultados estatísticos estão no anexo A.

Foi apresentado um estudo geral da rugosidade média Rz em função do material e do balanço, independente da inclinação, sentido e direção de corte, com o intuito de demonstrar a influência do balanço na rugosidade dos materiais usinados P20 e D6.

Foram analisados os casos individuais da rugosidade Rz para as condições mais críticas (maior comprimento de balanço), quando o centro da ponta da ferramenta está em contato com o material, em sentido descendente discordante, 5° de inclinação, com 66 mm de balanço para os materiais P20 e D6. Foram utilizadas as componentes da força para elucidação da rugosidade.

Devido ao grande desvio padrão de 5,24 μm de rugosidade gerado pelo processo e a limitação de recursos para aumentar o número de réplicas a fim de diminuir esse valor, foram avaliados os fatores para um nível de significância de 0,2. Dentro dessa margem, sob uma ótica mais prática do processo, os fatores individuais de sentido e direção de corte e os fatores inclinação e sentido de corte em uma interação de segunda ordem, foram os mais significantes na saída rugosidade superficial.

Foram apresentados os resultados de rugosidade média Rz em função do sentido de corte e material da peça, independente da direção de corte, inclinação e comprimento de balanço. Utilizou-se para comparações pontuais da rugosidade, as condições ascendente concordante e discordante para o balanço de 33 mm em ambos os materiais, com o auxílio das componentes da força para análise, a fim de demonstrar a influência do sentido de corte na usinagem dos aços P20 e D6.

Para apresentar a influência da direção de corte na rugosidade superficial, foram demonstradas as rugosidades médias das direções de corte no aço P20 e D6, independente do balanço, inclinação e sentido de corte. Foram utilizados os casos isolados das componentes da força nas condições ascendente concordante e discordante em inclinação de 5° e comprimento de balanço de 33 mm em ambos os materiais para

exemplificar a influência da direção de corte sobre a rugosidade superficial.

Foram exibidas as rugosidades R_z médias em função da inclinação em interação com o sentido de corte, independente do balanço, material e direção de corte.

Para explicar o ligeiro aumento da reta de influência para a inclinação de 85° na resposta rugosidade da análise fatorial, utilizou-se como exemplos pontuais as componentes da força de corte nas condições ascendente concordante e discordante em um comprimento de balanço de 33 mm e inclinação de 85° para os aços AISI P20 e AISI D6.

Foram mostrados os aspectos visuais da peça de aço AISI D6 endurecida com 60 HRC, usinada com a ferramenta em 66 mm de comprimento de balanço para ambas as inclinações.

Foram apresentados o resultado médio de paralelismo para as inclinações de 5° e 85° , para efeito de comparação, utilizando a ferramenta em balanço com 66 mm no fresamento do aço AISI D6.

Foram também apresentados os erros geométricos de paralelismo para a inclinação de 85° no fresamento do aço AISI D6 em cada região: superior, central e inferior, para os sentidos ascendente e descendente e direções concordante e discordante.

4.1 AVALIAÇÃO DA RUGOSIDADE GERAL

Foi coletada a rugosidade R_z média geral em todas as corridas do experimento fatorial. A Fig. 33 apresenta a ordem do experimento nas 32 configurações.

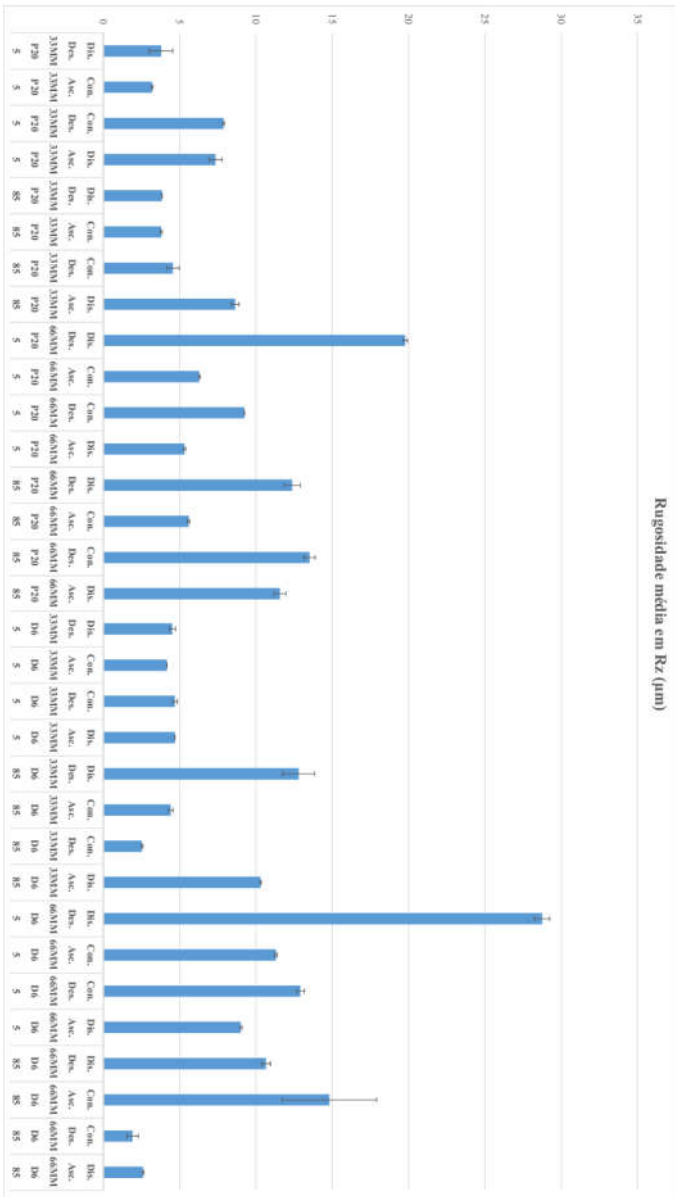
Figura 33 – Ordem do experimento nas 32 configurações.

ORDEM	INCLINAÇÃO	DUREZA	BALANÇO	SENTIDO	DIREÇÃO
1	5	P20	33MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
2	5	P20	33MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
3	5	P20	33MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
4	5	P20	33MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
5	85	P20	33MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
6	85	P20	33MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
7	85	P20	33MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
8	85	P20	33MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
9	5	P20	66MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
10	5	P20	66MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
11	5	P20	66MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
12	5	P20	66MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
13	85	P20	66MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
14	85	P20	66MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
15	85	P20	66MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
16	85	P20	66MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
17	5	D6	33MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
18	5	D6	33MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
19	5	D6	33MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
20	5	D6	33MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
21	85	D6	33MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
22	85	D6	33MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
23	85	D6	33MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
24	85	D6	33MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
25	5	D6	66MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
26	5	D6	66MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
27	5	D6	66MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
28	5	D6	66MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE
29	85	D6	66MM	DESCENDENTE	DISCORDANTE
30	85	D6	66MM	ASCENDENTE	CONCORDANTE
31	85	D6	66MM	DESCENDENTE	CONCORDANTE
32	85	D6	66MM	ASCENDENTE	DISCORDANTE

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A Fig. 34 apresenta a rugosidade média R_z em μm para as 32 configurações do planejamento fatorial completo 2^5 .

Figura 34 – Rugosidade Rz (μm) para as 32 corridas do planejamento fatorial.



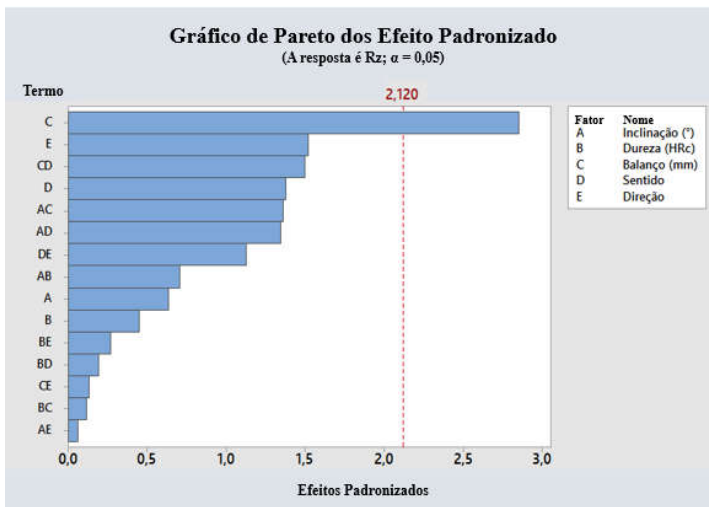
Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

4.1.1 Rugosidade em Função do Comprimento de Balanço da Ferramenta

Através da análise fatorial DOE, constatou-se que em uma margem de erro de até 5%, apenas o comprimento de balanço apresentou-se como influente na rugosidade superficial. Foram utilizadas as componentes da força para elucidação da rugosidade nessa condição.

A Fig. 35 apresenta o gráfico de Pareto para cada um dos cinco fatores e suas interações de segunda ordem sobre os efeitos na rugosidade superficial.

Figura 35 – Gráfico de Pareto das interações de segunda ordem da análise fatorial (DOE).

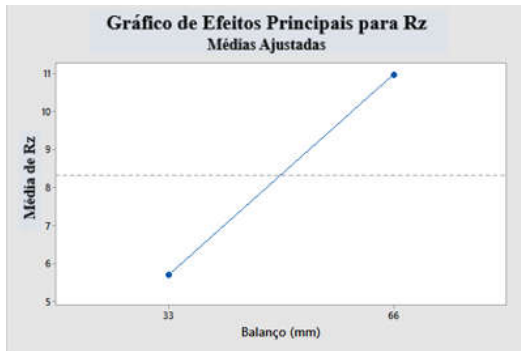


Fonte: Minitab versão 17.

Conforme é possível observar, o único fator que influencia na rugosidade é o balanço da ferramenta.

A Fig. 36 apresenta o gráfico de efeito principal para o fator individual do comprimento de balanço. O modelo foi ajustado apenas para o comprimento de balanço, com o intuito de melhorar a visualização.

Figura 36 – Fator individual de comprimento de balanço.



Fonte: Minitab versão 17.

Os maiores valores de rugosidade com o maior comprimento de balanço já é algo esperado.

A Tab. 3 apresenta a rugosidade média em função do material e do comprimento de balanço da ferramenta, independente da inclinação, sentido e direção de corte.

Tabela 3 – Rugosidade média Rz (μm) nos balanços de 33 mm e 66 mm, para o aço AISI D6 e AISI P20.

Balanço da Ferramenta (mm)	Material da Peça	Rz Médio (μm)
33	P20	5,38
66	P20	10,46
33	D6	6,015
66	D6	11,49

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A proporção da rugosidade média em Rz do balanço de 66 mm foi cerca de 94% maior em relação ao balanço de 33 mm para o aço AISI P20 e 91% para o aço AISI D6.

O centro da ferramenta em contato com o material prejudica a qualidade superficial da peça fresada. Essa condição é prejudicial, pois a velocidade periférica no centro da ponta da ferramenta é nula e a

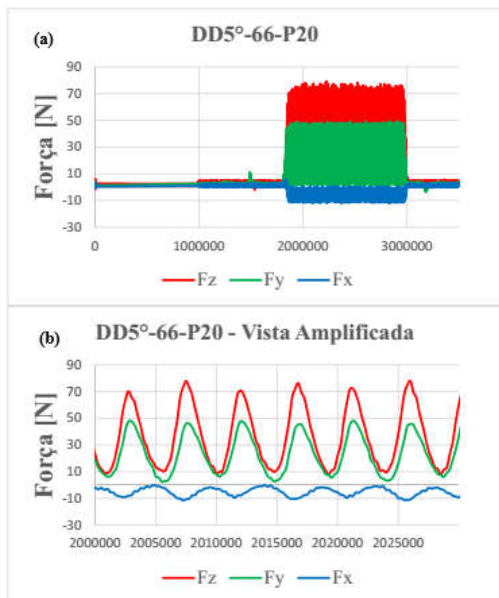
velocidade de corte nas vizinhanças é menor em relação ao sentido ascendente onde o centro da ponta da fresa não atua.

O contato do centro da fresa de ponta esférica faz sobrepujar o amassamento do material no centro da ferramenta sob a formação do cavaco, resultando em uma grande força axial de corte (F_z), que na condição descendente discordante para o balanço de 66 mm na inclinação de 5° foi cerca de 74 N para o aço P20 e 222 N para o D6, Fig. 37 e 38 (sentido descendente e direção discordante para inclinação de 5° , com 66 mm de balanço, situação mais crítica).

Tal condição é agravada principalmente pelo longo balanço e direção de corte discordante, por iniciar com uma espessura mínima de cavaco, potencializando a deformação plástica do material.

A rugosidade para a condição descendente discordante com um balanço de 66 mm no aço AISI P20 foi de 19,77 Rz.

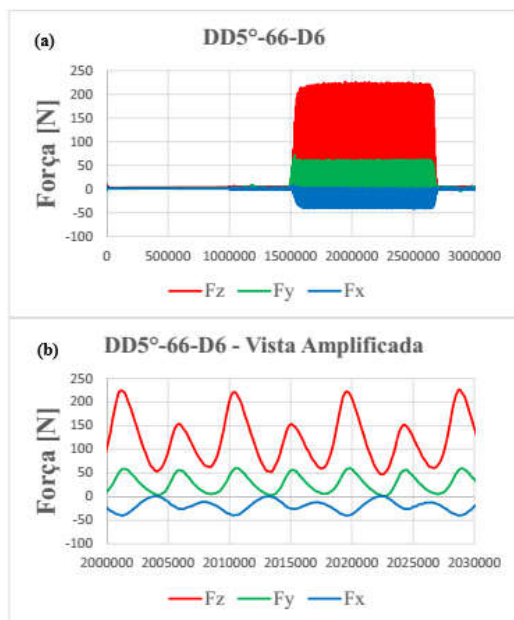
Figura 37 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z para a condição descendente discordante com 66 mm de balanço no aço AISI P20: (a) Vista normal; (b) vista ampliada.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

Diferente do afirmado por Scandiffio, Diniz e De Souza, (2015) o centro da ponta da fresa esférica foi prejudicial quando em contato com o material, mesmo para o aço endurecido AISI D6, sendo ainda mais prejudicial do que para o aço AISI P20 com 32 HRC para a condição descendente discordante, tanto para o balanço de 33 mm, que teve uma rugosidade de 12,80 μm , como para o balanço de 66 mm, Fig. 38, com a maior rugosidade R_z das 32 condições testadas de 28,75 μm .

Figura 38 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z para a condição descendente discordante com 66 mm de balanço no aço AISI D6: (a) Vista normal; (b) vista ampliçada.



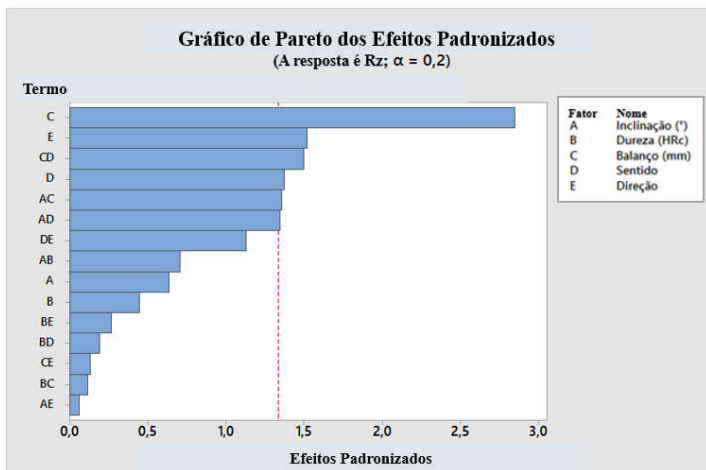
Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A componente F_z da força para o aço D6, foi cerca de 200% superior ao aço P20, diferença essa que impactou em mais de 45% na rugosidade superficial do aço D6 em relação ao P20.

4.1.2 Rugosidade em Função do Sentido e Direção de Corte

Observando a Fig. 35 não é possível considerar a influência do sentido e direção de corte nos fatores individuais para uma margem de erro de 5%, devido ao grande valor do desvio padrão de 5,24 μm de rugosidade. No entanto, considerando-se uma margem de erro de até 20%, pode-se avaliar além dos fatores de sentido e direção individualmente, também a interação entre a inclinação com o balanço, inclinação com o sentido e interação do balanço com o sentido de corte, Fig. 39.

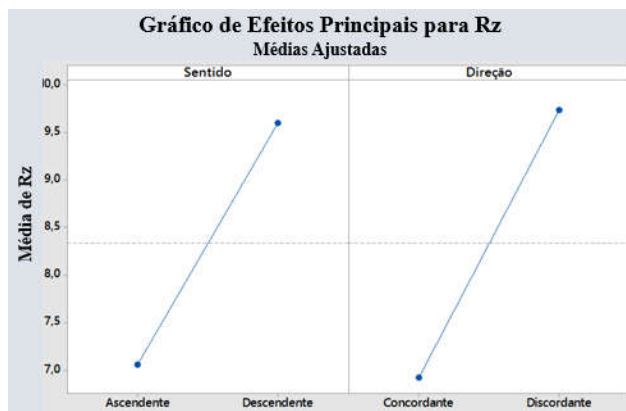
Figura 39 – Gráfico de Pareto das interações de segunda ordem da análise fatorial (DOE) para $\alpha = 0,2$.



Fonte: Minitab versão 17.

Para o gráfico de interações individuais o modelo foi ajustado retirando os fatores de inclinação, dureza e balanço, para melhor visualização, Fig. 40.

Figura 40 – Fatores individuais de sentido e direção de corte.



Fonte: Minitab versão 17.

A Tab. 4 apresenta a rugosidade média para o sentido de corte em relação ao material da peça, independente da direção de corte, inclinação e comprimento de balanço.

O sentido de corte descendente, Fig. 40, apresentou-se como a pior condição (Tab. 4). Sugere-se que este fato tenha ocorrido pois este sentido apresenta menores valores de velocidade de corte e maior distância do diâmetro nominal da ferramenta.

Tabela 4 – Rugosidade média Rz (μm) para os sentidos ascendente e descendente, para o aço AISI P20 e AISI D6.

Sentido de corte	Material da peça	Rz Médio (μm)
Ascendente	P20	6,47
Descendente	P20	9,37
Ascendente	D6	7,65
Descendente	D6	9,85

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

No sentido descendente a rugosidade média em Rz foi aproximadamente 45% superior em relação ao ascendente para o aço P20. Para o aço D6 a proporção foi por volta de 29%.

Para o fator individual de direção, o corte concordante, por iniciar-se de uma máxima espessura de cavaco, tende a ter menores amplitudes de vibração, levando a menores deslocamentos da ferramenta, já que o corte inicia-se por cisalhamento, não provocando tanta alteração na rugosidade. Para a condição ascendente concordante com 33 mm de balanço em inclinação de 5° no aço AISI P20, a componente Fy foi de aproximadamente 40 N, Fig. 41 (a). O valor de Rz pontual nessa condição foi de 3,20 μm .

A rugosidade média das direções de corte no aço P20 e D6, podem ser vistas na Tab. 5. Essas médias independem do balanço, inclinação e sentido de corte.

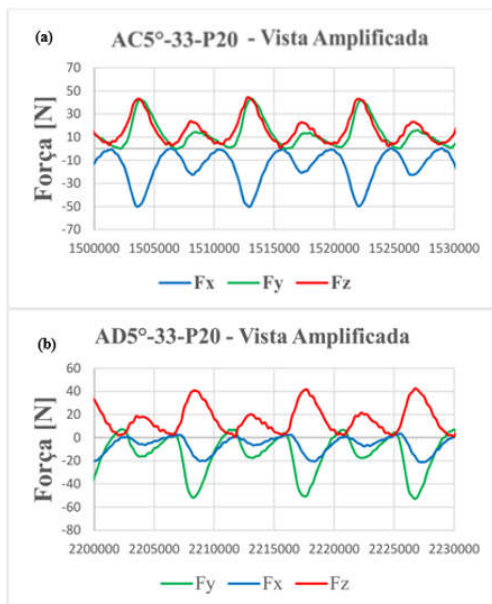
Tabela 5 – Rugosidade média Rz (μm) para as direções concordante e discordante, para o aço AISI P20 e AISI D6.

Direção de corte	Material da peça	Rz Médio (μm)
Concordante	P20	6,76
Discordante	P20	9,08
Concordante	D6	7,09
Discordante	D6	10,42

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

As proporções de aumento da rugosidade na direção discordante em relação a concordante foram de aproximadamente 34% para o aço P20 e 47% para o D6.

Figura 41 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z com 33 mm de balanço em inclinação de 5° no aço AISI P20 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) ascendente discordante.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

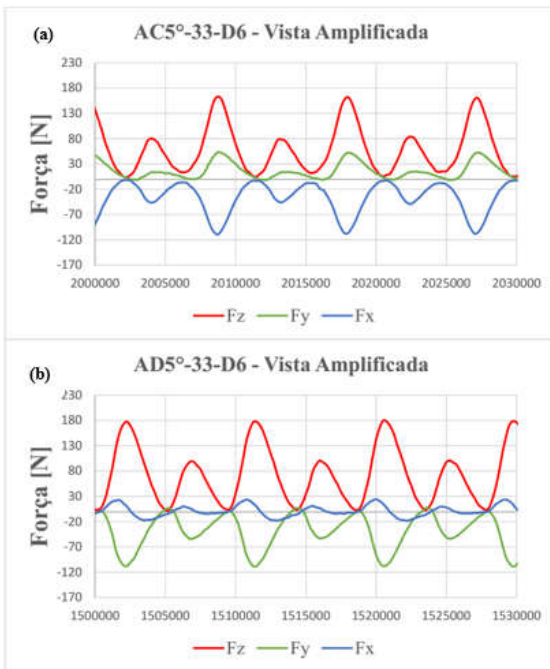
De forma diferente ocorre para a direção discordante de corte, já que o alto valor da componente F_y tende a fletir a fresa na direção oposta ao avanço da ferramenta, Fig. 41 (b), uma vez que na direção discordante a deformação plástica do material prevalece no início da penetração da aresta cortante sobre a superfície da peça, pois o cavaco é formado de uma espessura inicial nula mínima, até a máxima, essa condição leva à maiores amplitudes de vibração e deslocamento da ferramenta, já que a aresta de corte inicia seu ciclo por fricção e deformação do material, prejudicando a qualidade superficial da peça. Nessa condição (ascendente discordante com 33 mm de balanço em inclinação de 5° no aço AISI P20) a componente F_y foi negativa no valor de 50 N e o valor de R_z foi de $7,35 \mu\text{m}$.

A proporção de disparidade da rugosidade para as duas condições pontuais de exemplo apresentadas na Fig. 41 (concordante

3,20 μm e discordante 7,35 μm), foi de aproximadamente 130% superior para a direção discordante.

A direção de corte atuou de forma semelhante para o aço D6, porém em maiores amplitudes das componentes da força de corte, com a componente F_y cerca 50 N para a direção concordante e 107 N negativos para a direção discordante, Fig. 42.

Figura 42 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z na inclinação de 5° com 33 mm de balanço no aço AISI D6 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) ascendente discordante.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A rugosidade para o sentido ascendente e direção concordante no D6 com um balanço de 33 mm, foi de 4,16 μm e para o sentido ascendente e direção discordante, foi de 4,60 μm , um aumento próximo de 11% nos exemplos pontuais apresentados na Fig. 42.

4.1.3 Rugosidade em Função da Interação Entre a Inclinação e o Sentido de Corte no Contato Ferramenta Peça

Apesar do fator combinado de balanço e sentido de corte ser confirmado dentro de uma margem de erro de até 20%, mais especificamente para um valor de P (probabilidade) de 0,153, fica difícil desconsiderar o seu efeito individual para uma margem de erro 5%, uma vez que esse fator foi dominante sobre a resposta rugosidade, principalmente para o sentido descendente (conforme observado nos exemplos pontuais das: Fig. 37 e Fig. 38). De forma semelhante ocorre para a interação entre a inclinação e o balanço, sendo mais coerente desconsiderar as interações com o balanço, uma vez que a relação do balanço é muito forte com os outros fatores, para que a análise sobre os outros fatores não seja prejudicada.

Para a interação entre a inclinação e o sentido de corte (Fig. 43), os maiores valores de rugosidade ocorreram para o valor de 5° em sentido descendente, uma vez que a velocidade de corte sob essa condição é muito menor que a programada. Já para o ângulo de 85° por aproxima-se mais da velocidade de corte preestabelecida devido à proximidade com o raio nominal da fresa, apresentou menores valores de rugosidade, Tab.6.

A tab. 6 apresenta a rugosidade média para a inclinação em interação com o sentido de corte, independente do balanço, material e direção de corte.

Tabela 6 – Rugosidade média Rz (μm) nas inclinações de 5° e 85°.

Inclinação (°) x Sentido de corte	Rz Médio (μm)
5 Ascendente	6,41
5 Descendente	11,44
85 Ascendente	7,71
85 Descendente	7,77

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A diferença de proporção da rugosidade para a inclinação de 5° em sentido ascendente em relação a descendente no mesmo ângulo, foi

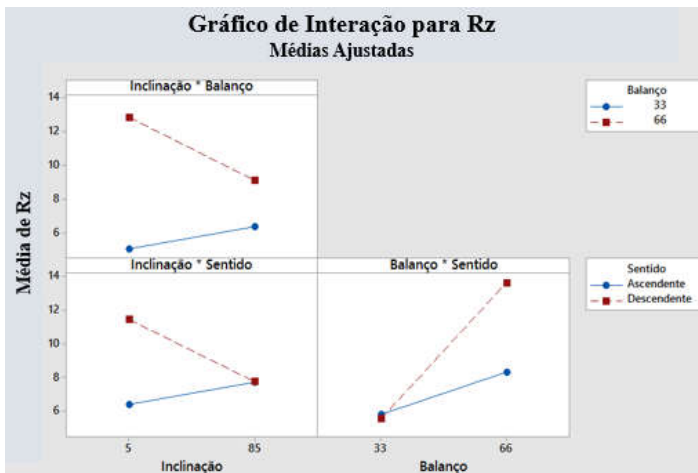
de aproximadamente 78% superior para o sentido descendente de corte. Já para inclinação de 85° praticamente não houve diferença,

O fator de inclinação individualmente não apresentou nenhuma influência sobre a rugosidade, mas a inclinação em interação com o sentido de corte, teve seu efeito maximizado.

Para a interação entre a inclinação e o sentido de corte, conforme exemplo pontual da Fig. 44, quando o sentido de corte é descendente na inclinação de 5°, tem-se maiores valores de rugosidade superficial devido ao contato prejudicial do centro da ponta da ferramenta com o material. Já para a inclinação de 85° seu efeito sobre a rugosidade independe do sentido de corte, uma vez que a ferramenta corta o material com um raio efetivo maior e mais próximo do diâmetro nominal, Tab. 2, além do raio efetivo em contato mínimo e máximo nessa condição serem muito próximos.

Para melhor visualização, o gráfico dos fatores em interação (Fig. 43), foi ajustado com a retirada dos fatores de dureza e direção de corte.

Figura 43 – Interação: Inclinação x Balanço; Inclinação x Sentido; Balanço x Sentido.

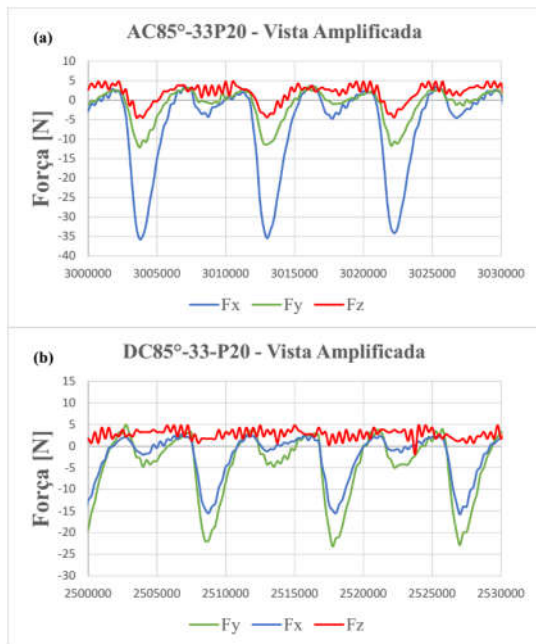


Fonte: Minitab versão 17.

No entanto, apesar de não existir influência estatística de ambos os sentidos sobre o resultado da rugosidade para a inclinação de 85°,

observa-se uma ligeira ascensão sobre a reta de influência do sentido ascendente para a inclinação de 85° , (Fig. 43). Esse ligeiro aumento pode ser explicado pelo fato da fresa sofrer a influência da força de flexão contra a superfície de inclinação de 85° da peça, uma vez que essa força é originada pela componente negativa de F_y (AC 85° -33P20 cerca de 12 N negativos; DC 85° -33P20 cerca de 22 N negativos; AC 85° -33D6 cerca de 135 N negativos; DC 85° -33D6 cerca de 150 N negativos) sendo mais intensa sobre o sentido descendente de corte (Fig. 44, (b) e 45, (b)), devido o inconveniente do sentido descendente em manter uma maior distância ao raio nominal da fresa, reduzindo a velocidade de corte programada, o que acarreta em uma pior qualidade superficial devido à alta componente negativa de F_y nessas condições, Fig. 44 e 45.

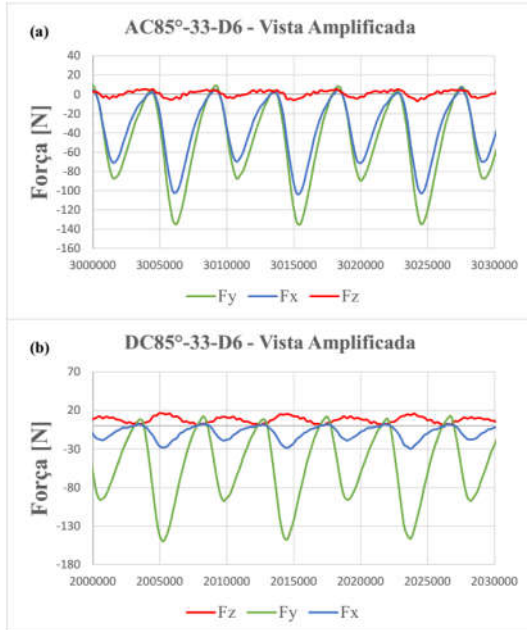
Figura 44 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z em inclinação de 85° com 33 mm de balanço no aço AISI P20 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) descendente concordante.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

Analogamente comporta-se a componente F_y da força de corte para o aço AISI D6, no entanto em maior magnitude, Fig. 45.

Figura 45 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z com 33 mm de balanço em inclinação de 85° no aço AISI D6 para as condições: (a) ascendente concordante; (b) descendente concordante.

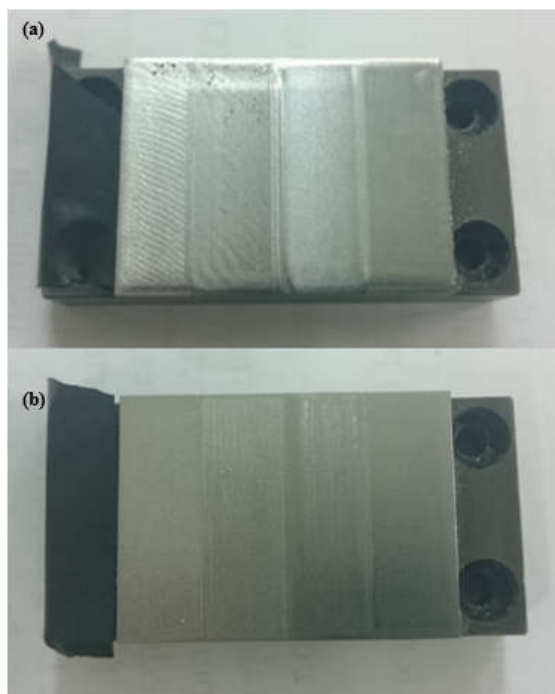


Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

4.2 ERRO DE FORMA DA SUPERFÍCIE USINADA.

A variável de resposta do experimento desenvolvido com a utilização do planejamento fatorial foi a rugosidade superficial com o parâmetro R_z . No entanto, apesar da melhor qualidade superficial demonstrada pelo experimento para as inclinações de 85° em ambos os materiais, foi observado que para os balanços de 66 mm a remoção de material configurada na profundidade de 0,5 mm não foi completa, Fig. 46, (a), deixando um erro de forma de similaridade convexa na superfície usinada.

Figura 46 – Peça de aço AISI D6 com 60 HRc usinada no comprimento de balanço de 66 mm para a inclinação de: (a) 85°; (b) 5°.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A Tab. 7, apresenta o erro médio de paralelismo para as inclinações de 5° e 85° para o comprimento de balanço de 66 mm no fresamento das peças de aço AISI D6, medidos na direção vertical.

Tabela 7 – Erro macro geométrico médio de paralelismo nas inclinações de 5 e 85° para o aço AISI D6.

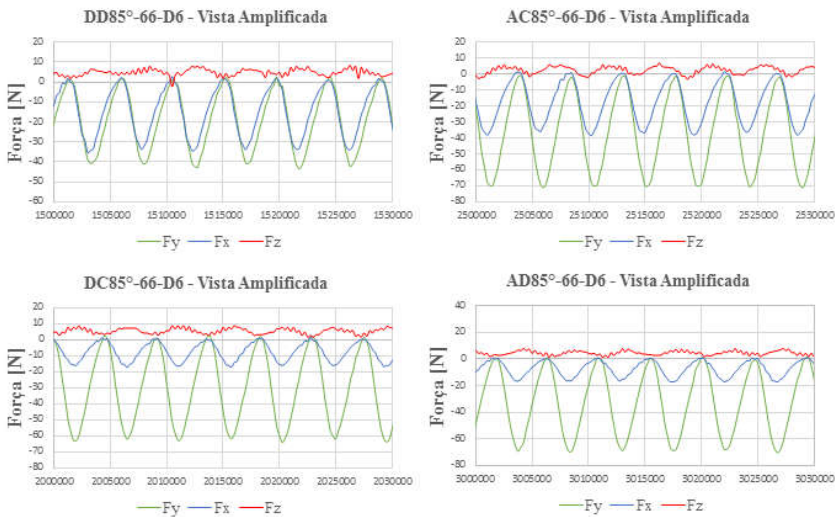
Inclinação (°)	Material da peça	Paralelismo (mm)
5	D6	0,020
85	D6	0,229

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A diferença de paralelismo na inclinação de 85° foi de aproximadamente 1045% em relação à inclinação de 5° .

Uma possível hipótese para esse resultado é o fato da alta componente radial da força (F_y) nessa condição, Fig. 47, favorecer a deflexão da ferramenta cortante, Fig. 48, deflexão essa que levou ao esmagamento das cristas transversais originadas pelos passes laterais da profundidade radial configurada, melhorando significativamente a rugosidade da superfície. Esse efeito foi intenso sobre a usinagem do aço AISI D6, pelo mesmo apresentar uma grande resistência ao cisalhamento do material.

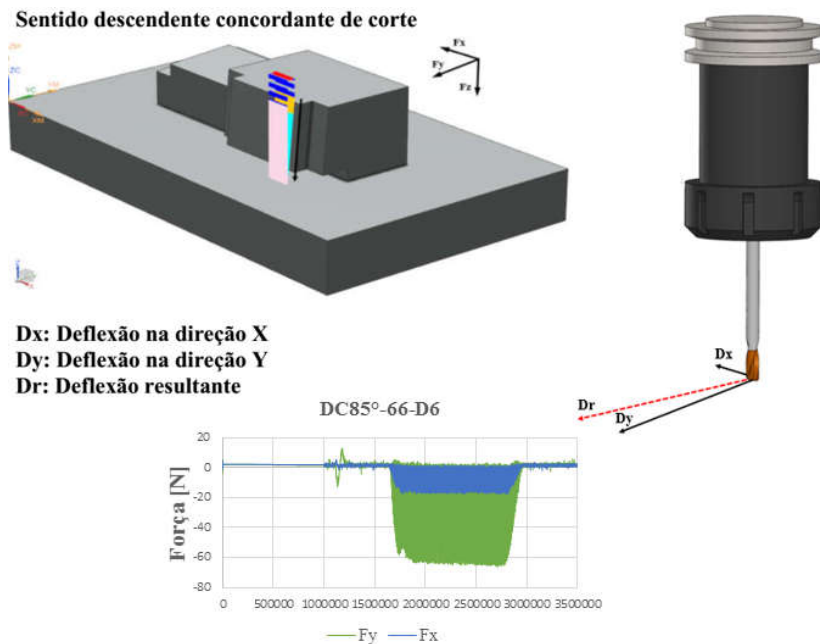
Figura 47 – Componentes da força de corte F_x , F_y e F_z para as condições ascendente e descendente concordante e discordante, com 66 mm de balanço no aço AISI D6.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A Fig. 48 apresenta um dos exemplos (descendente concordante em 85° com balanço de 66 mm no aço AISI D6) de deflexão da ferramenta na inclinação de 85° .

Figura 48 – Deflexão da fresa de ponta esférica na inclinação de 85° com 66 mm de balanço no aço AISI D6 em sentido descendente e direção concordante.



Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A possível causa da forma convexa apresentada pela peça de aço AISI D6 (Fig. 46, (a)) tem relação com a deflexão no início da entrada e saída das arestas cortantes da fresa com as bordas da placa de aço endurecido AISI D6. No início, como apenas uma fração da ponta da ferramenta mantém contato com a superfície do material usinado, a força de repulsão originada pela componente F_y da força desloca a ponta da ferramenta em menor intensidade, promovendo maior remoção de material, uma vez que a ferramenta ainda não está totalmente submetida a força de repulsão e mantém maior proximidade de sua posição original. Logo em seguida, quando a fresa conclui seu contato angular total das arestas com a superfície do material, é atingido o ápice do deslocamento, empurrando a fresa na direção contrária ao eixo Y, diminuindo a profundidade de corte ajustada. Finalmente, no percurso final do avanço da ferramenta, quando as arestas novamente perdem gradativamente o contato com a borda inferior da peça, a ferramenta tende a voltar a sua posição de origem, promovendo maior remoção de

material e aproximando-se da profundidade de corte ajustada. A borda inferior sofreu ainda maior remoção de material em relação à superior, Tab. 8, uma vez que a ferramenta corta com suas hélices laterais devido o percurso de corte programado descer até 4 mm abaixo da borda inferior da peça, para que a ponta da fresa esférica saísse por completo da área de contato da superfície da peça.

Tabela 8 – Erro macro geométrico de paralelismo para a inclinação de 85° no fresamento do aço AISI D6.

Sentido de corte	Direção de corte	Região superior (mm)	Região central (mm)	Região inferior (mm)
Descendente	Discordante	12,041	12,054	11,912
Ascendente	Concordante	12,041	12,119	11,829
Descendente	Concordante	12,020	12,185	11,938
Ascendente	Discordante	12,130	12,216	11,980

Fonte: Desenvolvido pelo próprio autor.

A predominância da deformação plástica do material sobre o cisalhamento, pode ser confirmada pela baixíssima rugosidade apresentada na condição descendente discordante, que apresentou o menor valor das 32 corridas do experimento com Rz de 1,910 μm .

Para o aço AISI P20 o comprimento de balanço foi indiferente no erro de paralelismo da superfície usinada.

5 CONCLUSÃO

Através do planejamento fatorial utilizado no experimento, chegou-se as seguintes conclusões:

- O comprimento de balanço da ferramenta foi inversamente proporcional à qualidade superficial, sendo a condição de maior significância no fresamento de geometrias complexas, tendo uma proporção de rugosidade Rz 94% maior para o balanço de 66 mm em relação ao de 33 mm no aço AISI P20 e 91% no aço AISI D6.
- O centro da fresa de ponta esférica em contato com o material demonstrou ser sempre a pior condição para a qualidade superficial, independente da dureza do material, alcançando os maiores resultados sob tal condição.
- A componente Fz da força foi diretamente proporcional a dureza do material, quando o centro da ponta da fresa esférica manteve-se em contato com a superfície, com valores próximos de 74 N para o aço AISI P20 e 222N para o AISI D6, alcançando uma proporção cerca de 200% maior para o aço D6 de 60 HRc em relação ao aço P20 de 32 HRc, a maior magnitude de Fz nessa condição, levou a diferença de qualidade superficial cerca de 45% em relação ao aço D6 com Rz 28,750 μm para o P20 com Rz de 19,771 μm .
- O sentido de corte ascendente apresentou-se como a melhor condição, devido à condição de maior velocidade de corte em relação ao sentido descendente, apresentando melhores resultados de rugosidade superficial.
- A direção concordante de corte, foi a que apresentou menores amplitudes vibracionais no experimento, tendendo a um menor deslocamento e oscilações da ferramenta. A diferença da qualidade superficial para a direção discordante foi de 34% em relação à concordante no aço AISI D6 e 47% no aço AISI P20
- A inclinação de 5° em interação com o sentido de corte descendente, foi a pior condição (78% maior que o descendente), devido à incidência do contato do centro da fresa de ponta esférica, onde a velocidade de corte efetiva é nula e a componente axial da força tem maior magnitude devido a sobreposição do esmagamento ao cisalhamento do material no centro da ferramenta e suas vizinhanças, apresentando os piores valores da rugosidade superficial.

- Apesar da melhor rugosidade superficial apresentada para as inclinações de 85° no aço AISI D6, observou-se visualmente que para o balanço de 66 mm, a remoção de material não foi completa para a profundidade de corte configurada, deixando um erro de forma aparentemente convexo na superfície usinada. Essa situação demonstra ter relação com a alta componente radial da força (F_y) nessa condição, prejudicando a geometria final da peça. O erro de paralelismo para essa condição foi de 0,23 mm, contra 0,02 mm para a inclinação de 5° , diferença de aproximadamente 1045%. Desta forma, novamente o balanço é primordial para uma melhor qualidade superficial e dimensional na usinagem de geometrias complexas, principalmente para a incidência de altas inclinações onde a componente radial da força tende a fletir a ferramenta e reduzir a profundidade de corte configurada no processo.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para trabalhos futuros propõem-se:

- Aumentar o número de réplicas do experimento para reduzir os resíduos gerados e diminuir o desvio padrão da análise fatorial.
- Remover o fator balanço da ferramenta.
- Inserir as respostas de desgaste de ferramenta e erro geométrico da peça.

REFERÊNCIAS

AL-REGIB, E.; NI, Jun; L., S.H. Programming spindle speed variation for machine tool chatter suppression. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 12, p. 1229-1240, 2003.

BATISTA, Marcelo Ferreira; RODRIGUES, Alessandro Roger; COELHO, Reginaldo Teixeira. Modelling and characterisation of roughness of moulds produced by high-speed machining with ball-nose end mill. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 2015.

BENARDOS, Panorios. G.; VOSNIAKOS, George-Christopher. Predicting surface roughness in machining: a review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 8, p. 833-844, 2003.

BISSACCO, Giuliano; HANSEN, Hans Nørgaard; DE CHIFFRE, Leonardo. Size effects on surface generation in micro milling of hardened tool steel. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 55, n. 1, p. 593-596, 2006.

BOUJELBENE, Mohamed; MOISAN, A. TOUNSI, N.; BRENIER, B. Productivity enhancement in dies and molds manufacturing by the use of C 1 continuous tool path. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 1, p. 101-107, 2004.

CHEN, Chih-Cherng; LIU, Num-Ming; CHIANG, Ko-Ta; CHEN, Hua-Lun. Experimental investigation of tool vibration and surface roughness in the precision end-milling process using the singular spectrum analysis. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 63, n. 5-8, p. 797-815, 2012.

CHEN, Xiaoxiao; ZHAO, Jun; ZHANG, Wenwu. Influence of milling modes and tool postures on the milled surface for multi-axis finish ball-end milling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, n. 9-12, p. 2035-2050, 2015.

CHIANG, Shiuh-Tarn; TSAI, Chung-Min; LEE, An-Chen. Analysis of cutting forces in ball-end milling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 47, n. 3-4, p. 231-249, 1995.

ÇOLAK, Oğuz; KURBANOĞLU, Cahit; KAYACAN, M. Cengiz. Milling surface roughness prediction using evolutionary programming methods. **Materials & design**, v. 28, n. 2, p. 657-666, 2007.

DE AGUIAR, Marcelo Mendes; DINIZ, Anselmo Eduardo; PEDERIVA, Robson. Correlating surface roughness, tool wear and tool vibration in the milling process of hardened steel using long slender tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 68, p. 1-10, 2013.

DE LACALLE, Luis Norberto López; LAMIKIZ, Aitzol; SANCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 24, n. 9-10, p. 621-631, 2004.

DE LACALLE, Luis Norberto López; LAMIKIZ, Aitzol; SANCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 2, p. 388-400, 2007.

DE LACALLE, Luis Norberto López; LAMIKIZ, Aitzol; ARANA, Jose-Luis. Improving the surface finish in high speed milling of stamping dies. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 123, n. 2, p. 292-302, 2002.

DE SOUZA, Adriano Fagali; ULBRICH, Cristiane Brasil Lima. **Engenharia integrada por computador e sistemas CAD/CAM/CNC: Princípios e aplicações**. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2013. 59 p.

DE SOUZA, Adriano Fagali; MACHADO, Adriane; BECKERT, Sueli Fischer; DINIZ, Anselmo Edurado. Evaluating the Roughness According to the Tool Path Strategy When Milling Free Form Surfaces for Mold Application. **Procedia CIRP**, v. 14, p. 188-193, 2014a.

DE SOUZA, Adriano Fagali; DINIZ, Anselmo Eduardo; RODRIGUES, Alessandro Roger; COELHO, Reginaldo Teixeira. Investigating the cutting phenomena in free-form milling using a ball-end cutting tool for die and mold manufacturing. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 71, n. 9-12, p. 1565-1577, 2014b.

DE SOUZA, Adriano Fagali; BERKENBROCK, Ernesto, DINIZ, Anselmo Eduardo; RODRIGUES, Alessandro Roger. Influences of the tool path strategy on the machining force when milling free form geometries with a ball-end cutting tool. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 37, n. 2, p. 675-687, 2015.

DUCOBU, François; FILIPPI, Enrico; RIVIÈRE-LORPHEVRE, Edouard. Chip formation and minimum chip thickness in micro-milling. In: **Proceedings of the 12th CIRP conference on modeling of machining operations**. 2009. p. 339-346.

ERDIM, Huseyin; LAZOGLU, Ismail; OZTURK, Burak. Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 7, p. 747-757, 2006.

FALLBÖHMER, Peter; ALTAN, Taylan; TÖNSHOFF, Hans Kurt; NAKAGAWA, Takeo. Survey of the die and mold manufacturing industry-Practices in Germany, Japan, and the United States. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 59, n. 1, p. 158-168, 1996.

FLOM, Donald G.; KOMANDURI, Ranga. **High speed machining, in: American Society for Metals**. Metals Handbook Ninth Metals Parks, Ohio, USA. V.16—Machining, 1089, p. 597–606.

HARRIS, Cyril M.; PIERSOL, Allan G. **Harris' shock and vibration handbook**, 5 ed. New York, 2002, p. 40.1.

HOUMING, Zhou; CHENGYONG, Wang; ZHENYU, Zhao. Dynamic characteristics of conjunction of lengthened shrink-fit holder and cutting tool in high-speed milling. **Journal of materials processing technology**, v. 207, n. 1, p. 154-162, 2008.

HUANG, Panling; LI, Jianfeng; SUN, Jie; GE, Maojie. Milling force vibration analysis in high-speed-milling titanium alloy using variable pitch angle mill. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 58, n. 1-4, p. 153-160, 2012.

KECELJ, Borut; KOPAC, Janez; KAMPUŠ, Zlatko; KUZMAN, Karl. Speciality of HSC in manufacturing of forging dies. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 157, p. 536-542, 2004.

KIM, G. M.; KIM, B. H.; CHU, Chong Nam. Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 9, p. 917-924, 2003.

KOLLURU, Kiran; AXINTE, Dragos; BECKER, Adib. A solution for minimising vibrations in milling of thin walled casings by applying dampers to workpiece surface. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 62, n. 1, p. 415-418, 2013.

LIU, Ning; LOFTUS, Martin. Prediction of surface quality from ball-nose milling in high-speed machining applications. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 220, n. 4, p. 571-578, 2006.

LIU, Ning; LOFTUS, Martin; WHITTEN, Andrew. Surface finish visualisation in high speed, ball nose milling applications. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, n. 10, p. 1152-1161, 2005.

MIKÓ, Balázs; BENO, Jozef; MANKOVA, Ildiko. Experimental verification of cusp heights when 3D milling rounded surfaces. **Acta Polytechnica Hungarica**, v. 9, n. 6, p. 101-116, 2012.

MORADI, Hamed; VOSSOUGH, Gholamreza; MOVAHHEDY, Mohammad Reza; AHMADIAN, Mohammad Taghi. Forced vibration analysis of the milling process with structural nonlinearity, internal resonance, tool wear and process damping effects. **International Journal of Non-Linear Mechanics**, v. 54, p. 22-34, 2013.

NG, E.-G; LEE, D. W., SHARMAN, A. R. C.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K.; VIGNEAU, J. High speed ball nose end milling of Inconel 718. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 49, n. 1, p. 41-46, 2000.

OSTASEVICIUS, Vytautas; GAIDYS, Rimvydas, DAUKSEVICIUS, Rolanas; MIKUCKYTE, Sandra. Study of vibration milling for improving surface finish of difficult-to-cut materials. **Strojniški vestnik-Journal of Mechanical Engineering**, v. 59, n. 6, p. 351-357, 2013.

OZTURK, Erdem; TUNC, L. Taner; BUDAK, Erhan. Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 14, p. 1053-1062, 2009.

PARIS, Henri; PEIGNE, Grégoire; MAYER, René. Surface shape prediction in high speed milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 15, p. 1567-1576, 2004.

POLISHETTY, Ashwin; GOLDBERG, Moshe; LITTLEFAIR, Guy; PUTTARAJU, Mahesh; PATIL, Prasad; KALRA, Akashay. A Preliminary Assessment of Machinability of Titanium Alloy Ti 6AL 4V During thin Wall Machining Using Trochoidal Milling. **Procedia Engineering**, v. 97, p. 357-364, 2014.

QUINTANA, Guillem; CIURANA, Joaquim. Chatter in machining processes: A review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 5, p. 363-376, 2011.

RAMOS, A. M.; RELVAS, C.; SIMÕES, J. A. The influence of finishing milling strategies on texture, roughness and dimensional deviations on the machining of complex surfaces. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 136, n. 1, p. 209-216, 2003.

SAFFAR, Reza Jalili; RAZFAR, Mohammad Reza.; ZAREI, O.; GHASSEMIEH, Elaheh. Simulation of three-dimension cutting force and tool deflection in the end milling operation based on finite element method. **Simulation Modelling Practice and Theory**, v. 16, n. 10, p. 1677-1688, 2008.

SCANDIFFIO, Innocenzo; DINIZ, Anselmo Eduardo; DE SOUZA, Adriano Fagali. Evaluating surface roughness, tool life, and machining force when milling free-form shapes on hardened AISI D6 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-12, 2015.

SCHULZ, Herbert; MORIWAKI, Toshimichi. High-speed machining. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 41, n. 2, p. 637-643, 1992.

SOLIS, E; PERES, C. R., JIMENEZ, J. E., ALIQUE, J. R.; MONJE, J. C. A new analytical–experimental method for the identification of stability lobes in high-speed milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 15, p. 1591-1597, 2004.

STEPHENSON, David A.; AGAPIOU, John S. **Metal cutting theory and practice**, 3 ed. Boca Raton, 2016, p. 579-678.

TOBIAS, S. A. **Vibration of machine tools**. Production Engineer, v. 43, n. 12, p. 599-608, 1964.

TOH, C. K. Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel. **Precision Engineering**, v. 28, n. 4, p. 386-398, 2004.

TRENT, Edward Moor; WRIGHT, Paul Kenneth. **Metal cutting**. Butterworth-Heinemann, 2000.

TUYSUZ, Oguzhan; ALTINTAS, Yusuf; FENG, Hsi-Yung. Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 66, p. 66-81, 2013.

VIVANCOS, J; LUIS, C. J.; COSTA, Lluís; ORTIZ-MARZO, José. A. Optimal machining parameters selection in high speed milling of hardened steels for injection moulds. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 155, p. 1505-1512, 2004.

WOJCIECHOWSKI, Szymon. Machined Surface Roughness Including Cutter Displacements in Milling of Hardened Teel. **Metrology and measurement Systems**, v. 18, n. 3, p. 429-440, 2011.

WOJCIECHOWSKI, Szymon; TWARDOWSKI, Paweł; PELIC, Marcin. Cutting forces and vibrations during ball end milling of inclined surfaces. **Procedia CIRP**, v. 14, p. 113-118, 2014a.

WOJCIECHOWSKI, Szymon; TWARDOWSKI, Pawel; PELIC, Marcin. Surface texture generation during cylindrical milling in the aspect of cutting force variations. In: **Journal of Physics: Conference Series**. IOP Publishing, 2014b. p. 01, 2017.

WOJCIECHOWSKI, Szymon. The estimation of cutting forces and specific force coefficients during finishing ball end milling of inclined surfaces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 89, p. 110-123, 2015.

YAO, Zhen-Qiang; LIANG, Xin-Guang; LUO, Lei; HU, Jun. A chatter free calibration method for determining cutter runout and cutting force coefficients in ball-end milling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, n. 9, p. 1575-1587, 2013.

ZHANG, Guojun; LI, Jian; CHEN, Y.; HUANG, Yuan; SHAO, Xinyu; LI, Mingzhen. Prediction of surface roughness in end face milling based on Gaussian process regression and cause analysis considering tool vibration. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 75, n. 9-12, p. 1357-1370, 2014.

ZHANG, Wei-Hong; TAN, Gang; WAN, Min; GAO, Tong; BASSIR, David Hicham. A new algorithm for the numerical simulation of machined surface topography in multiaxis ball-end milling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 130, n. 1, p. 011003, 2008.

ANEXO A – ANÁLISE DE VARIÂNCIA

Analysis of Variance

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	15	570,40	38,027	1,38	0,263
Linear	5	355,50	71,101	2,59	0,067
Inclinação (°)	1	11,13	11,130	0,41	0,533
Dureza (HRc)	1	5,49	5,490	0,20	0,661
Balanço (mm)	1	223,45	223,450	8,14	0,012
Sentido	1	52,03	52,025	1,89	0,188
Direção	1	63,41	63,411	2,31	0,148
2-Way Interactions	10	214,89	21,489	0,78	0,646
Inclinação (°)*Dureza (HRc)	1	13,69	13,690	0,50	0,490
Inclinação (°)*Balanço (mm)	1	50,79	50,793	1,85	0,193
Inclinação (°)*Sentido	1	49,77	49,765	1,81	0,197
Inclinação (°)*Direção	1	0,10	0,097	0,00	0,953
Dureza (HRc)*Balanço (mm)	1	0,35	0,351	0,01	0,911
Dureza (HRc)*Sentido	1	0,99	0,988	0,04	0,852
Dureza (HRc)*Direção	1	1,96	1,956	0,07	0,793
Balanço (mm)*Sentido	1	61,78	61,777	2,25	0,153
Balanço (mm)*Direção	1	0,47	0,473	0,02	0,897
Sentido*Direção	1	35,00	35,003	1,27	0,276
Error	16	439,44	27,465		
Total	31	1009,83			

ANEXO B – CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉCNICO



CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉRMICO N°

1

CERTIFICADO DE TRATAMENTO TÉRMICO N° 1

CÓDIGO: MIGUEL DIAS JR

CÓDIGO PEÇA: PCS
 QUANTIDADE: 4
 MATERIAL: D6
 PRAZO ENTREGA: 26/09/2016

PED. CLIENTE:
 N. F. CLIENTE: 0
 PESO: 0

TRATAMENTO ESPECIFICADO: TEMPERA E REVENIDO

PROPRIEDADES	RESULTADOS	OBSERVAÇÕES
DUREZA 60+1 HRC	DUREZA 59/60 HRC	TESTADO 4 PCS

COMENTÁRIOS:

CONTROLADOR: CRISTIANO LEAL

DATA: 26/09/2016

Prazo de reclamações, até 90 dias após entrega do material.

ANEXO C – CERTIFICADO DE QUALIDADE AÇO AISI P20



DIFERRO AÇOS ESPECIAIS LTDA - CERTIFICADO DE QUALIDADE

Caxias do Sul - RS
RUA COMEND PIETRO ZANELLA, 1245
FONE: 54 3224 - 7600
FAX: 54 3224 - 7662
email: recebimento.ces@diferro.com.br

JONVILLE - SC
RUA OTTONAR DOERFFEL, 1112 GALPAO CH49
FONE: 47 2101-1700
FAX: 47 3438-8504
email: recebimento.jr@diferro.com.br

CACHOEIRINHA - RS
RUA MANOEL JOSE DO NASCIMENTO, 701
FONE: 51 3359-7500
FAX:
email: recebimento.goa@diferro.com.br

Cliente: MIGUEL DIAS JUNIOR

Customer

OC/Purchase. PEDIDO MIGUEL

Pedido: 713883

Nota Fiscal: 0047461

Order

Invoice

Produto / Especificação: P20 2311 CHATO FORJADO* - 40 x 151 x 250 mm PED.COMP-PEDIDO MIGUEL

Product / Specification

Peso / Weight(Kg): 11,8540

% C	% Mn	% Si	% P	% S	% Cu	% Cr
0,420	1,620	0,310	0,017	0,007		2,060
% Ni	% Sn	% Mo	% Al	% Pb	% W	% Ti
0,260		0,220				
% Co	% V	% Nb	% B	% N		

Corrida/Heat: 1120013

Norma: AISI P20 - DIN 2311

Standard

Tratamento Térmico: BENEFICIADO

Heat Treatment

LRT(MPa):

Tensile Strength

LE(MPa):

Yield Strength

AL(%):

Enlogation

Dureza: 32,000 HRC

Hardness

Observações / Remarks:

Data / Date
30.10.2015

Cristiano Brametto
Cristiano Brametto
Assist. Técnica

Certificamos que os produtos aqui relacionados foram ensaiados e aprovados conforme a norma ou especificação requerida.
We hereby certify that material here in listed was inspected, tested and approved in accordance with the standard of the specification required.

