



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CAMPUS TRINDADE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Mateus Lopes Siviero

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE ESFORÇOS NO MANDRILAMENTO DE
FERRO FUNDIDO GG25 COM BASE EM ENSAIOS DE TORNEAMENTO**

Florianópolis

2020

Mateus Lopes Siviero

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE ESFORÇOS NO MANDRILAMENTO DE
FERRO FUNDIDO GG25 COM BASE EM ENSAIOS DE TORNEAMENTO**

Dissertação/Tese submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do título de “Mestre em Engenharia Mecânica”.

Orientador: Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr.

Florianópolis

2020

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

Siviero, Mateus

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE ESFORÇOS NO MANDRILAMENTO DE FERRO
FUNDIDO GG25 COM BASE EM ENSAIOS DE TORNEAMENTO /

Mateus Siviero ; orientador, Rolf Bertrand Schroeter, 2020.

111 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis,
2020.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Usinagem. 3. Mandrilamento.
4. Ferro Fundido GG 25. 5. Modelagem e Simulação. I. Bertrand
Schroeter, Rolf. II. Universidade Federal de Santa Catarina.
Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Mateus Lopes Siviero

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE ESFORÇOS NO MANDRILAMENTO DE
FERRO FUNDIDO GG25 COM BASE EM ENSAIOS DE TORNEAMENTO**

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca
examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Milton Pereira, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Fabio Antonio Xavier, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Cristiano Binder, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi
julgado adequado para obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica.

Prof. Jonny Carlos da Silva, Dr.

Coordenação do Programa de Pós-Graduação

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr.

Orientador

Florianópolis, 2020.

Este trabalho é dedicado à minha família e a todos que permaneceram ao meu lado.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, pela orientação, apoio, confiança e incentivo, meus sinceros agradecimentos.

Aos integrantes do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), em especial ao Felipe Gustavo Ebersbach, Emílio Wrasse, Janaina Geisler Corrêa, Derek Carvalho, Jonathan Camargo, João Marcelo Bittencourt Lima, Theodor van Caspel, Michel Siqueira, Michel Tavares, Thiago Dias, Thiago Wilvert, Tiago Sousa, Fernando Bordin, Claudio Silveira, Ricardo Knoblauch, pela amizade e apoio.

Aos integrantes do Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Carlos Coelho, João Rovaris, Joe Schmitz e Valtair Garcez, pela ajuda.

Ao Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Laboratório de Materiais (LABMAT), por disponibilizar a infraestrutura e dar suporte necessário para a realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Santa Catarina, em especial ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade.

À CNPq, pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de estudos.

À empresa parceira desta pesquisa, EMBRACO.

Aos meus pais e à minha irmã.

A todos que de alguma forma ajudaram, direta ou indiretamente, meu muito obrigado.

RESUMO

A indústria de fabricação está em contínua evolução e, através de pesquisas, desenvolve novas tecnologias constantemente. No intuito de diminuir os gastos com matéria-prima, simulações são aplicadas no projeto de peças para validar o seu dimensionamento geométrico. Blocos de motores, tambores de freio e carcaças de compressores, por exemplo, podem sofrer *downsizing*, tornando-se mais leves e ainda assim manterem os mesmo níveis de qualidade requeridos ao funcionamento. Nesse contexto, a presente pesquisa tem como objetivo desenvolver um modelo de forças adequado para o mandrilamento externo de ferro fundido cinzento GG25. Com a análise das forças pode-se redimensionar as peças, otimizar a quantidade de material empregado e possibilitar uma redução de massa dos componentes. Como objetivos secundários têm-se o estudo do modelo e a possível aplicação do mesmo em futuras simulações numéricas pela empresa parceira. O modelo é baseado na Equação de Kienzle, sendo que os dados são obtidos através de ensaios de torneamento, processo similar ao mandrilamento e no qual as dificuldades de ensaio são significativamente menores. Os ensaios ocorreram em um torno CNC Heyligenstaedt, modelo Heynumat 10U, nos quais foram variados o avanço ($f = 0,075, 0,15$ e $0,225$ mm) e a profundidade de corte ($a_p = 0,5, 1$ e $1,5$ mm), sendo que as componentes da força de usinagem foram monitoradas através de uma plataforma piezométrica da empresa Kistler Instruments. Foram obtidas equações individuais aplicáveis a cada profundidade de corte e também equações unificadas para abarcar toda a faixa de profundidade estudada. Também foram analisados dois formatos de insertos: circular e triangular. Os resultados foram satisfatórios e as diferenças entre os dados simulados e ensaiados mantiveram-se dentro do esperado. Para o inserto triangular a unificação foi satisfatória para a componente de força de corte, com erro máximo de 7%. Já para o inserto circular a unificação dos modelos para a faixa de profundidade de corte escolhida não foi satisfatória, com erros de até 30%. Foram calculados também fatores de correção para desgaste da ferramenta, para outras velocidades de corte e para a presença de meio lubrificante.

Palavras-chave: usinagem, mandrilamento, modelagem, simulação, força de usinagem, equação de Kienzle.

ABSTRACT

The manufacturing industry is in constant evolution, it continuously develops new technologies using research. In order to reduce raw material costs, simulations are applied in design of parts to validate their geometric dimensioning. Engine blocks, brakes and compressor loads, for example, can be downsized, become lighter and still maintain the same quality levels required for operation. In this context, the present research aims to develop a model of forces suitable for the external boring of gray cast iron GG25. With the analysis of the forces it is possible to resize pieces, optimize the amount of material used and enable a reduction in the mass of the components. Secondary objectives remain at study the model and its application in numerical simulations by the partner company. The model is based on the Kienzle Equation, and data are obtained through turning tests, a process similar to boring and in which the testing difficulties are significantly lower. Tests were carried out on a Heyligenstaedt CNC lathe, model Heynumat 10U, in which the feed rate ($f = 0.075, 0.15$ and 0.225 mm) and the depth of cut ($a_p = 0.5, 1$ and 1.5 mm) were varied. The components of the machining force were monitored through a piezoelectric platform from the company Kistler Instruments. Individual equations applicable to each depth of cut and unified equations to cover the entire depth range studied were obtained. Two insert formats were also analyzed: circular and triangular. The results were satisfactory and the differences between the simulated and tested data remained within the expected. For triangular insert, the unification was satisfactory for the cutting force component, with a maximum error of 7%. Thought circular insert, the unification of the models for the chosen depth of cut range was not satisfactory, with errors up to 30%. Correction factors were also calculated for tool wear, for other cutting speeds and for the presence of coolant medium.

Keywords: machining, boring, modeling, simulation, machining force, Kienzle equation.

LISTAS DE FIGURAS

Figura 2.1. Tipos de mandrilamento: (a) cilíndrico, (b) radial, (c) cônico e (d) superfícies especiais.....	21
Figura 2.2. Componentes da força de usinagem no mandrilamento.	21
Figura 2.3. Diagrama Fe-C.....	23
Figura 2.4. Morfologia da grafita de ferro fundido: (a) cinzento, (b) nodular e (c) vermicular.	24
Figura 2.5. Efeitos dos tipos de ferros fundidos na vida da ferramenta e outras propriedades.	25
Figura 2.6. Sequência esquemática da formação de cavaco no ferro fundido cinzento.	27
Figura 2.7. Componentes da força de usinagem.....	30
Figura 2.8. Geometria da seção de corte.	31
Figura 2.9. Gráfico para determinação das constantes de Kienzle.....	31
Figura 2.10. Fatores de influência sobre a força de usinagem.	32
Figura 2.11. Influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem.	32
Figura 2.12. Formas de desgaste e grandezas a serem medidas.....	34
Figura 2.13. Mecanismos de desgaste no processo de usinagem.	34
Figura 2.14. Força de avanço para diferentes ferramentas de corte.	36
Figura 2.15. Principais fontes de geração de calor na formação do cavaco.....	37
Figura 2.16. Variação da força específica de corte com a variação da profundidade de corte.	39
Figura 2.17. Variação da força específica de corte com a variação do avanço.	39
Figura 2.18. Representação esquemática de um modelo do sistema.....	41
Figura 2.19. Desvios da predição das forças na abordagem de Kienzle.....	44
Figura 2.20. Esforços para diferentes formatos de insertos.....	45
Figura 2.21. Posição da ferramenta em relação à peça no mandrilamento com vibrações regenerativas.....	47
Figura 2.22. Erros de forma geométrica. a) erro de circularidade. b) erro de cilindridade. ..	48
Figura 3.1. Corpo de prova dos ensaios.	49
Figura 3.2. Resultado do ensaio metalográfico.	50
Figura 3.3. Insertos utilizados nos ensaios com propriedades em milímetros do (a) inserto triangular e do (b) inserto circular.	51

Figura 3.4. Porta-ferramentas utilizados nos ensaios com propriedades em milímetros do (a) inserto triangular e do (b) inserto circular.	51
Figura 3.5. Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios.	52
Figura 3.6. Plataforma piezelétrica Kistler 9247A.	52
Figura 3.7. Amplificadores utilizados nos ensaios.	53
Figura 3.8. Montagem do sistema de aquisição.	54
Figura 3.9. Sequência para realização dos ensaios.	56
Figura 3.10. Desgaste analisado no estereoscópio para o inserto triangular.	57
Figura 3.11. Representação da medição de força relativa utilizada nos ensaios.	59
Figura 3.12. Esquema da usinagem para o inserto circular.	60
Figura 3.13. Correlação da área com a profundidade de corte e avanço.	62
Figura 3.14. Corpo de prova para simulação estrutural.	64
Figura 3.15. Modelo esquemático da simulação estrutural.	64
Figura 4.1. Forças de usinagem para: (a) variação da profundidade de corte com avanço de 0,075 mm, (b) variação da profundidade de corte com avanço de 0,150 mm e (c) variação da profundidade de corte com avanço de 0,225 mm.	66
Figura 4.2. Influência do raio de quina e da profundidade de corte na força passiva e de avanço quando (a) o raio de quina é menor que a profundidade de corte e quando (b) o raio de quina é maior que a profundidade de corte.	67
Figura 4.3. Relação entre o ângulo de saída efetivo e nominal para pequenas espessuras de corte.	68
Figura 4.4. Gráfico mostrando as relações F_p/b , F_f/b e F_c/b	68
Figura 4.5. Distribuição de valores das constantes obtidas.	70
Figura 4.6. Gráfico mostrando as constantes: (a) $k_{p1.1}$, (b) $k_{f1.1}$ e (c) $k_{c1.1}$	71
Figura 4.7. Resultado do teste de hipóteses.	73
Figura 4.8. Erros obtidos na simulação utilizando as equações: (a) para profundidade de corte de 0,5 mm, (b) para profundidade de corte de 1 mm e (c) para profundidade de corte de 1,5 mm.	74
Figura 4.9. Erros das equações unificadas: (a) para a força passiva, (b) para a força de avanço e (c) para a força de corte.	76

Figura 4.10. Forças de usinagem para: (a) variação da profundidade de corte com avanço de 0,075 mm, (b) variação da profundidade de corte com avanço de 0,150 mm e (c) variação da profundidade de corte com avanço de 0,225 mm.	80
Figura 4.11. Relações criadas no processo de obtenção das constantes para o inserto circular.	81
Figura 4.12. Constantes específicas de corte obtidas para o inserto circular: (a) $k_{p1.1}$, (b) $k_{f1.1}$ e (c) $k_{c1.1}$	82
Figura 4.13. Erros para as equações obtidas: (a) para profundidade de corte de 0,5 mm, (b) para profundidade de corte de 1 mm e (c) para profundidade de corte de 1,5 mm.	84
Figura 4.14. Erros para as equações unificadas do inserto circular: (a) para a força passiva, (b) para a força de avanço e (c) para a força de corte.	85
Figura 4.15. Deformação máxima da peça sobre esforço da força passiva.	88
Figura 4.16. Tensão equivalente na peça simulada.	88
Figura 4.17. Características dos insertos de corte.	89
Figura 4.18. Comparação entre os formatos de insertos de corte para avanço de 0,225 mm...	90
Figura 4.19. Resumo dos resultados encontrados.	91

LISTAS DE TABELAS

Tabela 2.1. Composição química dos ferros fundidos – % em peso.	22
Tabela 2.2. Propriedades mecânicas das ligas de ferro fundido cinzento segundo a DIN 1691.	24
Tabela 2.3. Efeito da microestrutura sobre a dureza e índice de vida da ferramenta nos ferros fundidos cinzentos.	26
Tabela 2.4. Fatores de correção para velocidade de corte.	35
Tabela 3.1. Plataforma piezométrica Kistler de modelo 9257A.	53
Tabela 3.2. Ensaios principais para insertos triangular e circular.	57
Tabela 3.3. Ensaios realizados com as ferramentas desgastadas.	58
Tabela 3.4. Ensaios realizados com outras velocidades.	58
Tabela 3.5. Ensaios realizados com fluido de corte Castrol Syntilo R Plus.	59
Tabela 3.6. Áreas obtidas no SolidWorks em função dos parâmetros de entrada.	61
Tabela 4.1. Comparação entre os fatores de correção para desgaste da ferramenta.	77
Tabela 4.2. Valores dos expoentes de n e m.	78
Tabela 4.3. Fatores de correção para a presença da emulsão Castrol Syntilo R Plus.	79
Tabela 4.4. Comparação entre os fatores de correção para desgaste da ferramenta.	86
Tabela 4.5. Valor dos expoentes n e m para o inserto circular.	86
Tabela 4.6. Fatores de correção para a presença da emulsão Castrol Syntilo R Plus.	87
Tabela 4.7. Comparativo dos esforços de usinagem para insertos triangular e circular, para profundidade de corte de 1,5 mm, avanço de 0,225 mm e velocidade de corte de 150 m/min.	89

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANOVA	Análise de variância
<i>apud</i>	Citado em, conforme ou segundo
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CNPq	Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico
DOE	<i>Design of experiments</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
<i>et al</i>	Mais de dois autores
FC	Ferro Fundido Cinzento (ABNT)
GG	Ferro Fundido Cinzento (DIN)
HB	<i>Hardness Brinell</i>
ISO	<i>International Standardization Organization</i>
LABMAT	Laboratório de Materiais UFSC
LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão UFSC
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
USICON	Laboratório de Usinagem e Comando Numérico UFSC

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas

Al	[-]	Alumínio
TiAlN	[-]	Nitreto de titânio e alumínio
Cu	[-]	Cobre
Cr	[-]	Cromo
D	[mm]	Diâmetro da ferramenta de corte
F	[N]	Força de usinagem
F _c	[N]	Força de corte
Fe ₃ C	[-]	Carboneto de ferro
F _f	[N]	Força de avanço
F _p	[N]	Força passiva
G	[-]	Razão entre a profundidade de corte e a espessura de corte
K	[-]	Razão entre KT e KM
KM	[mm]	Afastamento médio da cratera
K _r	[°]	Ângulo de direção do gume
KT	[mm]	Profundidade da cratera
MnS	[-]	Sulfeto de manganês
Ni	[-]	Níquel
S	[N]	Fator de escala da plataforma piezelétrica correspondente a 1V.
Si	[-]	Silício
Si ₃ N ₄	[-]	Nitreto de silício
Ti	[-]	Titânio
TiCN	[-]	Carbonitreto de titânio
TiN	[-]	Nitreto de titânio
VB	[mm]	Desgaste de flanco
VB _{méd}	[mm]	Desgaste de flanco médio
WC	[-]	Carboneto de tungstênio
Al ₂ O ₃	[-]	Óxido de alumínio

Letras minúsculas

k _c	[N/mm ²]	Força específica de corte
k _f	[N/mm ²]	Força específica de avanço
k _p	[N/mm ²]	Força passiva específica
k _s	[Kg/mm ²]	Energia específica de corte
(1-m _c)	[-]	Expoente de Kienzle para a força de corte
(1-m _p)	[-]	Expoente de Kienzle para a força passiva
(1-m _f)	[-]	Expoente de Kienzle para a força de avanço
a _p	[mm]	Profundidade de corte axial
b	[mm]	Largura do cavaco
f	[mm]	Avanço

f_{Rplus}	[-]	Fator de correção de k_c para a presença de emulsão Castrol Syntilo R Plus
f_{sv}	[-]	Fator de correção de k_c para velocidade de corte
f_{st}	[-]	Fator de correção de k_c para desgaste da ferramenta
g_{Rplus}	[-]	Fator de correção de k_f para a presença de emulsão Castrol Syntilo R plus
g_{sv}	[-]	Fator de correção de k_f para velocidade de corte
g_{st}	[-]	Fator de correção de k_f para desgaste da ferramenta
h_{st}	[-]	Fator de correção para k_p para desgaste da ferramenta
h	[mm]	Espessura do cavaco
n	[-]	Número de constantes aleatórias geradas
n	[-]	Expoente fixo da equação para obtenção do fator de correção para velocidade de corte de k_c
m	[-]	Expoente fixo da equação para obtenção do fator de correção para velocidade de corte de k_f
rpm	[-]	Rotação por minuto
r_ϵ	[mm]	Raio de quina da ferramenta
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
v_{c0}	[m/min]	Velocidade de corte de referência
v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço

Letras gregas

α	[graus]	Ângulo de incidência
α_o	[graus]	Ângulo de incidência ortogonal
γ	[graus]	Ângulo de saída
γ_o	[graus]	Ângulo de saída ortogonal
γ_{ef}	[graus]	Ângulo de saída efetivo
ϵ_r	[graus]	Ângulo de quina
ϵ_0	[-]	Grau de deformação
μ	[-]	Coefficiente de atrito
ρ	[mm]	Raio do gume da ferramenta
λ_s	[graus]	Ângulo de inclinação orthogonal
Φ	[graus]	Ângulo de cisalhamento
Φ_L	[graus]	Ângulo de direção da força de desvio lateral
χ_r	[graus]	Ângulo de direção do gume da ferramenta

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
2	ESTADO DA ARTE	19
2.1	O PROCESSO DE USINAGEM.....	19
2.2	O PROCESSO DE MANDRILAMENTO	20
2.3	FERRO FUNDIDO CINZENTO	22
2.3.1	Usinabilidade do Ferro Fundido Cinzento	25
2.4	FORÇAS NA USINAGEM.....	29
2.4.1	Influências do desgaste da ferramenta	33
2.4.2	Influências da velocidade de corte.....	35
2.4.3	Influências do meio lubrificante	36
2.4.4	Influências do avanço e da profundidade de corte nas forças específicas de corte.....	38
2.5	MODELAGEM E SIMULAÇÃO	40
2.5.1	Tipos de modelos.....	41
2.5.2	Limitações no modelo estudado.....	43
2.5.3	Modelagem e simulação de mandrilamento a partir do torneamento.....	44
2.5.4	Simulações de esforços estáticos por elementos finitos	47
3	MATERIAIS E MÉTODOS	49
3.1	CORPOS DE PROVA.....	49
3.2	FERRAMENTAS DE CORTE	50
3.3	MÁQUINA-FERRAMENTA	51
3.4	SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS.....	52
3.5	PLANEJAMENTO E EXECUÇÃO EXPERIMENTAL.....	55
3.5.1	Método para o inserto circular	60
3.5.2	Método para a simulação numérica.....	63

4	APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS	65
4.1	INSERTO TRIANGULAR	65
4.1.1	Formulação da equação de Kienzle.....	68
4.1.2	Constante de correção para desgaste de ferramentas	77
4.1.3	Constante de correção para velocidade de corte	78
4.1.4	Constante de correção para fluido de corte	79
4.2	INSERTO CIRCULAR	80
4.2.1	Formulação da equação de Kienzle.....	81
4.2.2	Constante de correção para desgaste das ferramentas	85
4.2.3	Constante de correção para velocidade de corte	86
4.2.4	Constante de correção para fluidos de corte.....	87
4.3	SIMULAÇÃO ESTRUTURAL POR ELEMENTOS FINITOS.....	87
4.4	COMPARAÇÃO ENTRE OS FORMATOS DE INSERTOS.....	89
4.5	EMPREGO DAS EQUAÇÕES.....	90
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	92
5.1	CONCLUSÕES	92
5.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	93
	REFERÊNCIAS.....	95
	APÊNDICE A – Verificação estática dos instrumentos de medição de força.	101
	APÊNDICE B – Resultados das componentes das forças de usinagem para a inserto triangular	103
	APÊNDICE C – Teste de hipóteses para as relações F/b para o inserto triangular.....	104
	APÊNDICE D – Teste de hipóteses para as constantes específicas de corte obtidas para o inserto triangular	109
	APÊNDICE E – Resultados das componentes das forças de usinagem para o inserto circular.	111

1 INTRODUÇÃO

A indústria de fabricação sofre constantes avanços no sentido de aumentar a produtividade, a qualidade dos produtos e ainda diminuir os custos de produção. Pode-se afirmar que esses são os principais aspectos buscados atualmente, tanto pelos engenheiros como pelos pesquisadores e demais profissionais da área. Isto acontece devido ao aumento da competitividade entre as empresas, bem como ao aumento da variedade e complexidade dos produtos. Na indústria, as empresas são compelidas a melhorarem seus processos produtivos, visto que de outro modo correm sérios riscos de saírem do mercado.

Segundo Kalpakjian e Schmid [1], os custos de fabricação de um produto correspondem tipicamente a 40% do preço final de venda dele. Segundo os mesmos autores, os custos com materiais chegam a corresponder a 50% do valor do produto, outros 45% são custos de trabalho direto e indireto e os 5% restantes são relativos ao projeto, podendo variar as proporções indicadas em dependência do tipo de produto e do material empregado. A análise dos números apresentados expõe a importância de tentar diminuir os custos de fabricação através da racionalização dos recursos materiais.

Na indústria metal-mecânica, um material bastante utilizado é o ferro fundido. No grupo de ligas metálicas ferrosas, ele destaca-se pelas propriedades térmicas e mecânicas. Dentre todos os ferros fundidos, o ferro fundido cinzento é a escolha mais popular para bases de máquinas, blocos de motores, tambores de freio etc. A liga é fácil de se obter através do processo de fundição, fácil de usinar e oferece bom amortecimento acústico, a grafita em forma de veios também favorece a produção de cavacos segmentados pois atua como alta concentradora de tensões. [2, 3]

Na fabricação de peças de ferro fundido cinzento, como por exemplo as carcaças para sistemas hidráulicos, blocos de motores e compressores, boa parte das operações clássicas da usinagem convencional são empregadas: furação, fresamento, mandrilamento, alargamento e rosqueamento são alguns exemplos. O processo de mandrilamento desperta interesse por ser um dos processos aplicados nos últimos estágios de fabricação, ou seja, quando uma grande quantidade de recursos financeiros e materiais já foram gastos. Neste sentido, empresas que utilizam o mandrilamento no seu meio produtivo precisam realizar intensamente estudos relacionados ao domínio deste processo.

No intuito de diminuir os custos de produção, hoje são cada vez mais empregadas ferramentas computacionais no projeto dos produtos, de modo que permitam simular os processos de forma confiável e assim otimizar atributos pré-selecionados. O conhecimento da grandeza e da orientação das forças durante a usinagem é base para a determinação das condições de corte, das deformações da peça usinada e dos modos de falha da mesma. Serve também para a avaliação da

precisão de uma máquina-ferramenta, para a determinação de procedimentos que ocorrem na região de formação de cavaco e para a explicação de mecanismos de desgaste. Diante disto, a modelagem e simulação de forças na usinagem é uma ferramenta de grande importância, permitindo a obtenção de dados com alto grau de aproximação [4].

O presente trabalho foi desenvolvido no escopo de um projeto de parceria entre uma empresa do ramo de refrigeração e o Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da UFSC. Como objetivos gerais deste trabalho têm-se a elaboração de equações de forças, aplicáveis a operações de mandrilamento, que correlacionem parâmetros de corte com esforços obtidos na usinagem e que possam resultar em ganhos na fase de desenvolvimento do produto. Ademais, este trabalho também tem o propósito de investigar as operações de usinagem envolvidas e suas particularidades. Como objetivos específicos têm-se a determinação dos parâmetros das equações e dos fatores de correção para elas.

Para isso foram realizados ensaios de torneamento em peças de ferro fundido cinzento GG 25, isso devido as semelhanças entre os processos de torneamento e mandrilamento e também as facilidades na realização de ensaios. Foi feita uma descrição geométrica do processo de mandrilamento e correlacionado com o torneamento. Foram estabelecidas como referência as ferramentas de corte já empregadas pela empresa parceira no mandrilamento de peças em ferro fundido cinzento e também os parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de corte.

Verificou-se o comportamento das forças para duas geometrias de insertos de corte, triangular e circular, e foram geradas equações para estas geometrias individualmente, com base no modelo de Kienzle [5]. Foram analisados os esforços em ferramentas de corte desgastadas com o intuito de gerar fatores de correção para as equações formuladas. Com o mesmo objetivo foram realizados ensaios com outras velocidades de corte e com meio lubrificadorrefrigerante. Também foi feita uma simulação numérica para análise de deformações e tensões na peça. Finalmente, foram realizadas considerações sobre o processo estudado, analisado as deformações geradas através de simulação numérica dos esforços e analisado os dados obtidos neste trabalho sob a égide da literatura disponível.

2 ESTADO DA ARTE

Este capítulo visa dar uma abordagem geral dos temas pertinentes à realização deste trabalho. Desta forma, é comentado sobre os processos de usinagem de forma geral, bem como sobre a operação selecionada de mandrilamento e suas similaridades com o torneamento, fundamentos de modelagem e simulação, materiais das peças usinadas, influências das diversas variáveis no processo de corte e particularidades de cada etapa.

2.1 O PROCESSO DE USINAGEM

Fabricar é o ato de provocar alterações na matéria-prima com o intuito de se obter um produto acabado. Segundo Kalpakjian *apud* Machado [7], nos países industrializados os processos de fabricação representam entre 20 e 30% do produto interno bruto. Valor próximo a este é também sugerido por König e Klocke [8], de 33% do PIB. A pequena diferença pode ser pelos diferentes graus de industrialização dos países avaliados ou diferença de anos entre as pesquisas, em suma, pelas diferenças metodológicas empregadas.

Quando envolvem mudança de forma, os processos de fabricação podem ser classificados em três categorias: fabricação com remoção de material, fabricação sem remoção de material e fabricação com adição de material. Na terceira categoria têm-se a manufatura aditiva que é um campo bastante recente e conta com os processos de impressão 3D, na segunda categoria têm-se processos de fabricação como soldagem, conformação e fundição, enquanto que a primeira categoria é composta basicamente pelos processos de usinagem de geometria definida, não-definida e processos não convencionais de usinagem [8].

A operação de usinagem é definida como um processo de fabricação que confere à peça forma, dimensões e acabamento, através da remoção de material na forma de cavaco [9]. Por cavaco entende-se a porção de material da peça retirada pela ferramenta que se caracteriza por apresentar geometria irregular [8]. Diante das inúmeras possibilidades de características obtidas e flexibilidade na fabricação das peças, as operações de usinagem são largamente utilizadas na indústria.

Estima-se que os custos associados a processos de usinagem superem em 15% do valor de todos os produtos manufaturados nos países industrializados, tornando este processo de fabricação o mais utilizado na indústria metalmeccânica. Apenas nos Estados Unidos, a indústria de ferramentas para usinagem empregou entre 50 e 100 mil trabalhadores na década de 1990, considerando empresas de todos os tamanhos e levando-se em conta a mão de obra qualificada ou técnica [10]. Diante dessas constatações, percebe-se a dimensão e importância deste processo de fabricação tanto na indústria como na economia de um país.

A ampla utilização dos processos de usinagem deve-se principalmente à variedade de geometrias possíveis de serem obtidas, com alto grau de precisão dimensional e acabamento da superfície satisfatório. De fato, estas características fazem com que, na grande maioria dos casos, os processos de usinagem simplesmente não possam ser substituídos por nenhum outro processo de fabricação e em muitos casos sejam usados com o intuito de prover uma melhora do acabamento da superfície ou tolerância de forma e dimensional do produto [11].

Os processos de usinagem apresentam algumas desvantagens em relação a outros processos como, por exemplo, a baixa velocidade de produção. Devido a este fato, qualquer aprimoramento no sentido de aumentar a produção de um processo de usinagem representa um ganho significativo. Outra desvantagem dos processos de usinagem está nos altos custos envolvidos, devido ao uso de maquinário e ferramental com elevado custo e à necessidade de mão de obra altamente especializada, tanto na programação quanto na operação das modernas máquinas de comando numérico. Estes altos custos relacionados aos processos de usinagem tornam-se mais importantes quando associados ao fato de que a usinagem é um dos processos de fabricação mais utilizados no mundo, transformando em cavaco algo em torno de 10% de toda a produção de metais [10].

2.2 O PROCESSO DE MANDRILAMENTO

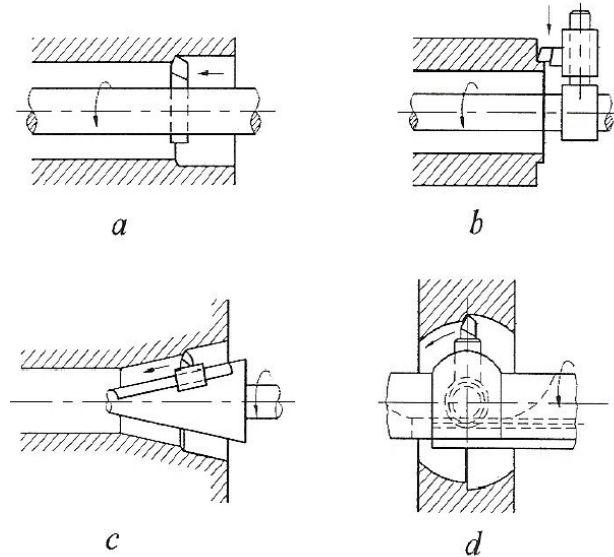
O processo de mandrilamento é utilizado tanto em operações de desbaste como de acabamento. Este processo consiste em usinar um furo já existente e para isso, é utilizada uma ferramenta chamada de mandrilador, que é dotada de movimento de rotação e avanço linear. O processo gera superfícies cilíndricas de revolução e, em casos especiais, superfícies cônicas ou esféricas de revolução, conforme pode ser visualizado na Figura 2.1 [12].

A concepção inicial para ferramentas de mandrilar foi dada através de uma haste que em sua extremidade alojava apenas um inserto para a usinagem do material, porém, apresentando uma série de limitações como, por exemplo, velocidade de avanço, variação do diâmetro com o desgaste e rigidez do sistema da ferramenta [13].

Ainda sim, com o desenvolvimento tecnológico, novos conceitos foram atribuídos a este processo a fim de torná-lo viável e mais econômico. Desta forma, foram adicionados mais insertos para o corte, aumentando a taxa de remoção de material, a estabilidade da ferramenta e ocorrendo também o escalonamento dos insertos com o intuito de aumentar a produção. Com uma ferramenta tornou-se possível realizar operação de pré-desbaste, desbaste e acabamento, diminuindo tempos improdutivos do processo pela necessidade de excessivas trocas de ferramentas. Foram incluídos também sistemas de regulagens, o que permitiu compensar o desgaste dos insertos mantendo-se a

tolerância dimensional com até alguns micrometros de precisão, entre outros desenvolvimentos [14].

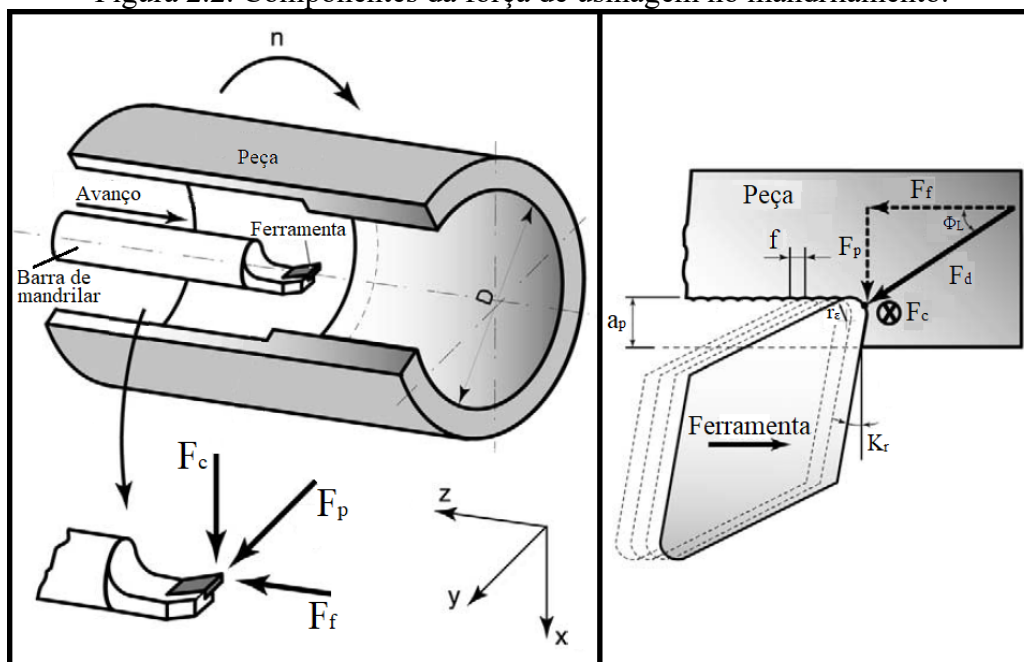
Figura 2.1. Tipos de mandrilamento: (a) cilíndrico, (b) radial, (c) cônico e (d) superfícies especiais.



Fonte: Mühle [12].

No processo de mandrilamento, a cinemática é semelhante à que ocorre no processo de torneamento. Porém, no mandrilamento o movimento de rotação é dado pela ferramenta. Desta forma, é possível identificar as forças envolvidas no processo e decompô-las em força de corte, força passiva e força de avanço. A Figura 2.2 representa o esquema de forças no mandrilamento.

Figura 2.2. Componentes da força de usinagem no mandrilamento.



Fonte: Adaptado de Atebay *et al* [15].

As componentes de força no processo de mandrilamento precisam ser analisadas com cuidado, visto que este processo compreende uma ferramenta engastada num corpo sob a ação de forças em sua extremidade. Caso as forças estejam além do que a rigidez corpo-haste possa suportar, pode-se produzir resultados indesejados devido à deflexão da haste e, por consequência, o aparecimento de vibrações durante a usinagem [16]. Por este motivo, a correta escolha da ferramenta e a correta aplicação dos parâmetros de corte devem ser observadas, uma vez que se trata de um processo bastante preciso, porém muito sensível [17].

As variações dos componentes de entrada influenciam uma série de fatores. Com o aumento do ângulo de saída, diminui-se a força de corte em decorrência da menor deformação do cavaco. Com um menor ângulo de direção, ocorre a diminuição da espessura do cavaco, distribuindo a força de corte sobre uma parcela maior da ferramenta, fazendo com que a força específica de corte diminua, aumentando assim a vida da ferramenta devido ao menor desgaste da mesma. Com menor inclinação do gume, porém, ocorre o aumento da força passiva, que para o mandrilamento com único gume pode provocar o aparecimento de vibrações na ferramenta em virtude da sua normalmente baixa rigidez [8].

2.3 FERRO FUNDIDO CINZENTO

O ferro fundido é uma liga ferro-carbono com teor de carbono geralmente entre 2% e 4,5%. É uma liga hipoeutética na maior parte das vezes, pois o ponto eutético é para uma concentração de 4,3% de carbono, isto quando concentrações de outros elementos químicos não influenciam neste valor.

A estrutura do ferro fundido é utilizada para a classificação do material e ela é fortemente influenciada pela composição química, principalmente dos elementos carbono e silício, e da velocidade de resfriamento durante a solidificação. As classes são: cinzento, nodular, vermicular, branco e maleável. A Tabela 2.1 mostra as faixas de composição química dos ferros fundidos.

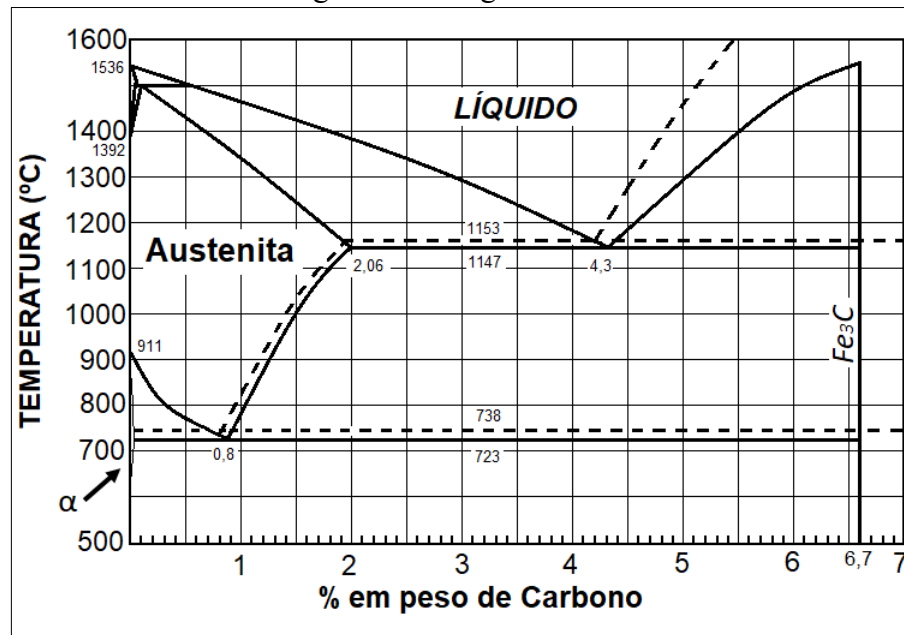
Tabela 2.1. Composição química dos ferros fundidos – % em peso.

Tipo	Composição Química - % em peso.				
	C	Si	Mn	S	P
Branco	1,8/3,6	0,5/1,9	0,25/0,80	0,06/0,20	0,06/0,20
Maleável	2,2/2,9	0,9/1,9	0,15/1,2	0,02/0,20	0,02/0,20
Cinzento	2,5/4,0	1,0/3,0	0,20/1,00	0,02/0,25	0,02/1,00
Nodular	3,0/4,0	1,8/2,8	0,10/1,00	0,01/0,03	0,01/0,10
Vermicular	2,5/4,0	1,0/3,0	0,2/1,00	0,01/0,03	0,01/0,10

Fonte: Chiaverini [2].

Na Figura 2.3 é apresentado o diagrama ferro-carbono, onde podem ser vistos os pontos de transformação eutética (4,3% de C) e eutetóide (0,8% de C). Apresenta o campo austenítico e o líquido, além da linha vertical da cementita (Fe_3C) em 6,7% de carbono. A zona perlítica é a mesma da grafita e da ferrita e está abaixo da linha em 723°C . As linhas tracejadas indicam a transformação estável, que pode formar os ferros fundidos nodular, vermicular e cinzento. As linhas cheias mostram a transformação metaestável, que pode formar o ferro fundido branco [18].

Figura 2.3. Diagrama Fe-C.



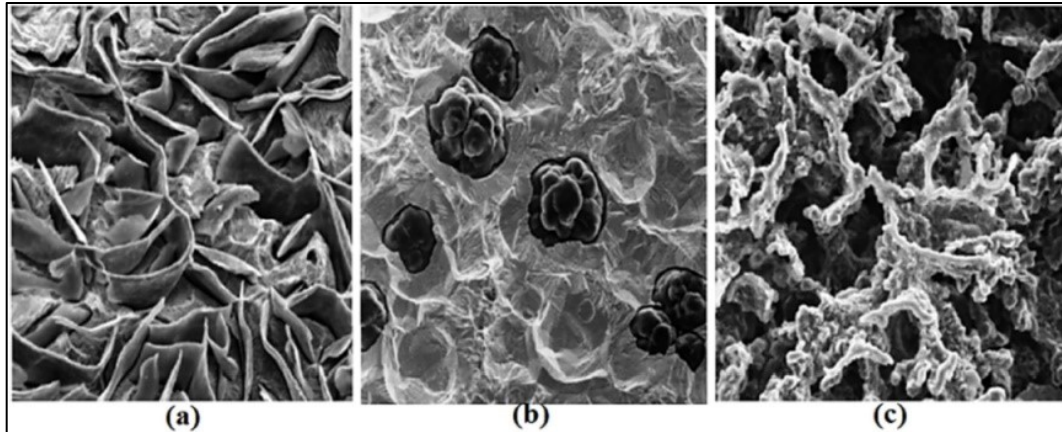
Fonte: Bernardini [18].

No ferro fundido cinzento os elementos de liga fundamentais são o carbono, o ferro e o silício. Por isso, a liga é considerada por alguns autores como uma liga ternária. Entre outros elementos de menor importância tem-se também manganês, enxofre, fósforo e demais elementos residuais. Apresenta uma estrutura com uma parcela relativamente grande do carbono no estado livre (grafita) e pouco no estado combinado Fe_3C (cementita), assim como também constituinte perlítica. A perlita é uma colônia formada de cementita e ferrita, decorrente da transformação eutetóide da austenita.

Os ferros fundidos são comumente diferenciados pela forma da grafita. O ferro fundido cinzento possui a grafita sob a forma lamelar, distribuída de forma aleatória, como pode ser observado na Figura 2.4(a). Isso deve-se ao silício, que possui tendências grafitizantes e auxilia na decomposição da cementita em grafita e ferrita. De modo geral, assim como nos aços, os fatores que influenciam na formação dos ferros fundidos são a composição dos mesmos e a velocidade de

resfriamento. Na Figura 2.4 é possível verificar a distribuição e forma da grafita de três ferros fundidos: cinzento (a), nodular (b) e vermicular (c).

Figura 2.4. Morfologia da grafita de ferro fundido: (a) cinzento, (b) nodular e (c) vermicular.



Fonte: Sintercast [19].

Alguns fatores que tornam o ferro fundido cinzento o mais utilizado são a fácil fusão e moldagem, a boa resistência mecânica, a excelente usinabilidade, a boa resistência ao desgaste e a boa capacidade de amortecimento [2]. Devido a essas características, o ferro fundido cinzento é largamente utilizado em componentes mecânicos, especialmente na indústria automobilística. Serve como componente estrutural de máquinas, equipamentos sujeitos a vibrações e que não necessitam de elevada resistência mecânica. Também podem ser realizados tratamentos térmicos ou adicionados elementos de ligas, a fim de melhorar as propriedades e assim empregá-lo em outras aplicações [3].

A Tabela 2.2 apresenta as propriedades mecânicas das ligas de ferro fundido cinzento.

Tabela 2.2. Propriedades mecânicas das ligas de ferro fundido cinzento segundo a DIN 1691.

Classes	GG 10	GG 15	GG 20	GG 25	GG 30	GG 35	GG 40
Resistência à tração [MPa]	100	150	200	250	300	350	400
Resistência à flexão [MPa]	200 300	230 360	280 420	340 430	400 540	460 600	520 660
Resistência à compressão [MPa]	490 590	580 690	590 810	690 980	800 1000	930 1370	1080 1370
Módulo de elasticidade [MPa]	7,5 10	8 10,5	9 11,5	10,5 12	11 14	12,5 14,5	12,5 15,5
Resistência à fadiga [MPa]	0,35 a 0,5 do limite de resistência a tração						
Estrutura	Ferrítica ←—————→ Perlítica						

Fonte: Chiaverini [2].

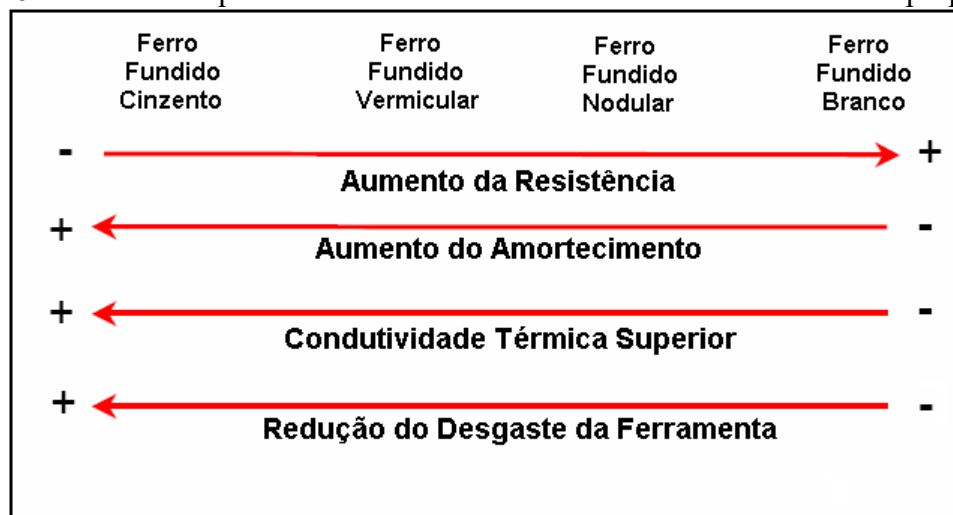
Segundo a norma DIN 1691, há sete diferentes classes de ferro fundido cinzento, as quais são representadas por meio de duas letras seguidas por dois algarismos que indicam o limite mínimo de resistência à tração.

2.3.1 Usinabilidade do Ferro Fundido Cinzento

Srivastava *apud* Doré [21] analisou os efeitos da composição química dos ferros fundidos na vida das ferramentas. Na Figura 2.5 é resumido algumas constatações deste trabalho. Nela é mostrada uma comparação entre as classes, sendo o ferro fundido cinzento aquele que apresenta a menor resistência mecânica, maior amortecimento, maior condutividade térmica e maior redução no desgaste da ferramenta entre os ferros fundidos. O menor desgaste da ferramenta ocorre devido à menor resistência mecânica do material, a presença de grafita lamelar, que favorece a quebra do cavaco diminuindo a região de aderência, e a presença de ação lubrificante da grafita e de partículas de manganês.

Segundo Diniz [23], a usinabilidade de um material é influenciada predominantemente pela dureza e pela resistência mecânica. Nos ferros fundidos a usinabilidade também é influenciada pela forma, tamanho e distribuição da grafita, assim como a microestrutura do material, presença de elementos de liga e pela existência de inclusões [22].

Figura 2.5. Efeitos dos tipos de ferros fundidos na vida da ferramenta e outras propriedades.



Fonte: Srivastava *apud* Doré [21].

- Microestrutura do material

A microestrutura do ferro fundido cinzento é o principal indicador sobre sua usinabilidade. Usualmente é composta de uma porcentagem relativa entre ferrita e perlita. Da Tabela 2.3 verifica-

se que a maior proporção de ferrita diminui a resistência mecânica e a dureza; enquanto a mistura eutética de ferrita e carboneto de ferro, denominada perlita, favorece estas propriedades. Na Tabela 2.3 tem-se o efeito da microestrutura da matriz sobre o índice de vida da ferramenta de corte para usinagem de ferro fundido cinzento com 2,5% de carbono.

Tabela 2.3. Efeito da microestrutura sobre a dureza e índice de vida da ferramenta nos ferros fundidos cinzentos.

Microestrutura da matriz	Dureza Brinell [HB]	Índice de vida da ferramenta
Ferrita	120	20
50% de Ferrita e 50% de Perlita	150	10
Perlita grossa	195	2
Perlita média	215	1,5
Perlita fina	218	1
Perlita fina com 5% em excesso de carboneto de ferro	240	0,3

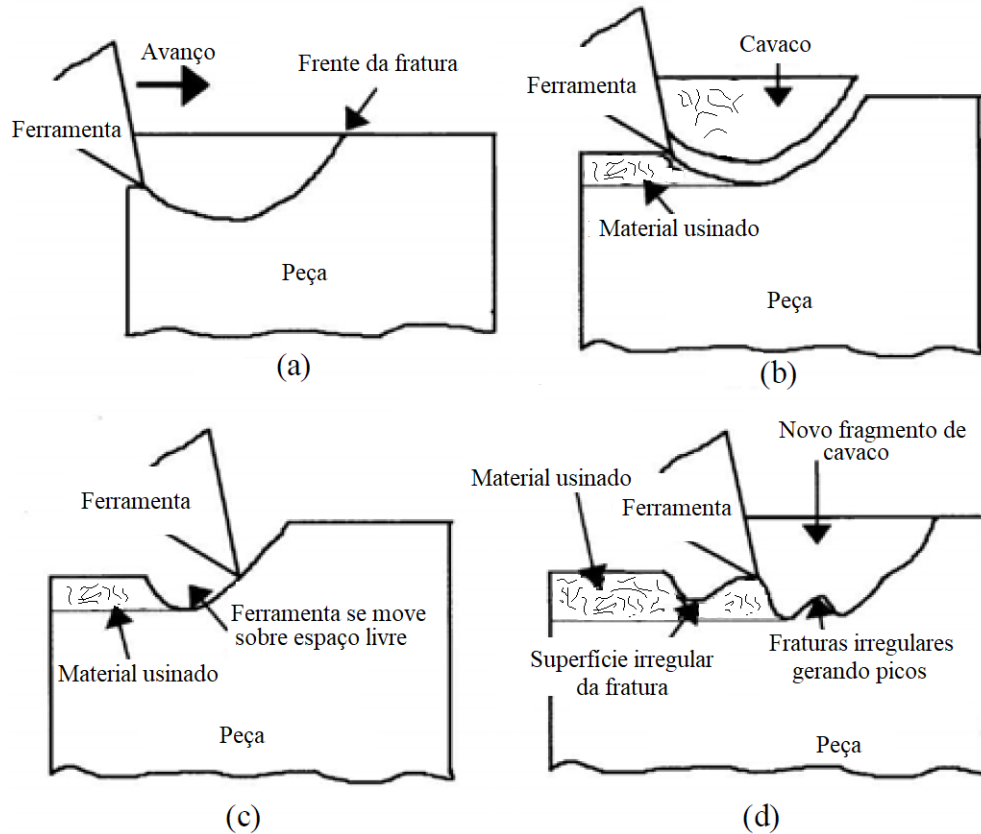
Fonte: Mills e Redford *apud* Dias [24].

É possível notar a grande influência da microestrutura na vida de ferramenta, devido ao aumento da dureza propiciado pela maior porcentagem de perlita na matriz. Quando a matriz predominante é ferrítica, os valores de força de usinagem são mais baixos e, por consequência, é possível obter maiores vidas de ferramenta. Já quando existe predominância de perlita o oposto ocorre, as forças de usinagem são superiores e o tempo de vida da ferramenta diminui.

Na maior parte dos casos, a usinabilidade dos ferros fundidos cinzentos decresce a medida que se caminha para classes de maior resistência, devido ao aumento da quantidade de perlita na matriz (que aumenta a abrasividade), e diminuição da quantidade de grafita (diminuição da ação lubrificante e da facilidade de quebra de cavaco) [3].

Os cavacos produzidos pelo processo de usinagem de ferro fundido cinzento são cisalhados e arrancados, resultando em cavacos curtos e usualmente em forma de caracóis ou cavacos quebrados. Essa característica ocorre devido à existência de lamelas de grafite na microestrutura do material, que interrompem a estrutura básica e favorecem a quebra do cavaco. A grafita lamelar, conhecida por ter baixa resistência mecânica, também tem efeito de concentradora de tensões em decorrência da geração de descontinuidades na matriz [25]. A formação de cavaco é mostrado na Figura 2.6; no início a ferramenta comprime o material abaixo do flanco e gera uma fratura que se propaga sob o gume de corte (a), na continuação o fragmento é removido (b), no ferro fundido pode ocorrer perda de contato temporária entre peça e ferramenta (c), e isto contribui para uma maior rugosidade do material (d).

Figura 2.6. Sequência esquemática da formação de cavaco no ferro fundido cinzento.



Fonte: Adaptado de Cohen *et al* [26].

A qualidade da superfície usinada é influenciada pelo processo de usinagem e suas condições de corte, assim como depende da homogeneidade da estrutura cristalina do ferro fundido e de sua granulometria [2, 20]. Pelas boas propriedades mecânicas do carboneto de ferro, esse prejudica a usinabilidade levando-se em conta os esforços gerados e o desgaste das ferramentas. Quanto maior o teor de carboneto de ferro na matriz perlítica, menor a vida das ferramentas utilizadas por Battes *apud* Oliveira [27] em seu trabalho.

- Elementos químicos

A adição de elementos químicos no ferro fundido cinzento apresenta dois efeitos principais: a grafitação, que é a tendência a decompor o carboneto de ferro; e a formação de carbonetos, através da adição de elementos que retardam a formação da grafita [2, 7, 23]. Segundo Guesser [3] a inoculação de elementos de liga modifica as propriedades mecânicas dos ferros fundidos e diminui o afastamento do equilíbrio (super-resfriamento). Diminuindo o risco da temperatura do líquido situar-se abaixo da temperatura eutética metaestável, onde há formação de cementita.

I) Elementos químicos grafitizantes

Os principais elementos químicos grafitizantes utilizados nas ligas de ferro fundido cinzento são Si, Al, Ni, Cu e Ti. A porcentagem de silício presente nas ligas de ferro fundido cinzento é em torno de 1 a 3% (Tabela 2.1), acima de 3% de silício a ferrita presente na matriz aumenta sua resistência mecânica a patamares equivalentes ao da perlita. A baixa porcentagem de silício no ferro fundido cinzento gera uma grande quantidade de carboneto de ferro na microestrutura, penalizando assim a usinabilidade. Logo, o silício em quantidades adequadas tem o papel de decompor o Fe_3C em perlita e ferrita, pois diminui a estabilidade do carboneto de ferro [8]. Além do silício, o alumínio é outro elemento químico grafitizante, promovendo a formação de ferrita e grafita na matriz do material durante a reação eutetóide [2].

Para contrabalançar o efeito estabilizador de elementos como o cromo, vanádio e molibdênio, segundo Dias [24], é feita a adição de níquel em ferros fundidos, usualmente entre 0,5 a 1,5%. Com o objetivo de formar grafita e melhorar a usinabilidade, precisa-se de teores acima de 5%.

Com a adição de cobre como elemento de liga no ferro fundido é possível melhorar as suas propriedades mecânicas, pois ele atua como agente estabilizador da perlita [2, 8]. Usualmente são adicionados entre 0,5 a 2% de cobre nos ferros fundidos cinzentos. Porém, porcentagens de até 3% deste elemento acarretam no aumento da resistência a tração. Segundo Cunha [28], a usinabilidade do material com enfoque no tempo de vida da ferramenta, piora com a adição de cobre, já que melhora a sua resistência mecânica.

O titânio pode tanto ser um elemento grafitizante como um elemento estabilizador de carbonetos, o que depende da sua concentração nos ferros fundidos. Para valores abaixo de 0,4% ele se comporta como grafitizante. Para valores acima de 0,4% ele passa a estabilizar os carbonetos, piorando assim a usinabilidade do material.

II) Elementos químicos formadores de carbonetos

Segundo Chiaverini [2] a adição de manganês no ferro fundido gera estruturas predominantemente perlíticas, sendo que em concentrações entre 0,5% e 1% ocorre o aumento da tenacidade e resistência do material. O manganês elimina o efeito nocivo do enxofre e aumenta a dificuldade de decomposição da cementita, assim elevando a tendência a formar ferro fundido branco.

Com teores de até 10% de cromo, os ferros fundidos formam carbonetos ledeburíticos do tipo M_3C . Acima de 7 a 10% de cromo, os carbonetos formados são majoritariamente do tipo M_7C_3 ,

que são mais duros e mais resistentes à abrasão que os carbonetos M_3C . Sendo que a letra “M” representa um metal que pode ocupar um espaço no reticulado da estrutura cristalina do carboneto. Adicionado em pequenos teores durante a produção do ferro fundido, o cromo tem como efeito aumentar a dureza e resistência à tração da liga. Por estabilizar os carbonetos, a adição do cromo tem efeito negativo sobre a usinabilidade.

Com a adição de molibdênio e vanádio é possível aumentar a dureza, a resistência a tração e o módulo de elasticidade. Segundo Meurer [29], para cada 1% de molibdênio adicionado à liga, a resistência à tração aumenta de 3,5% a 4% e a dureza eleva em 4 HB. Teores entre 0,5 e 1% de vanádio reduzem a resistência a tração, porém elevam a dureza [2, 30].

- Inclusões

Segundo Callister [31], é impossível obter um material isento de impurezas, logo qualquer material fabricado deve apresentar inclusões. Essas inclusões podem ser classificadas em dois grupos, as desejáveis, quando são produzidas para alguma tarefa específica, como melhorar a usinabilidade ou indesejáveis, quando não são esperadas, geradas na fabricação no momento que são adicionados, por exemplo sucatas ou elementos químicos.

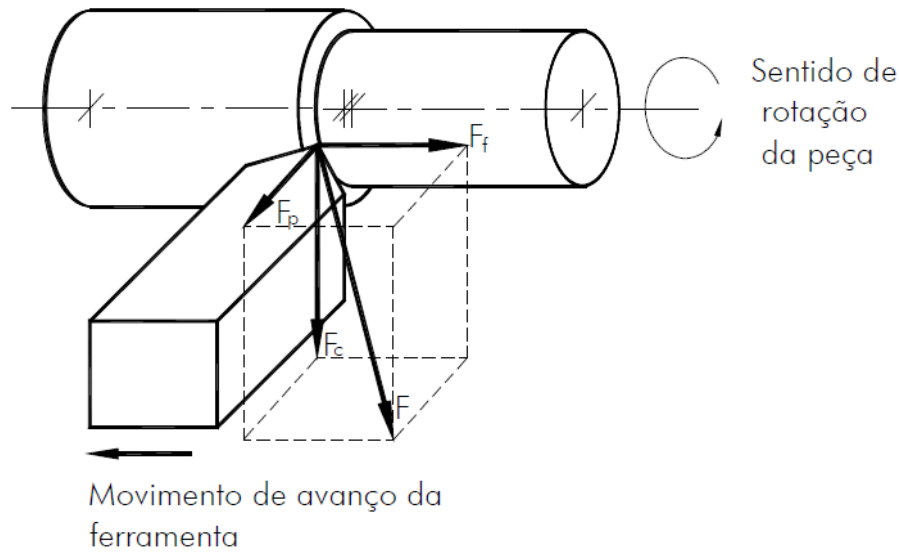
As inclusões podem também ser classificadas por sua composição química, em metálicas e não-metálicas. As inclusões metálicas são caracterizadas por elementos puros, como o chumbo, já as não-metálicas são combinadas, como por exemplo óxidos e sulfetos [2, 32, 33]. Segundo Oliveira [27], as inclusões não-metálicas são as mais presentes em ferros fundidos.

O sulfeto de manganês, composto pela união de enxofre e manganês é, por exemplo, uma inclusão não-metálica desejável, encontrada nos ferros fundidos naturalmente devido ao processo de fabricação. A presença de sulfeto de manganês na composição do ferro fundido cinzento traz grande melhoria para a usinabilidade do material [34].

2.4 FORÇAS NA USINAGEM

Durante um processo de usinagem ocorrem duas forças que formam um par ação e reação, sendo que uma destas forças está aplicada sobre a peça usinada e a outra sobre a ferramenta. Ao analisar a força sobre a ferramenta, pode-se dividi-la em três componentes que estão mostradas na Figura 2.7. A força de avanço (F_f) é a componente da força na direção do avanço; a força passiva (F_p) é a componente da força perpendicular à superfície da peça; e a força de corte (F_c) é a componente da força na direção em que a ferramenta realiza o corte da peça.

Figura 2.7. Componentes da força de usinagem.



Fonte: Boeira [36].

O modelo mais difundido para calcular as componentes da força de usinagem é o de Kienzle [5], um modelo empírico para o torneamento geral com ferramentas com gumes retos, conforme as Equações 2.1, 2.2 e 2.3.

$$F_c = k_{c1.1} b h^{(1-m_c)} \quad (2.1)$$

$$F_f = k_{f1.1} b h^{(1-m_f)} \quad (2.2)$$

$$F_p = k_{p1.1} b h^{(1-m_p)} \quad (2.3)$$

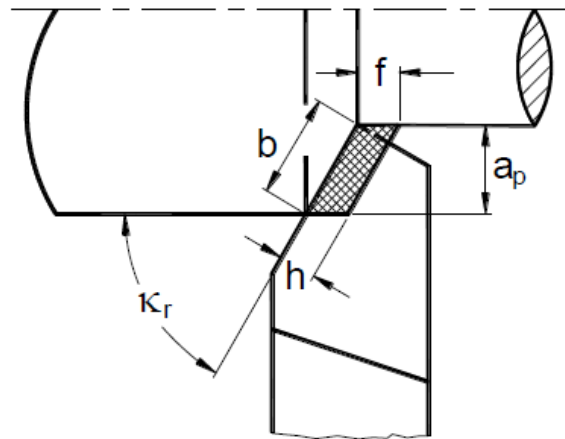
$$b = \frac{a_p}{\text{sen } K_r} \quad (2.4)$$

$$h = f \text{ sen } K_r \quad (2.5)$$

As Equações 2.4 e 2.5 são obtidas por meio de relações trigonométricas realizadas na geometria da seção de corte, conforme mostrado na Figura 2.8.

Nas equações, f é o avanço da ferramenta, a_p a profundidade de corte, F_c , F_f e F_p são respectivamente as forças de corte, avanço e passiva, $k_{c1.1}$, $k_{f1.1}$ e $k_{p1.1}$ são as respectivas forças específicas de corte, b e h são a largura e espessura da seção de corte e os índices $(1-m_c)$, $(1-m_f)$ e $(1-m_p)$ são coeficientes de correção, chamados coeficientes de Kienzle, devido ao fato de que os esforços não crescem linearmente com a variação da espessura da seção de corte e K_r é o ângulo de direção do gume da ferramenta [8, 37].

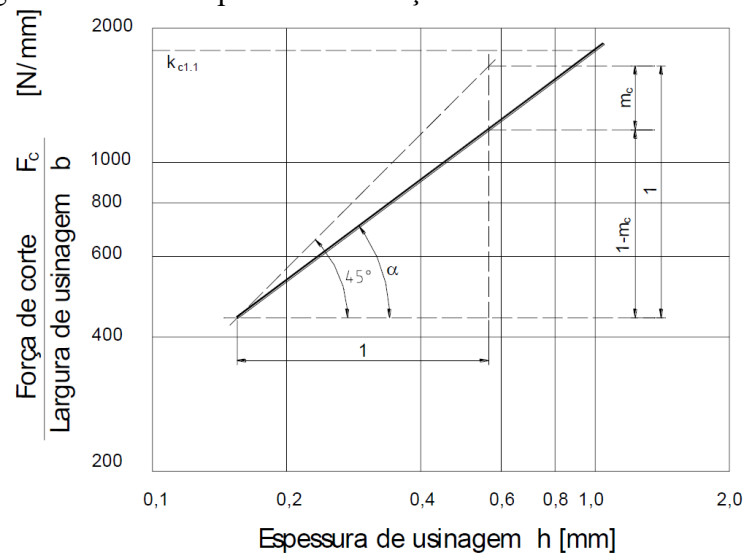
Figura 2.8. Geometria da seção de corte.



Fonte: König e Klocke [8].

A partir de dados experimentais, Kienzle [5] determinou os coeficientes característicos do modelo de força por meio da representação gráfica linearizada, em escala bilogarítma, da variação da relação F_c/b em função de h , como mostra a Figura 2.9.

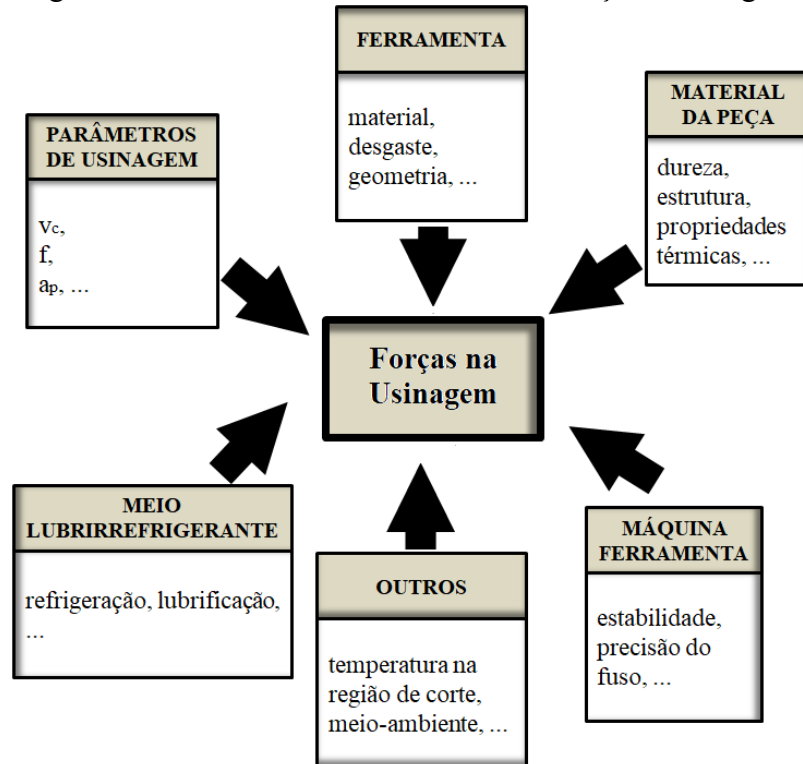
Figura 2.9. Gráfico para determinação das constantes de Kienzle.



Fonte: Kienzle [5].

Além do avanço, profundidade de corte e o material da peça, existem diversos outros fatores que influenciam nos esforços de usinagem. Mudanças na geometria da ferramenta podem mudar a taxa de deformação do cavaco, o atrito entre ferramenta e peça ou mudar a largura e espessura do cavaco gerado. O aumento da velocidade de corte aumenta a energia dissipada e causa um aumento da temperatura do sistema, mudando assim as propriedades mecânicas dos materiais alterando os esforços. O desgaste da ferramenta altera a geometria da mesma e causa grande impacto nas forças envolvidas no processo de usinagem. As principais grandezas de influência sobre as forças de usinagem são mostradas na Figura 2.10.

Figura 2.10. Fatores de influência sobre a força de usinagem.



Fonte: Adaptado de Queins *apud* Schroeter [38].

Além dos fatores indicados na Figura 2.10, também é observada a influência de ângulos da ferramenta, sendo apresentada na Figura 2.11 a influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem. Desta imagem, percebe-se que as forças passivas são as que sofrem maiores influências dos ângulos da ferramenta, ocorrendo um aumento de 4% para a diminuição de um grau do ângulo de saída e aumento de 10% para a diminuição de um grau do ângulo de inclinação.

Figura 2.11. Influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem.

Fatores de influência	Mudança nos componentes das forças de usinagem para cada grau de ângulo mudado		
	F_c	F_f	F_p
Diminuição ↓ Ângulo de saída	↑ 1,5%	↑ 5,0%	↑ 4,0%
Diminuição ↓ Ângulo de inclinação	↑ 1,5%	↑ 1,5%	↑ 10,0%

Fonte: Adaptado de König e Klocke [8].

2.4.1 Influências do desgaste da ferramenta

As ferramentas de corte sofrem desgaste independentemente do material utilizado na sua fabricação. Logo, possuem vida finita, e sua substituição é necessária quando os requisitos de projeto não são mais atendidos. O processo de desgaste ocorre tanto na superfície incidente quanto na superfície de saída da ferramenta de corte. As solicitações térmicas e solicitações mecânicas da cunha de corte, além do tempo de usinagem, são os principais fatores que influenciam nesse ponto [7, 8, 20, 39].

O desgaste que ocorre no gume principal e no gume secundário é denominado desgaste de flanco (VB), já o desgaste que ocorre na face da ferramenta é chamado desgaste de cratera, que é medido por meio da relação $K=KT/KM$, onde KM é o afastamento médio da cratera e KT a profundidade da cratera [8, 23, 35, 40]. Na Figura 2.12 são ilustradas as formas de desgaste.

No caso de desgaste do flanco da ferramenta, as componentes de força geralmente aumentam, uma vez que a superfície de contato entre peça e ferramenta aumenta. Os dados experimentais de k_c , normalmente, se referem à ferramenta nova e uma relação quantitativa entre a força de corte e o desgaste da ferramenta só é possível de forma aproximada [8, 35]. Segundo König e Klocke [8], um desgaste de flanco na ordem de 0,5 mm pode se refletir em um aumento de 100% para a força passiva, 90% para a força de avanço e 20% para a força de corte.

Alguns autores especificam certos valores de correção para a constante específica de corte k_c , como por exemplo Lieber [41], que propõe um aumento de 10% na força de corte para cada aumento de 0,1 mm na marca de desgaste de flanco. Quando o desgaste de cratera da face da ferramenta aparece juntamente com o desgaste de flanco, o aumento do valor da força específica de corte não se torna muito proeminente devido ao aumento do ângulo de saída da ferramenta [8, 23].

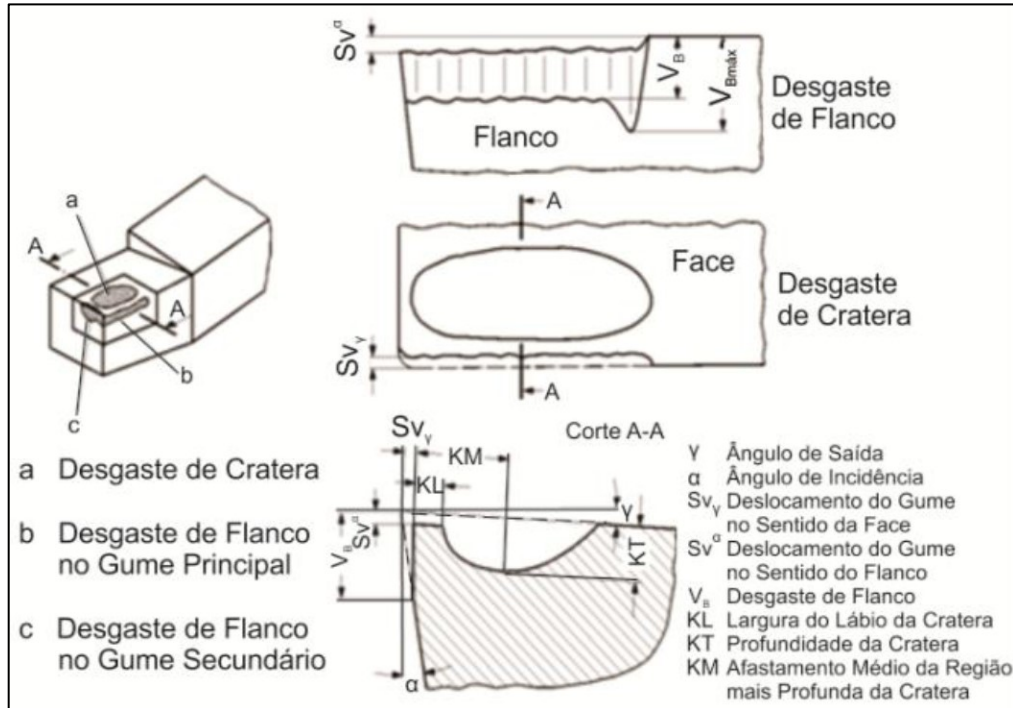
Paucksch [37] sugere os fatores das Equações 2.6, 2.7 e 2.8 para corrigir os valores das forças específicas de corte $k_{c1.1}$, $k_{p1.1}$ e $k_{f1.1}$ do material, na equação de Kienzle.

$$\begin{array}{l} \text{Desgaste da ferramenta} \\ \text{para a força de corte:} \end{array} \quad f_{st} = 1 + \frac{VB}{VB_0} \quad \text{onde: } VB_0 = 1\text{mm} \quad (2.6)$$

$$\begin{array}{l} \text{Desgaste da ferramenta} \\ \text{para a força de avanço:} \end{array} \quad g_{st} = 1 + 2,5 \frac{VB}{VB_0} \quad \text{onde: } VB_0 = 1\text{mm} \quad (2.7)$$

$$\begin{array}{l} \text{Desgaste da ferramenta} \\ \text{para a força passiva:} \end{array} \quad h_{st} = 1 + 3 \frac{VB}{VB_0} \quad \text{onde: } VB_0 = 1\text{mm} \quad (2.8)$$

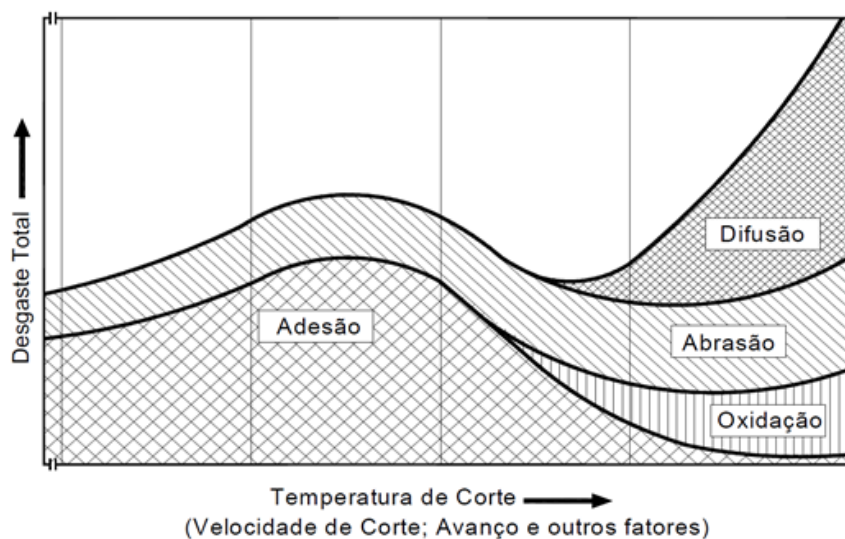
Figura 2.12. Formas de desgaste e grandezas a serem medidas.



Fonte: König e Klocke [8].

Analisando a Figura 2.13, que mostra os mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte, pode-se verificar a forte influência da temperatura nos mecanismos de desgaste. Segundo König e Klocke [8], as condições de corte, geometria da ferramenta, material da ferramenta, material da peça e a utilização de meio lubrificante fazem com que certos mecanismos de desgaste prevaleçam sobre outros, já que influenciam diretamente na temperatura e na pressão na região de corte.

Figura 2.13. Mecanismos de desgaste no processo de usinagem.



Fonte: König e Klocke [8].

A adesão está relacionada a baixas velocidades de corte, com o material encruado formando gume postiço, o que gera piora da superfície usinada e elevados esforços de usinagem. A abrasão é a remoção do material por partículas duras, como carbonetos e óxidos presentes no material da peça. A difusão ocorre pela transferência de átomos de um material para outro, devido à afinidade química e em função da temperatura de contato. A oxidação ocorre geralmente em materiais metálicos submetidos a elevadas temperaturas na presença de ar ou água. Esforços térmicos e mecânicos são responsáveis por microquebras, fissuras transversais e longitudinais assim como a deformação plástica do gume.

2.4.2 Influências da velocidade de corte

A velocidade de corte apresenta maiores influências nas forças de usinagem quando, nas condições utilizadas, propiciar a formação do gume postiço, assim como pode-se verificar a redução das forças com o aumento da velocidade de corte em decorrência da diminuição da resistência do material com o aumento da temperatura [8, 35]. Segundo Reichard [43], variando-se a velocidade de corte entre 60 e 250 m/min, não se verifica influência significativa sobre a força de corte, enquanto que para valores menores há um aumento da força de corte e para valores maiores de velocidade de corte, uma redução. Lieber [41] propõe certos fatores de correção da força específica k_c para a usinagem com ferramentas de metal-duro em velocidades de corte entre 25 e 250 m/min, conforme descrito nas Equações 2.9, 2.10 e 2.11.

$$f_{sv} = 1,03 - 0,0003 \cdot v_c \quad \text{para } v_c: 80 \text{ a } 250 \text{ m/min} \quad (2.9)$$

$$f_{sv} = 1,15 \quad \text{para } v_c: 25 \text{ a } 80 \text{ m/min} \quad (2.10)$$

$$f_{sv} = 1,2 \dots 1,25 \quad \text{para } v_c: < 25 \text{ m/min} \quad (2.11)$$

A Tabela 2.4 mostra os valores de correção da constante k_c em função da velocidade de corte, segundo Tabellenbuch Metall [44].

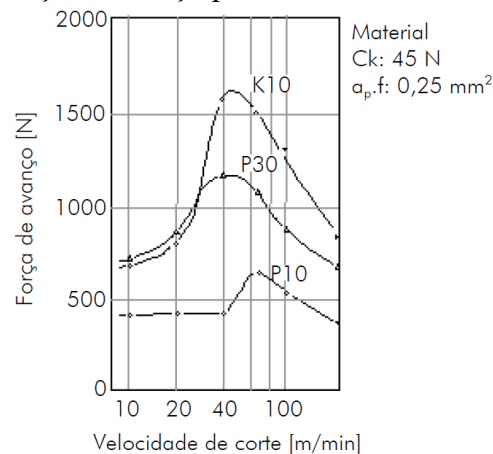
Tabela 2.4. Fatores de correção para velocidade de corte.

Velocidade corte (m/min)	f_{sv}
10...30	1,3
31...80	1,1
81...400	1,0
> 400	0,9

Fonte: Tabellenbuch Metall [44].

É importante salientar que, sob certas condições de usinagem, pode-se ter, em determinadas faixas de velocidade de corte, um ambiente favorável à formação de gume postiço e, conseqüentemente, um aumento das forças de usinagem. Porém, aumentando-se a velocidade de corte, e, portanto, a temperatura na região do gume, há uma diminuição da resistência do gume postiço e do material da peça, diminuindo os esforços de corte [8, 35]. A Figura 2.14 ilustra a força de avanço em função da velocidade de corte e o comportamento desta decorrente da formação do gume postiço. O desgaste atinge inicialmente um máximo na velocidade onde a formação do gume postiço tem sua maior intensidade, o que é representado pelos picos dos esforços para as três ferramentas na referida figura.

Figura 2.14. Força de avanço para diferentes ferramentas de corte.



Fonte: König e Klocke *apud* Bastos [45].

As Equações 2.12 e 2.13 apresentam os fatores de correção para as forças de corte e avanço para o processo de torneamento apresentados por Paucksch [37]. Na notação utilizada, os fatores utilizados para a força de corte utilizam a letra f minúscula e os fatores para correção da força de avanço são representados pela letra g minúscula.

$$f_{sv} = \left(\frac{v_{c0}}{v_c}\right)^{0,1} \quad (2.12)$$

$$g_{sv} = \left(\frac{v_{c0}}{v_c}\right)^{0,35} \quad (2.13)$$

2.4.3 Influências do meio lubrificante

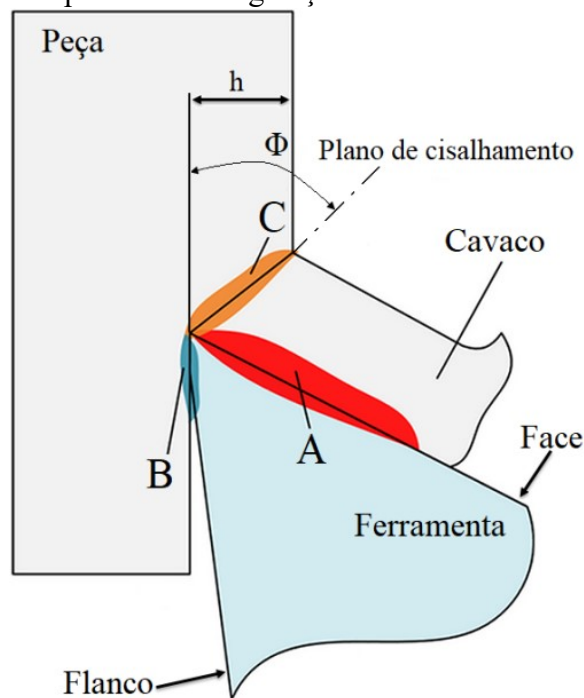
As funções desempenhadas por meios lubrificantes podem ser classificadas em primárias e secundárias.

Como funções primárias, tem-se a redução do custo da produção através da redução do desgaste da ferramenta, aumentando assim a vida desta e melhorando o acabamento da superfície do componente fabricado. Já as funções secundárias buscam melhorias no processo, de modo a satisfazer às exigências primárias. Como funções secundárias tem-se a refrigeração e lubrificação da interface peça/ferramenta de corte/cavaco, a minimização dos efeitos de formação do gume postiço, a proteção da peça usinada, da ferramenta de corte e da máquina-ferramenta contra corrosão, o transporte do cavaco para fora da região de corte etc. [8, 9].

Para atender a essas exigências, os meios lubrificantes devem possuir características específicas como calor específico elevado, alta condutividade térmica e alta temperatura de vaporização, propriedades anti-corrosivas, não oferecer riscos à saúde do operador, além de ter resistência ao cisalhamento menor que a do material da interface ferramenta de corte/peça/cavaco. Devem possuir viscosidade, oleosidade e molhabilidade adequadas, ter boa resistência do filme lubrificante, boa resistência ao ataque bacteriano, estabilidade química etc. [8, 9, 23, 35].

Durante o processo de corte, uma grande quantidade de calor é gerada devido à energia necessária para deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento. Tem-se energia gerada do atrito do cavaco com a face da ferramenta e também do atrito entre a peça usinada e o flanco da ferramenta, conforme mostrado na Figura 2.15. O calor gerado no processo, juntamente com o atrito, influencia de maneira decisiva a usinagem [8, 9, 46].

Figura 2.15. Principais fontes de geração de calor na formação do cavaco.



Fonte: Adaptado de Ferraresi [9].

O objetivo a ser atingido com a utilização de meios lubrificantes nas zonas A, B e C da Figura 2.15 é a redução da intensidade destas fontes geradoras de calor. A região do cisalhamento, região C, é onde ocorre a principal deformação plástica do material e corresponde a cerca de 75% de todo calor gerado no processo. A segunda fonte de calor, zona A, é oriunda do atrito na interface ferramenta-cavaco e afeta o lado inferior do cavaco e a face da ferramenta. A terceira fonte de calor, zona B, é onde ocorre o atrito entre a ferramenta e a superfície da peça usinada. O calor gerado nessa fonte afeta parte do flanco e toda a superfície da peça.

Na zona A, com a aplicação do fluido de corte, consegue-se reduzir o coeficiente de atrito na interface ferramenta-cavaco e conseqüentemente tem-se a redução da geração de calor devido ao atrito. O mesmo ocorre na zona B em relação à ferramenta e a peça [9, 16, 35]. Na zona C, a redução do calor gerado é um pouco mais complexa e pode ser explicada pelo seguinte fato: com a utilização do meio lubrificante, tem-se a redução do coeficiente de atrito μ entre a ferramenta e o cavaco, o que irá provocar o aumento do ângulo de cisalhamento Φ e conseqüentemente uma redução do grau de deformação ϵ_0 . A conseqüência imediata é o decréscimo da energia de deformação por cisalhamento e, desta forma, uma redução do calor gerado em C.

Além de ajudar na diminuição da temperatura e da geração de calor, o meio lubrificante contribui na lubrificação, reduzindo os esforços de usinagem, quando trabalhado a baixas e médias velocidades de corte e sendo aplicado o meio apropriado. Em altas velocidades, o efeito refrigerante é mais significativo.

Os efeitos do atrito e das altas temperaturas nas operações de usinagem são importantes devido às influências diretas sobre o custo da operação e qualidade final da peça usinada. Altas temperaturas de corte geradas no processo apresentam vantagem no sentido de reduzir as forças necessárias para deformação da peça durante o corte, pois há a diminuição da resistência dos materiais. Se a força gerada durante o processo é menor com o aumento da temperatura, usualmente tem-se melhor acabamento da superfície. Como efeito negativo tem-se uma menor vida de ferramenta [8, 9, 23, 35].

2.4.4 Influências do avanço e da profundidade de corte nas forças específicas de corte

Na literatura são encontrados diversos estudos acerca da influência dos parâmetros de corte nas forças específicas de corte. Grande parte deles ocorrem na macrousinagem. Não há uma divisão definitiva, mas, em geral, macrousinagem (ou usinagem convencional) trabalha com parâmetros acima de 1 mm e a microusinagem entre 1 e 999 μm .

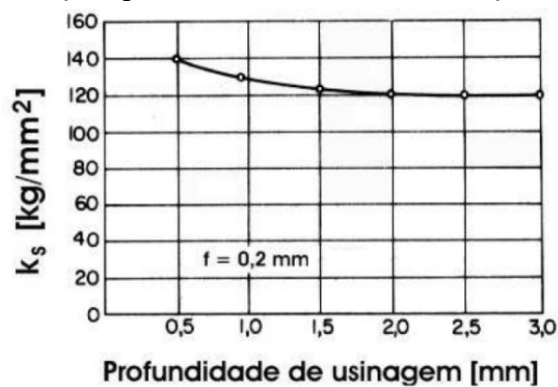
Não só os parâmetros de corte tem influência nas forças específicas de corte. O material da peça, o recozimento empregado, a geometria da ferramenta, os ângulos de usinagem e a rigidez da

ferramenta também influenciam. Neste trabalho foram variados nos ensaios principais apenas os parâmetros de avanço e profundidade de corte.

- Profundidade de usinagem

A maioria dos estudos mostra que o aumento da profundidade de usinagem não exerce grande influência no valor da força específica de corte, a não ser para pequenos valores de a_p . A Figura 2.16 abaixo mostra a variação da força específica de corte para pequenos valores de a_p .

Figura 2.16. Variação da força específica de corte com a variação da profundidade de corte.

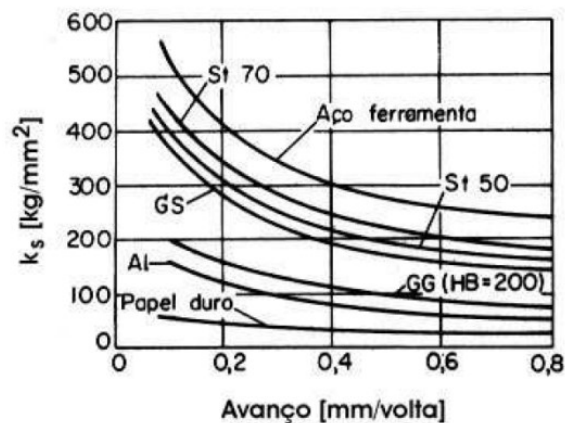


FONTE: Ferraresi [9].

- Avanço

Com o aumento do avanço ocorre a diminuição no grau de recalque, o que resulta na diminuição da força específica de corte, conforme é mostrado na Figura 2.17. O decréscimo do avanço possui uma influência maior no comportamento da força específica de corte, se comparado à profundidade de usinagem.

Figura 2.17. Variação da força específica de corte com a variação do avanço.



FONTE: Ferraresi [9].

2.5 MODELAGEM E SIMULAÇÃO

Assim como em outras áreas da engenharia, nos últimos anos um grande esforço tem sido realizado na elaboração de modelos e na simulação de processos de usinagem. Os modelos são desenvolvidos considerando-se parâmetros específicos como geometria da ferramenta de corte, o material da peça, os parâmetros de corte, as características estáticas e dinâmicas da ferramenta, peça e máquina-ferramenta, entre outros. Na modelagem de forças, a maioria dos modelos até hoje desenvolvidos baseia-se em dados de força obtidos experimentalmente e na formulação de uma sistemática para previsão destas forças para casos gerais.

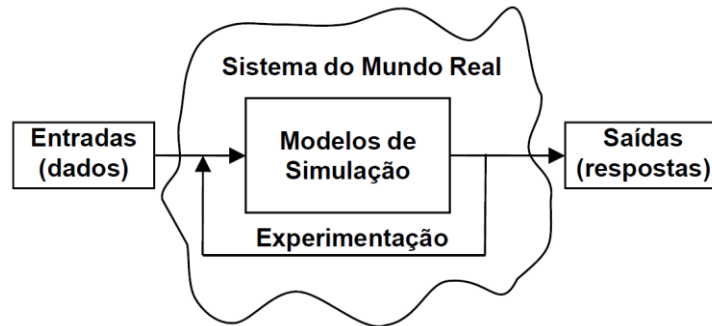
A simulação consiste na utilização de um modelo, que através de determinadas técnicas, permita reproduzir o funcionamento do processo ou sistema real em estudo. Existem muitas definições para modelagem e simulação. Pritsker *apud* Boeira [36] define simulação como sendo um processo que consiste em criar um modelo, de forma lógica e matemática, de um sistema real e de experimentá-lo com o auxílio normalmente de um computador, o que permite obter conclusões sobre sistemas sem construí-los se forem novos, e sem perturbá-los se existentes.

A simulação, através dos modelos, permite descrever o comportamento do sistema e assim construir teorias considerando as observações efetuadas. A simulação pode usar o modelo para prever o comportamento futuro, isto é, os efeitos produzidos por alterações no sistema ou nos métodos empregados em sua operação. Normalmente, costuma-se desenvolver e experimentar com modelos de simulação objetivando o encaminhamento de uma solução a um dado problema. As razões mais comuns para se experimentar com modelos simulados são as seguintes:

- Sistema modelado ainda não existe: neste caso a simulação poderá ser usada para planejar o futuro sistema.
- Experimentar com o sistema real é dispendioso: o modelo poderá indicar a viabilidade ou não da implementação do sistema real, com custos muito menores.
- A experimentação com o sistema real é inapropriada: quando é inviável a realização de testes com o sistema real.

A Figura 2.18 mostra de forma esquemática e simples a ideia de modelo e do processo experimental. Tem-se a entrada de dados, onde são fornecidas as informações que alimentam o modelo, no modelo de simulações ocorrem as experimentações que podem atualizá-lo, de forma iterativa, e no final obtêm-se as respostas na saída.

Figura 2.18. Representação esquemática de um modelo do sistema.



FONTE: Freitas [48].

2.5.1 Tipos de modelos

A modelagem de um sistema dependerá do propósito e da complexibilidade do sistema sob investigação. São vários os tipos de modelos que podem ser empregados, tais como modelos: matemáticos ou físicos, estáticos ou dinâmicos, determinísticos ou estocásticos [47], além de descritivos, estatísticos e do tipo entrada e saída [48].

No caso específico da simulação de processos de usinagem, a modelagem se resume em geral a cinco tipos, de acordo com a abordagem e com as definições do modelo: modelos empíricos, modelos analíticos, modelos numéricos, inteligência artificial e modelos mecanicistas (combinação de modelos empíricos e analíticos).

• Modelos empíricos

A abordagem empírica está relacionada principalmente à realização de experimentos e experiência dos pesquisadores na definição e formulação de modelos para descrição de fenômenos físicos. Como modelos clássicos utilizados em processos de usinagem podem ser citados o modelo de desgaste desenvolvido por Taylor (1907) e o de força de corte desenvolvido por Kienzle e Victor [51] em 1957. Os modelos empíricos seguem usualmente o seguinte procedimento:

- Coletar dados do processo.
- Especificar a estrutura de correlação entre as variáveis, *e.g.*, polinômios.
- Uso de uma técnica numérica para encontrar parâmetros para a estrutura de tal forma que a correlação entre os dados é maximizada.
- Validar o modelo.
- Se o modelo não é satisfatório, repetir o procedimento.

- Modelos analíticos

Ernst e Merchant [52] apresentaram pela primeira vez um modelo de força baseado no plano de cisalhamento, dando assim início à modelagem analítica dos processos de usinagem. A base do modelo analítico está relacionada ao comportamento do material da peça, a formação do cavaco e o atrito entre cavaco e ferramenta. Além dos modelos de Ernst e Merchant, vários pesquisadores também adaptaram modelos analíticos que levaram em conta o plano de cisalhamento, sendo Lee e Shaffer [53], Shaw et all [54], Hill [55] alguns exemplos. Modelos analíticos normalmente têm alto grau de liberdade, apresentam relativa precisão e aplicabilidade, podendo ser puramente determinísticos ou alimentados por considerações probabilísticas ou estocásticas, sendo algumas vezes ajustados por métodos estatísticos [62].

- Modelos numéricos

Os métodos numéricos estão baseados no princípio da discretização e tem como objetivo prever quantitativamente, por simulação em computador, as variáveis que não podem ser previstas por outros meios, com aceitável precisão. A ideia do método é tornar uma estrutura geométrica complexa, 2D ou 3D, em elementos pequenos e simples, onde características físicas e o seu comportamento podem ser descritos através de equações diferenciais ou integrais, seguidos de uma discretização de cálculo do problema. Nos processos de usinagem, a simulação utilizando métodos numéricos é bastante empregada para a análise do processo de formação do cavaco, onde é levado em conta o comportamento constitutivo do material da peça, as leis de atrito entre cavaco/ferramenta, as propriedades físicas, como características térmicas da peça e da ferramenta, e a forma da ferramenta [56]. As principais respostas obtidas através da aplicação de métodos numéricos em processos de usinagem são: distribuição de tensões, forças de usinagem, gradientes de temperatura, movimentos relativos entre cavaco e ferramenta, geometria de cavaco, entre outras [56, 57]. O método de elementos finitos (FEM) é o mais largamente empregado no estudo dos processos de corte [57].

- Inteligência artificial

Inteligência artificial (AI) está baseada, na sua grande maioria, na utilização de redes neurais artificiais (RNA's) [56]. As redes neurais artificiais podem ser definidas como uma rede de elementos de processamento baseada na estrutura neural do cérebro, sendo capazes de resolver problemas matemáticos complexos [62]. Em processos de usinagem, a maior parte dos trabalhos

desenvolvidos está relacionada ao processo de monitoramento através da fusão de sensores ou na previsão de uma ou mais saídas a partir de dados sensoriais, além de ser utilizada para previsões de usinabilidade e projeto de ferramentas [56]. A utilização de técnicas de inteligência artificial, como as RNA's, vem se destacando para a identificação e estimação de parâmetros e no reconhecimento, classificação e otimização de modelos ou sistemas altamente não lineares [62]. A eficiência e a qualidade dos resultados obtidos através da utilização de RNA's estão diretamente relacionadas ao treinamento da rede, sendo necessária a construção de um grande banco de dados baseado em dados experimentais, características do processo e no conhecimento adquirido [56, 62]. Como em muitas outras áreas da produção, acredita-se que a aplicação adequada dos métodos de AI pode resolver muito dos problemas encontrados na modelagem com técnicas convencionais [56].

- Modelos mecanicistas

Além dos tradicionais métodos de modelagem apresentados anteriormente, existem ainda os modelos híbridos ou combinados, que tendem a utilizar um ou mais desses métodos no intuito de resolver problemas de modelagem mais complexos e/ou melhorar a exatidão e confiabilidade. Neste sentido, muitos pesquisadores têm utilizado modelos mecanicistas na modelagem de processos de usinagem, combinando os modelos empíricos e analíticos. Modelos mecanicistas podem ser definidos, por exemplo, como modelos de força baseados na mecânica do processo de corte, entretanto, não são puramente analíticos e dependem fortemente de dados empíricos de corte para a sua capacidade de modelagem [56]. A abordagem mecanicista segue a seguinte seqüência de procedimentos:

- Utilizar o conhecimento fundamental das interações entre variáveis de processo para definir a estrutura do modelo.
- Realizar experimentos para determinar os parâmetros do modelo.
- Coletar dados do processo para validar o modelo.
- Se o modelo não é satisfatório, reavaliar os conhecimentos do processo.

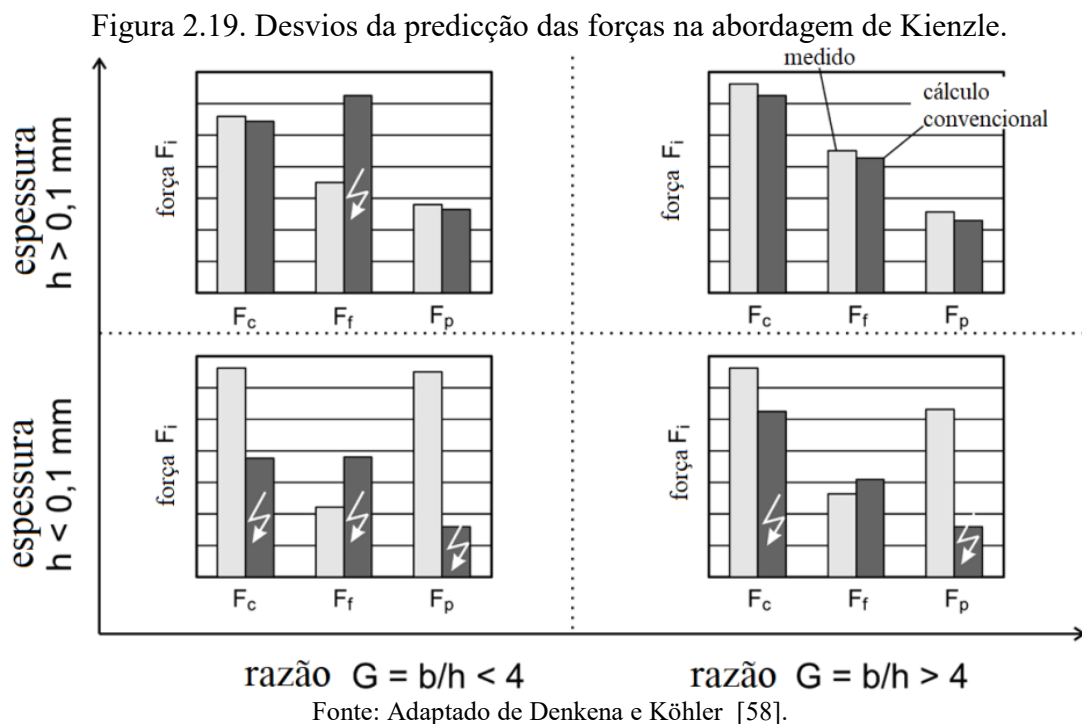
2.5.2 Limitações no modelo estudado

O modelo de Kienzle [5], usado para cálculo dos esforços de usinagem neste trabalho, é baseado em extensos experimentos e pesquisas que validaram sua abordagem. De acordo com ele, um aumento da espessura do cavaco não deformado leva a uma diminuição progressiva das forças

específicas de corte, enquanto o comprimento de cavaco não deformado tem influência mais linear sobre as forças.

Apesar do modelo ser utilizado para cálculo de esforços nas três componentes da força de corte, há ainda certas condições que precisam ser atendidas para que o resultado seja satisfatório. Segundo o estudo de Denkena e Köhler [58], a razão do comprimento de corte pela espessura de corte deve ser maior que 4 (razão $G > 4$) e a espessura de corte deve ser maior que 0,1 mm. Razão G menor que 4 leva a maiores erros no cálculo da força de avanço. Espessura de corte menor que 0,1 mm leva a diferenças maiores entre forças passivas e de corte medidas e calculadas. Os resultados podem ser observados na Figura 2.19.

Para considerar outros fatores que também influenciam nas forças de usinagem, como o ângulo de inclinação, o material da ferramenta, o raio de gume, foram desenvolvidas várias abordagens, como a de Blanck [59], de Weber et al. [60] e de Jivishov [61]. A forma da seção de corte definida por avanço, profundidade de corte e raio de quina da ferramenta não é considerada por essas abordagens.



2.5.3 Modelagem e simulação de mandrilamento a partir do torneamento

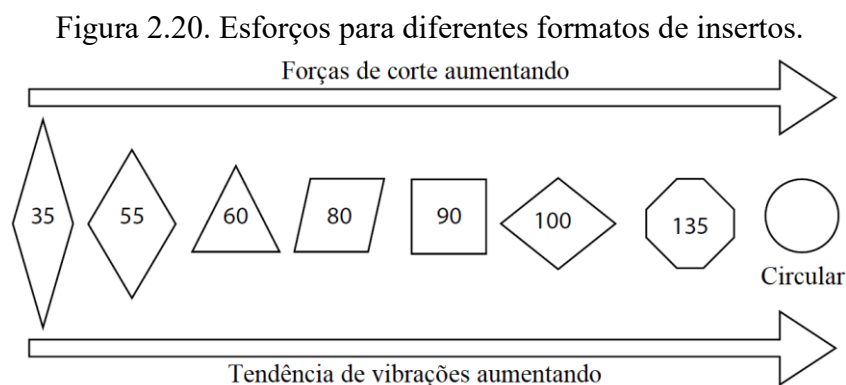
O campo de aplicação da modelagem e simulação dentro da área de usinagem é bastante vasto. Leva-se em consideração que há muitas operações diferentes de usinagem e que, para cada operação, é possível modelar muitos aspectos diferentes, de diversas formas, técnicas e modos.

O torneamento é um dos processos mais simulados e menos complexos de serem modelados por ser um processo contínuo e possuir normalmente apenas um gume de corte principal. Nele, a simulação computacional é utilizada para se estudar quebra e desgaste de ferramenta, dinâmica do processo, precisão da máquina-ferramenta, comportamento térmico da ferramenta, forças de usinagem, desgaste na ferramenta e operações de acabamento, entre outros.

O processo de mandrilamento é bastante semelhante ao processo de torneamento, sendo que no mandrilamento a ferramenta de corte sofre rotação e a peça a ser usinada normalmente permanece em repouso durante o ciclo de usinagem. Diferentemente de processos como furação e fresamento, a rotação no mandrilamento não ocorre em torno do eixo de simetria da ferramenta, e sim a ferramenta orbita em torno do eixo de simetria da peça, de maneira semelhante ao que ocorre no processo de torneamento. Com base nessas constatações, extrapolar os resultados de ensaios de torneamento para o processo de mandrilamento torna-se factível.

Boeira [4], em sua pesquisa, utilizou dados de torneamento para modelar esforços no processo de furação e obteve resultados satisfatórios para a força de corte (F_c) e de avanço (F_f). Mangoni [63] também utilizou dados de torneamento para modelagem de esforços em fresamento, obtendo resultados satisfatórios para a força passiva (F_p) e força de corte (F_c). Como explanado anteriormente, o processo de furação e de fresamento possuem divergências cinemáticas mais significativas com relação ao torneamento do que o processo de mandrilamento. Kaymakci *et al* [64] gerou um modelo de forças unificado para torneamento, mandrilamento, furação e fresamento. No entanto, este modelo era uma mistura de modelo numérico, geométrico e mecânico.

Devido às semelhanças geométricas dos processos de torneamento e mandrilamento, é possível aplicar diretamente as Equações 2.1, 2.2 e 2.3, de Kienzle [5]. Para os insertos de geometria com gumes retos é permitida a utilização das Equações 2.4 e 2.5. A escolha de também analisar um inserto de formato circular deve-se à busca dos piores cenários para a usinagem e, segundo a literatura, tais cenários passam pelo formato de inserto escolhido, onde os esforços de usinagem tendem a serem maiores [65]. A Figura 2.20 representa a última colocação.



Fonte: Adaptado de Stephenson e Agapiou [65].

No mandrilamento, geralmente um trabalho praticamente isento de vibrações ocorre quando a relação comprimento diâmetro da barra de mandrilar não ultrapassa o valor de 5, isto para condições normais de usinagem. Para uma relação de 5 até 10, pode ser realizada usinagem de alumínio e, eventualmente de aço, caso sejam tomadas medidas de amortecimento de vibração. Para valores acima de 10 a usinagem com baixo nível de vibrações é possível apenas em casos excepcionais [66].

No que tange às vibrações, a presença delas é mais frequente no processo de mandrilamento do que no torneamento, isto devido à rigidez da ferramenta ser menor em decorrência dela estar fixada na barra de mandrilar. No mandrilamento elas pertencem ao grupo das vibrações auto-excitadas, que podem existir sem influência periódica de forças externas. Elas afetam a vida da ferramenta e a qualidade da superfície da peça, podendo gerar rugosidades elevadas, erros de circularidade e dimensionais além do tolerado. Isto pode comprometer a aplicabilidade da peça e requerer o seu descarte, desperdiçando assim todos os recursos gastos nas etapas de produção anteriores, desde o fabrico da matéria-prima até os processos de usinagem realizados previamente.

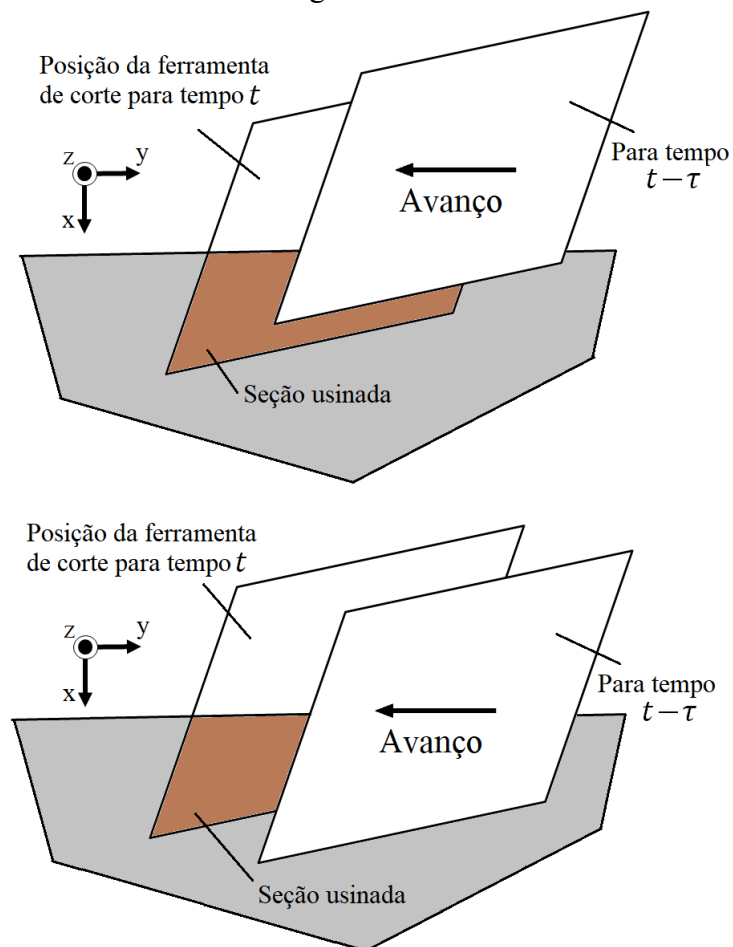
As forças de usinagem têm importante relevância neste ponto e os resultados de torneamento não podem simplesmente ser extrapolados para o mandrilamento sem os devidos apontamentos. Enquanto diversos autores, por exemplo, dão importância maior à componente de força de corte (que serve para calcular potência de corte e energia gasta pela máquina-ferramenta), outros torneiam ortogonalmente, de modo a tornar a força passiva nula e os dados serem trabalhados apenas em duas dimensões em uma análise simplificada. Entretanto a força passiva é a que mais pode comprometer no mandrilamento. Ela tem a maior relevância no efeito regenerativo, Figura 2.21.

O efeito regenerativo ocorre principalmente na direção da profundidade de corte, mesma da força passiva, direção X da Figura 2.21. A frequência de vibração nesta direção é igual à frequência natural da barra. A mudança da seção transversal do cavaco, resultante da vibração da barra de mandrilar, segue igualmente a frequência natural da barra. Como o valor da força de corte é proporcional à seção transversal do cavaco, ela também se altera com a mesma frequência. Esta força, por sua vez, atua sobre a barra de mandrilar causando aumento da vibração. Desta forma, fecha-se o ciclo de vibração auto-excitada.

Para reduzir as vibrações da ferramenta, é necessário fornecer ferramentas rígidas e peças de trabalho suficientemente rígidas, evitar regiões não-estáveis no processo de corte e manter a relação entre comprimento e diâmetro da barra de mandrilar a menor possível. Também é recomendável utilizar ferramentas com dois ou mais gumes diametralmente opostos.

Polli [66] fez uma análise individual das deflexões e mostrou que as influências das deflexões na direção X são maiores que as das direções Y e Z. Também teceu considerações sobre o efeito do raio do gume da ferramenta em conjunto da profundidade de corte usinada na obtenção das componentes da força de corte. Ele explica que a força passiva aumenta com o aumento do raio de quina, devido ao maior contato de gume e da peça. Também explica que a combinação de pequena profundidade de corte com raio de quina da ferramenta elevado é prejudicial para a vida útil da ferramenta, já que gera uma pressão desigual sobre o gume da ferramenta.

Figura 2.21. Posição da ferramenta em relação à peça no mandrilamento com vibrações regenerativas.



Fonte: Adaptado de Polli [6618].

2.5.4 Simulações de esforços estáticos por elementos finitos

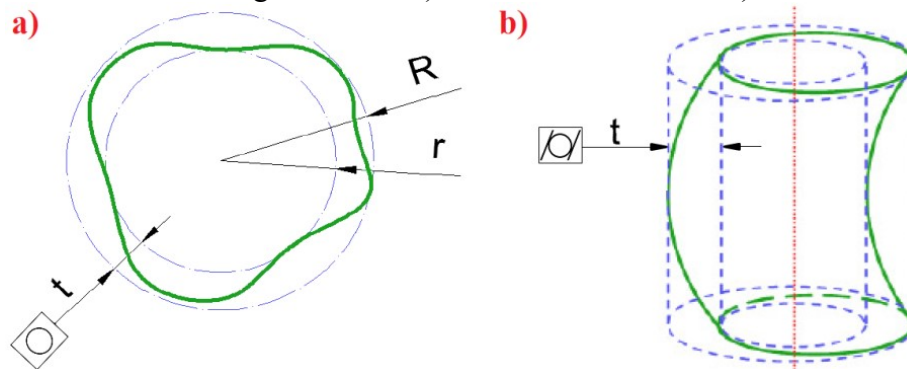
Problemas de mecânica do contínuo podem ser divididos com a consideração ou não dos efeitos de inércia. A classificação de problemas estáticos ou dinâmicos nem sempre é uma tarefa simples.

Mesmo que um carregamento varie com o tempo, não necessariamente têm-se um problema dinâmico e problemas estáticos também podem ser dependentes do tempo mas com forças inerciais desconsideradas. Problemas estáticos podem ser classificados ainda em estáticos e quase estáticos. Para o primeiro caso, o tempo não precisa ser considerado explicitamente, qualquer histórico de tempo gerará a mesma resposta. No caso de quase estáticos, uma estimativa mais realista do tempo é requerida, mas as forças inerciais ainda são desconsideradas [63].

Como relatado na Seção 2.5.3, as forças passivas são as que mais podem influenciar no mandrilamento, alimentando o efeito regenerativo e as vibrações auto-excitadas. Para uma análise mais elaborada, o problema poderia ser tratado como dinâmico, consideraria vibrações auto-excitadas e mudanças nas cargas aplicadas. Quando não se tem todas as condições de contorno bem delimitadas, e visto que uma análise simplificada também fornece respostas essenciais, pode-se optar por uma simulação estrutural com cargas estáticas. Este tipo de abordagem aproveita as informações de forças obtidas nos ensaios realizados no presente trabalho.

Os resultados deste tipo de modelagem numérica permitem encontrar as máximas deformações, deslocamentos e tensões da peça. Informações importantes para se determinar erros de forma como circularidade, cilindricidade, retinealidade etc. Em consequência, permitem avaliar se a peça resultante preenche os requisitos de qualidade do projeto, se o sistema máquina-ferramenta está adequado e se a rigidez da barra de mandrilar também encontra-se satisfatória. A Figura 2.22 abaixo mostra os erros de circularidade e cilindricidade respectivamente.

Figura 2.22. Erros de forma geométrica. a) erro de circularidade. b) erro de cilindricidade.



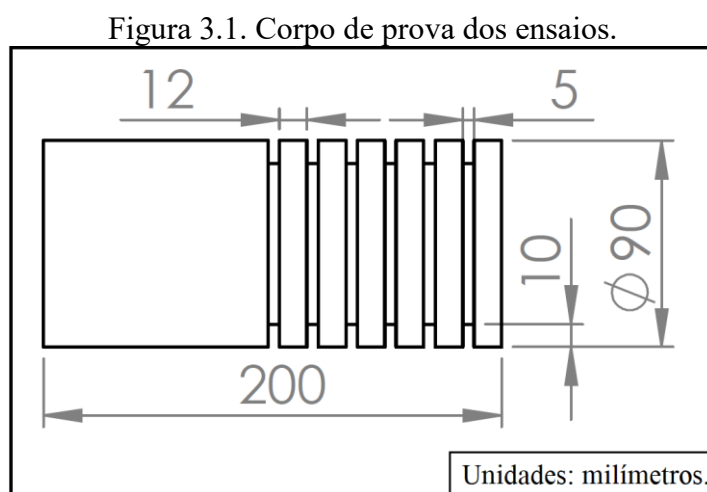
Fonte: Adaptado de Ferreira [13].

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os materiais, equipamentos, métodos e as ferramentas utilizados na execução dos ensaios. Com os ensaios, foram obtidos os resultados das três componentes de forças que possibilitaram a obtenção das constantes da equação de Kienzle para o material. Os testes foram realizados no Laboratório de Mecânica de Precisão (LPM) da Universidade Federal de Santa Catarina, utilizando corpos de prova e ferramentas cedidos pela empresa parceira, empregados em processos de mandrilamento.

3.1 CORPOS DE PROVA

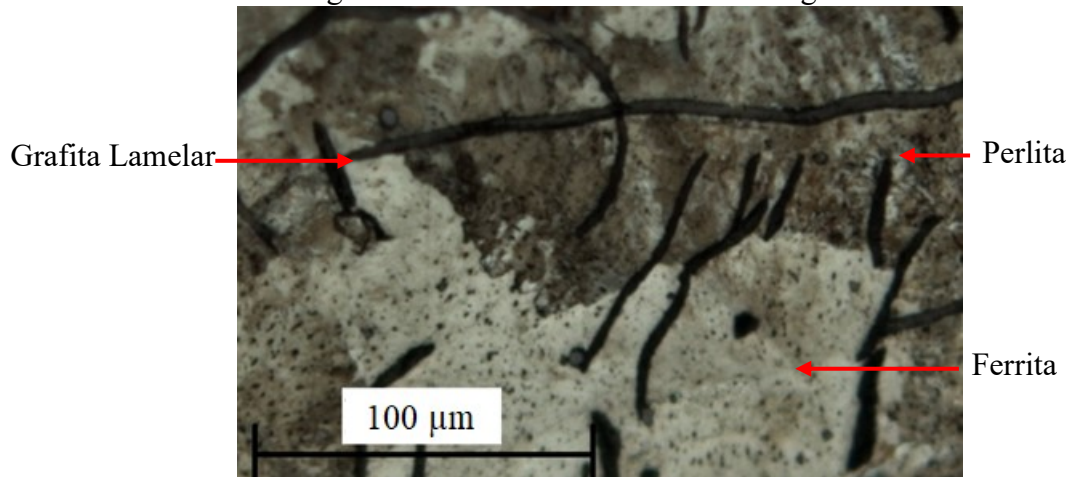
O corpo de prova ensaiado, na forma de um tubo, é mostrado na Figura 3.1, pronto para os ensaios. A geometria do corpo de prova é maciça e no formato cilíndrico, com diâmetro externo de 90 mm e 200 mm de comprimento. O diâmetro externo está próximo à matéria-prima-bruta disponível. Foram realizados rebaixos no corpo de prova para dividir o cilindro em regiões, a fim de permitir uma maior quantidade de ensaios com um mesmo corpo de prova.



Fonte: Do autor.

O material do corpo de prova ensaiado foi o ferro fundido cinzento GG25, cujas propriedades mecânicas estão descritas na Tabela 2.2. Com o intuito de analisar a microestrutura foi realizado um ensaio metalográfico com ataque químico. Um pequeno pedaço do material foi embutido, lixado, atacado quimicamente com Nital 2% e posteriormente levado ao microscópio óptico presente no LABMAT. A Figura 3.2 mostra o resultado obtido, e nesta imagem é possível visualizar as lamelas de grafita características do ferro fundido cinzento.

Figura 3.2. Resultado do ensaio metalográfico.



Fonte: Do autor.

Segundo dados fornecidos pela empresa parceira, o material possui dureza Brinell de 160 a 230 HB e 20% de teor máximo de ferrita, sendo o restante perlita. Também tem um teor máximo de 2% de esteadita, um constituinte de natureza eutética que compreende partículas de fosfeto de ferro e carboneto de ferro.

3.2 FERRAMENTAS DE CORTE

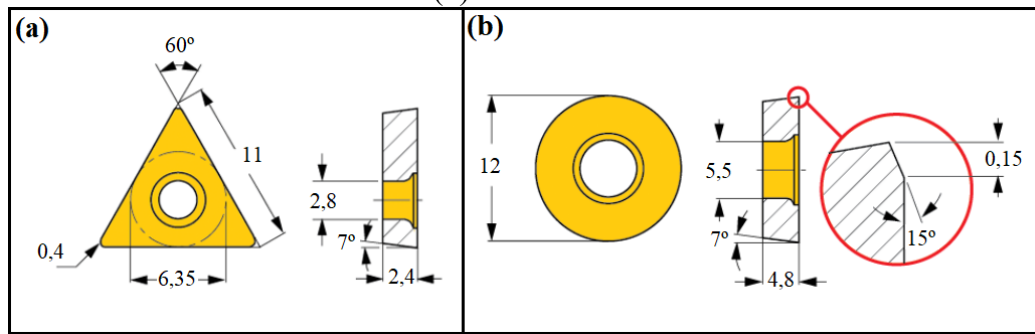
Foram utilizadas duas classes de insertos para os ensaios, um inserto com geometria triangular e outro inserto com geometria circular. Ambos os insertos selecionados também são utilizados em operações de mandrilamento da empresa parceira.

O inserto triangular é de metal-duro, modelo TCMT 110204 PF4 WPP20, da empresa Walter AG e conta com 3 gumes disponíveis para ensaios em cada unidade. De acordo com a norma DIN ISO 523, o inserto é da classe P10, mas também utilizável em K10 e conta com raio de quina de 0,4 mm.

O porta-ferramenta utilizado nos ensaios para a fixação do inserto triangular é do modelo STGCL 1212F11, da empresa Walter AG. O porta-ferramenta conta com ângulo de direção de gume $K_r = 91^\circ$, ângulo de inclinação do gume $\lambda_s = 0^\circ$, ângulo de saída $\gamma_0 = 0^\circ$ e ângulo de incidência $\alpha_0 = 7^\circ$.

A Figura 3.3 apresenta os insertos utilizados nos ensaios.

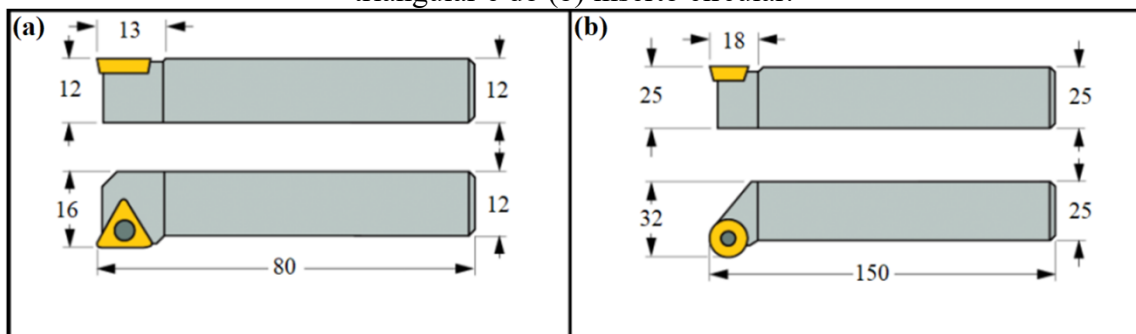
Figura 3.3. Insertos utilizados nos ensaios com propriedades em milímetros do (a) inserto triangular e do (b) inserto circular.



Fonte: Do autor.

O inserto circular selecionado é de metal-duro, modelo RCMT 1204MO 3015, da empresa ISCAR, com flanco positivo de 7° . O porta-ferramenta utilizado para este inserto é do modelo SRGCL 2525M-12, também da mesma empresa ISCAR, com ângulo de direção de gume $K_r = 90^\circ$, ângulo de inclinação do gume $\lambda_s = 0^\circ$, ângulo de saída $\gamma_0 = 0^\circ$ e ângulo de incidência $\alpha_0 = 7^\circ$. Os suportes para os insertos podem ser observados na Figura 3.4.

Figura 3.4. Porta-ferramentas utilizados nos ensaios com propriedades em milímetros do (a) inserto triangular e do (b) inserto circular.



Fonte: Do autor.

3.3 MÁQUINA-FERRAMENTA

Para a realização dos ensaios, foi utilizado um torno CNC Heyligenstaedt, modelo Heynumat 10U mostrado na Figura 3.5, com potência nominal no eixo-árvore de 70 kW, com rotação máxima de 4500 rpm e equipado com comando CNC Siemens 802D. Esse equipamento tem uma estrutura robusta, é dotado de barramento inclinado, placa de três castanhas com fechamento hidráulico e ambiente de usinagem enclausurado com blindagem.

Figura 3.5. Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios.



Fonte: Do autor.

3.4 SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS

A aquisição dos sinais de força foi realizada com o auxílio de uma plataforma piezelétrica Kistler 9257A, que pode ser visualizada na Figura 3.6. Ela possui três canais de aquisição de dados dispostos na direção dos eixos coordenados cartesianos (X, Y e Z) e foi ajustada concordantemente com os eixos da máquina-ferramenta, possibilitando a medição das componentes das forças geradas no processo de corte.

Figura 3.6. Plataforma piezelétrica Kistler 9247A.



Fonte: Do autor.

Os principais detalhes técnicos da plataforma usado neste experimento são apresentados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1. Plataforma piezométrica Kistler de modelo 9257A.

Características	F _x	F _y	F _z
Faixa de medição [N]	0 - 5000	0 - 5000	0 - 10000
Sensibilidade [pC/N]	7,82	7,85	3,72
Linearidade [$\leq \pm$ %FSO]	0,3	0,3	0,3
Frequência de ressonância [kHz]	2,3	2,3	3,5

Fonte: Adaptado de Borba [79].

O funcionamento da plataforma se dá através da deformação dos cristais piezométricos ao longo dos eixos, de modo que as cargas positivas e negativas dos cristais se deslocam umas contra as outras, gerando um dipolo elétrico, ou seja, polarizam-se eletricamente quando se deformam elasticamente, e quando são submetidas a esforços mecânicos são polarizadas eletricamente. A relação de força e tensão elétrica é normalmente linear, de maneira que permite correlacionar uma constante de proporcionalidade para converter a tensão elétrica em força e vice-versa.

Figura 3.7. Amplificadores utilizados nos ensaios



Fonte: Do autor.

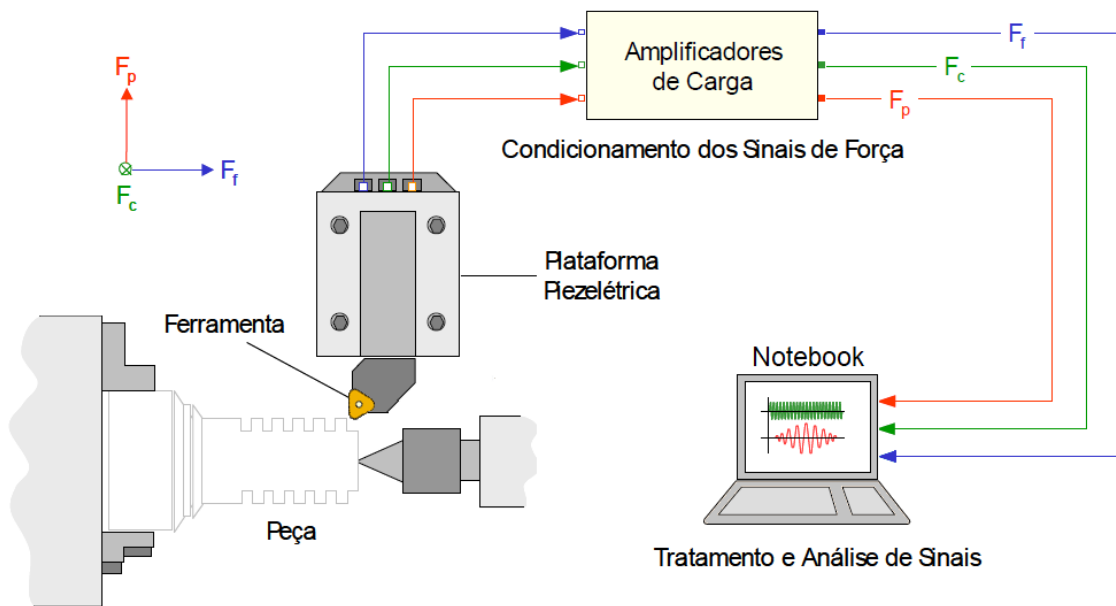
Dois amplificadores Kistler 5011 e um amplificador Kistler 5006, Figura 3.7, foram utilizados para viabilizar a leitura da variação de tensão fornecida pelos cristais piezométricos. Para cada direção da plataforma foi utilizado um amplificador, sendo este ajustado de acordo com a sensibilidade do cristal nesta direção. Para a conversão dos sinais analógicos, vindos dos amplificadores, foi utilizada uma placa de aquisição National Instruments USB 6218, um *notebook*

e *software* de aquisição de dados (LabVIEW) configurado para adquirir 10000 pontos por segundo, armazenando os sinais obtidos e possibilitando sua posterior análise e tratamento.

Os amplificadores de carga da Kistler AG apresentam a possibilidade de ajustar a escala e a sensibilidade, e esses foram ajustados conforme a necessidade dos valores de força e dos parâmetros da plataforma, respectivamente. O fator de escala (S) foi de $S = 100 \text{ N}$ e isso representa que 1 V de sinal equivale a 100 N.

A Figura 3.8 mostra o modelo esquemático dos ensaios.

Figura 3.8. Montagem do sistema de aquisição.



Fonte: Adaptado de Souza [67].

No processo de captação das forças, o sinal bruto não representa necessariamente a força específica atuante sobre o gume da ferramenta. Ele acaba captando deslocamento de discordâncias, devido à não-homogeneidade dos materiais, e também pode sofrer interferência de ruídos da rede. Variações nos parâmetros de usinagem e características das ferramentas utilizadas também podem interferir nos valores de forças obtidos. Devido a isso, um filtro passa baixa foi adicionado ao *software* LabVIEW com intuito de auxiliar no processamento dos sinais. Esse tratamento foi realizado em todas as componentes da força de usinagem.

Para aferir se os resultados da plataforma eram satisfatórios, com o auxílio de um manual para calibração [6], realizou-se testes que descartaram a necessidade de uma nova calibração. Os resultados desses testes foram satisfatórios com erros médios abaixo de 1% e no Apêndice A é mostrado como foi feita esta verificação.

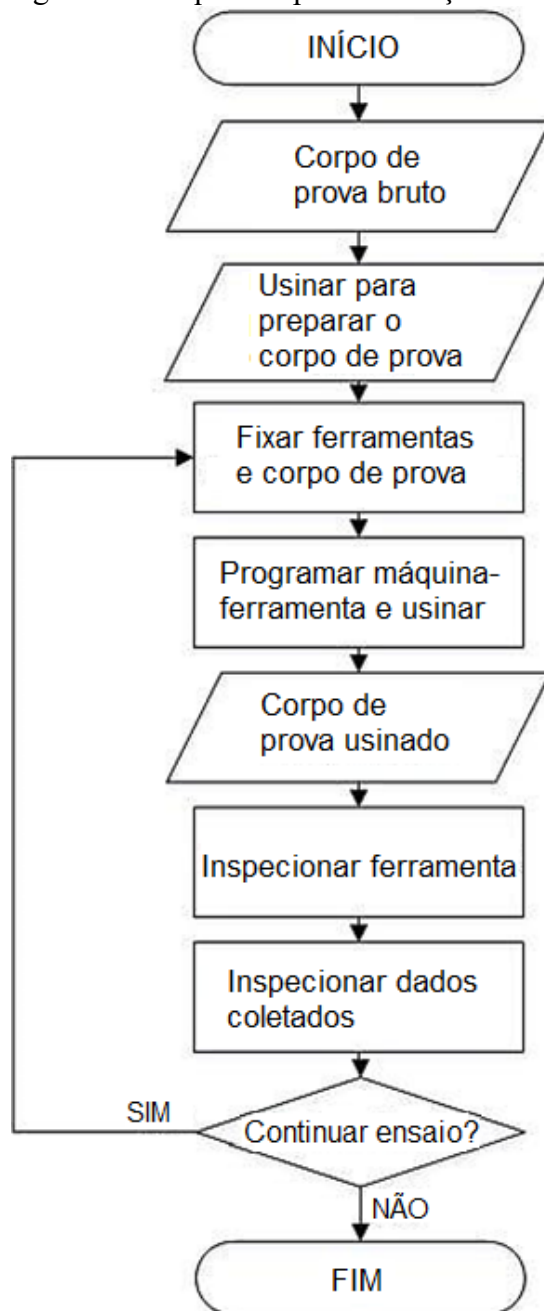
3.5 PLANEJAMENTO E EXECUÇÃO EXPERIMENTAL

Como explanado na metodologia, para determinar as constantes de Kienzle, operações de torneamento longitudinal, faceamento ou torneamento ortogonal poderiam ter sido aplicadas. No entanto, optou-se pelo torneamento longitudinal pois este se assemelhava mais com o processo de corte encontrado na operação de mandrilamento.

Para a determinação das constantes, manteve-se a velocidade de corte (v_c) constante em 150 m/min e variou-se o avanço e a profundidade de corte. Assim, a largura e a espessura do cavaco também variaram, gerando dados necessários neste processo. A faixa dos valores variados, bem como o valor da velocidade de corte constante, foi escolhida com base nas operações realizadas na empresa parceira. O avanço variou de 0,075 a 0,225 mm com incremento de 0,075 mm e a profundidade de corte variou de 0,5 mm a 1,5 mm com incremento de 0,5 mm. Também para cada conjunto de parâmetros de entrada, fez-se uma réplica de cada ensaio.

A sequência da realização dos ensaios, após fixação do corpo de prova, envolvia realizar a programação da máquina-ferramenta com a combinação dos parâmetros de corte estabelecidos e a fixação do inserto no porta-ferramentas. A cada ensaio realizado era necessário alterar os parâmetros de corte, caso não fossem os mesmos, além de reprogramar os deslocamentos da ferramenta para que se aproveitasse cada uma das seções do corpo de prova. Também era fixado um novo gume novo no porta-ferramenta e com isso ficavam garantidas as mesmas condições iniciais em relação à ferramenta de corte para todos os ensaios. A Figura 3.9 mostra esquematicamente a sequência para realização dos ensaios.

Figura 3.9. Sequência para realização dos ensaios.



Fonte: Do autor.

Realizou-se um DOE (*design of experiments*), do tipo fatorial completo com uma réplica, com o intuito de organizar os ensaios. Auxiliado pelo *software* MINITAB 16, chegou-se a um total de 18 ensaios necessários, mostrados na Tabela 3.2. Estes ensaios foram feitos para o inserto triangular e posteriormente repetidos para o inserto circular, totalizando um total de 36 ensaios para determinação das constantes principais dos dois formatos de insertos.

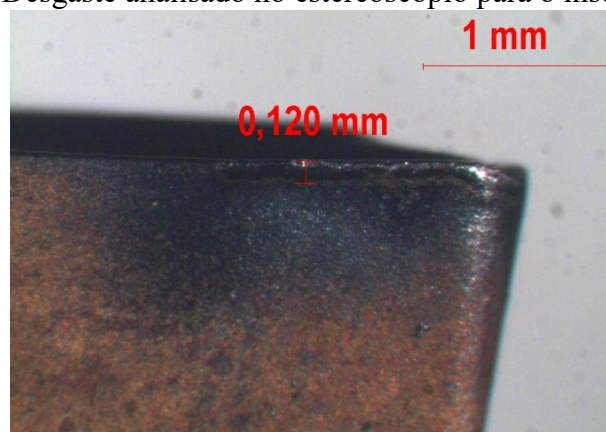
Tabela 3.2. Ensaio principais para insertos triangular e circular.

Ensaio	Velocidade corte (m/min)	Avanço (mm)	Profundidade de corte(mm)
1	150	0,075	0,5
2	150	0,075	0,5
3	150	0,15	0,5
4	150	0,15	0,5
5	150	0,225	0,5
6	150	0,225	0,5
7	150	0,075	1
8	150	0,075	1
9	150	0,15	1
10	150	0,15	1
11	150	0,225	1
12	150	0,225	1
13	150	0,075	1,5
14	150	0,075	1,5
15	150	0,15	1,5
16	150	0,15	1,5
17	150	0,225	1,5
18	150	0,225	1,5

Fonte: Do autor.

Na primeira etapa dos ensaios foram utilizados insertos com gumes novos. Posteriormente, foram realizados ensaios de longa duração, com os parâmetros de corte máximos, avaliados nesse trabalho, no mesmo material do ensaio para atingir um desgaste de flanco médio de 0,1 mm. Para avaliação do desgaste dos insertos, foi utilizado um estereoscópio Zeiss, modelo Stemi SV8, sendo que os ensaios para desgastar os insertos foram finalizados ao ser atingido o desgaste de flanco médio de 0,1 mm. A Figura 3.10 apresenta o resultado destes ensaios para o inserto triangular.

Figura 3.10. Desgaste analisado no estereoscópio para o inserto triangular.



Fonte: Do autor.

Os insertos sofreram as operações de desgaste para prepará-los para os ensaios com insertos desgastados da Tabela 3.3. O objetivo destes ensaios foi obter fatores de correção, levando em consideração o desgaste da ferramenta, que corrigissem as equações elaboradas para obtenção das forças de corte. Estes ensaios foram realizados tanto para o inserto triangular quanto para o inserto circular.

Os parâmetros escolhidos nos ensaios da Tabela 3.3 levaram em consideração as piores condições de usinagem teóricas, com os maiores esforços segundo a literatura e que passam normalmente pelas maiores profundidades de corte. Por isso a profundidade escolhida de 1,5 mm.

Tabela 3.3. Ensaio realizados com as ferramentas desgastadas.

Ensaio	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm)	Profundidade de corte (mm)
1	150	0,075	1,5
2	150	0,075	1,5
3	150	0,15	1,5
4	150	0,15	1,5
5	150	0,225	1,5
6	150	0,225	1,5

Fonte: Do autor.

Na etapa posterior à dos ensaios com ferramentas desgastadas, também foram realizados ensaios para outras velocidades de corte, objetivando obter constantes para correção deste parâmetro. Os parâmetros utilizados nesses ensaios podem ser visualizados na Tabela 3.4. Estes ensaios foram realizados tanto para insertos triangulares como circulares e também levaram em consideração os parâmetros que levassem a maiores esforços de corte, portanto com maior profundidade de corte e avanço.

Tabela 3.4. Ensaio realizados com outras velocidades.

Ensaio	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm)	Profundidade de corte (mm)
1	225	0,225	1,5
2	225	0,225	1,5
3	75	0,225	1,5
4	75	0,225	1,5

Fonte: Do autor.

Por fim, para determinação da influência do meio lubrificante também foram realizados ensaios com fluido de corte Castrol Syntilo R Plus, uma emulsão com concentração de 5%. Os parâmetros avaliados estão na Tabela 3.5 e também foram selecionados considerando as

condições dos maiores esforços e piores condições de usinagem. Os mesmos ensaios também foram repetidos para ambos os formatos de insertos.

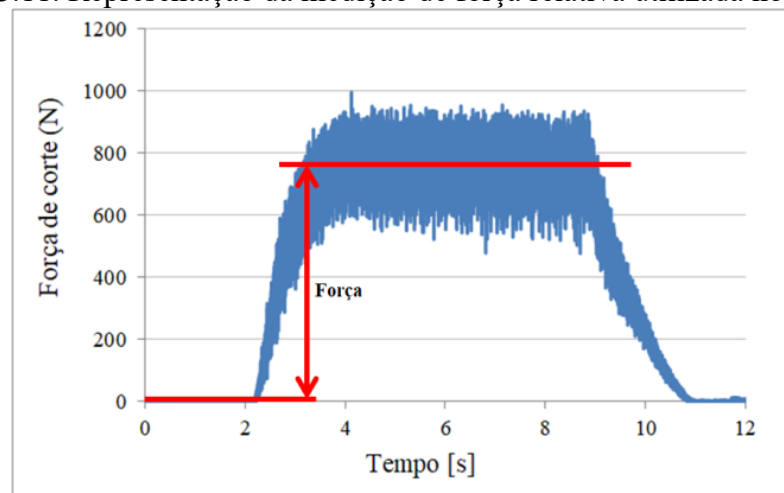
Tabela 3.5. Ensaios realizados com fluido de corte Castrol Syntilo R Plus.

Ensaio	Velocidade corte (m/min)	Avanço (mm)	Profundidade de corte (mm)	Inserto
1	150	0,225	1,5	Desgastado
2	150	0,225	1,5	Desgastado
3	150	0,225	1,5	Novo
4	150	0,225	1,5	Novo

Fonte: Do autor.

Para determinação dos valores das componentes da força de usinagem, fez-se a diferença da média dos sinais obtidos durante o corte, pela média dos sinais obtidos em vazio. Isto foi necessário em virtude de os sensores piezométricos apresentarem perdas de carga ao longo do tempo de medição, o que é conhecido como *drift*, interferindo assim na determinação de valores absolutos de forças. Como consequência disso, adotou-se a medição das forças, decorrentes do processo de corte, com valores relativos, conforme mostra a Figura 3.11.

Figura 3.11. Representação da medição de força relativa utilizada nos ensaios.



Fonte: Do autor.

Durante a obtenção das componentes das forças de usinagem para cada ensaio foram suprimidos os trechos iniciais e finais, onde a ferramenta deslocava-se em vazio e enquanto os parâmetros de corte não estavam em seus valores plenos. Foi realizada a diferença da média dos valores em usinagem plena e em vazio, bem como também calculado o desvio padrão do sinal durante o período de usinagem.

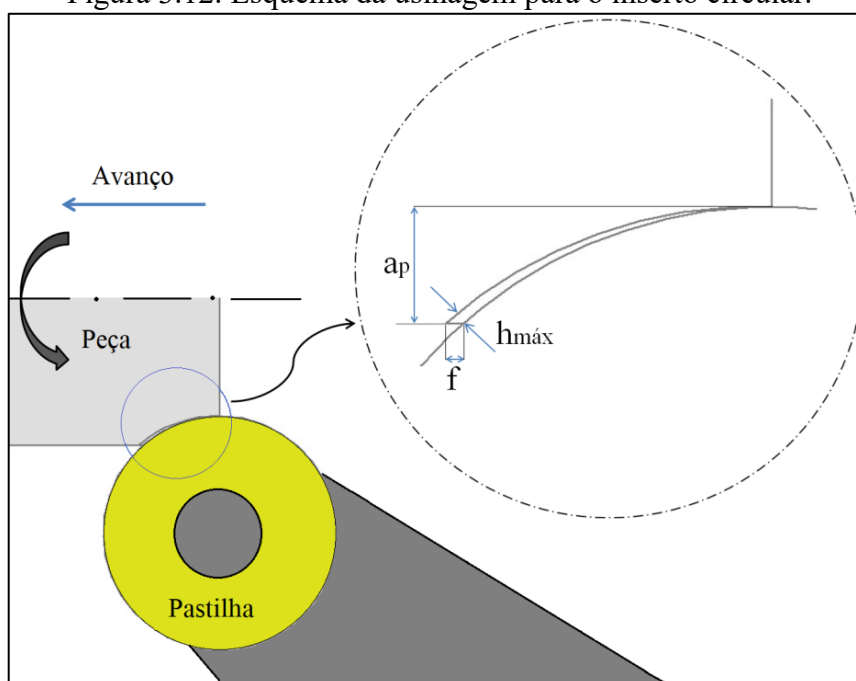
Antes de utilizar a plataforma piezométrica foi realizada uma aferição de erros para verificar se o equipamento necessitava de calibração [6]. Os resultados dos erros em relação à carga estática apresentaram erro médio abaixo de 1% na faixa de forças esperadas para o ensaio, de modo que não houve a necessidade de realizar a calibração da plataforma. O funcionamento dos amplificadores e da plataforma piezométrica foi verificado mediante ensaio estático realizado conforme Apêndice A. Com o resultado do ensaio, foi possível confirmar a linearidade e a confiabilidade dos amplificadores e da plataforma piezométrica. Além de legitimar o sistema de medição de força, o ensaio também serviu para validar o programa desenvolvido no *software* LabVIEW.

A opção pelos valores de parâmetros de corte nos ensaios auxiliares, para obtenção de fatores de correção, levou em consideração as informações da literatura disponível. Escolheram-se teoricamente os parâmetros que gerariam os maiores esforços durante a usinagem, ou seja, gerariam as piores condições de corte, desgaste e demais características influenciadas pelos esforços, conforme explanado na metodologia.

3.5.1 Método para o inserto circular

Ao contrário do que ocorre para o inserto triangular, onde pode ser feita a análise da seção de corte considerando a geometria de um losango, com lados paralelos, a utilização do inserto circular faz com que a seção de corte assumira um perfil de vírgula, como pode ser observado na Figura 3.12. Os valores de espessura do cavaco e largura de cavaco sofrem variações neste caso.

Figura 3.12. Esquema da usinagem para o inserto circular.



Fonte: Do autor.

A secção de corte caracterizada como uma vírgula acontece frequentemente na usinagem por fresamento, onde um dente da ferramenta de corte realiza um movimento circular, e a peça avança de acordo com o avanço da mesa, removendo assim volumes de cavacos crescentes ou decrescentes conforme a orientação do corte sendo discordante ou concordante. Além da diferença na secção de corte, é esperado do inserto com ângulo de quina maior, riscos maiores de vibração e maiores esforços de corte. O gume de corte é mais robusto e as faixas de avanços toleráveis também são maiores.

Nos casos de secção de corte em vírgula, procura-se encontrar a espessura de corte média, para que seja usada nos cálculos da força específica de corte. Tal abordagem é relevante, e um tanto usual, mas aumenta a complexidade do modelo. Com vistas a simplificá-lo, optou-se por uma análise das características geométricas e a correlação destas com a área do perfil gerada no *software* SolidWorks 2016.

A associação entre o avanço e a profundidade de usinagem proporciona a secção de corte. O quociente entre a força de corte medida e a secção de corte fornece a força específica de corte, conforme mostra a Equação 3.1.

$$k_c = F_c/A \quad (3.1)$$

A força de corte F_c pode ser obtida através dos ensaios e o valor da área calculado com o auxílio do *software* SolidWorks. O inserto circular deste trabalho apresenta diâmetro de 12 mm e a Tabela 3.6 apresenta valores de áreas para três diâmetros de inserto, três avanços e três profundidades de corte. Todas as áreas foram obtidas através do *software* SolidWorks 2016. A opção por utilizar mais dois valores de diâmetros além do diâmetro do inserto deste trabalho foi averiguar se o diâmetro do mesmo tinha influência sobre a área obtida. Por isso também foi calculada a área para insertos com 10 e 14 mm de diâmetro.

Tabela 3.6. Áreas obtidas no SolidWorks em função dos parâmetros de entrada.

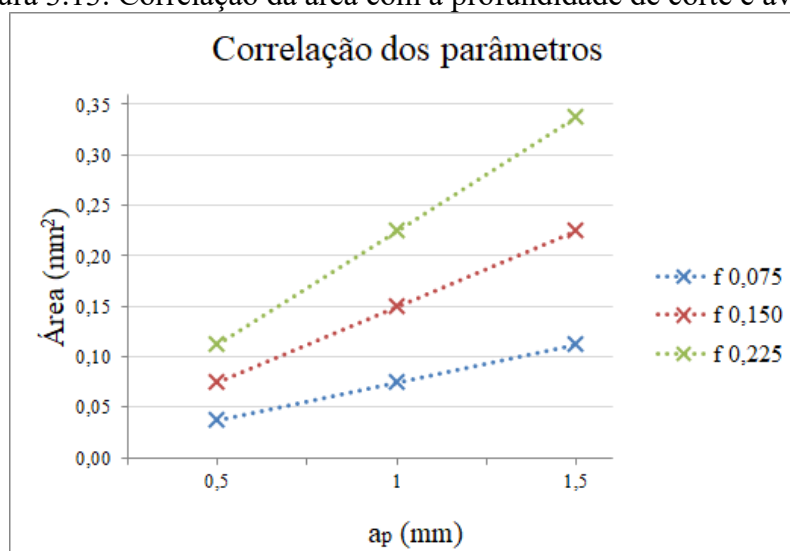
Diâmetro do inserto	Avanço (f)	Profundidade de corte (ap)	Área CAD
10	0,075	0,5	0,0375
10	0,075	1	0,0750
10	0,075	1,5	0,1125
10	0,15	0,5	0,0750
10	0,15	1	0,1500
10	0,15	1,5	0,2250
10	0,225	0,5	0,1124
10	0,225	1	0,2249
10	0,225	1,5	0,3374

12	0,075	0,5	0,0375
12	0,075	1	0,0750
12	0,075	1,5	0,1125
12	0,15	0,5	0,0750
12	0,15	1	0,1500
12	0,15	1,5	0,2250
12	0,225	0,5	0,1124
12	0,225	1	0,2249
12	0,225	1,5	0,3374
14	0,075	0,5	0,0375
14	0,075	1	0,0750
14	0,075	1,5	0,1125
14	0,15	0,5	0,0750
14	0,15	1	0,1500
14	0,15	1,5	0,2250
14	0,225	0,5	0,1124
14	0,225	1	0,2249
14	0,225	1,5	0,3374

Fonte: Do autor.

O resultado mostrou que a variação do diâmetro do inserto não modificou o valor das áreas obtidas pelo programa para uma mesma configuração de profundidade de corte e avanço, fato que já era esperado. Um gráfico gerado e mostrado na Figura 3.13 relaciona os parâmetros de avanço e profundidade de corte com as áreas obtidas, para o diâmetro de inserto de 12 mm.

Figura 3.13. Correlação da área com a profundidade de corte e avanço.



Fonte: Do autor.

A correlação da área com o avanço para uma profundidade de corte constante foi direta, obtendo-se um fator de correlação de Pearson igual a 1. O mesmo ocorreu para a correlação da área com a profundidade de corte para um avanço constante. Isso pode ser confirmado pelas retas

geradas na Figura 3.13, indicando uma relação linear. Calculando-se a área pela multiplicação da profundidade de corte pelo avanço, a diferença média foi de 0,02% para a área obtida no *software* de auxílio. Adotou-se então a relação mostrada na Equação 3.2.

$$A = a_p \cdot f \quad (3.2)$$

Substituindo a Equação 3.2 na Equação 3.1 e rearranjando, a equação final para a força de corte resulta na Equação 3.3.

$$F_c = k_c \cdot a_p \cdot f \quad (3.3)$$

A relação de Kienzle pode assim ser empregada fazendo-se os ajustes necessários. Considerando o ângulo de incidência da ferramenta circular igual a 90°, o seno deste ângulo é 1, a espessura do cavaco h tem o mesmo valor que o avanço f e a largura do cavaco b torna-se igual a profundidade de corte a_p .

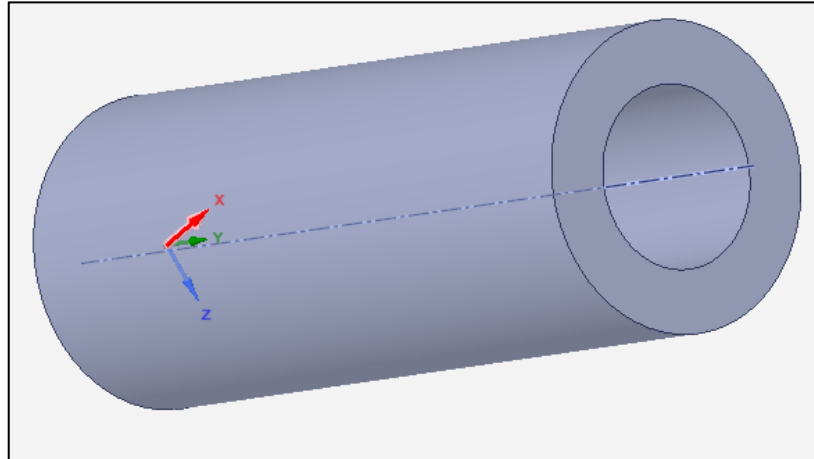
3.5.2 Método para a simulação numérica

O método escolhido foi o método de elementos finitos, para o desenvolvimento dele foi utilizado o *software* Ansys 18.1, onde foi realizada uma simulação estrutural no corpo de prova adaptado.

A carga aplicada tem a direção da força passiva e o módulo dela é estimado nos valores encontrados nas equações geradas neste trabalho, para as condições de parâmetros de corte que geraram os casos mais extremos.

O corpo de prova gerado para o estudo, presente na Figura 3.14, guarda similitudes com o corpo de prova ensaiado, apresenta mesmo comprimento e mesmo diâmetro externo. Foi adicionado um furo passante, central, de 55 mm de diâmetro, para dar maior fidedignidade as peças encontradas e usinadas na empresa parceira. Esta característica, que não se fez presente nos corpos de prova ensaiados, consta nos desenhos técnicos fornecidos também pela empresa parceira.

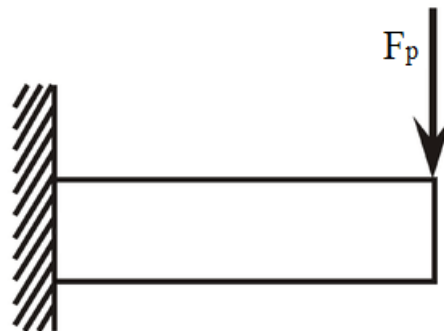
Figura 3.14. Corpo de prova para simulação estrutural.



Fonte: Do autor.

Para a simulação, um lado da peça é engastado, enquanto no outro é aplicado uma força constante sobre a superfície dela, esta força se dá na direção Z da Figura 3.14 e é a mesma da força passiva. A Figura 3.15 apresenta o modelo esquemático.

Figura 3.15. Modelo esquemático da simulação estrutural.



Fonte: Do autor.

Com a análise estrutural, pode-se aferir as deformações encontradas, bem como deslocamentos e tensões. Todas essas informações são importantes para se determinar erros de cilíndricidade, retitude e dimensionais que podem ser vitais para o descarte ou não da peça usinada. Também servem para avaliar se o processo de mandrilamento está sendo satisfatório, se a rigidez da barra de mandrilar está adequada aos ensaios etc.

4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados dos ensaios de torneamento, com vistas à abordagem fundamentada das principais características estudadas neste trabalho, tais como os esforços no processo de usinagem, suas componentes em força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p), a modelagem das equações para estes esforços e a obtenção dos coeficientes de correção para desgaste da ferramenta, para outras velocidades de corte e para a presença de meio lubrificante.

A apresentação destes resultados dar-se-á através de gráficos e tabelas, principalmente, e eles serão separados para inserto triangular e para inserto circular.

4.1 INSERTO TRIANGULAR

Após a realização dos ensaios, fez-se uma análise das componentes da força de usinagem. A Figura 4.1 mostra os valores médios das componentes da força de usinagem, com a variação da profundidade de corte para os avanços de 0,075, 0,15 e 0,225 mm. Os resultados médios para cada configuração de parâmetros ensaiados podem ser visualizados no Apêndice B.

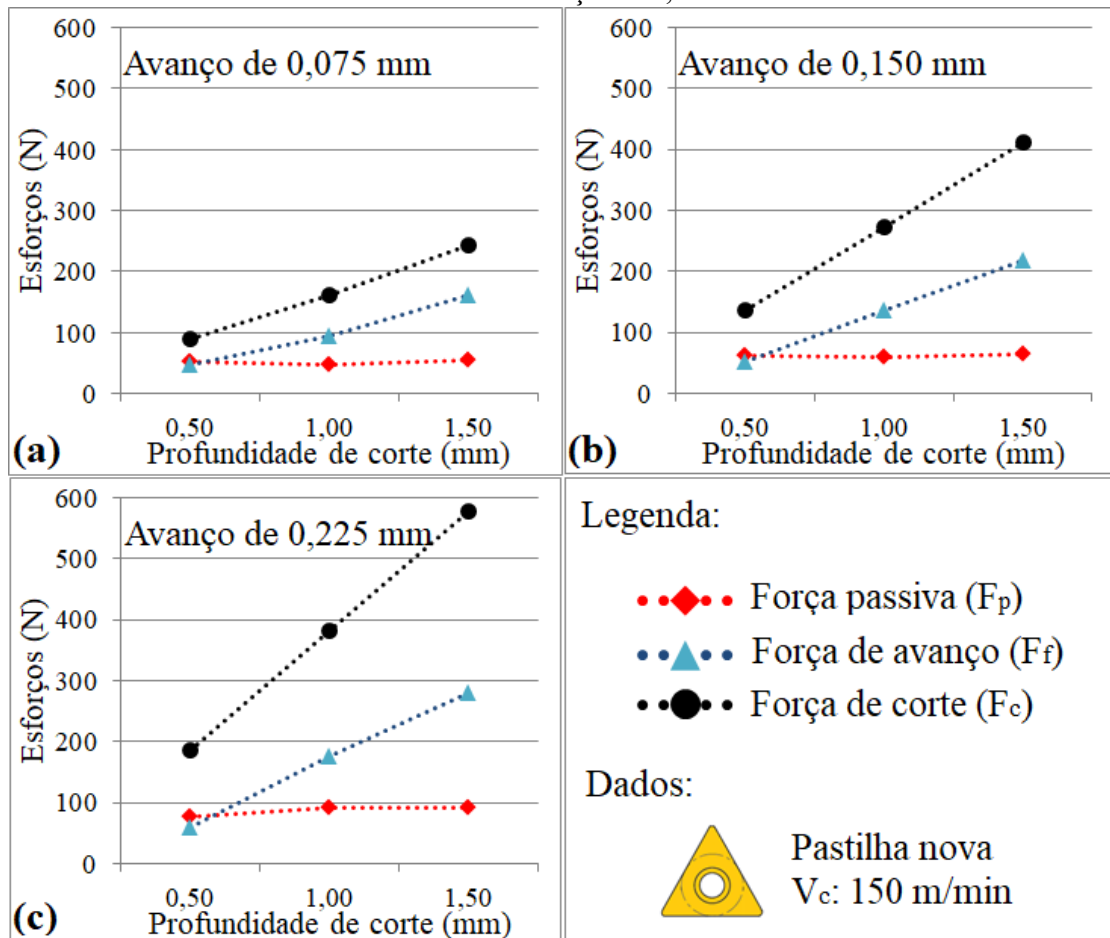
Verifica-se que o aumento da profundidade de corte resultou no aumento das componentes da força de usinagem para todos os avanços analisados, com exceção da força passiva que praticamente manteve-se constante com o aumento da profundidade de corte para um mesmo avanço.

De acordo com König e Klocke [8] e Klocke [48], o aumento da profundidade de corte resulta no aumento da largura de corte, e como consequência, ocorre o aumento das componentes da força de usinagem. O aumento do avanço também resultou no aumento das forças durante o processo, para todos os avanços analisados, o que de acordo com os mesmos autores ocorre devido ao aumento da espessura de corte.

Apesar de ser esperado que o aumento da componente de força passiva para o incremento na profundidade de corte seja menor que o aumento das demais componentes, Korka *et al.* [68] indicam que ele chega a 30%. Este valor não foi observado nos ensaios realizados para este trabalho.

Pelo fato das forças passivas estarem na parte inferior da faixa de medição da plataforma piezométrica e serem menores que as demais componentes, sofrem maior influência dos erros que permeiam estes níveis de medição. Para outros ensaios realizados pelo presente autor, não expostos nesse trabalho mas empregando mesmo material de corpo de prova [69], houve a observância de um incremento maior na força passiva com o aumento da profundidade de corte.

Figura 4.1. Forças de usinagem para: (a) variação da profundidade de corte com avanço de 0,075 mm, (b) variação da profundidade de corte com avanço de 0,150 mm e (c) variação da profundidade de corte com avanço de 0,225 mm.

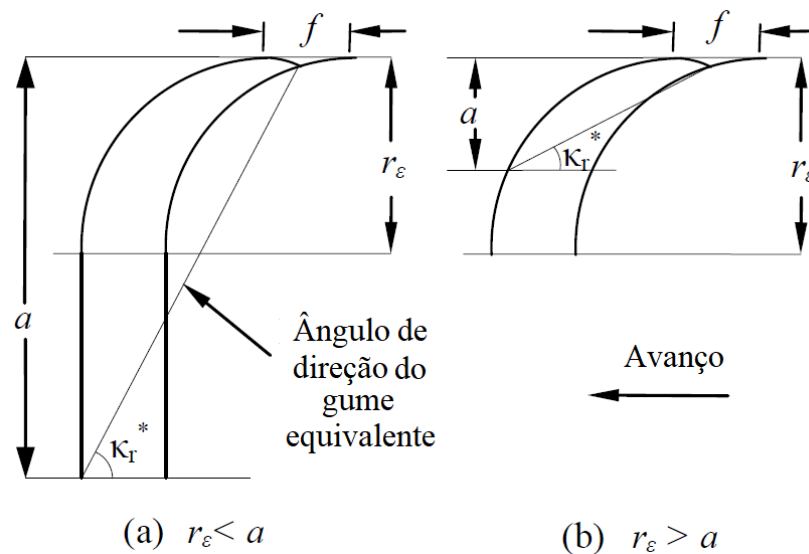


Fonte: Do autor.

Nos ensaios realizados pode-se notar que quanto menor a profundidade de corte, mais próximos são os valores das componentes da força de usinagem, chegando inclusive a força passiva sobrepor-se às forças de avanço. Segundo König e Klocke [8], quando o raio de quina da ferramenta de corte é próximo ou maior do que a profundidade de corte, deformações plásticas são mais pronunciadas na região do corte e a força passiva pode ultrapassar a força de avanço. No caso, o raio de quina do inserto era de 0,4 mm e a profundidade de corte ensaiada foi de 0,5 mm. De acordo com Pramanik et al. [49], a relação entre o raio de quina da ferramenta e a profundidade de corte influencia os valores das componentes força de avanço e força passiva. Os resultados da Figura 4.2(a) mostram que quando o raio de quina é menor que a profundidade de corte ($r_e < a_p$), o ângulo de direção do gume equivalente (K_r^*) é maior, acarretando assim a diminuição da força passiva e o aumento da força de avanço. A Figura 4.2(b) mostra que quando o raio de quina da ferramenta de corte é superior à profundidade de corte ($r_e > a_p$), o ângulo de direção do gume equivalente (K_r^*) é menor, ocorrendo assim o aumento da força passiva e diminuição da força de avanço. Já

Stephenson e Agapiou [57] afirmam que a força passiva aumenta mais pronunciadamente para maiores profundidades de corte, desde que o raio de quina seja menor do que a profundidade de corte. O efeito do ângulo de direção do gume está presente na deflexão radial somente quando o raio de quina é menor do que a profundidade de corte.

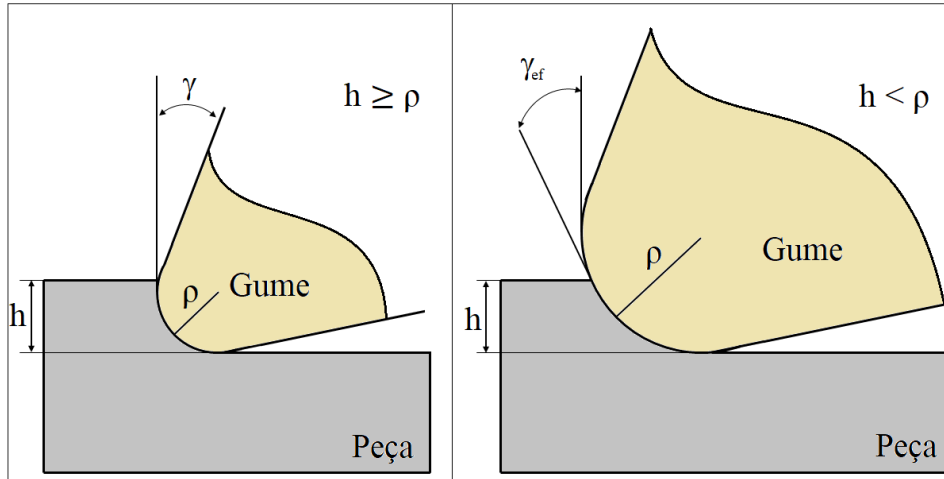
Figura 4.2. Influência do raio de quina e da profundidade de corte na força passiva e de avanço quando (a) o raio de quina é menor que a profundidade de corte e quando (b) o raio de quina é maior que a profundidade de corte.



Fonte: Pramanik *et al* [49].

Com a diminuição da escala de corte, a dimensão da espessura do cavaco não deformado pode ser comparada ao raio de gume da ferramenta. Como resultado, para ângulos de saída efetivos fortemente negativos, como vistos na Figura 4.3, o crescimento das forças específicas para um mesmo intervalo de avanços é mais brusco. Para avanços gradualmente maiores, enquanto os ângulos efetivos tornam-se mais negativos, pode ocorrer o efeito de escala, conhecido também por *size effect* [73, 74]. Schroeter [38] analisou estes efeitos e constatou que, de maneira geral, as componentes de forças de corte são maiores que as de forças passivas acima de um determinado valor de avanço, ocorrendo o contrário para pequenos avanços e profundidades de corte. Todavia esta relação é influenciada pelas propriedades físicas do material usinado, pela escala de usinagem, pelo desgaste da ferramenta etc.

Figura 4.3. Relação entre o ângulo de saída efetivo e nominal para pequenas espessuras de corte.

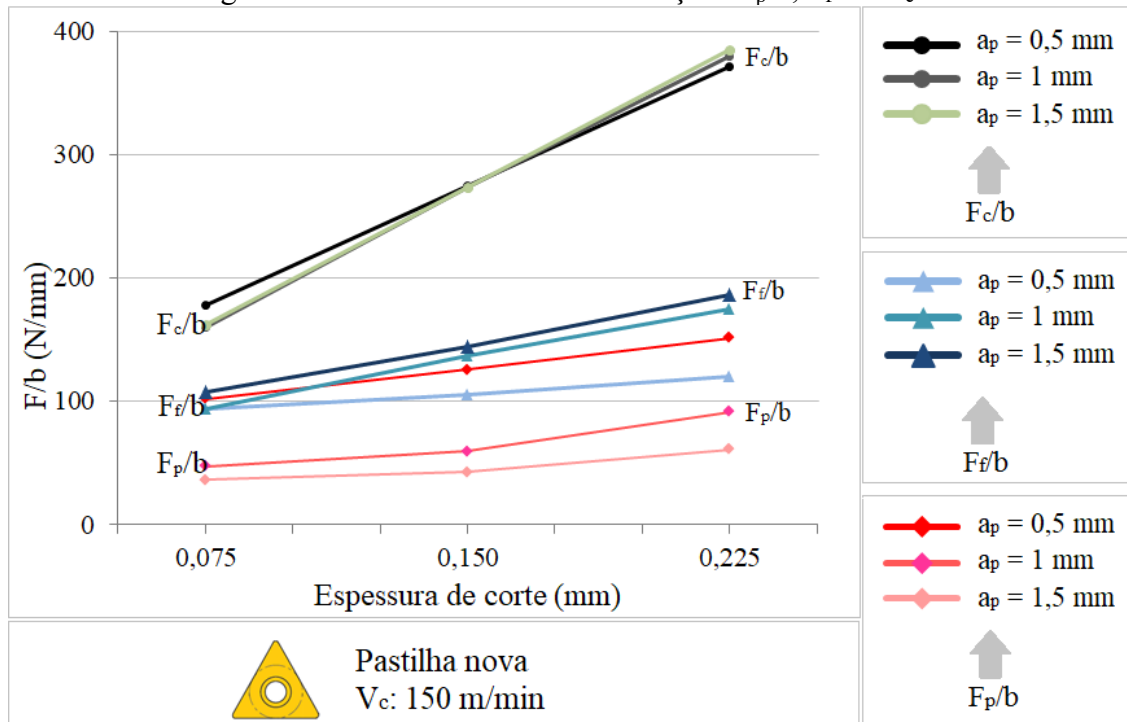


Fonte: Adaptado de Schroeter [38].

4.1.1 Formulação da equação de Kienzle

Na etapa de desenvolvimento do modelo de força de mandrilamento, os dados coletados tiveram a mesma análise e compilação para os três esforços estudados. Os valores dos esforços foram divididos pela largura do cavaco criando as relações F_c/b , F_f/b e F_p/b , embutindo desta forma a variável de profundidade de corte, conforme ilustrado na Figura 4.4.

Figura 4.4. Gráfico mostrando as relações F_p/b , F_f/b e F_c/b .



Fonte: Do autor.

Os dados foram avaliados de maneira que pudesse ser averiguado se os mesmos possuíam diferenças significativas entre si. Para isso foi realizado um teste de hipóteses para os resultados obtidos. Isto se deu com auxílio do *software* Minitab 17, teste ANOVA. As amostras incluíam relações F/b para uma mesma espessura de corte. Foram escolhidos dois grupos da Figura 4.4, as relações para força passiva na espessura de corte de 0,075 mm e as relações para força de corte na espessura de corte de 0,15 mm. Pode-se verificar que o grupo escolhido com as relações da força passiva é o mais disperso e o grupo com relações da força de corte o mais concentrado. Os resultados mostraram que cada amostra possuía diferenças significativas comparada a qualquer outra, incluso a oriunda do ensaio réplica com os mesmos parâmetros de entrada no caso das relações de força passiva. Algumas relações da força de corte não apresentaram diferenças significativas entre si. Os resultados podem ser visualizados no Apêndice C.

O fato relatado ocorre devido à placa de aquisição captar mais de dez mil pontos de força por segundo, o que diminui consideravelmente a faixa de repetitividade. Segundo Albertazzi [70], é o efeito da média sobre os erros de medição. O intervalo de confiança para 95% de probabilidade mostra-se tão pequeno que os valores foram omitidos na Figura 4.4. Quando é comparado o ensaio e sua réplica, as significâncias dos erros aleatórios subjazem os erros sistemáticos, mostrando que os parâmetros de entrada avaliados nos ensaios não foram as únicas variáveis influenciadoras no processo de usinagem e de medição.

Outra constatação oriunda dos testes é que as variações dos parâmetros de corte influenciaram significativamente os dados que estão sendo analisados, de acordo com o teste de hipótese realizado. Com a assertiva dos dados de cada ensaio serem diferentes entre si, o cálculo das constantes de Kienzle não pôde ser feito através da média entre todos os ensaios para uma mesma espessura de corte.

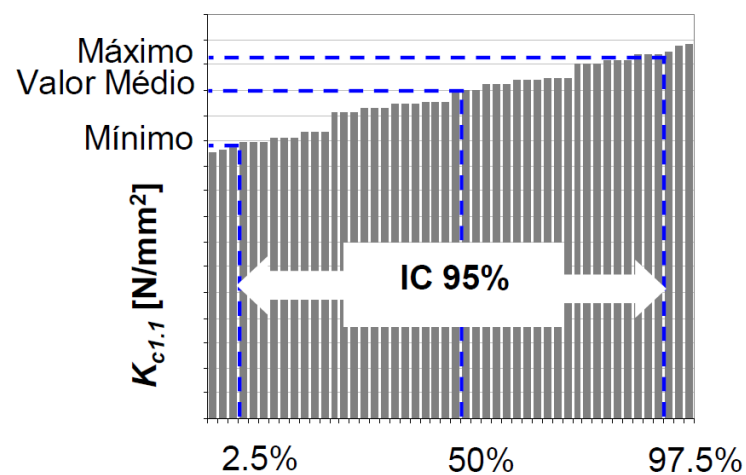
Para isso, precisou-se calcular uma equação para cada profundidade de corte, utilizando a média dos resultados de um ensaio e sua réplica. O desvio considerado foi o desvio padrão das médias desses dois ensaios. A partir da definição do intervalo de incerteza em relação ao valor médio, a média da relação F/b mais um desvio e a mesma média menos um desvio, foi feita uma divisão aleatória dos valores no intervalo com n números randômicos, sem ordenação dos valores aleatórios. A determinação das forças específicas de corte e dos expoentes de Kienzle, mostrados nas Equações 2.1, 2.2 e 2.3, foi feita a partir da linearização, em escala bi-logarítmica, da variação das relações F/b em função da espessura de corte (h), utilizando o método dos mínimos quadrados.

Desta forma, o primeiro valor randômico correspondente ao primeiro conjunto de parâmetros gerou o primeiro valor de força específica e do expoente de Kienzle. A segunda combinação gerou o segundo valor dos coeficientes de Kienzle, até que se tivessem n valores aleatórios da força específica de corte e do expoente de Kienzle. Segundo Donatelli [71], a

quantidade de números aleatórios n está diretamente ligada ao ruído amostral e à amplitude dos valores obtidos. Isto significa que um valor grande de números aleatórios n tende a produzir uma diminuição do ruído amostral e uma estimativa mais confiável dos valores obtidos e da incerteza de medição. Neste trabalho o valor de n foi mantido constante e igual a 10000.

A partir da ordenação dos n valores da força específica de corte, de forma crescente, pode-se extrair o valor correspondente ao valor médio ($n \cdot 0,5$) da distribuição de frequências acumuladas. Os valores de máximo ($n \cdot 0,975$) e mínimo ($n \cdot 0,025$) determinaram a incerteza do resultado obtido com um intervalo de confiança de 95%, como pode ser observado na Figura 4.5.

Figura 4.5. Distribuição de valores das constantes obtidas.
Força Específica de Corte
(Kienzle)

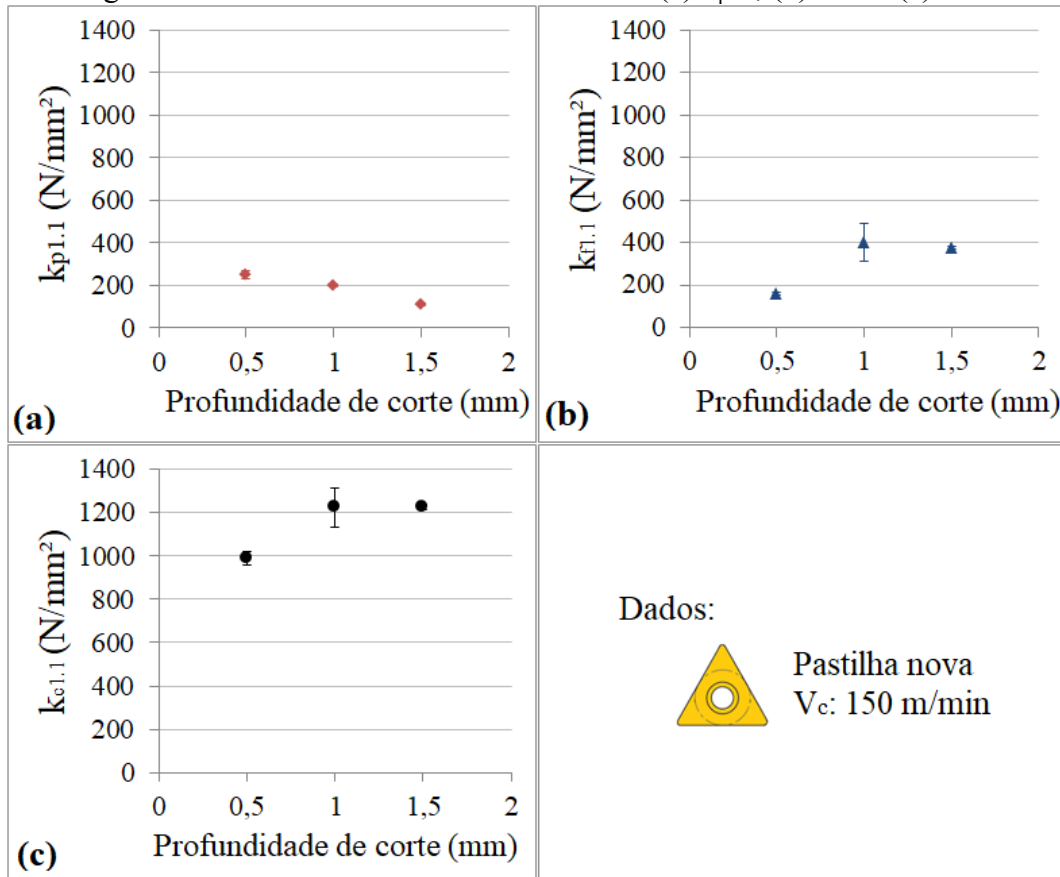


As constantes $k_{c1.1}$, $k_{f1.1}$ e $k_{p1.1}$ foram assim determinadas, bem como os respectivos expoentes $(1-m_c)$, $(1-m_f)$ e $(1-m_p)$. As constantes específicas de corte podem ser visualizadas na Figura 4.6.

Embora tenham sido calculados os valores de k_p pela importância da força passiva nas vibrações no mandrilamento e da responsabilidade nas deformações do material usinado [8, 23], em termos práticos os resultados obtidos tem pouca aplicabilidade, já que eles geralmente são mais sensíveis às variações dos fatores influentes no processo de corte. Como relatado no Capítulo 2, a força passiva varia com maior intensidade que as demais componentes com o aumento do desgaste da ferramenta, variação do ângulo de saída e mudanças nas propriedades dos materiais [8]. Também quanto menores os esforços tratados (geralmente as forças passivas estão em patamares menores que as demais componentes), maiores são as dificuldades metrológicas e mais solicitados são os aparatos responsáveis para esta função. Segundo Birmingham *apud* Naves [72], as forças passivas despertam menos interesse pois não realizam trabalho mecânico e não atuam de forma direta na

remoção de material, o que diminui substancialmente a quantidade de trabalhos de pesquisa relacionados. Aliado às características mencionadas, não raro há resultados divergentes na literatura sobre elas.

Figura 4.6. Gráfico mostrando as constantes: (a) $k_{p1.1}$, (b) $k_{f1.1}$ e (c) $k_{c1.1}$.



Fonte: Do autor.

Os valores de k_c e k_f para profundidade de corte de 0,5 mm são menores do que para profundidades de cortes maiores, o que contraria a expectativa teórica e os resultados obtidos pela maior parte dos pesquisadores da área, como também foi relatado na Seção 2.4.4. O fato dessa não-linearidade pode estar relacionado ao efeito de escala [73, 74]. Este efeito é a variação não linear das forças onde a espessura de corte é muito pequena, em patamares da mesma ordem do raio do gume de corte da ferramenta, que começa a influenciar os mecanismos de deformação do material da peça, formação e fluxo do cavaco. Tipicamente é caracterizado na usinagem por um aumento não-linear na energia consumida por unidade de volume de material removido, à medida que a espessura do cavaco não-deformado diminui.

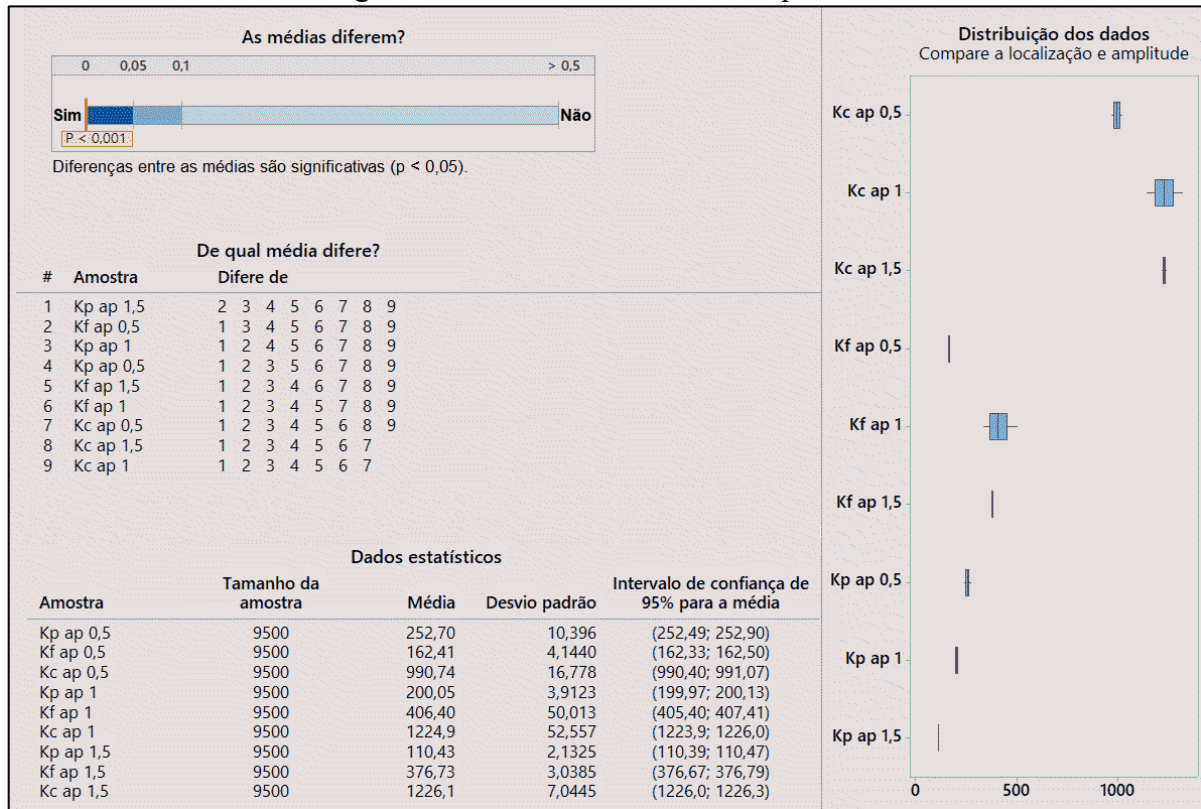
Alguns autores enfocam no empobrecimento das discordâncias para justificar tais ocorrências, dado o menor volume a ser removido e a conseqüente menor probabilidade de se encontrar discordâncias livres para o deslocamento do material [75]. Ainda sim, não há um

consenso sobre os fatores que impulsionam esse fenômeno e os pesquisadores mais proeminentes da área por vezes se contrapõem utilizando-se de enfoques diferentes. É um fenômeno que ocorre principalmente em microusinagem e na usinagem de ultra-precisão, que em decorrência das escalas reduzidas apresentam resultados não convencionais se comparados a usinagem habitual. Como em qualquer campo da usinagem, a variação dos parâmetros de entrada empregados também tem efeito na intensidade do fenômeno e estudos são feitos tentando relacioná-los.

As forças específicas para a profundidade de corte de 1 mm apresentaram as maiores faixas de intervalo de confiança de 95%, para as forças de avanço e força de corte. Isto ocorreu devido ao ensaio para avanço de 0,075 mm e profundidade de corte de 1 mm apresentar diferenças substanciais em relação ao ensaio réplica. A força de avanço obtida apresentou incremento de 22% em relação a sua réplica de menor valor e a força de corte aumento de 7% (Apêndice B). Isto pode ter ocorrido por alguma falha nos procedimentos durante a realização dos ensaios. As constantes observadas na Figura 4.6 refletem também o fato observado das forças passivas serem superiores as de avanço para profundidade de corte de 0,5 mm.

Foi realizado um teste de hipóteses com auxílio do *software* Minitab 17 e analisado as constantes obtidas. Os resultados mostraram que as constantes apresentam diferenças significativas entre si, com exceção da constante de corte $k_{c1.1}$ para profundidade de 1 e 1,5 mm. Estes resultados podem ser visualizados na Figura 4.7, de forma resumida. Analisando-se a Figura 4.6, as constantes de $k_{f1.1}$ também não apresentam diferenças significativas entre as profundidades de corte de 1 e 1,5 mm. A diferença dos resultados decorre dos métodos utilizados para fazer o índice de confiança (IC). No caso do Minitab o índice de confiança é menor pois leva-se em consideração a quantidade de pontos, assim o desvio padrão é dividido por raiz de n, ocorre então o efeito da média sobre os erros de medição já relatado anteriormente [70]. Este método não é o mesmo utilizado na obtenção das constantes observadas na Figura 4.6. Os resultados completos do teste de hipóteses podem ser visualizados no Apêndice D.

Figura 4.7. Resultado do teste de hipóteses.



Fonte: Do autor.

O resultado de diferença entre as amostras é justificado também pela quantidade de pontos de ensaio, que diminuem a incerteza de medição, segundo Albertazzi [70].

A força passiva para profundidade de corte de 0,5, 1 e 1,5 mm pode ser calculada pela Equação 4.1, 4.2 e 4.3, respectivamente.

$$F_p = 252,46 \cdot b \cdot h^{(0,35)} \quad (4.1)$$

$$F_p = 199,98 \cdot b \cdot h^{(0,57)} \quad (4.2)$$

$$F_p = 110,41 \cdot b \cdot h^{(0,45)} \quad (4.3)$$

A força de avanço para profundidade de corte de 0,5, 1 e 1,5 mm pode ser calculada pela Equação 4.4, 4.5 e 4.6, respectivamente.

$$F_f = 162,36 \cdot b \cdot h^{(0,21)} \quad (4.4)$$

$$F_f = 401,51 \cdot b \cdot h^{(0,56)} \quad (4.5)$$

$$F_f = 376,51 \cdot b \cdot h^{(0,49)} \quad (4.6)$$

A força de corte para profundidade de corte de 0,5, 1 e 1,5 mm pode ser calculada pela Equação 4.7, 4.8 e 4.9, respectivamente.

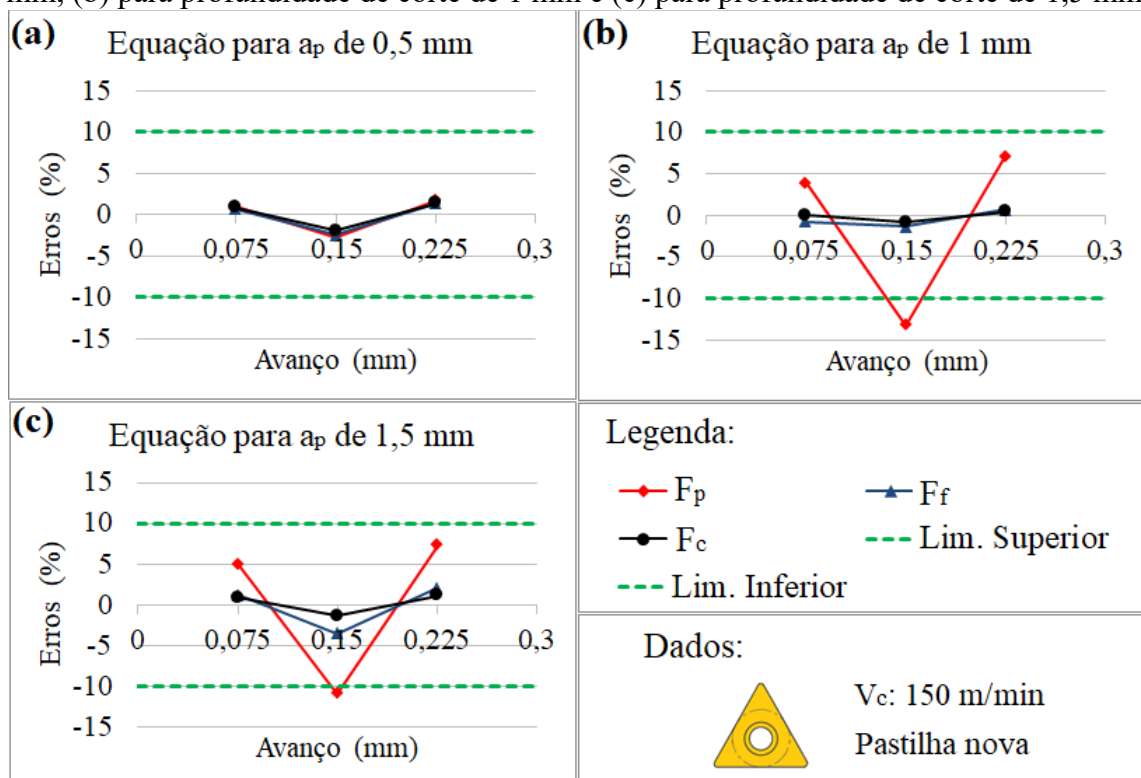
$$F_c = 990,79 \cdot b \cdot h^{(0,67)} \quad (4.7)$$

$$F_c = 1223,71 \cdot b \cdot h^{(0,79)} \quad (4.8)$$

$$F_c = 1226,10 \cdot b \cdot h^{(0,78)} \quad (4.9)$$

Com base nas equações finais, as forças foram simuladas com os mesmos parâmetros de entrada dos ensaios e os erros foram calculados. Para isso, comparou-se o resultado da simulação com os próprios dados dos ensaios deste trabalho e que deram origem às equações. O resultado pode ser observado na Figura 4.8.

Figura 4.8. Erros obtidos na simulação utilizando as equações: (a) para profundidade de corte de 0,5 mm, (b) para profundidade de corte de 1 mm e (c) para profundidade de corte de 1,5 mm.



Fonte: Do autor.

Percebe-se da Figura 4.8 que os erros ficaram dentro da faixa de 10%, com exceção da força passiva para as profundidades de corte de 1 e 1,5 mm. O juízo da validação por comparações entre simulações e os valores medidos gera questões causadas pela subjetividade desta avaliação. O valor estipulado de 10% não deve ser entendido como limitador mas apenas referencial, sendo que a real aplicação das equações dar-se-á através do grau de acurácia tolerado por quem emprega as equações e deve-se considerar o custo das atividades e os fatores de segurança do projeto. As métricas de validação representam uma abordagem na quantificação das comparações com a intenção de minimizar a subjetividade enquanto ainda mantém uma correlação com a opinião de especialistas [76].

Apesar dos erros da força passiva na Figura 4.8. Erros obtidos na simulação utilizando as equações: (a) para profundidade de corte de 0,5 mm, (b) para profundidade de corte de 1 mm e (c) para profundidade de corte de 1,5 mm. excederem 13% na simulação feita para profundidade de corte de 1 mm, o resultado ainda mostra-se satisfatório levando em consideração que este erro foi obtido comparando-se a dois ensaios, uma amostragem reduzida para uma análise judiciosa. Ademais, nos ensaios individuais, a força passiva, dentre as três componentes, apresentava sempre a maior dispersão nos pontos captados pela plataforma piezométrica. O que precisa ser levado em consideração no momento da aplicação deste modelo é se os erros de simulação podem acarretar danos ou vibrações indesejadas no processo de mandrilamento, tema já abordado na Seção 2.5.2. A dificuldade de se modelar a força passiva precisa gerar prudência.

De maneira a tornar o modelo mais abrangente, optou-se por juntá-lo para as diferentes profundidades de corte. Em decorrência do comportamento observado nos testes de hipóteses realizados com as componentes da força de usinagem, o resultado poderia ser não eficiente, porém tal modificação permitiria uma maior capacidade de emprego das equações. Assim, foi elaborada uma nova equação conciliando os dados das profundidades de corte ensaiadas.

Após as constantes serem novamente calculadas, utilizando o método descrito anteriormente, as Equações 4.10, 4.11 e 4.12 foram elaboradas.

$$F_p = 181,40. b. h^{(0,34)} \quad (4.10)$$

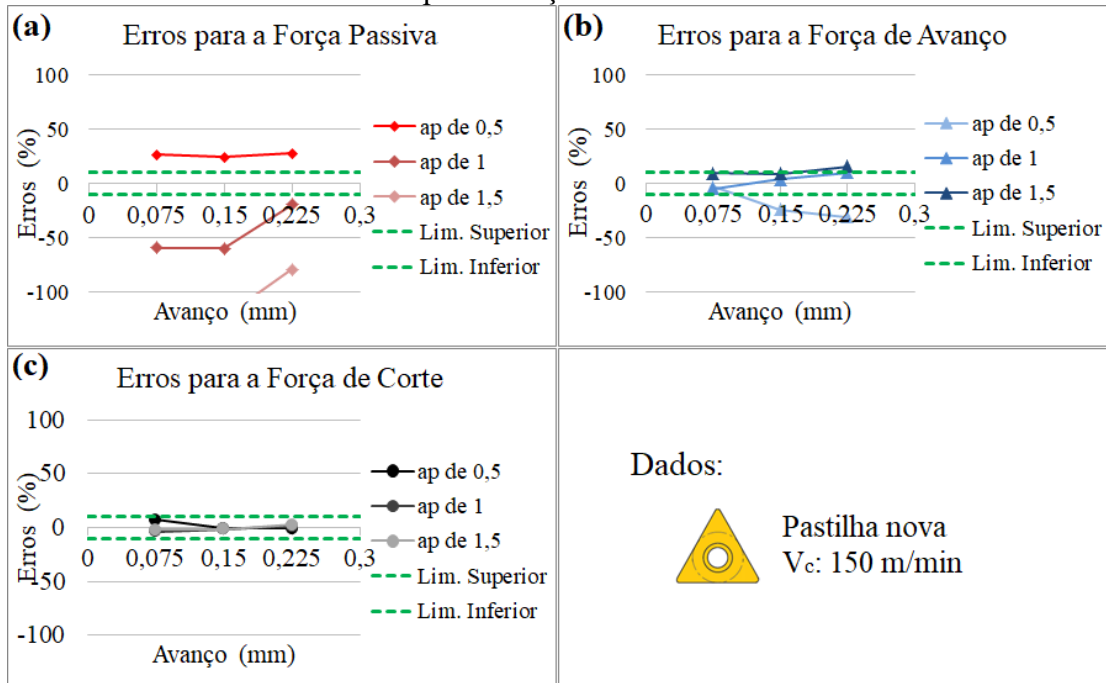
$$F_f = 300,18. b. h^{(0,43)} \quad (4.11)$$

$$F_c = 1139,63. b. h^{(0,74)} \quad (4.12)$$

Com base nas novas equações, as forças foram também simuladas com os mesmos parâmetros de entrada dos ensaios e os erros foram calculados. Para isso comparou-se o resultado

da simulação com os próprios dados dos ensaios desta pesquisa e que deram origem às equações. O resultado pode ser observado na Figura 4.9.

Figura 4.9. Erros das equações unificadas: (a) para a força passiva, (b) para a força de avanço e (c) para a força de corte.



Fonte: Do autor.

Os erros mantiveram-se dentro da faixa de 10% para as simulações da força de corte, obtendo-se um erro máximo de 7% para a profundidade de 0,5 mm e avanço de 0,075 mm. As demais componentes da força de usinagem não puderam ser bem assistidas pelas presentes equações, sendo que a força de avanço para a profundidade de 0,5 mm apresentou erro médio de 19% considerando os três avanços. A força passiva foi a que apresentou os piores resultados, obtendo-se um erro médio para a profundidade de corte de 1,5 mm de 103%.

Com a união dos modelos para as profundidades de corte de 0,5 mm, 1 mm e 1,5 mm, a exatidão do modelo foi diminuída. A força passiva resultante dos ensaios praticamente manteve-se constante nos ensaios, como foi observado na Figura 4.1. Criando-se as relações em função da largura do cavaco, os valores tornam-se dispersos, isso também foi observado na Figura 4.4. O modelo resultante para a força passiva não atingiu assim os objetivos almejados, e o mesmo pode ser dito para a força de avanço. No entanto, o resultado obtido para a união do modelo para a força de corte foi satisfatório. Os valores de $k_{c1.1}$ ficaram próximos ao esperado para materiais com resistência entre 200 e 300 MPa, segundo Beno & Mankova [77]. Também estão de acordo com os valores para ferro fundido cinzento mostrados no catálogo da Sandvik [80] e pouco maiores que os valores encontrados Mocellin [25] no seu trabalho de furação em ferro fundido cinzento GG25.

4.1.2 Constante de correção para desgaste de ferramentas

Depois de encontradas as equações para os insertos novos, buscaram-se fatores de correção que pudessem considerar o desgaste das ferramentas. Estas equações seguiram as orientações de Paucksch [37] que levam em consideração o desgaste de flanco médio (VB) dos insertos. Para a utilização de tais equações, foi necessário alcançar o estado de desgaste dos insertos posteriormente utilizadas nos ensaios da Tabela 3.3, como relatado na Seção 3.5.

As constantes de força específica das equações para profundidade de corte de 1,5 mm foram corrigidas por estes fatores. As novas equações geraram valores teóricos de força que foram comparados com os resultados dos ensaios com ferramentas desgastadas. As diferenças médias foram de aproximadamente 7% para os esforços de corte, 8% para os esforços de avanço e 38% para os esforços de força passiva.

A grosso modo, uma forma de calcular os fatores de correção é dividindo os valores de força encontrados nos ensaios com insertos desgastados pelos valores teóricos encontrados com a equação para ferramentas novas, gerando assim constantes próprias para se comparar com as demais da literatura. A Tabela 4.1 mostra a comparação entre os fatores de correções obtidos desta forma e os de Paucksch [37]. O fator obtido neste trabalho representa o incremento observado na respectiva componente de força de corte, no caso da força passiva 2,16 indica um aumento de 116%, 1,38 para a força de avanço indica aumento de 38% e 1,12 para a força de corte indica um aumento de 12%.

Nos ensaios realizados para desgaste da ferramenta, assim como nos ensaios principais, as maiores diferenças deram-se para a força passiva. As forças apresentaram diferenças e um incremento significativo em relação aos ensaios com ferramentas novas, na medida em que foi averiguado por Paucksch [37]. As forças passivas para profundidade de 1,5 mm e avanço de 0,225 mm apresentavam-se na faixa de 90N para insertos novos, após os ensaios com insertos desgastados foram constatadas forças passivas na faixa de 180N. Como a ordem de grandeza das forças passivas nos ensaios era pequena, os ganhos para insertos desgastados tornaram-se expressivos.

Tabela 4.1. Comparação entre os fatores de correção para desgaste da ferramenta.

	Fator obtido neste trabalho	Fator considerando Paucksch	Diferenças (%)
h_{st}	2,16	1,33	62%
g_{st}	1,38	1,28	8 %
f_{st}	1,12	1,11	<1%

Fonte: Do autor.

Diferentes configurações para os ensaios devem causar tais divergências, pois como relatado anteriormente, são inúmeros os fatores de influência sobre as forças de corte, Figura 2.10.

Soma-se a isso as dificuldades metrológicas para medir essa componente de corte nas ordens de grandezas apresentadas, fazendo com que qualquer mudança ou oscilação nas magnitudes das forças tornem-se significativas. König e Klocke [8] relataram já ter obtido um incremento de 100% para a força passiva, porém o desgaste de flanco médio considerado era superior a 0,1 mm.

4.1.3 Constante de correção para velocidade de corte

Como visto anteriormente, para obter o fator de correção para a variação de parâmetros que não estão presentes na formulação original, basta fazer a razão entre o esforço com parâmetros alterados e o esforço utilizando os parâmetros originais. Desta forma, foram obtidos os fatores de correção para cada ensaio, realizado a seco, com velocidades de corte de 75 m/min e 225 m/min.

Os fatores de correção para a velocidade de corte são funções da razão entre a velocidade de corte de referência e a velocidade de corte utilizada elevada a um expoente fixo. Estas funções estão apresentadas nas Equações 2.12 e 2.13. Tendo a velocidade de corte de referência já definida como 150 m/min, restam ser definidas as constantes m e n . Aplicando-se o logaritmo em ambos os lados da equação e isolando as constante, obtêm-se as Equações 4.15 e 4.16.

$$n = \log f_{sv} / \log \frac{v_{c0}}{v_c} \quad (4.15)$$

$$m = \log g_{sv} / \log \frac{v_{c0}}{v_c} \quad (4.16)$$

Aplicando os fatores de correção para velocidade de corte previamente determinados nas Equações 2.12 e 2.13, foram obtidos valores para m e n . Foram realizadas as médias dos valores obtidos para definir os fatores de correção finais. Os expoentes dos fatores de correção podem ser vistos na Tabela 4.2.

Tabela 4.2. Valores dos expoentes de n e m .

Fator de correção	Valor médio do expoente
f_{sv}	0,14
g_{sv}	0,22

Fonte: Do autor.

Utilizando os fatores de correção definidos, foram calculados valores teóricos para os parâmetros ensaiados e novamente foram calculados os erros para os ensaios com velocidade de corte 75 m/min e 225 m/min. Para a força de corte, o erro médio obtido foi de aproximadamente 4%

e erro máximo de 5%. Para a força de avanço, o erro médio obtido foi em torno de 8% e erro máximo de 10%.

4.1.4 Constante de correção para fluido de corte

Depois de obter valores teóricos para os esforços na condição de ensaios a seco, obtiveram-se fatores de correção para os ensaios realizados com a presença de emulsão Castrol Syntilo R Plus (5%). Por falta de maiores informações e quantidade de ensaios, adotou-se a hipótese de que o fator de correção é constante. Após realizar a média dos fatores de correção para a presença do fluido, ensaios com insertos novos e ensaios com insertos desgastados, foram obtidos os fatores de correção presentes na Tabela 4.3.

Observando-se os fatores de correção, é possível perceber que a presença do óleo causou um aumento das forças de usinagem. Existem duas possibilidades para tal acontecimento. A primeira é que a zona de adesão ou *sticking zone* (parte da área de contato cavaco-ferramenta) reduziu muito pouco, sendo esta região a maior responsável pela força de usinagem [10]. A segunda possibilidade para o ocorrido é que a resistência ao cisalhamento do ferro fundido GG25, no plano do cisalhamento secundário, tenha aumentado com o uso do fluido de corte devido à refrigeração. Isto por sua vez pode ter de forma eficiente reduzido a temperatura de usinagem, conseqüentemente as temperaturas da zona secundária. É notório que temperaturas mais elevadas podem reduzir os esforços de cisalhamento e alterar a resistência do material, facilitando a formação do cavaco [8]. Resultados semelhantes foram encontrados por Naves [72], que também utilizou emulsão com concentração de 5%.

Tabela 4.3. Fatores de correção para a presença da emulsão Castrol Syntilo R Plus.

Fator de correção	Valor médio
$f_{R plus}$	1,05
$g_{R plus}$	1,10

Fonte: Do autor.

No ferro fundido cinzento, a estrutura lamelar da grafita e a presença de sulfeto de manganês já formam uma película protetora e lubrificante durante a usinagem. A presença desse filme, que é dependente da velocidade de corte, é um dos motivos pelos quais a usinagem deste material é normalmente realizada a seco [81].

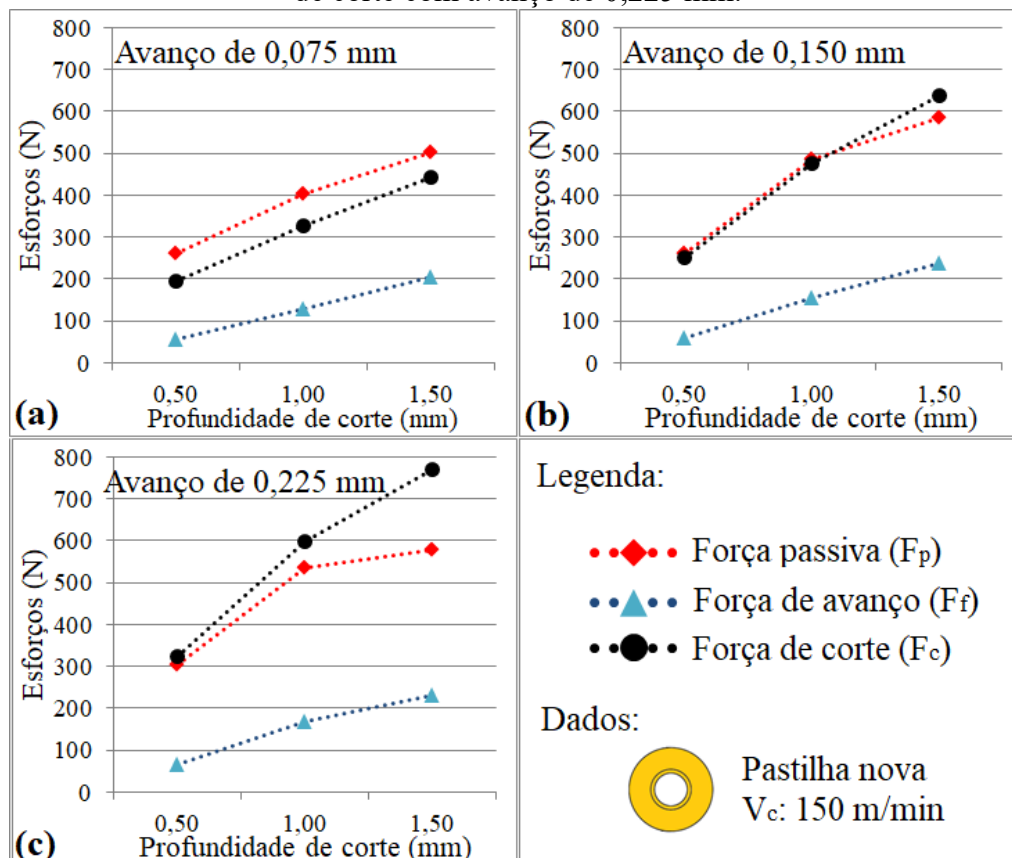
A análise dos erros mostrou poucas divergências entre a equação corrigida e os dados obtidos nos próprios ensaios, ficando na ordem de 1%.

4.2 INSERTO CIRCULAR

Depois de realizados os ensaios, fez-se também uma análise das componentes da força de usinagem para o inserto circular. A Figura 4.10 mostra os valores médios das componentes da força de usinagem, com a variação da profundidade de corte para os avanços de 0,075, 0,15 e 0,225 mm.

As componentes das forças de usinagem são maiores com o aumento da profundidade de corte, e também o são com o aumento do avanço. Este fato é consolidado na literatura e também foi acusado para os insertos triangulares [8]. Os resultados médios para cada configuração de parâmetros ensaiados podem ser visualizados no Apêndice E.

Figura 4.10. Forças de usinagem para: (a) variação da profundidade de corte com avanço de 0,075 mm, (b) variação da profundidade de corte com avanço de 0,150 mm e (c) variação da profundidade de corte com avanço de 0,225 mm.



Fonte: Do autor.

No avanço de 0,075 mm, a força passiva é superior às demais componentes de força de corte. Com o aumento do avanço, a força de corte aumentou e acabou por superar a força passiva, ficando claro isso no avanço de 0,225 mm. As componentes de força passiva e força de avanço sofreram pouca influência do aumento do avanço de 0,150 mm para 0,225 mm, sendo as maiores variações para as menores profundidades de corte, em termos relativos, 15% para a profundidade de

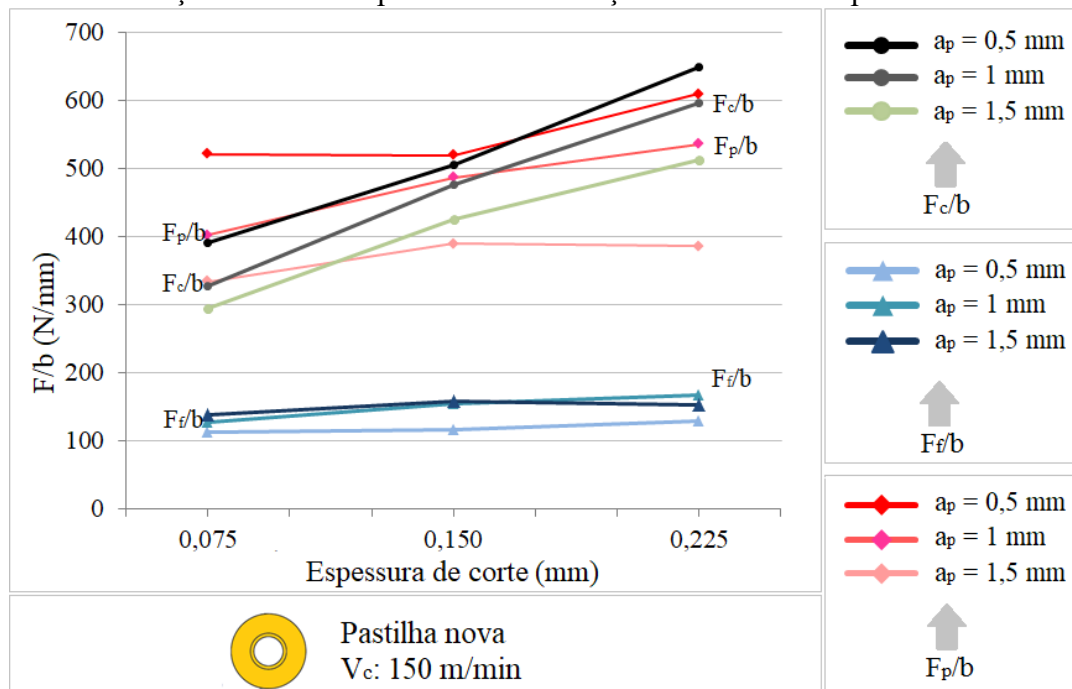
0,5 mm, 9% para a profundidade de 1 mm e 2% para a profundidade de 1,5 mm. Já para a força de corte houve uma variação de 25% se comparando os avanços de 0,150 mm e 0,225 mm. Estudos como o do Campocasso *et al* [82] também apresentaram resultados semelhantes. Os insertos circulares também fizeram as forças passivas serem preponderantes e, com o aumento do avanço, a componente de corte aproximou-se da passiva.

4.2.1 Formulação da equação de Kienzle

Os parâmetros dos ensaios escolhidos para o inserto circular são os mesmos do inserto triangular mostrados na Tabela 3.2. Esses parâmetros foram selecionados tendo por base processos de mandrilamento selecionados na empresa parceira, que fazem parte dos processos produtivos encontrados nos diversos polos fabris da mesma.

Utilizando-se das mesmas metodologias para encontrar as equações das forças, feitos anteriormente para o inserto triangular, com as modificações descritas na Seção 3.6.1, chegou-se às equações finais para as componentes das forças para o inserto circular. Durante este processo, geraram-se as relações F_p/b , F_f/b e F_c/b antes da linearização pelo método dos mínimos quadrados. A Figura 4.11 apresenta os resultados obtidos nesta etapa.

Figura 4.11. Relações criadas no processo de obtenção das constantes para o inserto circular.

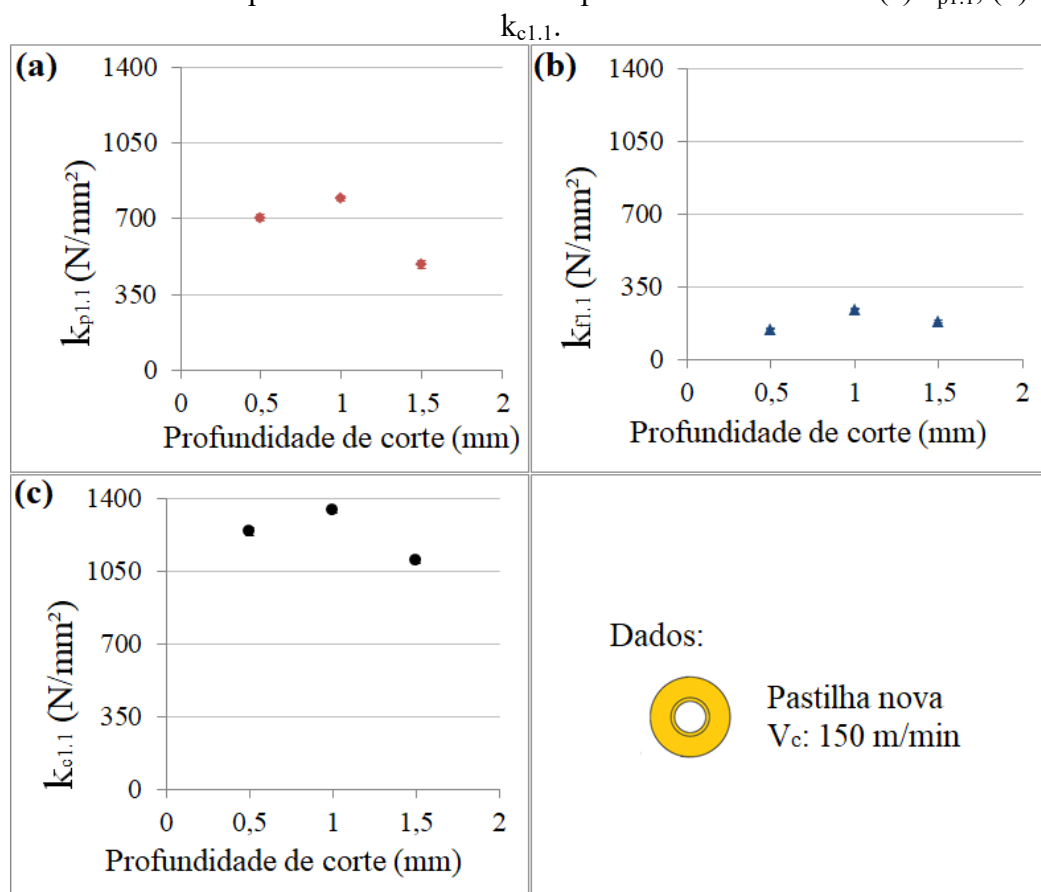


Fonte: Do autor.

O inserto circular proporciona um comprimento de contato maior entre o gume da ferramenta e a peça, o que gera esforços maiores na direção da força passiva, fato observado na Figura 4.10 e reiterado pelas relações mostradas na Figura 4.11. Também, para insertos circulares, o ângulo de saída efetivo tende a ser mais negativo, o que proporciona um aumento dos esforços de usinagem. O espaçamento entre as retas também demonstra uma dispersão de valores maior para as relações da força passiva.

Na etapa seguinte, foram gerados dez mil valores aleatórios dessas relações dentro do intervalo limitado pelo desvio padrão e linearizado posteriormente. Os dez mil valores de constantes de força específica gerados foram ordenados e foram subtraídos os primeiros e últimos valores, que correspondiam a 5% do total, sendo 2,5% iniciais e 2,5% finais. Assim, os valores finais para as constantes, com seu intervalo de confiança foram determinados e podem ser visualizados na Figura 4.12.

Figura 4.12. Constantes específicas de corte obtidas para o inserto circular: (a) $k_{p1.1}$, (b) $k_{f1.1}$ e (c) $k_{c1.1}$.



Fonte: Do autor.

Os valores de força específica para o inserto triangular apresentaram intervalos de confiança maiores que para o inserto circular. O esperado era que o formato de inserto circular influenciasse de maneira mais significativa os dados finais, pois o formato de inserto circular tende

a gerar maiores esforços e maior tendência a vibrações, como mostrado na Figura 2.20. O fato, no entanto, se justifica pelo ensaio triangular usado em profundidade de corte de 1 mm e avanço de 0,075, apresentar valores destoantes do seu ensaio réplica. Essas diferenças influenciaram no desvio padrão e, conseqüentemente, na obtenção das constantes.

A força passiva para profundidade de corte de 0,5, 1 e 1,5 mm pode ser calculada pela Equação 4.17, 4.18 e 4.19, respectivamente.

$$F_p = 705,84. b. h^{(0,13)} \quad (4.17)$$

$$F_p = 795,55. b. h^{(0,26)} \quad (4.18)$$

$$F_p = 487,45. b. h^{(0,14)} \quad (4.19)$$

A força de avanço para profundidade de corte de 0,5, 1 e 1,5 mm pode ser calculada pela Equação 4.20, 4.21 e 4.22, respectivamente.

$$F_f = 148,44. b. h^{(0,11)} \quad (4.20)$$

$$F_f = 243,40. b. h^{(0,25)} \quad (4.21)$$

$$F_f = 186,63. b. h^{(0,11)} \quad (4.22)$$

A força de corte para profundidade de corte de 0,5, 1 e 1,5 mm pode ser calculada pela Equação 4.23, 4.24 e 4.25, respectivamente.

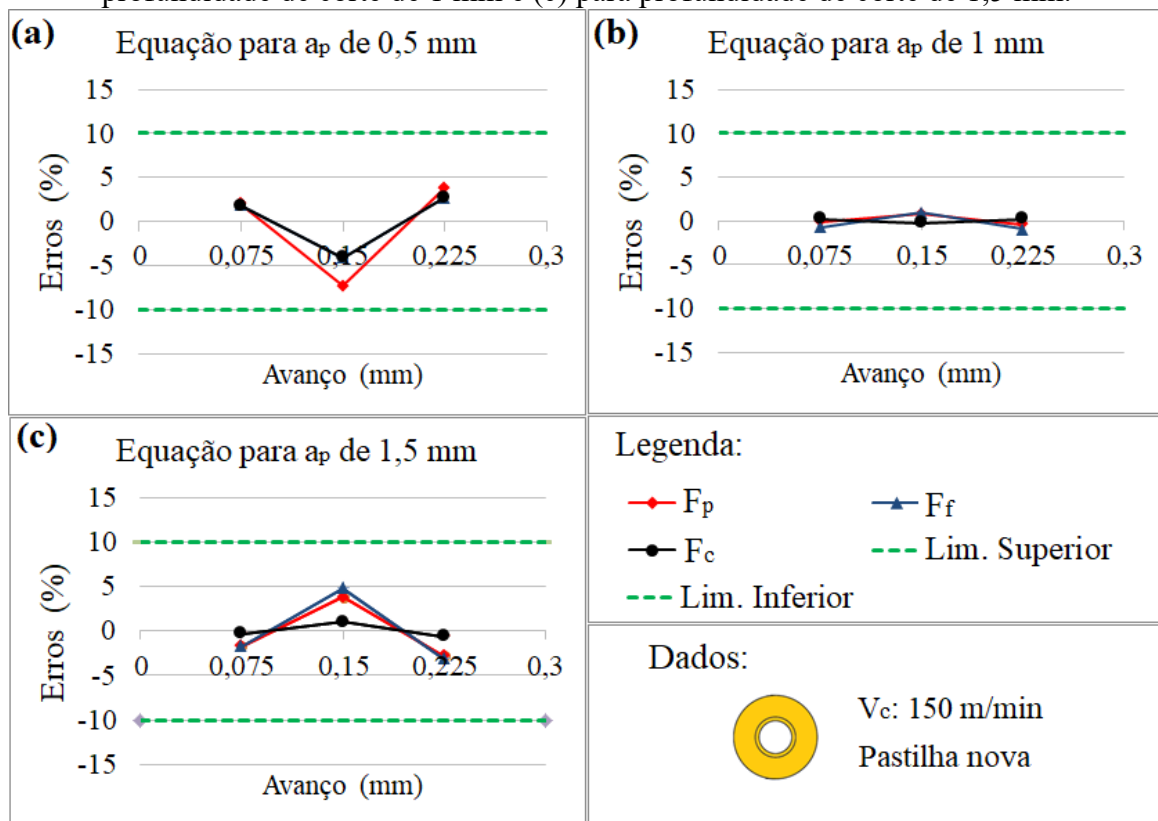
$$F_c = 1241,92. b. h^{(0,45)} \quad (4.23)$$

$$F_c = 1341,34. b. h^{(0,54)} \quad (4.24)$$

$$F_c = 1102,60. b. h^{(0,51)} \quad (4.25)$$

Depois de montadas as equações finais, as forças foram simuladas com os mesmos parâmetros de entrada e os erros foram calculados comparando-se com os próprios dados dos ensaios. O resultado pode ser observado na Figura 4.13.

Figura 4.13. Erros para as equações obtidas: (a) para profundidade de corte de 0,5 mm, (b) para profundidade de corte de 1 mm e (c) para profundidade de corte de 1,5 mm.



Fonte: Do autor.

Da Figura 4.13 obteve-se um erro máximo de 7% para a profundidade de corte de 0,5 mm (força passiva), 1% para a profundidade de corte de 1 mm (força de avanço) e 5% para a profundidade de corte de 1,5 mm (força de avanço). Os valores obtidos mostraram que as equações elaboradas atenderam às expectativas.

De maneira semelhante ao realizado para os insertos triangulares, optou-se por modelo mais abrangente unificando os modelos anteriores para as diferentes profundidades de corte. Assim, foi elaborada uma nova equação conciliando os dados das profundidades de corte ensaiadas. Através da média das relações F/b para as três profundidades de corte, o desvio padrão dessas mesmas relações, os n valores aleatórios de constantes foram obtidos através da linearização bilogarítmica.

Após as constantes serem novamente calculadas, utilizando o método descrito, as Equações 4.26, 4.27 e 4.28 foram elaboradas.

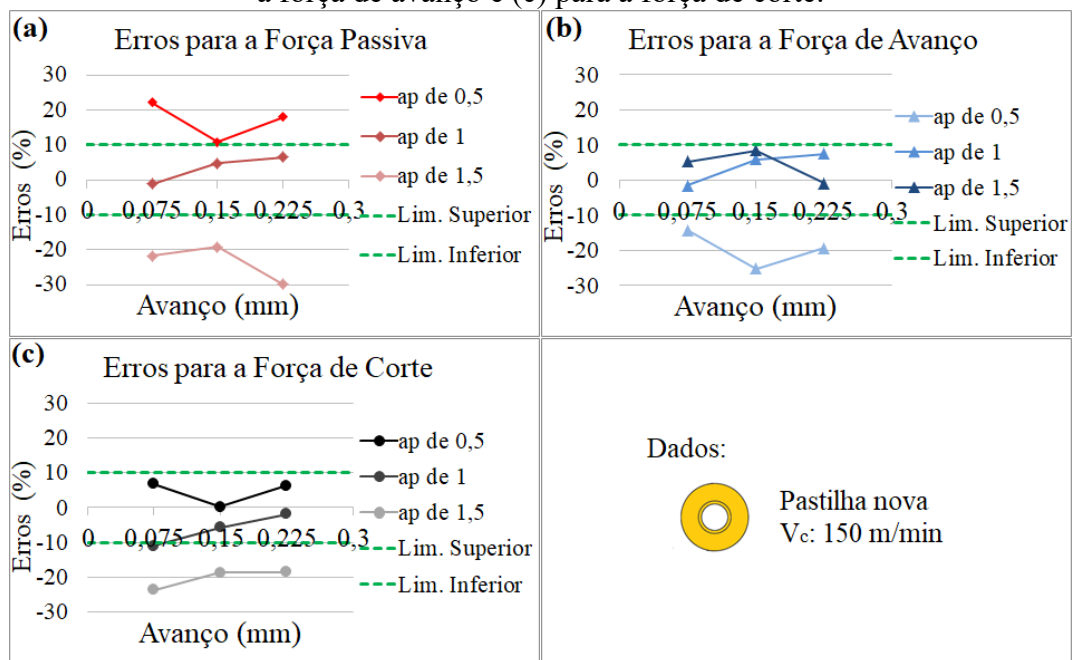
$$F_p = 663,78. b. h^{(0,34)} \quad (4.26)$$

$$F_f = 195,84. b. h^{(0,16)} \quad (4.27)$$

$$F_c = 1221,32 \cdot b \cdot h^{(0,47)} \quad (4.28)$$

Com base nas novas equações, as forças foram também simuladas com os mesmos parâmetros de entrada dos ensaios e os erros foram calculados. Para isso comparou-se o resultado da simulação com os próprios dados dos ensaios desta pesquisa e que deram origem às equações. O resultado pode ser observado na Figura 4.14.

Figura 4.14. Erros para as equações unificadas do inserto circular: (a) para a força passiva, (b) para a força de avanço e (c) para a força de corte.



Fonte: Do autor.

As componentes das forças apresentaram erros próximos de 30% para a força passiva e de avanço, também na casa de 20% para a força de corte. Isto evidencia que a unificação dos modelos para todas as profundidades de corte prejudicou a exatidão dos modelos. Os resultados das equações antes da unificação foram muito bons, o que indica que nos insertos circulares, a profundidade de corte influencia significativamente as forças (principalmente a passiva, como visto anteriormente) e suscita tratar cada faixa de valores individualmente para melhor aproveitamento dos resultados.

4.2.2 Constante de correção para desgaste das ferramentas

As constantes de força específica de corte para profundidade de corte de 1,5 mm foram corrigidas pelos fatores de correção de Paucksch [37] mostrados na seção do inserto triangular.

As novas equações geraram valores teóricos de força que foram comparados com os resultados dos ensaios com ferramentas desgastadas. As diferenças médias foram de aproximadamente 11% para os esforços de corte, 31% para os esforços de avanço e 30% para os esforços de força passiva.

Optou-se por calcular os fatores de correção dividindo os valores de força encontrados nos ensaios com insertos desgastados pelos valores teóricos encontrados com a equação para ferramentas novas, gerando assim constantes próprias sem utilizar as equações de Paucksch [37]. A Tabela 4.4 mostra a comparação entre os fatores de correções obtidos.

Tabela 4.4. Comparação entre os fatores de correção para desgaste da ferramenta.

	Fator obtido neste trabalho	Fator considerando Paucksch	Diferenças (%)
h_{st}	1,00	1,30	23%
g_{st}	0,96	1,25	23%
f_{st}	0,99	1,10	10%

Fonte: Do autor.

Os resultados mostraram que um desgaste de flanco de 0,1 mm no inserto circular não influencia significamente nos esforços obtidos na usinagem de ferro fundido cinzento GG25. Os valores destoam da constante obtida para Paucksch e isto leva em consideração as diferenças observadas entre os ensaios.

4.2.3 Constante de correção para velocidade de corte

Aplicando os fatores de correção para velocidade de corte previamente determinados nas Equações 4.13 e 4.14 foram obtidos valores para m e n . Foram realizadas as médias dos valores obtidos para definir os fatores de correção finais. Os expoentes dos fatores de correção podem ser vistos na Tabela 4.5.

Tabela 4.5. Valor dos expoentes n e m para o inserto circular.

Fator de correção	Valor médio do expoente
f_{sv}	0,04
g_{sv}	-0,04

Fonte: Do autor.

Utilizando-se os fatores de correção definidos, foram calculados valores teóricos para os parâmetros ensaiados e novamente foram calculados os erros para os ensaios com velocidade de

corte 75 m/min e 225 m/min. Para a força de corte o erro médio obtido foi de aproximadamente 1% e erro máximo de 1%. Para a força de avanço o erro médio obtido foi de 8% e erro máximo de 11%.

4.2.4 Constante de correção para fluidos de corte

Depois de determinados os valores teóricos para os esforços para as condições ensaiadas a seco, obtiveram-se os fatores de correção para os ensaios realizados com a presença da emulsão. Adotou-se a hipótese de que o fator de correção é constante. Após realizar a média dos fatores de correção para a presença do fluido, foram obtidos os fatores de correção presentes na Tabela 4.6.

Tabela 4.6. Fatores de correção para a presença da emulsão Castrol Syntilo R Plus.

Fator de correção	Valor médio
$f_{R plus}$	1,0
$g_{R plus}$	1,1

Fonte: Do autor.

Com base nos resultados obtidos, verificou-se que a presença de fluido de corte não influenciou significativamente as forças de usinagem para o inserto circular.

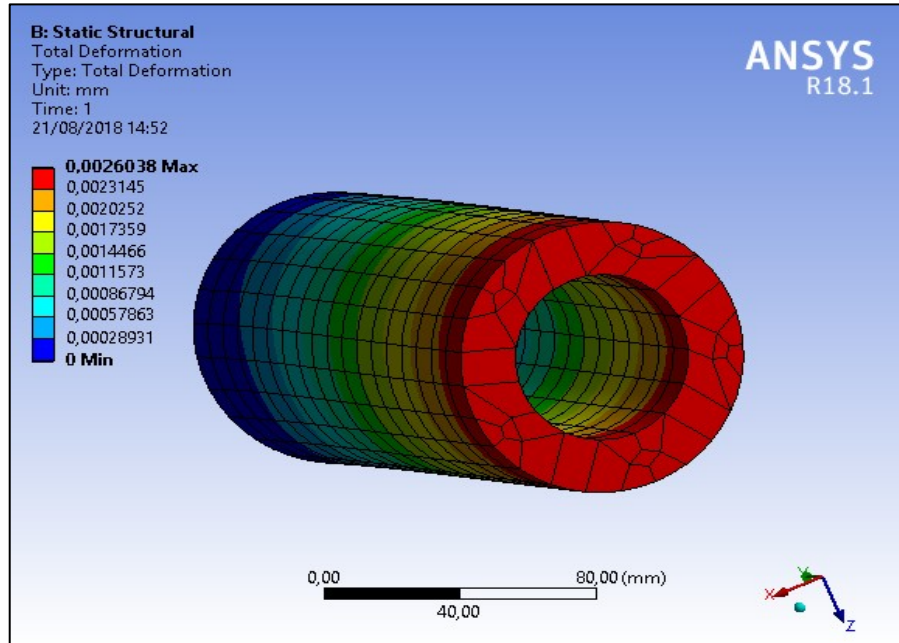
4.3 SIMULAÇÃO ESTRUTURAL POR ELEMENTOS FINITOS

A partir da ensaios realizados, obteve-se a condição mais crítica para a componente da força passiva, onde esta apresentou o valor de 578 N. Este resultado foi para o inserto circular, nas condições de profundidade de corte de 1,5 mm, avanço de 0,225 mm e velocidade de corte de 150 m/min.

Utilizando a Equação 4.19 gerada neste trabalho, largura de corte de 1,5 mm e espessura de corte de 0,225 mm, encontrou-se o valor de 595 N para a componente de força passiva. Para a realização da simulação numérica, o resultado obtido pela equação foi arredondado para 600 N. Uma força com este módulo foi aplicada em um lado do corpo de prova modelado, sendo mantido o outro lado engastado.

O resultado da simulação pode ser visto na Figura 4.15.

Figura 4.15. Deformação máxima da peça sobre esforço da força passiva.

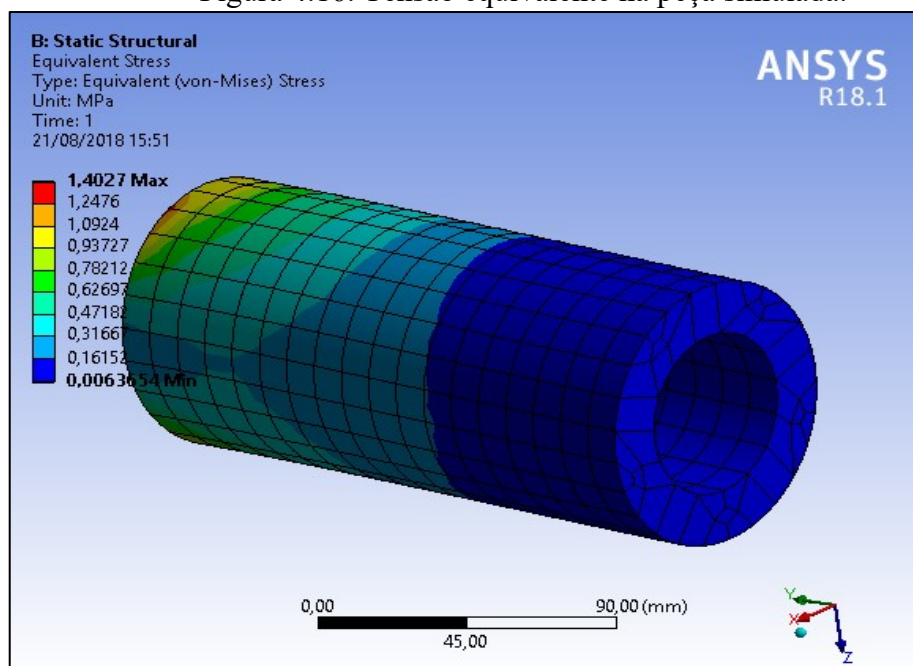


Fonte: Do autor.

O material da peça selecionado no *software* como sendo ferro fundido cinzento e a força aplicada na direção Z da figura. A deformação máxima apresentada foi de 2,6 μm , que dependendo dos requisitos de qualidade do projeto, pode gerar um erro de cilíndricidade proibitivo.

Na Figura 4.16 são apresentadas as regiões por tensão, sendo a tensão máxima de 1,4 MPa do lado onde a peça esta engastada, o que está bem abaixo dos limites de resistência a tração de 250 MPa do ferro fundido cinzento GG 25.

Figura 4.16. Tensão equivalente na peça simulada.

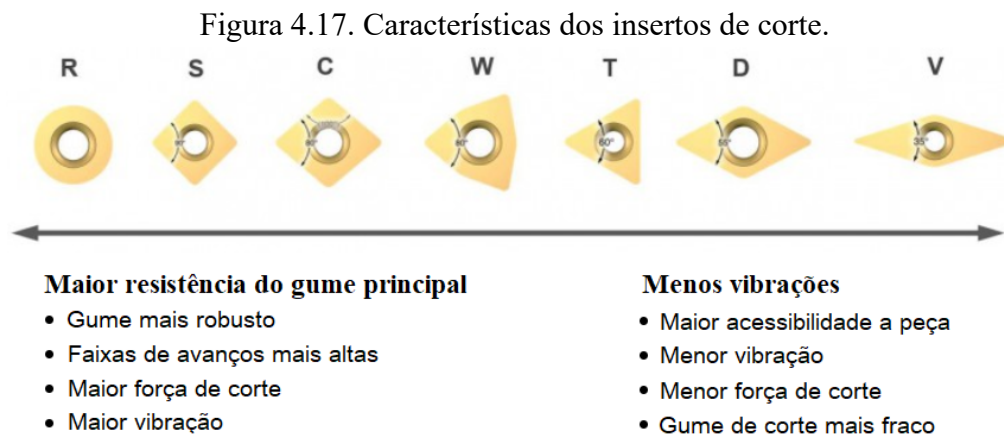


Fonte: Do autor.

4.4 COMPARAÇÃO ENTRE OS FORMATOS DE INSERTOS

Os resultados mostram que os esforços de usinagem com inserto de corte circular são maiores que os observados para o inserto triangular, para mesmos parâmetros de avanço, velocidade de corte e profundidade de corte. O que está de acordo com a literatura.

A Figura 4.17 mostra um comparativo entre formatos de insertos. Como foi relatado, o inserto circular apresentou maiores esforços e também maiores vibrações em relação a usinagem com inserto triangular.



Fonte: Adaptado de Sandvik [80].

Na Tabela 4.7 abaixo há uma comparação entre as componentes da força de corte para os dois formatos de inserto, é o valor médio para as configurações de profundidade de corte de 1,5 mm, avanço de 0,225 mm e velocidade de corte de 150 m/min.

Tabela 4.7. Comparativo dos esforços de usinagem para insertos triangular e circular, para profundidade de corte de 1,5 mm, avanço de 0,225 mm e velocidade de corte de 150 m/min.

	Inserto Triangular	Inserto Circular	Diferenças (%)
F_c	578,60	770,18	33%
F_f	279,35	230,02	-18%
F_p	91,73	578,56	531%

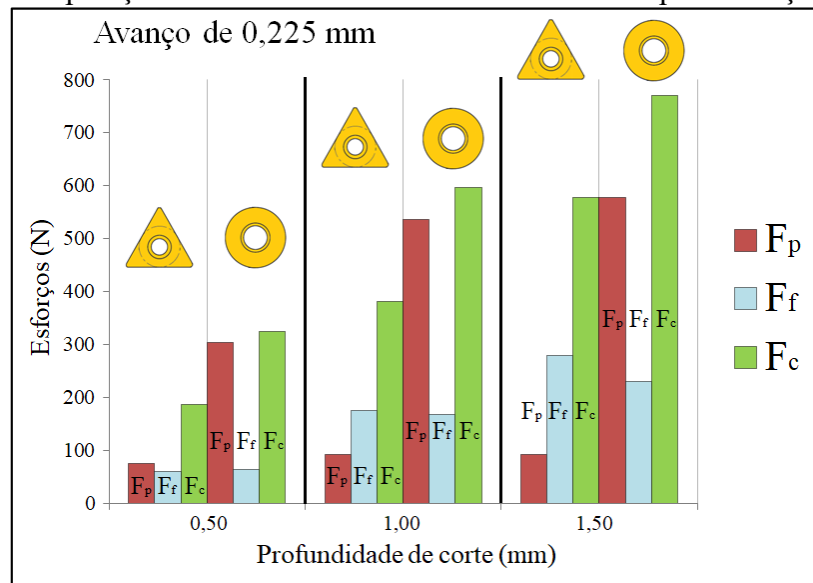
Fonte: Do autor.

A componente de força de corte teve um incremento de 33% para o inserto circular, um decréscimo de 18% para a força de avanço e um aumento expressivo de 531% para a força passiva. Insertos circulares geram cavacos mais finos, no entanto, geram altas forças passivas. Como resultado, eles não devem ser usados quando vibrações ou instabilidade são esperadas, ou quando são necessárias tolerâncias rigorosas [65].

Os insertos circulares fornecem resistência máxima no gume e, portanto, são uma boa opção para operações de desbaste. Eles também fornecem um número máximo de gumes de corte efetivos, pois podem ser girados através de pequenos ângulos quando um determinado gume se desgasta [65].

A Figura 4.18 mostra uma comparação das forças, que incluem também as profundidades de corte de 0,5 e 1,0 mm. Pode-se notar que apenas para a maior profundidade de corte ocorreu um decréscimo da força de avanço, para as outras profundidades de corte houve pouca variância. Para as outras componentes de corte houve um aumento, que foi mais significativo para a componente da passiva.

Figura 4.18. Comparação entre os formatos de insertos de corte para avanço de 0,225 mm.



Fonte: Do autor.

4.5 EMPREGO DAS EQUAÇÕES


As equações obtidas neste trabalho a partir de ensaios de torneamento podem ser empregadas para simular processos de mandrilamento externo. A equação pode ser corrigida para a característica desejada multiplicando-a pelo fator correspondente. Por exemplo, para se corrigir a equação da componente de força de corte para o desgaste da ferramenta e, simultaneamente, também corrigir para uma velocidade de corte diferente da velocidade de corte de referência, emprega-se a Equação 4.29, obtida a partir da Equação 2.1.


$$F_c = f_{st} * f_{sv} * k_c b h^{(1-m_c)} \quad (4.29)$$

Sendo f_{st} e f_{sv} os fatores que corrigem, respectivamente, o desgaste da ferramenta e a velocidade de corte.

A Figura 4.19 apresenta um compilado dos resultados obtidos, para melhor facilitar o entendimento e empregabilidade das informações deste trabalho. Mesmos com as eventuais deficiências que o modelo venha a ter, as informações provenientes dele são importantes para aqueles que almejam melhorar seus processos produtivos, podendo economizar em custos com ensaios reais, dentre outros benefícios.

Figura 4.19. Resumo dos resultados encontrados.

	Equações para pastilha nova e $V_c = 150$ m/min			Constante de correção para o desgaste de flanco (VB) de 0,1 mm	Constante de correção para velocidade de corte		Constante de correção para meio lubrificante
	a_p de 0,5 mm	a_p de 1,0 mm	a_p de 1,5 mm		f_{sv}	g_{sv}	
Força de corte	$F_c = 1139,63 \cdot b \cdot h^{(0,74)}$			$f_{st} = 1,12$	$f_{sv} = \left(\frac{150}{v_c}\right)^{0,14}$	Sendo v_c a velocidade escolhida e a unidade em m/min.	$f_{R plus} = 1,05$
Força de avanço	$F_f = 162,36 \cdot b \cdot h^{(0,21)}$	$F_f = 401,51 \cdot b \cdot h^{(0,56)}$	$F_f = 376,51 \cdot b \cdot h^{(0,49)}$	$g_{st} = 1,38$	$g_{sv} = \left(\frac{150}{v_c}\right)^{0,22}$		$g_{R plus} = 1,10$
Força passiva	$F_p = 252,46 \cdot b \cdot h^{(0,35)}$	$F_p = 199,98 \cdot b \cdot h^{(0,57)}$	$F_p = 110,41 \cdot b \cdot h^{(0,45)}$	$h_{st} = 2,16$	-	-	-

	Equações para pastilha nova e $V_c = 150$ m/min			Constante de correção para o desgaste de flanco (VB) de 0,1 mm	Constante de correção para velocidade de corte		Constante de correção para meio lubrificante
	a_p de 0,5 mm	a_p de 1,0 mm	a_p de 1,5 mm		f_{sv}	g_{sv}	
Força de corte	$F_c = 1241,92 \cdot b \cdot h^{(0,45)}$	$F_c = 1341,34 \cdot b \cdot h^{(0,54)}$	$F_c = 1102,60 \cdot b \cdot h^{(0,51)}$	-	$f_{sv} = \left(\frac{150}{v_c}\right)^{0,04}$	Sendo v_c a velocidade escolhida e a unidade em m/min.	-
Força de avanço	$F_f = 148,44 \cdot b \cdot h^{(0,11)}$	$F_f = 243,40 \cdot b \cdot h^{(0,25)}$	$F_f = 186,63 \cdot b \cdot h^{(0,11)}$	-	$g_{sv} = \left(\frac{150}{v_c}\right)^{-0,04}$		-
Força passiva	$F_p = 705,84 \cdot b \cdot h^{(0,13)}$	$F_p = 795,55 \cdot b \cdot h^{(0,26)}$	$F_p = 487,45 \cdot b \cdot h^{(0,14)}$	-	-	-	-

Fonte: Do autor.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste capítulo serão apresentadas as principais conclusões obtidas através da análise dos resultados, bem como sugestões para futuros trabalhos.

5.1 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentada a modelagem e simulação dos esforços de mandrilamento externo através da medição das componentes da força de usinagem no processo de torneamento cilíndrico externo. Isto permitiu um melhor entendimento da influência de alguns parâmetros e variáveis de processo, como as velocidades de corte e de avanço, profundidade de corte, desgaste da ferramenta e presença de meio lubrificante.

As equações obtidas basearam-se na equação de Kienzle, e podem ser empregadas conforme as ressalvas para cada configuração de parâmetros e propriedades dos ensaios. Ensaios de torneamento são menos custosos e as semelhanças cinemáticas permitem estender os resultados obtidos para o mandrilamento.

Nos modelos elaborados neste trabalho, assim como nos ensaios de torneamento realizados, foram considerados gumes novos da ferramenta de corte nos ensaios principais. Posteriormente, com o objetivo de obter fatores de correção, foram realizados ensaios com ferramentas desgastadas, com outros parâmetros de velocidades de corte e, por fim, ensaios com emprego de meio lubrificante.

Dentre as forças estudadas, a força passiva foi a que apresentou maior variância e discordância da literatura, e teve também maiores erros associados à simulação. A força de corte foi a de maior exatidão quando simulada e manteve-se dentro do esperado até quando unificaram-se as equações para as três profundidades de corte para o inserto triangular. Para o inserto circular, unificar as equações não gerou equações convenientes para as três componentes de corte, no entanto, verificaram-se os melhores resultados quando os mesmos foram analisados de forma independente à profundidade de trabalho, sendo a componente de força de corte a melhor componente avaliada.

Dentre as profundidades de corte avaliadas, quanto menor a profundidade ensaiada, maiores as divergências encontradas, o que pode estar relacionado ao fato de as forças geradas serem pequenas. A plataforma piezométrica empregada nos ensaios de força tem uma faixa de medição, sendo que na parte inferior podem ocorrer erros maiores. No caso do inserto circular, o

aumento da área de contato na seção de corte acarretou maiores forças passivas, que chegaram inclusive a se sobrepor às forças de corte.

Para os ensaios secundários, resultados satisfatórios foram obtidos para as correções de desgaste da força de corte. Também o foram considerando novas velocidades. Para os ensaios com meio lubrificante, maior quantidade de ensaios com parâmetros distintos faz-se necessário para validar os resultados obtidos neste trabalho.

Durante a análise dos resultados, um ensaio apresentou valores destoantes significativos em relação ao ensaio réplica. Foi o ensaio para inserto de gume novo triangular, avanço de 0,075 mm e profundidade de corte de 1 mm. A maior força de avanço obtida apresentou incremento de 22% em relação a sua réplica de menor valor, a maior força de corte apresentou 7%. Foi averiguado também que os erros sistemáticos foram predominantes quando o ensaio era repetido, sendo os erros aleatórios dissipados pela quantidade de pontos obtidos em cada ensaio. Ambas as constatações relatadas anteriormente sugerem que um número maior de réplicas dos ensaios seja interessante, não apenas uma, como realizado. Isto visa aumentar a acurácia das equações melhorando as constantes, como também diluir um efeito negativo propagado por uma informação errada nas análises subsequentes.

Através da modelagem desenvolvida neste trabalho, torna-se possível determinar esforços de corte durante processos de usinagem sem a necessidade de experimentar o sistema real, propiciando ganhos nos custos de fabricação. Também é possível utilizar os dados de esforços simulados para examinar os modos de falhas das peças usinadas, avaliar características como resistência, tempo de vida e ainda possibilitar um melhor dimensionamento geométrico, com vistas de obter requisitos mínimos de qualidade.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros relacionados ao mandrilamento de peças de ferro fundido cinzento GG 25:

- Realizar réplicas dos ensaios, aumentando a confiabilidade dos resultados obtidos.
- Aprofundar o estudo de mandrilamento com outras geometrias de ferramentas e realizar ensaios próprios de mandrilamento visando validar os resultados obtidos neste trabalho.
- Utilizar outros parâmetros de corte e geometrias de ferramentas diferentes, a fim de verificar as influências sobre as forças de corte e suas componentes, bem como no desgaste da ferramenta.

- Aumentar a quantidade de ensaios com fluidos lubrificantes, verificando a influência da pressão, vazão e concentração do fluido sobre as grandezas de saída do processo, bem como validar os resultados obtidos neste trabalho.
- Fazer mais ensaios que possibilitem avaliar esforços de ferramentas com desgaste de flanco com dois ou mais milímetros.
- Estudar o comportamento de outros materiais e revestimentos aplicados como ferramenta no torneamento do ferro fundido cinzento.

REFERÊNCIAS

1. KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**. 6. ed. Illinois: Pearson Prentice Hall, 2009.
2. CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 7 ed. ampl. e rev. São Paulo: ABM, 2012.
3. GUESSER, W. L. **Propriedades Mecânicas dos Ferros Fundidos**. 1 ed. São Paulo: Blucher, 2009.
4. BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e Simulação das Forças na Furação com Brocas Helicoidais a Partir de Dados Obtidos no Torneamento de Segmentos Cilíndricos**. 2010. 190 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
5. KIENZLE, O. **Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen VDI**. Hannover, 94: 299-305, 1952.
6. LMP. **Manual para calibração da plataforma de torneamento Kistler 9257A**. Florianópolis, 2008.
7. MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, Reginaldo Teixeira; SILVA, Márcio Bacci. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2 ed. São Paulo: Blucher, 2009.
8. KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramenta de Corte de Geometria Definida - Parte I**. Traduzido por Prof. Dr. Ing. Walter Lindolfo Weingaertner e Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, do livro "Fertigungsverfahren - Drehen, Bohren, Fräsen". Universidade Federal de Santa Catarina - Florianópolis, 2002.
9. FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Blücher, 1970.
10. TRENT, E. M., WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4 ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000.
11. PIMENTEL, R. **Melhoria do Processo de Furação de Ferro Fundido Cinzento com Brocas Helicoidais de Metal-Duro**. 2014. 161 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2014.
12. MÜHLE, H. B. **Mandrillamento com Cabeçotes de Excentricidade Regulável e Sistema de Balanceamento**. 2000. 115 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2000.
13. FERREIRA, M. **Análise Comparativa entre Alargamento com Ferramenta de Gume Único Regulável e Mandrilamento em Ferro Fundido Nodular GGG40**. 2011. 136 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2011.
14. GODINHO, A. F. E. **Análise do Mandrilamento de Cilindros de Blocos de Motores em Ferro Fundido Vermicular com Diferentes Concepções de Ferramentas**. 2007. 129 f.

- Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
15. ATABEY, F., LAZOGLU, I., ALTINTAS, Y. **Mechanics of boring process – Part I.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 43, p. 463-476, 2003.
 16. CHIU, W. M.; CHANB, K. W. **Design and testing of piezoelectric actuator-controlled boring bar.** Int. J. Production Economics, p.135-148. 1997.
 17. YUSSEFIAN, N. Z.; IMANI, B. M.; MOUNAYRI, H. E. **The prediction of cutting force for boring process.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, p. 1387-1394, 2008.
 18. BERNARDINI, P. A. N. **Tópicos Especiais de Fabricação IV.** Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2012.
 19. SINTERCAST. Annual Report. 2011.
 20. SANDVIK COROMANT. **Modern Metal Cutting: A Practical Handbook,** Suécia, 1994.
 21. DORÉ, C. **Influência da Variação da Nodularidade na Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
 22. EBERSBACH, F.G. **Otimização dos tempos e custos do fresamento frontal de ferro fundido cinzento GG 25.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 158 p, 2014.
 23. DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** 3 ed. São Paulo: Artliber, 2001.
 24. DIAS, L. R. M. **A Influência do Teor Relativo Perlita/Ferrita na Usinabilidade do Ferro Fundido Cinzento.** 2011. 149 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós – Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2011.
 25. MOCELLIN, F.; MELLERAS, E; GUESSER, W.L. **Study of Machinability of Compacted Graphite Iron for Drilling Process,** Journal of Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, Vol. 26, 2004.
 26. COHEN, P. H.; VOIGT, R. C.; MARWANGA, R. O. **Influence of graphite morphology and matrix structure on chip formation during machining of ductile irons.** AFS Casting Congress, American Foundrymen's Society, Pittsburg, 2000.
 27. OLIVEIRA, V. V. **Influência da Geometria de Brocas na Furação do Ferro Fundido Vermicular.** 2008. 153 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós – Graduação em Engenharia Mecânica e Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2008.
 28. CUNHA, L. B. **Influência do Teor de Cobre nos Ferros Fundidos Hipereutéticos sobre a Usinabilidade e Propriedades Mecânicas.** 1984. 265 p. Tese (Doutorado em Engenharia

- Mecânica) – Programa de Pós – Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1984.
29. MEURER, P. R. **Usinagem de Ferro Fundido Cinzento FC-250 com Diferentes Tipos de Elementos de Liga Utilizado na Fabricação de Disco de Freio**. 2007. 129 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
 30. WALKER, J. M. **Handbook of Manufacturing Engineering**. Marcel Dekker, New York, 1996.
 31. CALLISTER, W. D. J. **Fundamentals of Materials Science and Engineering: An Integrated Approach**. 2 ed. New York: John Wiley&Sons, Inc., 2005.
 32. METALS HANDBOOK. **Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. ASM, v.1, 1997.
 33. BERNS, H.; THEISEN, W. **Ferrous Materials, Steel and Cast Iron**. Translated by Gillian Scheibelein. Berlin: Springer-Verlag, 2008.
 34. ABELE, E.; SAHM, A.; SCHULZ, H. **Wear Mechanism when Machining Compacted Graphite Iron**. CIRP Annals – Manufacturing Technology, v.51, p.53-56, 2002.
 35. STEMMER, C. E. **Ferramentas de Corte I**. 5ª Edição, Florianópolis, Editora da UFSC, 2001.
 36. BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e simulação do fresamento externo excêntrico de virabrequins**. UFSC, Florianópolis, 2002. 125 p., Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.
 37. PAUCKSH, E. **Zerspantechnik**. Wiesbaden: Vieweg, 1996.
 38. SCHROETER, R. B. **Usinagem de Ultraprecisão de Elementos Ópticos Transmissivos no Espectro Infravermelho**. 1997. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1997.
 39. DAVIM, J. P. **Machining: Fundamentals and Recent Advances**. Girona: Springer, 2008.
 40. ASTAKHOV, V. P. **Tribology of Metal cutting**. 1. ed. Elsevier, 2006.
 41. LIEBER, T. **Grundlagen der Zerspantechnik**. Disponível em: <<http://www.studentshelp.de/p/referate/02/6092.htm#>>. Acesso em: 15/04/2017.
 42. KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1 - Cutting**. Aachen: Springer, 2011.
 43. REICHARD, A. **Fertigungstechnik I**. Hamburg: Handwerk und Technik G.m.b.H, 422 p. 2000.
 44. EUROPA LEHRMITTEL. **Tabellenbuch Metall**. 41 ed. Haan-Gruiten: Europa-Lehrmittel, 383 p. 1999.

45. BASTOS, C. M. **Modelagem e simulação do processo de torno-brochamento de virabrequins**. UFSC, Florianópolis, 2005. 121 p., Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.
46. DROZDA, T., J.; WICK, C. (Ed.) **Tool and Manufacturing Engineers Handbook - Machining**. 4.ed. Dearborn, Society of Manufacturing Engineers, Michigan, 1983.
47. COLMANETTI, M.S. **Modelagem de sistemas de manufatura orientada pelo custeio das atividades e processos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 94 p, 2001.
48. FREITAS Fº, P.J. **Introdução à Modelagem e Simulação de Sistemas c/ Aplicações em Arena**. Editora Visual Books, 322 p, 2001.
49. KLOCKE, F.; GERSCHWILER, K. **Trockenbearbeitung - Grundlagen, Grenzen, Perspektiven**. VDI Berichte, n.1240, p. 1-40, 1996.
50. PRAMANIK, A.; ZHANG, L.C. ARSECULARATNE, J. A. **Prediction of cutting force in machining of metal matrix composites**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, p. 1795-1803, 2006.
51. KIENZLE, O.; VICTOR, H. **Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung**. Werkstattstechnik und Maschinenbau. 47(5): 224-5, 1957.
52. ERNST, H.; MERCHANT, M. E. **Chip formation, friction and high quality machined surfaces**. Surface Treatment of Metals, ASm. Vol. 29, p. 299-378, 1941.
53. LEE, E.H; SHAFFER, B.W. **The theory of Plasticity applied to a problem of machining**. Journal of applied mechanics. P. 405-413, December, 1951.
54. SHAW, M.C; COOK, N. H.; FINNIE, I. **Shear angle relationship in metal cutting**. Trans. ASME J. Eng. Indu. Vol. 75, p. 273-288, 1953.
55. HILL, R. **The mechanics of machining: a new approach**. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. Vol. 3. P. 47-53, 1954.
56. VAN LUTTERVELT, C.A. *et al.* **Present situation and future trends in modelling of machining operations**. CIRP Annals, Vol. 47, Issue 2, pp. 587-626, 1998.
57. DAWIN, J.P. **Machining-Fundamentals and Recent Advances**. Editora Springer, 1. Auflage, Berlin, 361p. 2008.
58. DENKENA, B; KÖHLER, J. **Consideration of the form of the undeformed section of cut in the calculation of machining forces**. Machining Science and Technology: An International Journal, 14:4, 455-470. 2010.
59. BLANCK, D. **Verfahren zum Berechnen der Schnittkräfte im theoretischen Vergleich**, Maschinenmarkt, Würzburg, Vol. 90, 662-663, 1984.
60. WEBER, M.; AUTENRIETH, H.; KOTSCHENREUTHER, J.; SCHULZE, V.; LÖHE, D.; GUMBSCH, P.; FLEISCHER, J. **Influence of friction and process parameters on the**

- specific cutting force and surface characteristics in micro cutting.** Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations, Agosto 27–28, 2007.
61. JIVISHOV, V. **Mikrogeometrische Einflüsse beim Weich- und Hartspanen**, Tese de doutorado, Universidade de Hannover, 2008.
 62. DOS SANTOS, A.L.B. *et al.* **Modelagem via Redes Neurais para a Estimativa da Temperatura de Corte em Ferramentas de Metal-Duro no Processo de Fresamento Frontal.** RECIE, Uberlândia, Vol. 15, Nr. 1/2, pp. 83-89, 2006.
 63. MANGONI, C. **Determinação Teórico-experimental de Forças e Análise Dinâmica por Elementos Finitos no Fresamento de Peças com Baixa Rigidez.** 95 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2004.
 64. KAYMAKCI, M.; KILIC, Z.M.; ALTINTAS, Y. **Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations.** International Journal of Machine Tools & Manufacture 54-55, p. 34-45, 2011.
 65. STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. **Metal Cutting Theory and Practice.** 3rd edition. Florida: CRC Press Taylor e Francis Group, 2016.
 66. POLLI, M. L. **Estudo do Processo de Mandrilamento de Acabamento.** 1994. 111 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1994.
 67. SOUZA, A. J. **Aplicação de Multisensores no Prognóstico da Vida da Ferramenta de Corte em Usinagem.** Florianópolis, 2001, 62 f. Qualificação (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
 68. KORKA, Z.; MICLOSINA, C.; COJOCARU, V. **An Experimental Study of the Cutting Forces in Metal Turning.** Îndrumător de laborator, Analele Universitatii “Eftimie Murgu”, ResiNa, 2013.
 69. EBERSBACH, F.; SIVIERO, M.; BITTENCOURT, J.; RUCKER, T.; SCHROETER, R. **Modelagem e simulação de esforços no mandrilamento de Ferro Fundido GG 25.** Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2017, Joinville. Anais do IX Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2017.
 70. ALBERTAZZI, A. **Fundamentos de metrologia científica e industrial** – 1 ed. Barueri, SP: Manole, 2008.
 71. DONATELLI, G.D.; KONRATH, A.C. **Simulação de Monte Carlo na Avaliação de Incertezas de Medição.** Revista de Ciência e Tecnologia, Vol. 13, Nr. 25/26, pp. 5-15, 2005.
 72. NAVES, V. **Usinagem do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 316UF com Aplicação de Fluido de Corte a Alta Pressão.** 181p. Tese de Doutorado, Universidade de Uberlândia, Uberlândia, 2013.
 73. MIAN, A. **Size Effect in Micromachining.** 209p. Tese de Doutorado, Universidade de Manchester, Inglaterra, 2011.

74. OLIVEIRA, B. **Estudo dos Mecanismos Governantes do Efeito de Escala na Microusinagem.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 92 p, 2012.
75. SCHROETER, R. B.. **Medição e Análise de Forças na Usinagem de Ultraprecisão de Materiais de Comportamento Duro e Frágil.** XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1999, Águas de Lindóia – SP, XV COBEM, Águas de Lindóia, 1999.
76. SCHWER, L. E. **Validation metrics for response histories: perspectives and case studies,** Engineering with Computers, Vol. 23, pp. 295–309, 2007.
77. BENO, J.; MANKOVA, I. **Technological and material factors of machining.** SjFTUKE, ISBN 80-7099-701-X, Kosice, Slovakia, 2004.
78. ALTINTAS, Y. **Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design.** Cambridge University Press, Cambridge, Inglaterra, 2000. 298 p.
79. BORBA, V. **Análise da força de usinagem e da rugosidade no torneamento de aços endurecidos com ferramentas de PcBN e de metal-duro.** UFSC, Florianópolis, 2016. 169 p., Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2016.
80. SANDVIK COROMANT. **Rotating Tools,** Catalogue, 2015.
81. EVANS, R.; PLATT, E.; WIERSCHEN, A. **Fluid Lubrication in Continuous Cutting of CGI.** Foundry Management & Technology, p. 33-37, 2013.
82. CAMPOCASSO, S.; COSTES, J. P.; POULACHON, G. **Cutting Forces Modeling in Finish Turning of Inconel 718 Alloy with Round Inserts.** 13th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sintra, 2011.

APÊNDICE A – VERIFICAÇÃO ESTÁTICA DOS INSTRUMENTOS DE MEDIÇÃO DE FORÇA.

Os instrumentos de medição de força (plataforma piezométrica, amplificadores, cabos coaxiais e placa de aquisição de dados) serviram para medir as componentes da força de usinagem, e estas foram submetidas a uma verificação para examinar se os valores indicados pelos instrumentos de medição correspondiam às grandezas estabelecidas por padrões. Dessa maneira, verificou-se a precisão e a confiabilidade dos instrumentos de medição, bem como sua linearidade e repetibilidade.

Segundo Albertazzi [70], verificação nada mais é do que uma calibração simplificada usada para testar se um sistema de medição está em conformidade com uma dada especificação técnica. O objetivo de realizar uma verificação foi a obtenção de confiabilidade nos resultados, por ser de fácil aplicação, por ser eficaz e pelo fato da plataforma piezométrica estar dentro do intervalo de calibração, tendo em vista que a plataforma piezométrica foi calibrada para realizar os ensaios de forças de Borba [79].

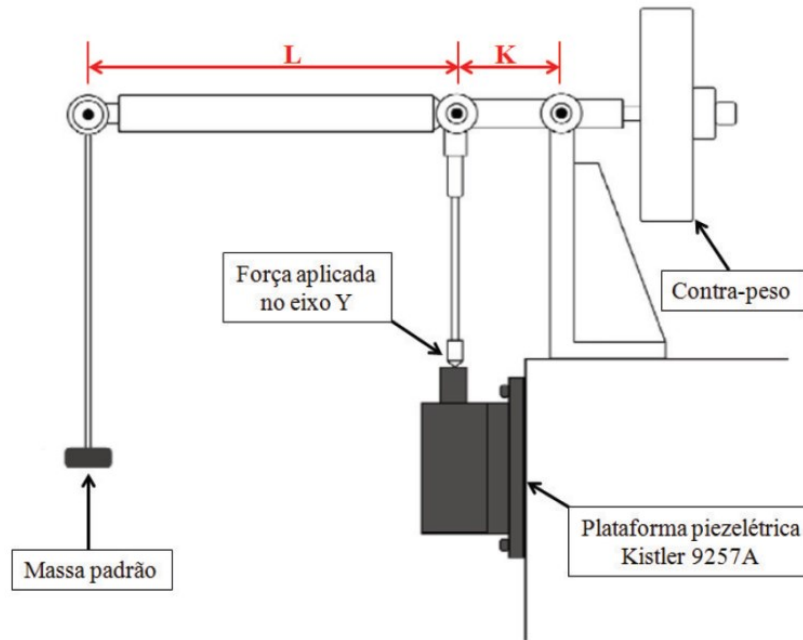
O processo de verificação estática dos instrumentos de medição de força validou os resultados de medição das forças, bem como confirmou a linearidade e a repetibilidade dos instrumentos de medição de força, obtendo valores próximos aos obtidos por Borba [79].

A verificação do sistema foi efetuada no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da UFSC, e baseou-se no princípio de uma balança, onde a Força Teórica (FT) é proporcional ao produto da massa-padrão aplicada (m_p) vezes a relação dos braços de alavanca (L/K) vezes a aceleração da gravidade ($g = 9,796 \text{ m/s}^2$). Assim, seguindo as recomendações do manual [6], a força teórica foi determinada matematicamente pela equação (1).

$$F_T = m_p \cdot g \cdot \frac{L}{K} \quad (\text{A.1})$$

A verificação foi realizada nos três eixos de medição da plataforma piezométrica, e aplicou-se um carregamento de 1 kgf até 10 kgf, com incremento de 1 kgf. Para minimizar os erros, efetuou-se uma réplica e uma tréplica desse carregamento para todos os eixos. A Figura 1 apresenta uma representação esquemática do procedimento de verificação estático do eixo Y na plataforma piezométrica Kistler de modelo 9257A.

Figura 1 – Sistema de balança utilizado para fazer a verificação da plataforma piezométrica.



FONTE: Borba [79].

Com o valor da força resultante e o valor da força medida (F_m), calculou-se o erro percentual (E) do valor experimental por meio da equação (2).

$$E(\%) = \frac{F_T - F_M}{F_T} \cdot 100 \quad (\text{A.2})$$

Com o sistema de verificação estático, constatou-se uma média de erros menor que 1% para os três eixos X, Y e Z. Foi possível confirmar a linearidade e a confiabilidade do instrumento da plataforma piezométrica, pois os erros mativeram-se dentro dos limites característicos para o sistema de medição baseados no princípio de sensores piezométricos. Além disso, os erros encontrados são muito similares aos encontrados na calibração realizada por Borba [79].

APÊNDICE B – RESULTADOS DAS COMPONENTES DAS FORÇAS DE USINAGEM PARA A INSERTO TRIANGULAR

Figura 2 – Dados obtidos para o inserto triangular.

Ensaio	Vc (m/min)	a _p (mm)	f (mm)	F _p (N)	F _f (N)	F _c (N)	F _p final (N)	F _f final (N)	F _c final (N)	Desvio ensaio e réplica F _p	Desvio ensaio e réplica F _f	Desvio ensaio e réplica F _c	Diferença ensaio e réplica F _p (%)	Diferença ensaio e réplica F _f (%)	Diferença ensaio e réplica F _c (%)
1	150	0,50	0,075	51,49	46,98	88,90	51,10	47,21	89,06	0,54	0,32	0,23	2%	1%	0%
2	150	0,50	0,075	50,72	47,43	89,22									
3	150	0,50	0,150	63,08	52,89	136,75	62,91	53,00	137,39	0,24	0,15	0,90	1%	0%	1%
4	150	0,50	0,150	62,74	53,10	138,02									
5	150	0,50	0,225	73,87	59,02	183,96	75,91	60,02	186,04	2,88	1,42	2,94	6%	3%	2%
6	150	0,50	0,225	77,95	61,02	188,12									
7	150	1,00	0,075	47,04	103,38	165,68	47,33	94,13	160,12	0,42	13,08	7,86	1%	22%	7%
8	150	1,00	0,075	47,63	84,89	154,57									
9	150	1,00	0,150	60,14	136,13	272,26	59,74	136,67	273,39	0,56	0,75	1,60	1%	1%	1%
10	150	1,00	0,150	59,34	137,20	274,52									
11	150	1,00	0,225	90,66	174,59	380,12	91,76	175,17	380,55	1,56	0,81	0,61	2%	1%	0%
12	150	1,00	0,225	92,87	175,74	380,98									
13	150	1,50	0,075	54,00	161,37	243,41	54,74	162,15	244,11	1,04	1,10	0,99	3%	1%	1%
14	150	1,50	0,075	55,47	162,93	244,81									
15	150	1,50	0,150	64,74	217,52	410,81	63,95	216,98	411,02	1,12	0,76	0,29	3%	0%	0%
16	150	1,50	0,150	63,16	216,45	411,22									
17	150	1,50	0,225	92,31	278,29	576,74	91,73	279,35	578,60	0,83	1,51	2,62	1%	1%	1%
18	150	1,50	0,225	91,14	280,42	580,45									

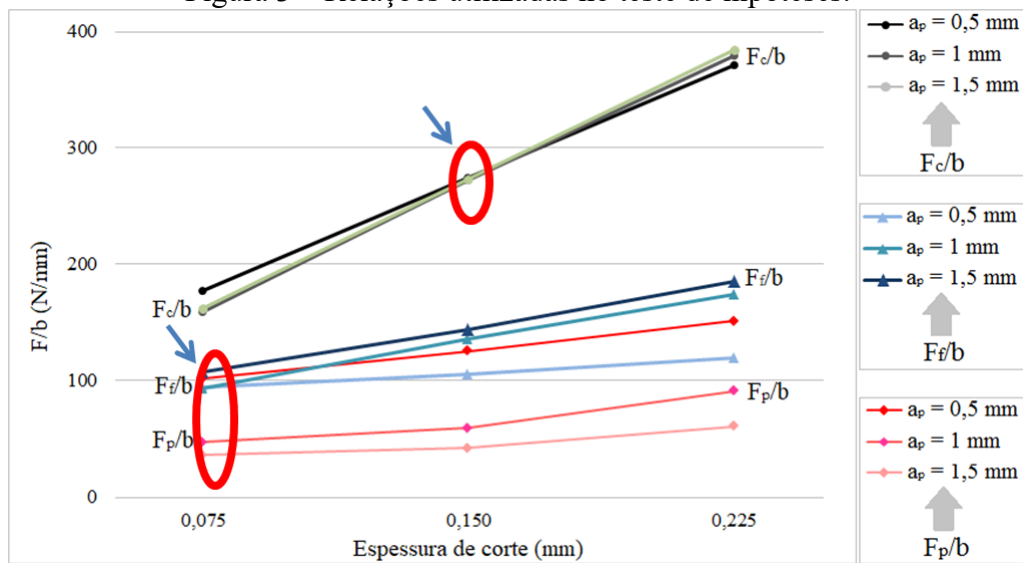
FONTE: Do autor.

APÊNDICE C – TESTE DE HIPÓTESES PARA AS RELAÇÕES F/B PARA O INSERTO TRIANGULAR

Do gráfico da Figura 3 abaixo foram realizados teste de hipóteses com dois grupos de relações:

- F_p/b para espessura de corte de 0,075 mm;
- F_c/b para espessura de corte de 0,150 mm.

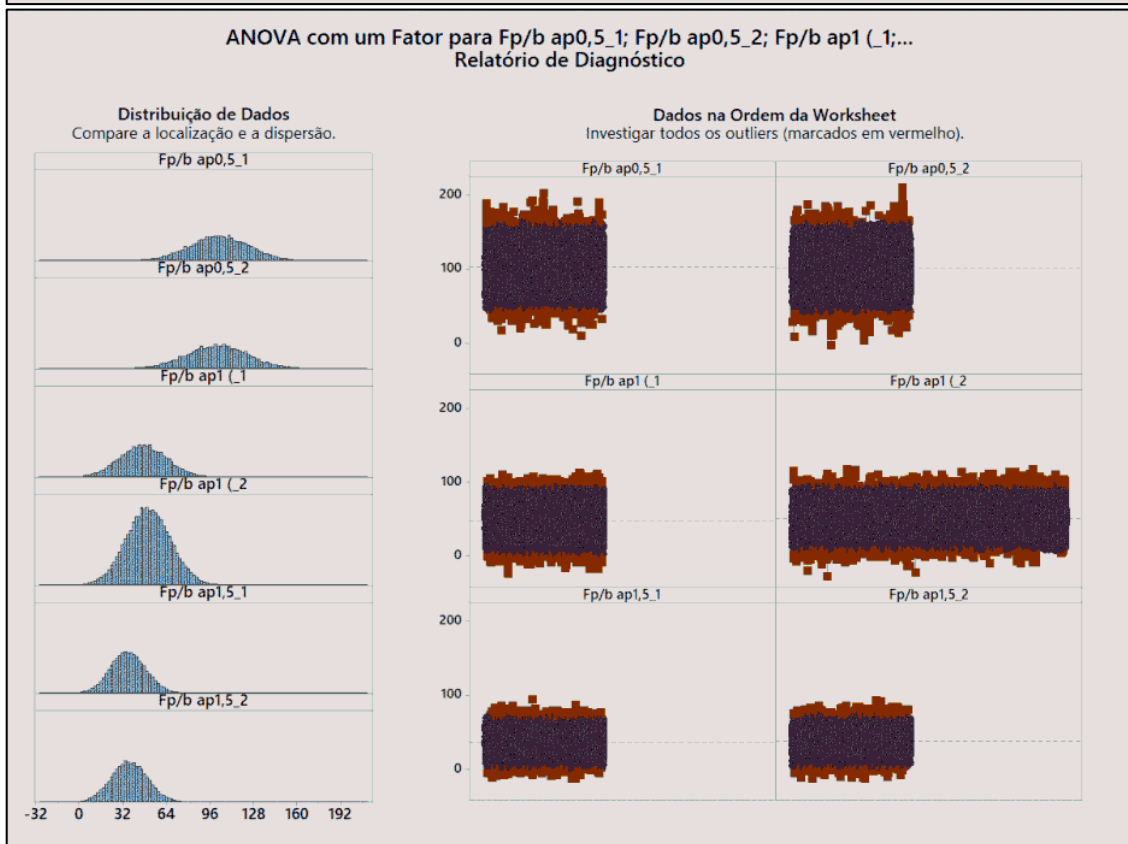
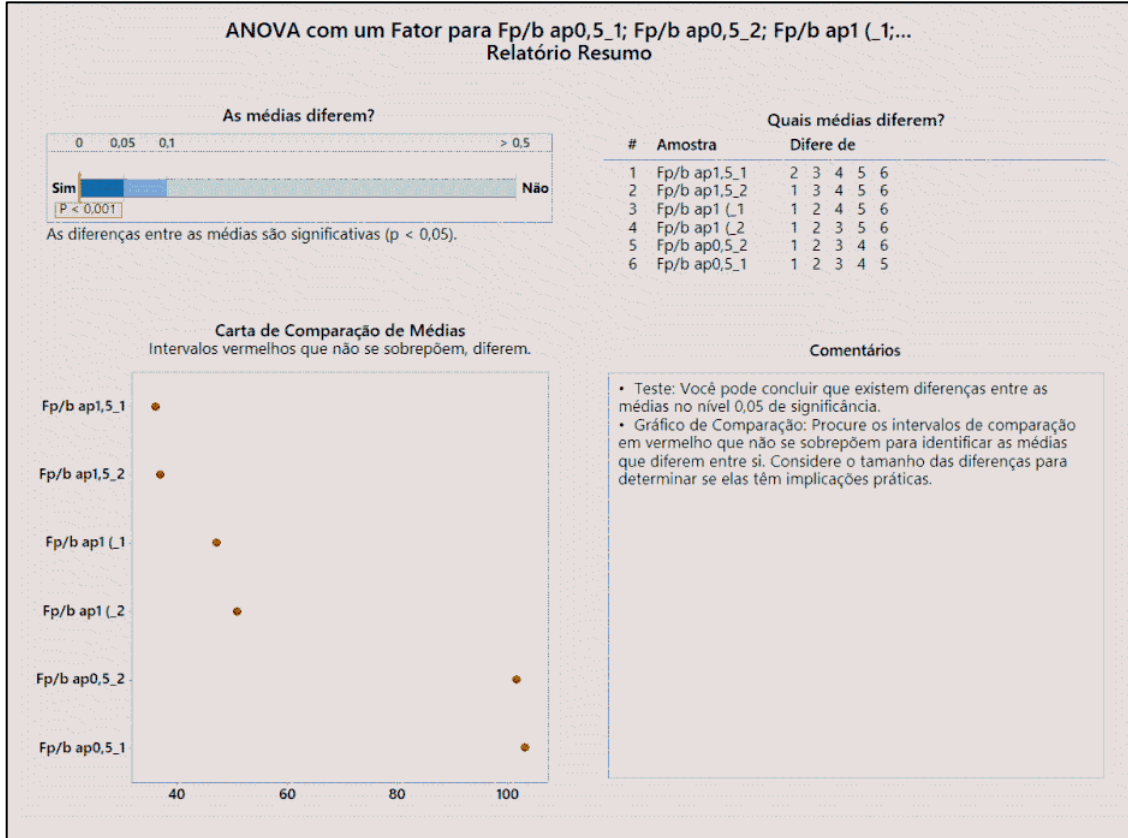
Figura 3 – Relações utilizadas no teste de hipóteses.

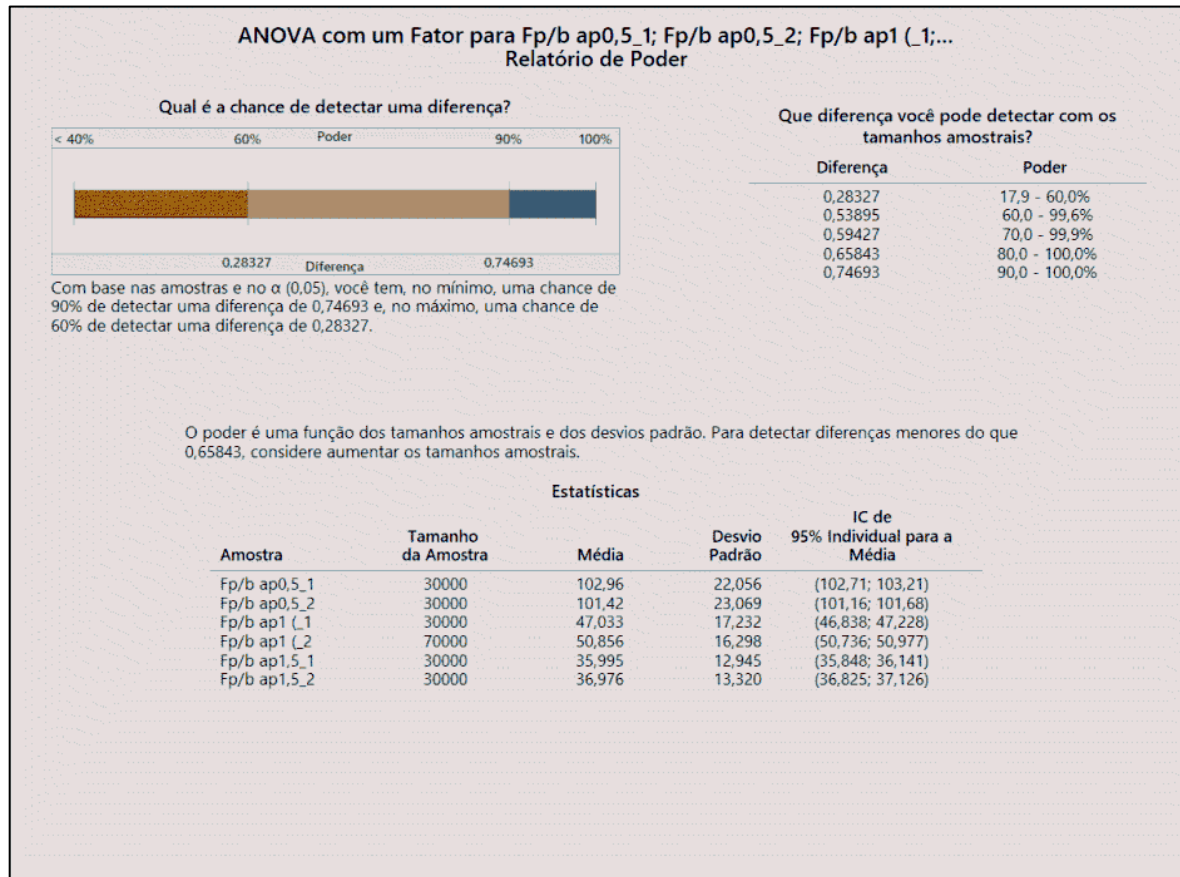


FONTE: Do autor.

As Figuras 4 e 5 mostram os respectivos testes de hipóteses mencionados.

Figura 4 - Resultados para as relações de força passiva na espessura de corte de 0,075:



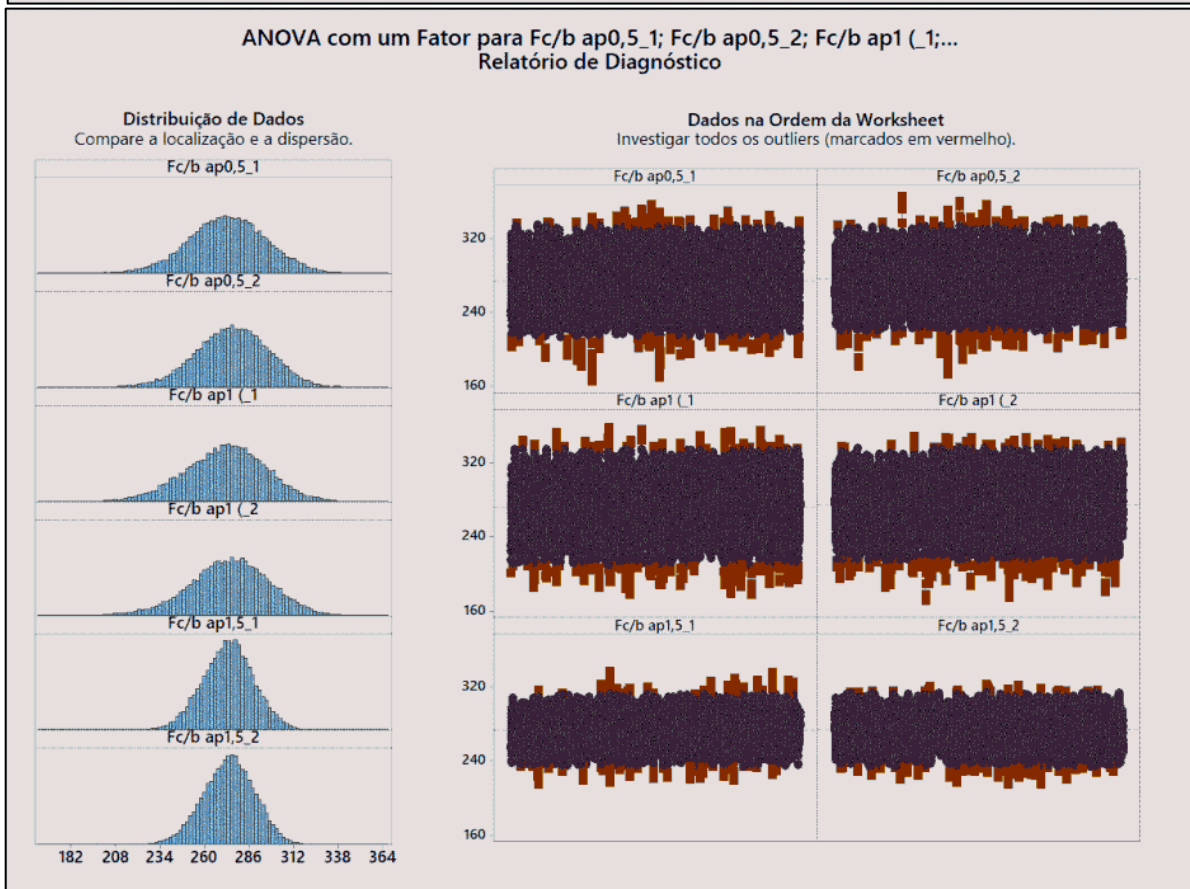
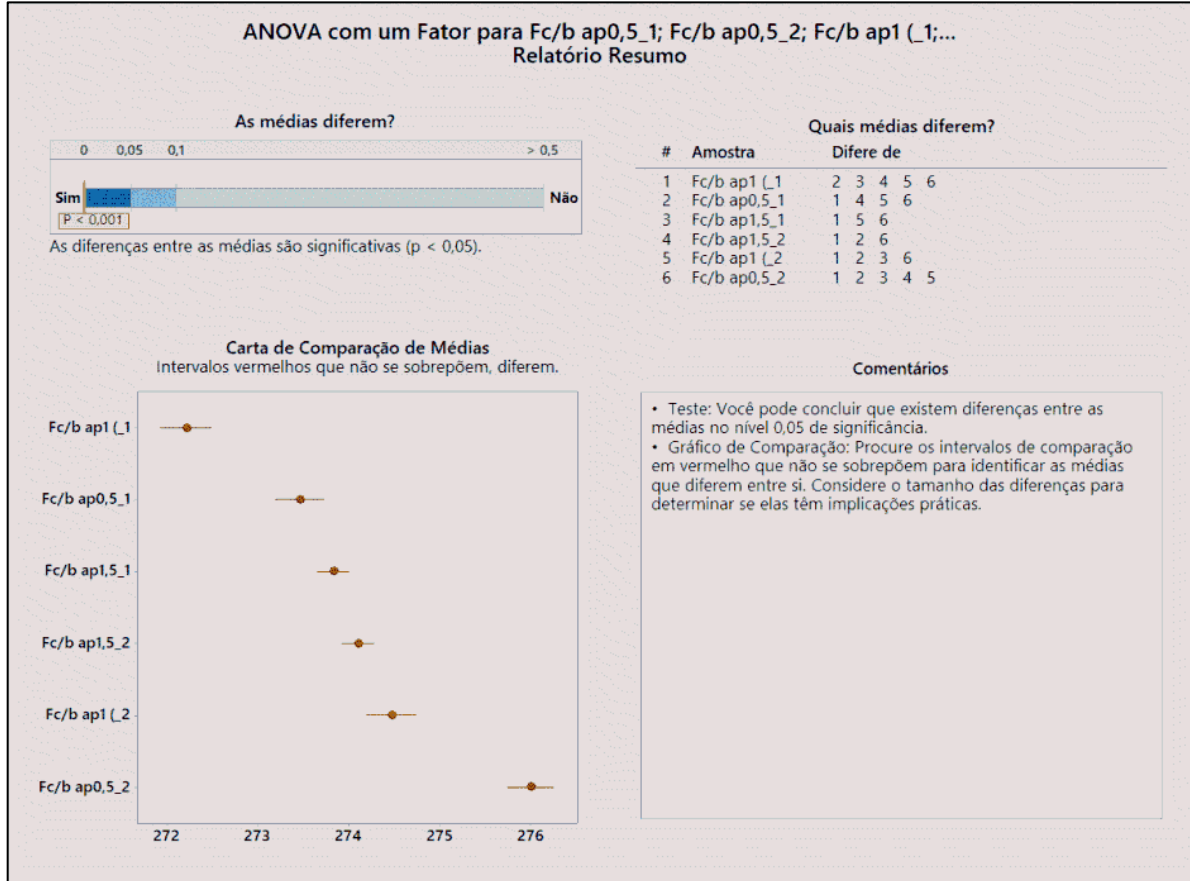


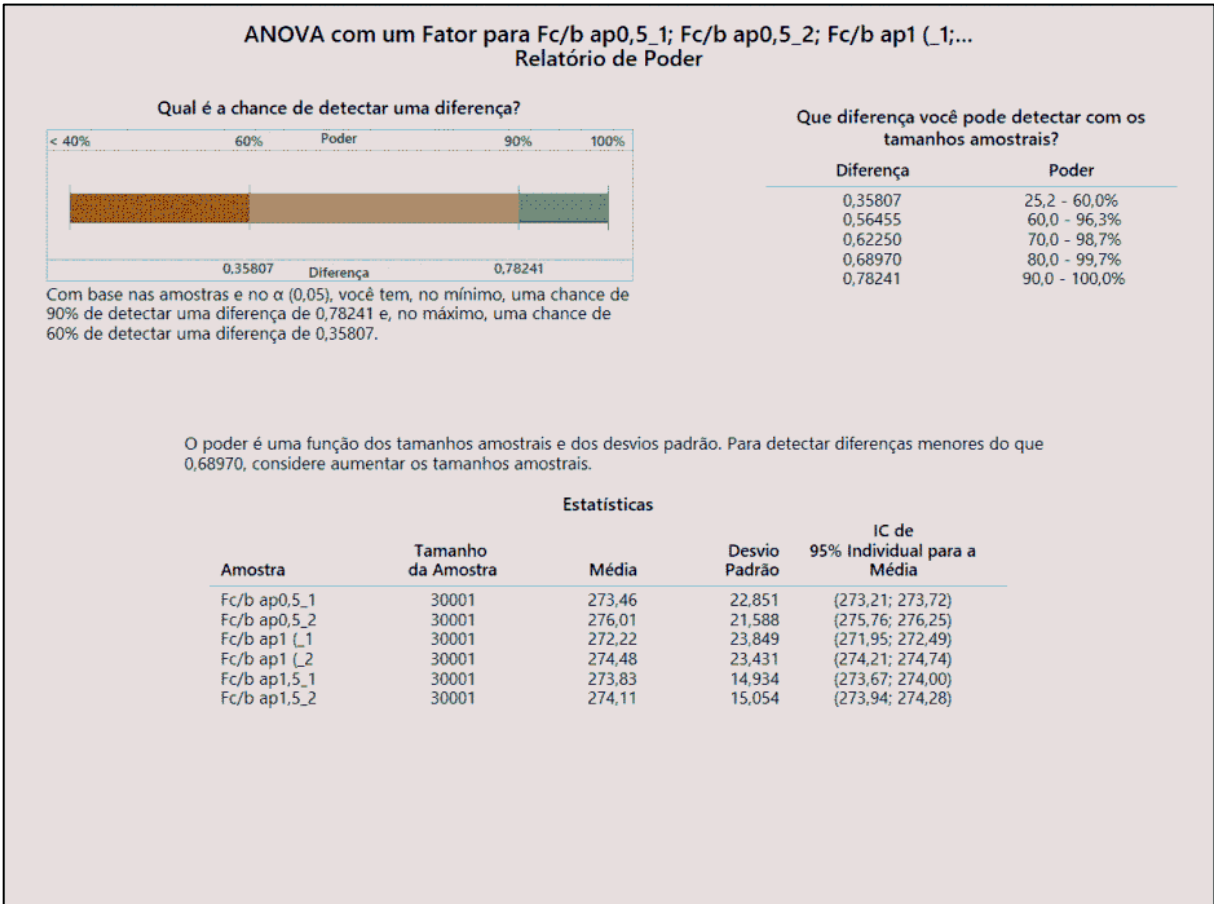
**ANOVA com um Fator para Fp/b ap0,5_1; Fp/b ap0,5_2; Fp/b ap1 (_1;...
Cartão de Relatório**

Verificar	Status	Descrição
Dados Atípicos		Alguns dos pontos de dados são atípicos quando comparados aos outros na mesma amostra. Como os dados atípicos podem ter uma forte influência nos resultados, você deve tentar identificar a causa de sua natureza atípica. Esses pontos estão marcados em vermelho no Relatório de Diagnóstico. Você pode passar o cursor sobre um ponto ou usar o recurso da Função Brush do Minitab para identificar a linha da worksheet. Corrija quaisquer erros de entrada de dados ou medições. Considere remover os dados que estão associados a causas especiais e repetir a análise.
Tamanho da Amostra		A amostra é suficiente para detectar diferenças entre as médias.
Normalidade		Como todos os tamanhos amostrais são, no mínimo, de 15, a normalidade não é um problema. O teste é exato com dados não-normais quando os tamanhos amostrais são grandes o suficiente.
Variância Igual		O Assistente do Minitab usa o método de Welch, que não considera nem exige que as amostras tenham variâncias iguais. A pesquisa mostra que o teste tem bom desempenho com variâncias desiguais, mesmo quando os tamanhos amostrais não são iguais.

FONTE: Do autor.

Figura 5 - Resultados para as relações de força de corte na espessura de corte de 0,15:





ANOVA com um Fator para Fc/b ap0,5_1; Fc/b ap0,5_2; Fc/b ap1 (_1;... Cartão de Relatório

Verificar	Status	Descrição
Dados Atípicos		Alguns dos pontos de dados são atípicos quando comparados aos outros na mesma amostra. Como os dados atípicos podem ter uma forte influência nos resultados, você deve tentar identificar a causa de sua natureza atípica. Esses pontos estão marcados em vermelho no Relatório de Diagnóstico. Você pode passar o cursor sobre um ponto ou usar o recurso da Função Brush do Minitab para identificar a linha da worksheet. Corrija quaisquer erros de entrada de dados ou medições. Considere remover os dados que estão associados a causas especiais e repetir a análise.
Tamanho da Amostra		A amostra é suficiente para detectar diferenças entre as médias.
Normalidade		Como todos os tamanhos amostrais são, no mínimo, de 15, a normalidade não é um problema. O teste é exato com dados não-normais quando os tamanhos amostrais são grandes o suficiente.
Variância Igual		O Assistente do Minitab usa o método de Welch, que não considera nem exige que as amostras tenham variâncias iguais. A pesquisa mostra que o teste tem bom desempenho com variâncias desiguais, mesmo quando os tamanhos amostrais não são iguais.

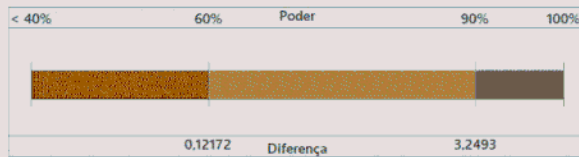
APÊNDICE D – TESTE DE HIPÓTESES PARA AS CONSTANTES ESPECÍFICAS DE CORTE OBTIDAS PARA O INSERTO TRIANGULAR

Figura 6 – Teste de hipóteses para as constantes específicas de corte do inserto triangular.



ANOVA com um Fator para Kp ap 0,5; Kf ap 0,5; Kc ap 0,5; Kp ap 1; Kf ap 1;...
Relatório de Poder

Qual é a chance de detectar uma diferença?



Com base nas amostras e no α (0,05), você tem, no mínimo, uma chance de 90% de detectar uma diferença de 3,2493 e, no máximo, uma chance de 60% de detectar uma diferença de 0,12172.

Que diferença você pode detectar com os tamanhos amostrais?


Diferença	Poder
0,12172	5,1 - 60,0%
2,3788	60,0 - 100,0%
2,6120	70,0 - 100,0%
2,8809	80,0 - 100,0%
3,2493	90,0 - 100,0%

O poder é uma função dos tamanhos amostrais e dos desvios padrão. Para detectar diferenças menores do que 2,8809, considere aumentar os tamanhos amostrais.

Estadísticas

Amostra	Tamanho da Amostra	Média	Desvio Padrão	IC de 95% Individual para a Média
Kp ap 0,5	9500	252,70	10,396	(252,49; 252,90)
Kf ap 0,5	9500	162,41	4,1440	(162,33; 162,50)
Kc ap 0,5	9500	990,74	16,778	(990,40; 991,07)
Kp ap 1	9500	200,05	3,9123	(199,97; 200,13)
Kf ap 1	9500	406,40	50,013	(405,40; 407,41)
Kc ap 1	9500	1224,9	52,557	(1223,9; 1226,0)
Kp ap 1,5	9500	110,43	2,1325	(110,39; 110,47)
Kf ap 1,5	9500	376,73	3,0385	(376,67; 376,79)
Kc ap 1,5	9500	1226,1	7,0445	(1226,0; 1226,3)

ANOVA com um Fator para Kp ap 0,5; Kf ap 0,5; Kc ap 0,5; Kp ap 1; Kf ap 1;...
Cartão de Relatório

Verificar	Status	Descrição
Dados Atípicos	<input checked="" type="checkbox"/>	Não há pontos de dados atípicos. Os dados atípicos podem ter uma forte influência nos resultados.
Tamanho da Amostra	<input checked="" type="checkbox"/>	A amostra é suficiente para detectar diferenças entre as médias.
Normalidade	<input checked="" type="checkbox"/>	Como todos os tamanhos amostrais são, no mínimo, de 15, a normalidade não é um problema. O teste é exato com dados não-normais quando os tamanhos amostrais são grandes o suficiente.
Variância Igual	<input type="checkbox"/>	 O Assistente do Minitab usa o método de Welch, que não considera nem exige que as amostras tenham variâncias iguais. A pesquisa mostra que o teste tem bom desempenho com variâncias desiguais, mesmo quando os tamanhos amostrais não são iguais.

APÊNDICE E – RESULTADOS DAS COMPONENTES DAS FORÇAS DE USINAGEM PARA O INSERTO CIRCULAR.

Figura 7 – Dados de força obtidos para o inserto circular.

Ensaio	Vc (m/min)	a _p (mm)	f (mm)	F _p (N)	F _f (N)	F _c (N)	F _p final (N)	F _f final (N)	F _c final (N)	Desvio ensaio e réplica F _p	Desvio ensaio e réplica F _f	Desvio ensaio e réplica F _c	Diferença ensaio e réplica F _p (%)	Diferença ensaio e réplica F _f (%)	Diferença ensaio e réplica F _c (%)
1	150	0,50	0,075	259,34	56,49	194,64	260,84	56,88	195,34	2,13	0,55	0,99	1%	1%	1%
2	150	0,50	0,075	262,35	57,27	196,04									
3	150	0,50	0,150	255,90	57,40	250,28	259,79	57,91	252,37	5,51	0,73	2,95	3%	2%	2%
4	150	0,50	0,150	263,69	58,43	254,46									
5	150	0,50	0,225	304,32	64,51	323,50	304,96	64,80	324,70	0,90	0,42	1,69	0%	1%	1%
6	150	0,50	0,225	305,60	65,10	325,89									
7	150	1,00	0,075	405,16	128,49	328,67	402,30	128,06	328,20	4,04	0,60	0,67	1%	1%	0%
8	150	1,00	0,075	399,45	127,63	327,73									
9	150	1,00	0,150	488,32	154,38	476,52	486,97	154,31	476,45	1,90	0,09	0,10	1%	0%	0%
10	150	1,00	0,150	485,63	154,25	476,39									
11	150	1,00	0,225	536,59	166,94	595,81	535,66	167,35	597,08	1,30	0,57	1,80	0%	0%	0%
12	150	1,00	0,225	534,74	167,75	598,35									
13	150	1,50	0,075	506,25	206,07	443,10	501,45	206,14	441,87	6,79	0,09	1,74	2%	0%	1%
14	150	1,50	0,075	496,65	206,21	440,64									
15	150	1,50	0,150	588,14	239,42	639,59	584,14	237,95	637,04	5,67	2,08	3,60	1%	1%	1%
16	150	1,50	0,150	580,13	236,48	634,50									
17	150	1,50	0,225	584,65	231,86	772,45	578,56	230,02	770,18	8,62	2,61	3,21	2%	2%	1%
18	150	1,50	0,225	572,46	228,18	767,91									

FONTE: Do autor.