

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

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DAS FORÇAS NA FURAÇÃO
COM BROCAS HELICOIDAIS A PARTIR DE DADOS OBTIDOS
NO TORNEAMENTO DE SEGMENTOS CILÍNDRICOS**

ANGELO MARCOS GIL BOEIRA

FLORIANÓPOLIS
JUNHO DE 2010.

ANGELO MARCOS GIL BOEIRA

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DAS FORÇAS NA FURAÇÃO
COM BROCAS HELICOIDAIS A PARTIR DE DADOS OBTIDOS
NO TORNEAMENTO DE SEGMENTOS CILÍNDRICOS**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Rolf Bertrand Schroeter

Co-orientador: Prof. Dr.-Ing. Konrad Wegener

FLORIANÓPOLIS

JUNHO DE 2010.

Catálogo na fonte pela Biblioteca Universitária da
Universidade Federal de Santa Catarina

B669m Boeira, Angelo Marcos Gil
Modelagem e simulação das forças na furação com
brocas helicoidais a partir de dados obtidos no
torneamento de segmentos cilíndricos [tese] / Angelo
Marcos Gil Boeira;

orientador, Rolf Bertrand Schroeter. - Florianópolis,
SC, 2010.

193 p: il., tabs., graf.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia mecânica. 2. Modelagem. 3. Simulação.
4. Usinagem. 5. Furação. 6. Forças de
usinagem. I. Schroeter, Rolf Bertrand. II.
Universidade Federal de Santa Catarina.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III.
Título.

CDU 621

**MODELAGEM E SIMULAÇÃO DAS FORÇAS NA FURAÇÃO
COM BROCAS HELICOIDAIS A PARTIR DE DADOS OBTIDOS
NO TORNEAMENTO DE SEGMENTOS CILÍNDRICOS**

ANGELO MARCOS GIL BOEIRA

ESTA TESE OU DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA
OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA
SENDO APROVADA EM SUA FORMA FINAL.

Prof. Rolf Bertrand Schroeter,
Dr. Eng.
ORIENTADOR

Prof. Konrad Wegener, Dr.-Ing.
(ETH-Zurique)
COORDENADOR

Prof. Eduardo Alberto Fancello, D.Sc.
COORDENADOR DO CURSO

BANCA EXAMINADORA

Prof. Walter Lindolfo
Weingaertner, Dr.-Ing.
PRESIDETE

Prof. Álisson Rocha Machado,
Ph.D. (UFU)
RELATOR

Prof. Konrad Wegener, Dr.-Ing.
(ETH-Zurique)
MEMBRO

Prof. João Carlos Espíndola
Ferreira, Ph.D.
MEMBRO

Prof. Joel Martins Crichigno Filho,
Dr.-Ing. (UDESC)
MEMBRO

À minha esposa Andréa;
Às minhas filhas Beatriz, Isabelle e Amanda;
Aos meus pais Élvio e Vanda;
Aos meus irmãos Luis, Vander, Eliton e Gabriel, e
Às minhas afilhadas Kamila e Jéssica Vitória.

“Remember that all models are wrong; the practical question is how wrong do they have to be to not be useful” (Box & Draper, 1987)

Resumo

A furação é um processo de usinagem de grande utilização na indústria, e entre as ferramentas utilizadas para execução de furos, a broca helicoidal é a ferramenta mais importante. Apesar das melhorias nestas ferramentas ao longo dos anos, o tempo de circulação de uma peça na fabricação em série é ainda fortemente limitado pela furação. Esse processo de usinagem apresenta dificuldades em seu estudo, já que ocorre no interior da peça e o acesso é bloqueado pela ferramenta, e uma das formas de melhorá-lo é através da modificação da geometria da broca. Considerando as crescentes exigências em relação à produtividade, qualidade e custo dos processos de fabricação, também para a otimização de brocas é crescente a adoção de métodos de modelagem e simulação. Estes métodos surgem como uma forma alternativa e de menor custo para analisar virtualmente as variáveis do processo de furação, como por exemplo, o comportamento das forças durante a usinagem, que por sua vez influenciam a vida da broca e a qualidade do furo obtido, entre outras grandezas. Dentro deste contexto, neste trabalho propõe-se a modelagem e simulação da forças durante o processo de furação, através do emprego de métodos computacionais, aliados a métodos experimentais para verificar a validade dos mesmos. Foram utilizadas informações obtidas no processo de torneamento como base à modelagem do processo de furação, visto que o torneamento é de mais simples compreensão do que a furação. Para isto, foi feita uma segmentação da broca em cilindros com diferentes diâmetros que somados representem a furação em cheio. Os corpos-de-prova com forma cilíndrica são furados e torneados com o objetivo de medir as forças de usinagem, permitindo, no caso da furação, identificar as regiões que sofrem maiores solicitações mecânicas. Da comparação destes resultados, foi gerado um modelo que permite simular as forças no processo de furação a partir de dados obtidos no torneamento. O modelo de força desenvolvido na furação destina-se primeiramente ao melhor entendimento do processo em si, bem como para sua otimização. A proposição de novas geometrias de brocas, diâmetros, revestimentos e materiais de peça poderão ser previamente simuladas e verificadas com relação aos esforços resultantes em região que se estenda do centro da broca até o gume secundário. Para validar o modelo desenvolvido, foram utilizadas diferentes geometrias e diâmetros de broca, bem como diferentes materiais da peça. O modelo, em sua atual concepção,

apresentou bons resultados para a força de corte e de avanço quando da furação do aço Ck45 com diferentes diâmetros de broca, mostrando que o efeito de escala nas dimensões da broca são percebidos pelo modelo. A simulação da força de corte utilizando os três diferentes materiais da peça (Ck45, ESP65 e ETG100) também apresentou bons resultados, enquanto que para a força de avanço o mesmo não ocorre, mostrando que os efeitos de melhora de usinabilidade inerentes aos aços ESP65 e ETG100 são mais expressivos na direção de avanço, denotando a importância de se considerar, futuramente, as propriedades mecânicas dos materiais no modelo. Para o alívio do gume transversal os resultados também mostraram o efeito da diferença de usinabilidade entre os aços ensaiados, além do efeito de escala do tamanho do gume transversal que se mostrou dominante nos resultados simulados da força de corte e de avanço. Uma adequação do tamanho do gume transversal com alívio em relação ao da broca Standard se faz necessária.

Palavras-chave: *Modelagem, simulação, usinagem, furação, forças de usinagem.*

Abstract

Drilling represents an essential machining process to the industry and among all tools used to make holes; the twist drill is the most important one. Despite all improvements achieved in these tools over the years, the manufacturing time in series production is still substantially limited by the drilling process. This metal cutting process presents difficulties in its studies, since it occurs inside the workpiece where the access is blocked by the tool, and an alternative to improve it is by modifying the geometry of the drill. Considering the increasing requirements related to productivity, quality and manufacturing process cost, also for optimizing drills it is a tendency the adoption of modeling and simulation methods. These methods emerge as an alternative way of low cost to virtually analyse the variables of the drilling process, such as the dynamic of the forces during the process, which by themselves affect the life of the drill and the quality of the hole obtained, as well as other variables. Within this context, this work proposes the modeling and simulation of the forces during the drilling process through the use of computational methods combined with experimental methods in order to verify their validity. As a basis for the drilling process, it was used information obtained with the turning process, due to the fact that turning is of easier comprehension than drilling. As a result, it was produced a segmentation of the drill in cylinders with different diameters, so that their sum represent the full drilling. The workpiece with cylindrical shape are drilled and turned with the objective of measuring the machining forces, making possible, in terms of drilling, to identify the regions under greater mechanical stress. From the comparison between these results, a model was generated which allows to simulate the forces in the drilling process from the data obtained from the turning. The model developed aims firstly to better understand the process itself, as well as to generate a tool for its optimization. The proposition of drills with new geometries and diameters, new coatings and distinct workpiece materials can be previously simulated and verified with respect to the resulting stress along the region from the centre of the drill until the minor cutting edge. To validate the designed model, it was used different drill geometries and diameters, as well as different workpiece materials. The model, in its current conception, presented good results for cutting and thrust forces during the drilling of Ck45 steel with various drill diameters, inferring that the scale effect on the drill dimensions is assimilated by the model. The simulation of the

cutting force using three distinct workpiece materials (Ck45, ESP65 and ETG100) also presented good results, whereas the thrust force did not, inferring that the effect of enhanced machinability regarding the ESP65 and EGT100 steel is more significant in the direction of the feed, denoting the importance of considering, hereafter, the mechanical properties of the materials in the model. There were also satisfying results for the relief of the chisel edge, indicating once again the effect of the different machinabilities among the experimented steels, in addition to the scale effect related to the size of the chisel edge, which represented a dominant factor in the simulated results of the cutting and thrust force. It is required an adequacy for the size of the chisel edge with relief in relation to the Standard drill.

Keywords: *Modeling, simulation, machining, drilling, machining forces.*

Lista de Abreviaturas e Símbolos

Lista de Abreviaturas

AE	Acoustic Emission
AI	Artificial Intelligence
AISI	American Iron and Steel Institute
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio
AlCrN	Nitreto de Alumínio Cromo
BD	Banco de Dados
BUE	Built Up Edge
CAD	Computer Aided Design
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CIRP	College International pour la Recherche en Productique
CNC	Computer Numerical Control
DIN	Deutsche Industrie-Norm
EMC	Departamento de Engenharia Mecânica
ETHZ	Eidgenössische Technische Hochschule Zürich
FEM	Finit Element Method
HSS	High Speed Steel
IC	Intervalo de Confiança
ISO	International Organization for Standardization
IWF	Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik
KTI	Kommission für Technologie und Innovation

LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão
MD	Metal-duro
MQF	Mínima Quantidade de Fluido
POSMEC	Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica
QSD	Quick Stop Device
RNA's	Redes Neurais Artificiais
TiCN	Cabonitreto de Titânio
TiN	Nitreto de Titânio
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
VDI	Verein Deutscher Ingenieure

Lista de Símbolos

Letras maiúsculas

A	$[\text{mm}^2]$	Seção de usinagem
A	$[\text{mm}^2]$	Seção de usinagem do gume transversal
A_z	$[\text{mm}^2]$	Seção de usinagem por gume da broca
A_5	$[\%]$	Elongamento
A_α		Flanco principal
A'_α		Flanco secundário
A_γ		Face
A_c		Coefficiente angular da reta
B_c		Coefficiente linear da reta
$C_{c,GP(\gamma)}$		Fator de ajuste do ângulo de saída para a força específica de corte
$C_{c,GP(\lambda)}$		Fator de ajuste do ângulo de inclinação lateral para a força específica de corte
$C_{mc,GP(\gamma)}$		Fator de ajuste do ângulo de saída para o expoente de Kienzle de corte
$C_{mc,GP(\lambda)}$		Fator de ajuste do ângulo de inclinação lateral para o expoente de Kienzle de corte
$C_{f,GP(\gamma)}$		Fator de ajuste do ângulo de saída para a força específica de avanço
$C_{f,GP(\lambda)}$		Fator de ajuste do ângulo de inclinação lateral para a força específica de avanço
$C_{mf,GP(\gamma)}$		Fator de ajuste do ângulo de saída para o expoente de Kienzle de avanço

$C_{mf,GP(\lambda)}$		Fator de ajuste do ângulo de inclinação lateral para o expoente de Kienzle de avanço
D	[mm]	Diâmetro da broca
FC		Furação em cheio
F	[N]	Força de usinagem
F_c	[N]	Força de corte
F_{cFC}	[N]	Força de corte da furação em cheio
F_{cGP}	[N]	Força de corte do gume principal
F_{cGP2}	[N]	Força de corte do gume principal #2
F_{cGT}	[N]	Força de corte do gume transversal
F_{cGS}	[N]	Força de corte do gume secundário
F_f	[N]	Força de avanço
F_{fFC}	[N]	Força de avanço da furação em cheio
F_{fGP2}	[N]	Força de avanço do gume principal #2
F_{fGT}	[N]	Força de avanço do gume transversal
F_p	[N]	Força passiva
F_{pGT}	[N]	Força passiva do gume transversal
GP		Gume principal da broca
GP ₂		Gume principal #2 da broca
GT		Gume transversal da broca
GS		Gume secundário da broca
H	[mm]	Altura do segmento
HB	[HB]	Dureza Brinell
HV	[HV]	Dureza Vickers
HV30	[HV30]	Dureza Vickers com carga de 30kg

\vec{I}		Vetor normal ao plano normal do gume transversal
M_d	[N.cm]	Momento torçor
M_z	[N.cm]	Momento torçor
M_{zGP}	[N.cm]	Momento torçor do gume principal
M_{zGT}	[N.cm]	Momento torçor do gume transversal
M_{zGS}	[N.cm]	Momento torçor do gume secundário
N_1		Superfície do primeiro flanco do gume #1
\vec{N}_1		Vetor normal a superfície N_1
N_2		Superfície do segundo flanco do gume #2
\vec{N}_2		Vetor normal a superfície N_2
N_3		Superfície do primeiro flanco do gume #2
N_4		Superfície do segundo flanco do gume #1
N_5		Superfície da face do gume #1
\vec{N}_5		Vetor normal a superfície N_5
N_6		Superfície da face do gume #2
P_f		Plano de trabalho
P_n		Plano normal ao gume
P_{nGT}		Plano normal ao gume transversal
P_o		Plano ortogonal da ferramenta
P_r		Plano de referência da ferramenta
P_s		Plano do gume
P_{sGT}		Plano do gume transversal
P_{fe}		Plano efetivo de trabalho

R	[N]	Força resultante
R_a	[mm]	Raio da região de indentação
R_c	[mm]	Raio de posição do rebolo
R_w	[mm]	Raio do rebolo
$R_{p0,2}$	[N/mm ²]	Limite de escoamento
R_m	[N/mm ²]	Limite de resistência
S		Gume principal
S'		Gume secundário
T_l	[Nm]	Torque total
Th_l	[N]	Força de avanço total
\vec{V}		Vetor normal ao plano P_{sGT}
X_{GP}		Coefficiente do ponto de aplicação da força na furação com pré-furo
X_{FC}		Coefficiente do ponto de aplicação da força na furação em cheio
\vec{Z}		Vetor normal ao plano XY
\vec{Z}'		Vetor normal ao plano que contém a direção I

Letras minúsculas

$1-m_c$		Expoente da equação de Kienzle para força de corte
$1-m_{cGP}$		Expoente da equação de Kienzle para força de corte no gume principal
$1-m_{cGP2}$		Expoente da equação de Kienzle para força de corte no gume principal #2
$1-m_{cTGP}$		Expoente da equação de Kienzle para força de corte

		no gume principal proveniente do torneamento
$1-m_f$		Expoente da equação de Kienzle para força de avanço
$1-m_{fGP}$		Expoente da equação de Kienzle para força de avanço no gume principal
$1-m_{fGP2}$		Expoente da equação de Kienzle para força de avanço no gume principal #2
$1-m_{cTGP}$		Expoente da equação de Kienzle para força de avanço no gume principal proveniente do torneamento
$1-m_p$		Expoente da equação de Kienzle para força passiva
a_p	[mm]	Profundidade de Corte
b	[mm]	Largura de usinagem
d	[mm]	Diâmetro da broca
d_e	[mm]	Diâmetro externo do segmento cilíndrico
d_i	[mm]	Diâmetro interno do segmento cilíndrico
d_{Fc}	[mm]	Variação infinitesimal da força de corte
d_{Ff}	[mm]	Variação infinitesimal da força de avanço
db	[mm]	Variação infinitesimal da largura de usinagem
dr	[mm]	Variação infinitesimal do raio da broca
f	[mm]	Avanço
f_z	[mm]	Avanço por dente
h	[mm]	Espessura de usinagem
h_{ch}	[mm]	Espessura de corte
j_{th}		Elemento do gume principal
k	[mm]	Diâmetro da alma da broca

k_c	[N/mm ²]	Força específica de corte
$k_{c1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de corte para uma área de 1x1mm ²
$k_{c1.1GP}$	[N/mm ²]	Força específica de corte para o gume principal
$k_{c1.1GP2}$	[N/mm ²]	Força específica de corte para o gume principal #2
$k_{c1.1TGP}$	[N/mm ²]	Força específica de corte para o gume principal proveniente do torneamento
k_f	[N/mm ²]	Resistência à deformação plástica
$k_{f1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de avanço para uma área de 1x1mm ²
$k_{f1.1GP}$	[N/mm ²]	Força específica de avanço para o gume principal
$k_{f1.1GP2}$	[N/mm ²]	Força específica de avanço para o gume principal #2
$k_{f1.1TGP}$	[N/mm ²]	Força específica de avanço para o gume principal proveniente do torneamento
n	[rpm]	Rotação
n		Número randômico
p	[mm]	Metade do ângulo de ponta
r	[mm]	Raio da broca
r_j	[mm]	Raio médio do elemento j_{th}
r_i	[mm]	Raio do ponto P na broca
r_{int}	[mm]	Raio de intersecção entre os ângulos γ_n e λ_s
r_{GT}	[mm]	Raio do gume transversal GT da broca
r_{GP2}	[mm]	Raio externo do gume principal #2 da broca
r_{AGP}	[mm]	Raio de aplicação da força resultante na furação com pré-furo
r_{AGT}	[mm]	Raio de aplicação da força resultante no gume transversal GT da broca

r_{AGS}	[mm]	Raio de aplicação da força resultante no gume secundário GS da broca
r_{AFC}	[mm]	Raio de aplicação da força resultante na furação em cheio FC
r_{int}	[mm]	Raio do ponto de intersecção entre os ângulos λ_s e γ_n
r_ε	[mm]	Raio de quina
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
v_e	[m/min]	Velocidade efetiva
v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço

Letras gregas

α	[°]	Ângulo de incidência
α_{fe}	[°]	Ângulo de incidência lateral efetivo
α_n	[°]	Ângulo de incidência normal
α_{n1}	[°]	Ângulo de incidência normal do flanco #1
α_{n2}	[°]	Ângulo de incidência normal do flanco #2
α_{oe}	[°]	Ângulo de incidência ortogonal efetivo
β	[°]	Ângulo de cunha
β_{fe}	[°]	Ângulo de cunha lateral efetivo
β_n	[°]	Ângulo de cunha normal
β_{oe}	[°]	Ângulo de cunha ortogonal efetivo
γ	[°]	Ângulo de saída
γ_{fe}	[°]	Ângulo de saída lateral efetivo

γ_n	[°]	Ângulo de saída normal
γ_{nT}	[°]	Ângulo de saída normal de torneamento
γ_{nGP}	[°]	Ângulo de saída no gume principal
γ_{nGT}	[°]	Ângulo de saída no gume transversal
γ_{oe}	[°]	Ângulo de saída ortogonal efetivo
δ	[°]	Ângulo de giro do rebolo em relação a broca
ε_r	[°]	Ângulo da quina
ζ	[°]	Ângulo de referência do gume principal
η	[°]	Ângulo efetivo
θ_{GP}	[°]	Ângulo formado entre os vetores normais as superfícies N_1 e N_5
θ_{GT}	[°]	Ângulo formado entre os vetores normais as superfície N_1 e o plano P_{sGT}
κ_r	[°]	Ângulo de direção do gume
κ_{rGT}	[°]	Ângulo de direção do gume transversal
λ_s	[°]	Ângulo de inclinação lateral do gume
μ		Média
μ_F	[N]	Média da força F
ρ	[mm]	Raio do gume
σ	[°]	Ângulo de ponta
σ		Desvio padrão
σ_F	[N]	Desvio padrão da força F
τ	[°]	Ângulo de inclinação do rebolo
φ	[°]	Ângulo de hélice

ψ	[°]	Ângulo de Direção do Gume Transversal
ω	[rad]	Velocidade angular da broca / do rebolo
Δl	[mm]	Comprimento elementar do gume principal
Δr	[°]	Incremento radial
ΔF_P	[N]	Força elementar de deformação P
ΔF_{PE}	[N]	Força elementar do gume P
ΔF_Q	[N]	Força elementar de deformação Q
ΔF_{QE}	[N]	Força elementar do gume Q
ΔF_R	[N]	Força elementar de deformação R
ΔF_{RE}	[N]	Força elementar do gume R
ΔT_{ij}	[Nm]	Torque unitário do elemento j_{th}
ΔTh_{ij}	[N]	Força de avanço unitária do elemento j_{th}
ΔZ	[°]	Incremento linear na direção Z
$\Delta \delta$	[°]	Incremento angular de giro do rebolo em relação a broca
$\Delta \omega$	[°]	Incremento angular de rotação do rebolo
\emptyset	[mm]	Diâmetro

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	27
2	ESTADO DA ARTE.....	31
2.1	Processo de Furação.....	31
2.1.1	A broca helicoidal.....	32
2.2	Influências da Geometria da Ferramenta no Processo	34
2.3	Tipos de Broca Helicoidal	36
2.4	Materiais da Broca e Revestimentos.....	36
2.5	Cinemática da Furação.....	38
2.6	Seção de Usinagem.....	40
2.7	Alteração da Geometria da Ponta da Broca	41
2.8	Formação de Cavaco na Furação	41
2.9	Forças de Usinagem na Furação	44
2.10	Modelagem e Simulação da Usinagem.....	47
2.10.1	Importância da simulação	48
2.10.2	Tipos de modelos.....	50
2.10.3	A simulação na usinagem	55
2.10.4	Modelagem e simulação do processo de furação.....	58
3	OBJETIVOS.....	75
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	77
4.1	Ferramentas de Corte	77
4.1.1	Furação	77
4.1.2	Torneamento.....	79
4.2	Materiais de Ensaio.....	80
4.3	Máquina-ferramenta.....	80
4.4	Bancada de Ensaios e Equipamentos de Medição	82
4.4.1	Medição de forças na usinagem.....	83
4.4.2	Microscópio óptico de foco infinito	85
4.5	Metodologia de Caracterização Geométrica das Brocas.....	86
4.5.1	Definição dos principais aspectos geométricos para a broca helicoidal	88
4.5.2	Modelagem computacional.....	89
4.5.3	Modelagem matemática.....	90
4.5.4	Modelagem experimental 3D	100
4.5.5	Comparação entre os modelos matemático e experimental	104
4.6	Metodologia dos Ensaios para Modelagem das Forças na Furação.....	106

4.6.1	Descrição da segmentação dos corpos-de-prova.....	109
4.6.2	Descrição da estratégia de torneamento	112
4.7	Determinação do Braço de Alavanca Equivalente do Ponto de Aplicação da Força de Corte na Furação	116
4.8	Métodos de Análise dos Resultados	120
4.8.1	Análise dos resultados	121
5	MODELO PROPOSTO DE FORÇAS NA FURAÇÃO	127
5.1	Modelagem das Forças no Gume Principal	128
5.1.1	Força de corte no gume principal	128
5.1.2	Força de avanço no gume principal.....	133
5.1.3	Coefficientes de ajuste para o gume principal	136
5.2	Modelagem das Forças no Gume Transversal	137
5.2.1	Coefficientes de ajuste para o gume transversal	140
5.3	Modelagem das Forças no Gume Secundário.....	141
5.4	Determinação das Forças na Furação a partir do Modelo Proposto	142
5.4.1	Força de corte total.....	142
5.4.2	Força de avanço total.....	143
5.4.3	Aplicação do modelo de força na furação	144
5.5	Aplicação do Modelo para Outros Diâmetros de Broca	145
5.5.1	Força específica de corte e de avanço para o gume principal.....	145
5.5.2	Força específica de corte e de avanço para o gume transversal.....	147
5.6	Aplicação do Modelo para Brocas com Alívio do Gume Transversal.....	148
5.6.1	Forças de corte e de avanço para brocas com alívio do gume transversal.....	149
6	RESULTADOS E DISCUSSÕES	151
6.1	Análise da Furação de Segmentos	151
6.2	Aplicação do Modelo de Força de Furação	158
6.2.1	Variação no diâmetro da broca.....	163
6.2.2	Variação no material da peça	164
6.2.3	Variação no tipo de alívio do gume transversal.....	168
7	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	175
7.1	Conclusões.....	175
7.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	177
8	REFERÊNCIAS	179

1 INTRODUÇÃO

A furação está incluída no grupo de processos de fabricação por usinagem com gumes de geometria definida, sendo um dos processos mais utilizados e uma das primeiras operações de usinagem executadas na história. Junto com o torneamento, é uma das operações mais importantes, envolvendo aproximadamente 30% de todas as operações de usinagem de metal. É realizada normalmente nos últimos estágios de fabricação de uma peça e, desta forma, problemas neste processo encarecem a produção devido a refugos [1-4].

Em operações de furação as brocas helicoidais são as ferramentas mais freqüentemente empregadas, devido principalmente à sua aplicação universal. Segundo vários pesquisadores a broca helicoidal convencional, além de ser a mais largamente utilizada, apresenta uma das mais complexas formas dentre todas as ferramentas de corte [5-8].

Apesar de este tipo de ferramenta ser empregado há praticamente 200 anos, e mesmo com todos os esforços realizados neste período no sentido de melhorar o rendimento desta operação, brocas helicoidais constituem normalmente o gargalo das operações de usinagem. Assim, é de suma importância um maior conhecimento deste processo, no sentido de permitir sua otimização [2].

Por se tratar de um processo de corte bastante complexo e apresentar inúmeras dificuldades na sua compreensão, como variações geométricas e de velocidade de corte ao longo dos gumes, geração de cavaco dentro de um volume fechado, entre outros aspectos, a furação ainda é considerada como um processo relativamente pouco compreendido [2, 9].

Atualmente a tendência do desenvolvimento do processo de furação é, como em outros casos, para um aumento da produtividade e automação. Para alcançar este objetivo são necessários ensaios sistemáticos com novas geometrias de brocas, com novos materiais e revestimentos para determinar os limites do processo de tecnologia. Segundo Hsieh e Lin [9], pequenas variações na geometria de brocas já podem causar grande influência sobre o desempenho das mesmas.

Uma das possibilidades de melhorar o rendimento da furação é através da modificação da geometria da broca, que por sua vez pode levar a diminuições nas forças de usinagem, redução da potência de furação e dos problemas de flexão da broca, melhorando assim a qualidade do furo e aumentando a vida da ferramenta [5, 10, 11]. Até o

momento muitas variações na geometria de brocas helicoidais foram propostas, visando melhorar o processo de furação. Entretanto, enquanto as características de outros processos de usinagem podem ser analisadas em tempo real com relativa facilidade, o acompanhamento dos fenômenos que ocorrem durante a furação é bastante complexo. Isto porque é praticamente impossível a visualização da região onde se formam os cavacos, e fenômenos como o amassamento de material produzido pelo gume transversal no centro do furo e os causados pelas grandes variações que a velocidade de corte apresenta ao longo dos gumes principal e transversal, máxima na periferia e nula no centro da broca, são difíceis de serem observados. Adicionalmente ocorrem dificuldades de medição das componentes de força de usinagem – força de corte, de avanço e passiva, já que somente a força axial e o torque podem ser medidos através do eixo da ferramenta [2, 4, 12].

No sentido de melhorar o conhecimento da usinagem, são hoje cada vez mais empregados métodos computacionais que permitem simular o processo de forma confiável e precisa e, assim, substituir dados empíricos utilizados no chão-de-fábrica por dados cientificamente comprovados. Especificamente no caso da furação, é importante o conhecimento dos comportamentos das forças na furação com brocas helicoidais, para diferentes geometrias de ferramenta, materiais de substrato, revestimento e estado de desgaste.

Na otimização da furação, as técnicas de modelagem e simulação são importantes, visto que há uma complexa relação entre as variáveis de entrada sobre os resultados obtidos, dificultando a avaliação de fenômenos relevantes do processo. Para relacionar a influência destas variáveis de forma experimental seriam necessárias uma quantidade elevada de ensaios, já que a variação simultânea de vários parâmetros de corte (velocidade de corte e de avanço) tem que ser considerada.

O conhecimento da grandeza e da orientação das forças durante a usinagem é base para a determinação das condições de corte. Serve também para a avaliação da precisão de uma máquina-ferramenta, em certas condições de trabalho (deformação da peça e da máquina), 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 fornece uma alternativa simplificada, permitindo a obtenção de dados com alto grau de aproximação, na predição das componentes da força de usinagem [8, 12].

Neste trabalho é proposto um modelo de forças na furação que permite o emprego de coeficientes da equação de Kienzle obtidos através de ensaios de torneamento, processo no qual tais dificuldades são

significativamente menores. Com estes modelos podem ser então simuladas as componentes de força de furação para diferentes geometrias de ferramenta, visto que as relações entre as componentes de força nos gumes de brocas e as grandezas geométricas das mesmas são parametrizadas. A validação do modelo é realizada com o emprego de brocas com três diferentes diâmetros (7, 10 e 13 mm), três tipos diferentes de aço (Ck45, ESP65 e ETG100) e brocas com três tipos de alívio no gume transversal (Standard, Tipo A e Tipo C).

O trabalho desenvolvido está dividido em oito capítulos descritos a seguir:

Capítulo 1 – Introdução: faz-se uma introdução ao tema principal, com abordagem no método proposto;

Capítulo 2 – Estado da Arte: apresenta-se uma revisão bibliográfica que serve de embasamento aos principais tópicos associados ao tema do trabalho;

Capítulo 3 – Objetivos: descreve-se detalhadamente os objetivos gerais e específicos desenvolvidos no trabalho;

Capítulo 4 – Planejamento Experimental: mostram-se os métodos e os materiais empregados nos experimentos, bem como todo o detalhamento da análise dos resultados;

Capítulo 5 – Modelo Proposto de Forças na Furação: apresenta-se detalhadamente o desenvolvimento do modelo de força de furação baseado em dados do processo de torneamento;

Capítulo 6 – Resultados e Discussões: apresenta-se os resultados obtidos experimentalmente durante o processo de furação, os quais são comparados com os simulados a partir do modelo proposto, com uma discussão sobre a adequação do método e dificuldades encontradas;

Capítulo 7 – Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros: neste capítulo são tiradas as conclusões e baseado na discussão das dificuldades encontradas, são propostas sugestões para novos trabalhos relacionados ao tema;

Capítulo 8 – Referências: relaciona as referências utilizadas no desenvolvimento do trabalho.

A realização deste trabalho de doutoramento foi possibilitada a partir de uma parceria entre as universidades UFSC (Florianópolis/Brasil) e ETHZ (Zurique/Suíça), onde existe um intercâmbio de estudantes, em nível de estágio curricular, mestrado e doutorado e de professores em nível de pós-doutorado. Todo o desenvolvimento experimental, bem como a obtenção de parte dos créditos em disciplinas foi realizado na ETHZ, enquanto que o restante dos créditos foi cursado na UFSC. O trabalho desenvolvido no instituto IWF da ETHZ teve a participação

direta da Indústria Suíça nas áreas de metalurgia, de fabricação de brocas e de pastilhas de metal-duro e de produção de meios lubri-refrigerantes, que possibilitaram o financiamento de toda a infra-estrutura e dos materiais utilizados. O financiamento das bolsas de pesquisador foi disponibilizado pela CAPES, durante o período de permanência no Brasil e pelo órgão de fomento à pesquisa suíço KTI, durante a permanência na Suíça.

2 ESTADO DA ARTE

Neste capítulo são descritos os principais aspectos que envolvem o processo de furação. Primeiramente é apresentada uma definição e uma caracterização do processo, com uma descrição dos materiais das ferramentas e revestimentos mais utilizados, e posteriormente uma correlação geométrica com o processo de torneamento. A influência das diferentes partes geométricas da brocas é detalhada, e em especial é dada ênfase na região dos gumes principal e transversal, com os desenvolvimentos feitos até o momento no intuito de melhorar o desempenho destas ferramentas de geometria complexa. A parte dinâmica que envolve o processo também é abordada, bem como a formação de cavaco e as forças de usinagem. Neste sentido, são apresentados e discutidos alguns dos modelos já desenvolvidos para simular o processo de furação e que servem de base para a abordagem proposta ao modelo de força de furação desenvolvido neste trabalho.

2.1 Processo de Furação

A furação é um dos processos de usinagem mais antigos do mundo. Os primeiros artefatos utilizados na confecção de furos datam de 10000 anos antes de Cristo; na oportunidade eram usadas pequenas varas de madeira, que com movimento intermitente entre a palma das mãos possibilitavam a confecção de furos em madeira. Somente 4000 anos antes de Cristo é que o homem começa a se utilizar de um fio enrolado a uma haste, e assim, com um arco e movimentos de vai-e-vem, produzir a rotação da haste para execução de furos em osso e pedra (Figura 1) [13].

A partir da era do aço as brocas passaram a apresentar a forma de uma ponta. A primeira publicação sobre o processo de furação que se tem conhecimento data do ano de 1800. Já em 1820 se tem o primeiro registro de utilização de uma broca helicoidal através de uma publicação no “*Gills Technical Repository*”. Em 1864, Morse fundou a primeira fábrica de brocas e de máquinas para execução de furos, a “*Morse Twist Drill and Machine Company*” [1]. Em 1891, Robert Stock realizou na Alemanha os primeiros ensaios de furação e em 1896 inicia a fabricação de brocas. Essas ferramentas vêm sendo melhoradas e desenvolvidas até os dias de hoje, sendo as brocas de aço-rápido as mais utilizadas nas operações de confecção de furos [12, 14, 15]. Atualmente cerca de 50 a

70% dos tempos de fabricação são despendidos em operações de furação [16].



Figura 1 – Furadeira manual neolítica com haste e arco [13].

O processo de furação é definido, segundo a norma DIN 8589-2, como um processo de usinagem com movimento de corte circular, ou seja, com movimento rotativo principal, sendo que a ferramenta possui ainda movimento de avanço apenas na direção do seu eixo de rotação, o qual mantém sua posição em relação à ferramenta e à peça [17, 18]. Segundo Childs [19], a furação é um processo intermediário entre os processos de torneamento e fresamento, onde a broca desenvolve um movimento circular de corte, possuindo normalmente dois gumes que executam uma remoção de material contínua.

A furação com brocas pertence ao grupo de processos de fabricação por usinagem com gumes de geometria definida (DIN 8589-0), e caracteristicamente a sua velocidade de corte não é constante, variando de zero no centro do furo até um valor máximo na periferia [20]. As brocas são classificadas de acordo com o tipo de material do qual são fabricadas, forma da haste, número de canais, sentido de corte, comprimento, diâmetro e afiação da ponta [12, 21, 22].

2.1.1 A broca helicoidal

As brocas mais utilizadas na indústria são as brocas helicoidais, que são ferramentas projetadas para furação em cheio e para peças com pré-furos. De modo simplificado, uma broca helicoidal é composta de

uma haste e uma parte cortante [12, 21, 23-25], conforme mostra a Figura 2, e somente uma análise mais detalhada é capaz de revelar a complexidade geométrica de uma broca, principalmente em sua ponta.

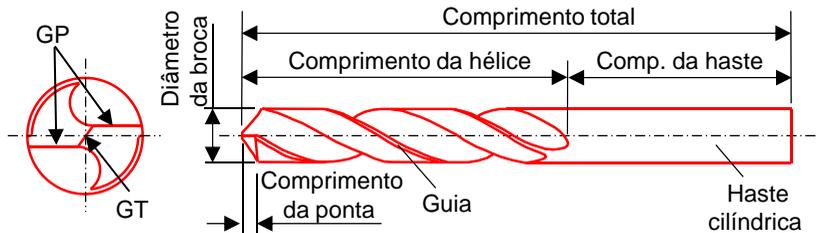


Figura 2 – Broca helicoidal com haste cilíndrica [12, 21, 23-25].

A Figura 3 mostra a geometria da parte cortante de uma broca helicoidal com a devida nomenclatura segundo as normas DIN 6581 e DIN ISO 5419 [21, 26]. Nesta figura estão definidos os gumes principais, gumes secundários, ângulo de ponta, ângulo de saída do cavaco, ângulo de cunha, ângulo de incidência, além de outros aspectos [21, 26].

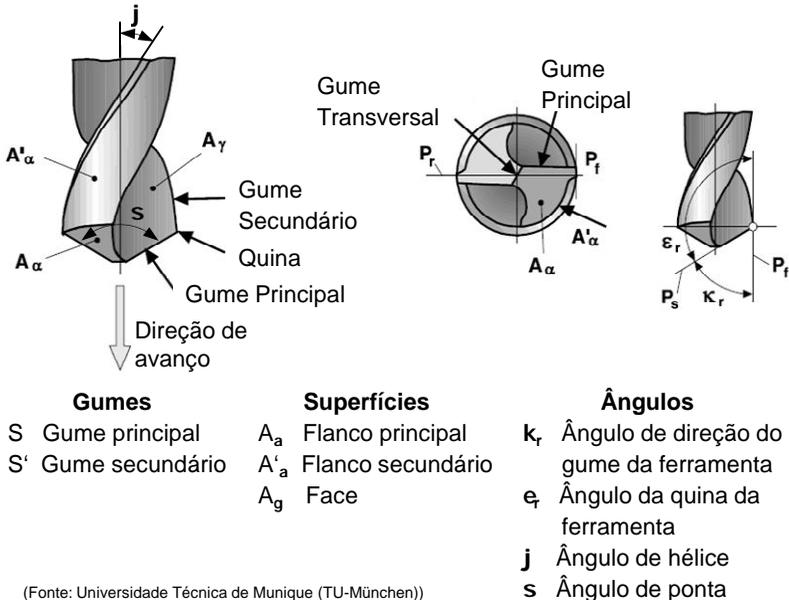


Figura 3 – Geométrica da broca helicoidal - DIN 6581 [21, 26].

Os gumes principais (GP), mostrados na Figura 2, são construídos paralelos e interligados pelo gume transversal (GT), que apresenta normalmente um ângulo de 55° e são distanciados entre si pelo diâmetro da alma da broca k [21].

O diâmetro nominal da broca é determinado pelo diâmetro da ponta. Segundo a norma DIN1414-1, para brocas com diâmetro acima de 1,5 mm, o corpo da broca sofre uma redução em forma de cone na razão entre 0,02 e 0,08 mm no diâmetro para cada 100 mm de comprimento, desde a sua ponta até a haste de fixação [27]. Brocas com diâmetro superior a 6 mm podem ser construídas sem esta redução [27].

As brocas helicoidais apresentam as seguintes características positivas, entre outras [28]:

- Mantêm o diâmetro nominal dentro da tolerância, mesmo com reafiações;
- Possuem a capacidade de auto centragem;
- Apresentam facilidade de montagem.

2.2 Influências da Geometria da Ferramenta no Processo

O desempenho de uma ferramenta de corte é diretamente influenciado por sua geometria, em especial no caso da furação onde a geometria da broca é variável ao longo dos gumes principal e transversal [5, 9, 29]. Por exemplo, variações no ângulo de ponta σ têm as seguintes funções [30]:

- Diminuir ou aumentar a espessura do cavaco e, conseqüentemente, aumentar ou diminuir o comprimento atuante do gume principal;
- Com o aumento do ângulo de ponta σ conseqüentemente diminui o ângulo de quina ε_r , elevando sua resistência mecânica e a dissipação do calor;
- É responsável pelas forças passivas que ajudam a eliminar eventuais vibrações;
- Influi na direção da saída do cavaco.

Com o aumento do ângulo de ponta da broca σ até 180° , a espessura do cavaco, para um mesmo avanço, aumenta. O emprego de um ângulo de ponta menor faz com que o cavaco seja mais estreito e mais longo. Para o caso de alguns materiais de difícil usinabilidade, o

cavaco mais espesso é mais vantajoso, pelo fato de fazer contato na face num ponto mais afastado do gume [4].

Um grande ângulo de ponta permite, usualmente, o aumento do avanço. Isto possibilita uma substancial redução no tempo de usinagem. Com o aumento do ângulo de ponta, a centragem da ferramenta e o momento torçor tendem a diminuir [31].

A função principal do ângulo de incidência α é evitar o atrito entre a superfície de corte e o flanco da ferramenta e permitir que o gume penetre no material, cortando-o livremente. Se o ângulo de incidência for muito pequeno, o gume não pode penetrar convenientemente no material e a ferramenta cega rapidamente. Assim, ocorre forte atrito com a peça, superaquecimento da ferramenta e mau acabamento do fundo do furo e das paredes. Se o ângulo de incidência é demasiadamente grande, o gume quebra ou pode sofrer pequenos lascamentos em virtude do apoio deficiente [4].

Usualmente, se o material da ferramenta apresenta alta tenacidade, pode-se usar ângulos de incidência grandes, sem perigo de quebras. Assim, podem ser usados ângulos maiores em ferramentas de aço-rápido do que em ferramentas de metal-duro, devido à maior tenacidade do aço-rápido. Já a usinagem de materiais moles, como o alumínio, permite usar ângulos de incidência bem maiores do que a usinagem de materiais duros, como o aço [4].

Com relação ao ângulo de saída γ , este está diretamente ligado com o trabalho de deformação envolvido na formação do cavaco. Quanto menor γ , maior o fator de recalque e, conseqüentemente, maior o calor gerado na ferramenta, maiores serão as forças necessárias para cortar o material (aumento da potência da máquina) e pior será a qualidade da superfície usinada. Por outro lado, ângulos de saída grandes normalmente fazem com que o ângulo de cunha β da ferramenta seja menor, tornando-a menos robusta e mais suscetível a quebras.

Ângulos de saída negativos são empregados em ferramentas de metal-duro no corte de materiais de difícil usinabilidade e em cortes interrompidos, como no fresamento. Um dos principais objetivos do ângulo de saída negativo é fazer com que a sollicitação da ferramenta, perto do gume, seja quase que exclusivamente de compressão [12, 30].

2.3 Tipos de Broca Helicoidal

As brocas helicoidais são classificadas essencialmente em 3 tipos (DIN 1414), de acordo com o ângulo de hélice e o grupo de materiais a serem usinados (DIN 1836) [12, 14, 15, 32-35]:

- Tipo N (Normal) – para aço ligado e não ligado, ferro fundido com $HB < 240$, níquel, ligas de alumínio ($Si < 10\%$);
- Tipo W (materiais moles) – para ligas de zinco, cobre, plásticos, ligas de alumínio ($Si > 10\%$);
- Tipo H (materiais duros) – para ligas de cobre e ligas de titânio, aços austeníticos e aços ferramenta, ferro fundido com $HB > 240$.

A principal diferença entre estes três tipos de brocas está no ângulo de saída do cavaco, que é dado pelo ângulo de hélice φ , e no ângulo de ponta σ . Brocas helicoidais do tipo N apresentam normalmente um ângulo de ponta de 118° e ângulo de hélice entre 20° e 30° . Para a broca do tipo W, a variação do ângulo de hélice fica entre 30° e 40° , com um ângulo de ponta variando de 130° a 140° . Já a broca do tipo H apresenta ângulos de hélice menores, em torno de 10° a 13° , e ângulo de ponta de 130° [12, 14, 15, 32, 33, 35].

As brocas helicoidais podem ainda ser classificadas de acordo com o processo de retificação da sua ponta, podendo ser plano, cônico, cilíndrico, hiperbólico ou espiral [22, 23, 36]

2.4 Materiais da Broca e Revestimentos

As brocas helicoidais podem ser encontradas em diferentes tipos de materiais. Normalmente são confeccionadas em aço-rápido (HSS) ou metal-duro (MD), e se diferenciam de acordo com a aplicação.

As brocas de aço-rápido respondem por pelo menos 80% das ferramentas utilizadas na furação [37, 38]. Em operações onde se exigem elevadas dureza e resistência ao desgaste, as brocas de aço-rápido recebem normalmente revestimentos de TiAlN, TiCN ou TiN. As brocas revestidas são normalmente utilizadas em máquinas-ferramenta CNC.

As brocas de metal-duro são normalmente empregadas na usinagem de materiais endurecidos, de alta resistência mecânica, materiais compósitos e concreto, entre outros, e necessitam ter uma geometria de ponta diferente das brocas de aço-rápido, por serem menos tenazes e necessitarem de uma geometria auto-centrante [38]. As

principais classes de metal-duro utilizadas na furação com brocas estão apresentadas na Tabela 1 em ordem decrescente de dureza [38].

Para operações de usinagem a seco ou quase a seco, as ferramentas necessitam ter excelente dureza a quente. Para tal, foram desenvolvidas as ferramentas de metal-duro com micro-grãos e nano-grãos com 8-10% de Co e tamanho de grão variando entre 0,1-1,0 μm [38]. No caso da furação, as brocas fabricadas com grãos finos necessitam de revestimento para evitar a adesão do material da peça nas guias laterais da ferramenta.

Tabela 1 – Classes de metal-duro aplicadas na furação [38].

Classe	Dureza [HV]	Resistência à flexão [N/mm^2]	Sensibilidade ao lascamento na furação	Aplicação em condições instáveis
K10	1870	3000	Muito alta	Impossível
K10/20	1620	3100	Alta	Ruim
K20	1700	3200	Média	Difícil
K40	1620	3700	Baixa	Boa
P25	1540	2300	Oscilante	Possível
P40	1420	2500	Muito baixa	Muito boa

Tönshoff *et al.* *apud* Castro [38] classifica os metais-duros da seguinte maneira:

- Grão convencional – tamanho de grão entre 2 e 5 μm ;
- Grão fino – tamanho de grão entre 0,8 – 1,0 μm e;
- Grão ultra-fino – grão menores que 0,5 μm .

Como vantagens dos micro-grãos e nano-grãos pode-se citar [1, 38]:

- Quanto menor o tamanho de grão mais tenaz é a ferramenta. Ferramentas de micro-grãos chegam a ser 50-60% mais tenazes que as ferramentas com grãos convencionais, o que permite a sua aplicação em condições instáveis;
- Os gumes são mais afiados;
- A dureza é melhorada;
- Na furação de materiais endurecidos, a vida da ferramenta é mais longa que a das classes P40 e K10/20 com tamanhos de grão convencionais e;

- Possibilitam a usinagem de materiais muito difíceis de serem usinados com ferramentas de geometria definida, como o aço endurecido e alguns tipos de materiais fundidos.

A Tabela 2 mostra algumas propriedades do grão fino e do convencional [1].

Tabela 2 – Propriedades de metais-duros com grãos de carbonetos fino e convencional com 6% de Co [1].

Propriedades Físicas	Material da Ferramenta	
	Convencional	Grão Fino
Densidade [g/cm^3]	14,9	14,9
Dureza [HV30]	1600	1800
Resistência à ruptura transversal [N/mm^2]	2000	3000
Resistência à compressão [N/mm^2]	5400	6000
Tenacidade à fratura [$\text{MPam}^{1/2}$]	9,6	10,8
Condutividade térmica [$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$]	80	46
Coefficiente de expansão térmica [$\text{K}^{-1}10^{-6}$]	5,5	6,2

2.5 Cinemática da Furação

Na furação, segundo a norma DIN 6580 [39], a velocidade de corte v_c está relacionada com a velocidade angular ω da broca, variando com o raio, de um valor máximo na periferia até um valor nulo no centro da broca (Equação 1). Já a velocidade de avanço v_f se mantém constante ao longo de todo o diâmetro da broca. Desta forma, é possível então definir a velocidade efetiva v_e , como mostra a Figura 4, e o ângulo de direção efetivo η (DIN 6581 [26]), que por sua vez está relacionado com os ângulos laterais efetivos de corte medidos no plano de trabalho P_{fe} [12, 14, 26, 32, 39].

$$v_c = \omega \cdot r \quad (1)$$

A Figura 5 mostra a variação dos ângulos laterais efetivos de uma broca helicoidal quando da atuação dos dois gumes que a compõe. As variações na dinâmica da geometria da broca têm influência direta na formação do cavaco, uma vez que se têm grandes variações no ângulo de saída lateral efetivo [12, 14, 32].

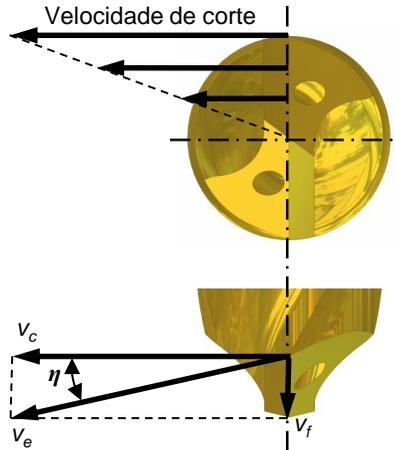


Figura 4 – Cinemática do processo de furação [12, 26, 39].

Já o ângulo de incidência lateral efetivo α_{fe} apresenta valores que variam de negativo no centro da broca, em uma pequena porção do gume transversal, passando por uma região onde o seu valor é nulo (0°) até atingir valores positivos na região do gume principal.

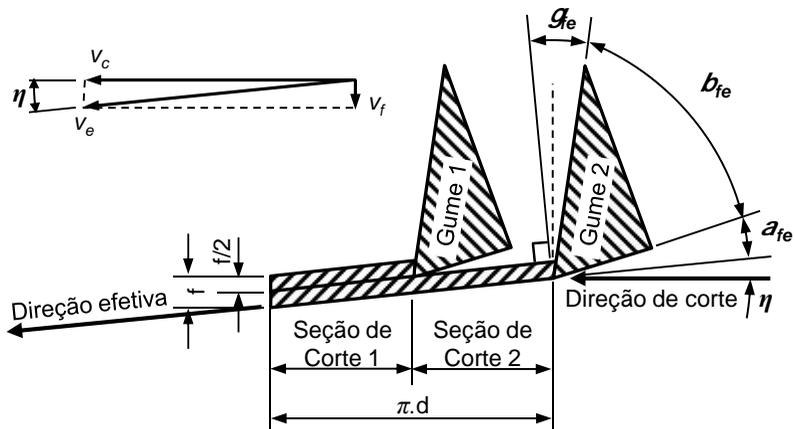


Figura 5 – Trajetória do gume principal [12, 35].

2.6 Seção de Usinagem

Durante o processo de obtenção de um furo, os gumes da broca descrevem uma trajetória em forma de hélice, com passo igual ao passo por gume f_z . Este movimento de avanço da ferramenta, na direção de avanço, em combinação com a profundidade de corte a_p , dada pelo raio da broca, corresponde à seção de usinagem A por gume da broca (Figura 6), e está diretamente relacionada com a força de usinagem [35]. Na furação, esta seção de usinagem por dente A_z é simplificada pelo paralelogramo formado entre a espessura do cavaco h e a largura b , como mostra a Equação 2 [35].

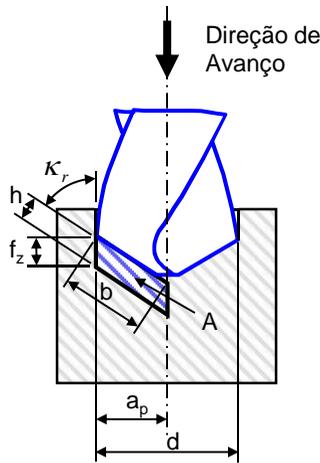


Figura 6 – Seção de usinagem na furação [35, 40]

$$A_z = b \cdot h = a_p \cdot f_z \quad (2)$$

A largura b e a espessura do cavaco h podem ser escritas em função do ângulo de direção do gume κ_r , como mostram as Equações 3 e 4, respectivamente.

$$b = \frac{a_p}{\text{sen}(\kappa_r)} = \frac{d}{2 \cdot \text{sen}(\kappa_r)} \quad (3)$$

$$h = f_z \cdot \text{sen}(\kappa_r) \quad (4)$$

2.7 Alteração da Geometria da Ponta da Broca

Além da geometria padrão da broca helicoidal, é possível afiar sua ponta com diferentes finalidades: diminuição de desgastes localizados, aumento do efeito centrante da broca, diminuição do calor gerado, melhoria em cortes profundos, diminuição da força de avanço, entre outras [5, 10, 12, 32, 35].

Visando diminuir as forças de avanço, duas geometrias de ponta para a broca helicoidal são bastante efetivas - brocas com alívio do gume transversal do Tipo A e C. Na Figura 7 estão mostrados estes dois tipos de afiação, além de outros usualmente empregados na indústria [12, 32, 41].

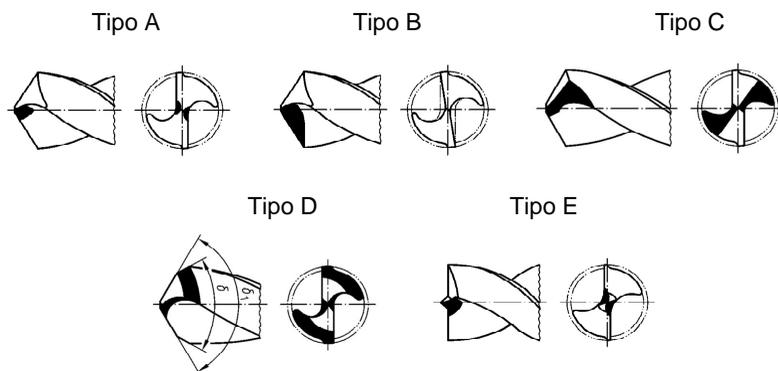


Figura 7 – Tipos de afiações de ponta de broca utilizadas segundo a norma DIN 1412 [41].

2.8 Formação de Cavaco na Furação

Segundo Risse [42], a formação de cavaco na furação pode ser caracterizado pelas seguintes condições:

- Velocidade variável ao longo de todo o raio da broca;
- Deformação e conseqüente esmagamento do material na região do gume transversal;

- Modificação do ângulo de cunha, conseqüentemente do ângulo de saída em função do raio da broca;
- Dificuldade de transporte dos cavacos através dos canais da broca.

Com o aumento linear da velocidade de corte com o aumento do raio da ferramenta, aumenta também linearmente o volume de material usinado, que leva à formação de um cavaco de forma cônica [42, 43]. Nakayama *apud* Risse [42] descreve seis diferentes tipos de cavacos encontrados na furação com brocas helicoidais, como mostra a Figura 8. Esses tipos de cavacos também são relatados por Jawahir [44] quando do uso de brocas de metal-duro na usinagem de materiais endurecidos.

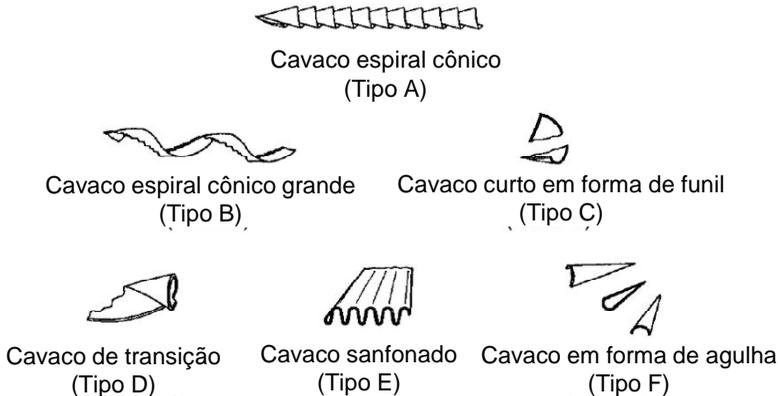


Figura 8 – Tipos de cavaco na furação com brocas helicoidais [42].

Experimentos realizados por Ke *et al.* [43], na furação de aço (AISI 1048 e 1038) com brocas helicoidais de diferentes diâmetros (diâmetro entre 4,5 e 10 mm), e com diferentes parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço) mostraram que os cavacos em forma espiral apresentaram um diâmetro correspondente ao máximo diâmetro de um círculo que pode ser ajustado no canal da broca. Além disso, foi verificado que o comprimento do cavaco está relacionado com a geometria da broca, onde modificações no ângulo de ponta e no ângulo de hélice geraram cavacos com diferentes comprimentos.

Durante a furação de materiais dúcteis com espessura de cavaco pequena tem-se a formação do cavaco em forma de espiral cônica (Tipo A), enquanto que para espessuras de cavaco grandes têm-se cavacos

espirais cônicos com grande passo (Tipo B). Segundo Ke *et al.* [43], o cavaco do Tipo B ocorre quando o cavaco do Tipo A perde a capacidade de manter a forma compacta, aumentando assim o passo da espiral até que o contato e o atrito com as paredes do canal da broca puxam o cavaco, dando a sua forma final. Cavacos curtos e em forma de funil acontecem quando a capacidade de deformação do material ultrapassa a largura total do cavaco teórico (Tipo C) [42]. Quando se furam materiais com ductilidade média, o cavaco tende a ter uma forma entre o Tipo A e o Tipo B [42, 43], mas em curto espaço de tempo quebra formando um cavaco de transição (Tipo D). O cavaco em forma sanfonada (Tipo E), e também o cavaco em forma de agulha (Tipo F), apresentam o mesmo mecanismo de formação causado pelo atrito do cavaco com as paredes do furo, que restringem o seu deslizamento livre, além do efeito conjunto do gume postiço [42]. Os cavacos do Tipo F são típicos quando da furação de ligas de alumínio e ferro fundido [45, 46].

Jawahir e Luttermelt [44] destacam também a presença de gume postiço (*BUE-Built Up Edge*) em operações de furação utilizando brocas com insertos intercambiáveis. A partir de experimentos realizados por Venkatesh e Xue [47], utilizando um dispositivo de interrupção brusca de corte (*QSD-Quick Stop Device*), foi possível identificar a presença de gume postiço em brocas com insertos intercambiáveis. Já Dolinšek [48], também a partir de ensaios de furação com corte interrompido, comprovou a presença de gume postiço durante o processo de furação utilizando brocas de aço-rápido.

Na Figura 9 estão apresentadas algumas fotos de raiz de cavaco obtidas a partir de experimentos feitos com QSD por Weinert *apud* Risse [42, 49], para diferentes regiões da broca durante o processo de furação. A análise das raízes de cavaco obtidas para brocas de alto desempenho (*High Performance Cutting*) possibilita a identificação das zonas de esmagamento de material. Da mesma forma, possibilita a identificação de material estagnado na região do gume transversal, que resulta do reduzido movimento relativo entre peça e ferramenta no centro da broca, sendo responsável por cerca de 70% da força de avanço na furação da liga de alumínio AlZnMgCu15 [50]. A velocidade de corte tem grande influência nas características desta região de estagnação no gume transversal. A diferença de formação do cavaco é bastante visível quando se compara a região do gume transversal e a região do gume principal, separadas pela região de transição, bem como quando se aumenta a velocidade de corte em cinco vezes, como mostram as raízes de cavaco na Figura 9 [42].

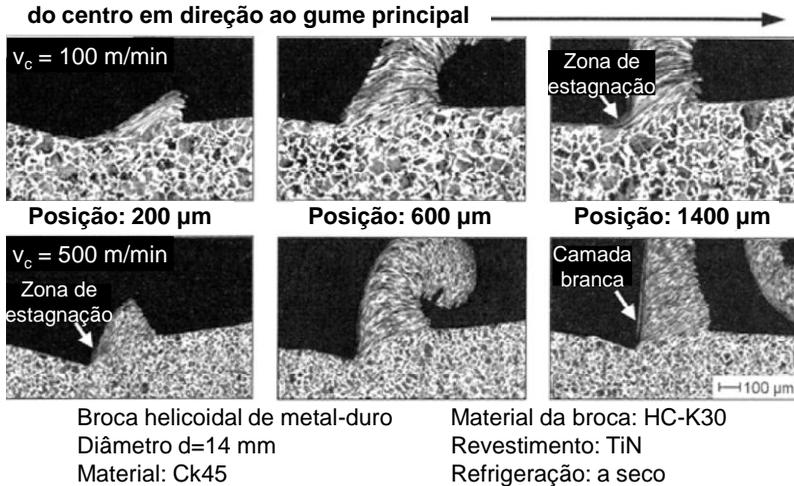


Figura 9 – Formação do cavaco na furação [42, 49].

2.9 Forças de Usinagem na Furação

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, entre outros. Na modelagem de forças, especificamente na furação, 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.

O estudo das forças de corte na furação tem sido realizado classicamente a partir das características do processo e da geometria da ferramenta, e apresenta dificuldades principalmente devido à geometria complexa da broca. Normalmente utilizam-se equações empíricas para calcular torque e força, e utilizam-se avanço e diâmetro da broca para os cálculos, que geram equações aproximadas, mas não levam em conta muitos dos parâmetros de importância envolvidos no processo [4, 33].

A força de usinagem F que atua sobre os gumes de uma broca helicoidal pode ser decomposta em componentes como a força de corte F_c , força de avanço F_f , força passiva F_p , o momento torçor M_z e outras,

conforme a Figura 10. A força de corte F_c é decorrente da resistência ao corte do material usinado, e é predominantemente a responsável pelo momento torçor gerado no processo [4, 12, 40, 51].

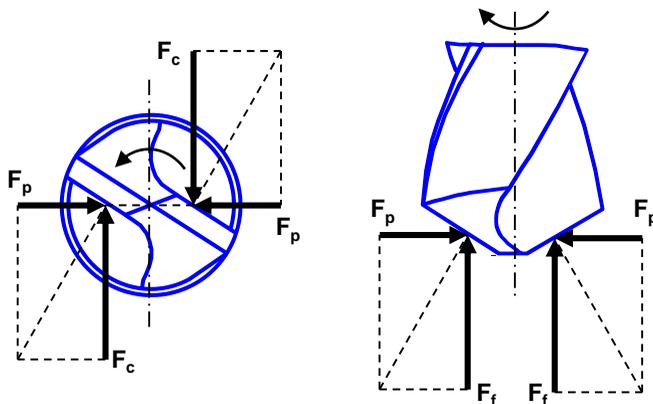


Figura 10 – Componentes das Forças na Furação [35, 12, 40, 51].

Segundo Stemmer (2005) [15], para a determinação aproximada das componentes de força e momento na furação em cheio, pode-se utilizar as seguintes equações:

$$F_c = k_c \cdot \frac{f \cdot d}{2} \quad (5)$$

$$F_f = k_f \cdot \frac{f \cdot d \cdot \text{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)}{2} \quad (6)$$

$$M_z = k_c \cdot \left(\frac{f \cdot d^2}{8000}\right) \quad (7)$$

Onde:

- k_c - Força específica de corte;
- k_f - Força específica de avanço;
- f - Avanço;
- d - Diâmetro da broca;
- σ - Ângulo de ponta da broca.

As Equações 5, 6 e 7, anteriormente definidas, são baseadas no modelo empírico de Kienzle e Victor (1951) *apud* König [12], que descreve o comportamento das forças na usinagem e adota uma função potencial, desenvolvida para processos de torneamento em geral, Equação 8. Este modelo estabelece uma relação não-linear entre a força específica de corte e a espessura de usinagem, fornece embasamento para determinar as forças e a potência de usinagem, bem como para estimar os esforços que agem tanto na máquina-ferramenta quanto na peça e na ferramenta, em diversas condições de trabalho. Para isso, é necessário que sejam experimentalmente determinadas as constantes da equação de Kienzle $k_{c1.1}$ e $(1-m_c)$ [12, 40, 53].

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_c)} \quad (8)$$

Onde:

- $k_{c1.1}$ - Força específica de corte para $b \times h = 1 \text{ mm}^2$;
- b - Largura do cavaco;
- h - Espessura do cavaco;
- $1-m_c$ - Expoente de Kienzle.

Com base nos trabalhos de Kienzle, pesquisadores como Witte [52], Rocha [53], Bach *et al.* [54], entre outros, determinaram equações e propuseram métodos empíricos que possibilitam a utilização de valores conhecidos do torneamento para a furação usando fatores de correção que consideram a influência dos fatores dependentes e independentes do processo de furação. Entretanto, em função da complexidade do problema, os modelos até o momento desenvolvidos apresentam dificuldades de aplicação. Estas deficiências na modelagem das forças na furação podem ser imputadas às grandes deformações que ocorrem, principalmente no âmbito do gume transversal, devido às baixas velocidades de corte e geometrias de ferramenta fortemente negativas, assim como dificuldade de escoamento dos cavacos. Apesar desta geometria fortemente negativa, com ângulos de saída na ordem de 50°

negativos, autores como Koehler [55], Ohbuchi *et al.* [56], Dolinšek [48] e Risse [42], entre outros, fizeram observações que indicam que há formação de cavaco com corte efetivo de material. Assim, esforços continuam sendo realizados nos sentido de melhorar a exatidão dos modelos e facilitar a simulação das forças de furação em diferentes condições de trabalho.

2.10 Modelagem e Simulação da Usinagem

Nos últimos anos um grande esforço tem sido realizado na elaboração de modelos e na simulação de processos de usinagem. Especificamente na modelagem, existe uma gama muito grande de modelos, com diferentes efeitos, aplicados a diferentes processos de fabricação, com diferentes aspectos para cada processo e diferentes técnicas [57]. Devido à enorme variedade de modelos existentes, os mesmos podem ser agrupados de acordo com seis características básicas: tipo de operação, aspecto, elemento, técnica de modelagem, natureza e capacidade [57].

Avgoustinov [58] apresenta diferentes definições para um modelo. Dentre elas, as que aparecem no dicionário Collins Cobuild *apud* Avgoustinov [58] e dada por Woolfson e Pert *apud* Avgoustinov [58]:

“Um modelo de um sistema ou processo é uma descrição teórica que pode ajudá-lo a compreender como funciona o sistema ou processo, ou como ele poderia funcionar.”

“Se alguém, como um cientista, modela um sistema ou processo, ele faz uma descrição teórica precisa, a fim de compreender ou explicar como o sistema ou o processo funcionam.”

“A essência do modelo é que ele deve ser uma representação simplificada de algum objeto ou situação física real, que serve para uma particular, e talvez limitada, finalidade.”

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, entre outros. Na modelagem de forças, especificamente na furação, a maioria dos modelos até hoje desenvolvidos baseia-se em dados de força obtidos experimentalmente e na formulação teórica de uma sistemática para previsão destas forças para casos gerais. Segundo Astakhov [59], a determinação teórica das

forças de usinagem é uma das principais preocupações na modelagem dos processos de usinagem.

Luttervelt *et al.* [57] afirma que o objetivo primário da modelagem dos processos de usinagem é o desenvolvimento da capacidade de predição da performance no intuito de facilitar o planejamento das operações de usinagem, objetivando uma otimização da produtividade, da qualidade e dos custos.

A simulação consiste na utilização de um modelo, que através de determinadas técnicas, permita reproduzir o funcionamento do processo ou sistema real em estudo [60]. Segundo Robinson [61], de maneira simplificada, simulação é definida como sendo “*uma imitação de um sistema*”.

Segundo Schriber *apud* Freitas [60], “*simulação implica na modelagem de um processo ou sistema, de tal forma que o modelo imite as respostas do sistema real numa sucessão de eventos que ocorrem ao longo do tempo*”. Em uma definição mais completa, Pedgen *apud* Freitas [60] define simulação como “*o processo de projetar um modelo computacional de um sistema real e conduzir experimentos com este modelo com o propósito de entender seu comportamento e/ou avaliar estratégias para sua operação*”.

Pritsker *apud* Colmanetti [62] 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 de um computador, o que permite obter conclusões sobre sistemas sem construí-los, se forem novos, e sem perturbá-los, se existentes.

Atualmente, entende-se simulação não só como um modelo, mas também como todo o método experimental que se segue, buscando:

- Descrever o comportamento do sistema;
- Construir teorias e hipóteses considerando as observações efetuadas;
- Usar o modelo para prever o comportamento futuro, isto é, os efeitos produzidos por alterações no sistema ou nos métodos empregados em sua operação.

2.10.1 Importância da simulação

A simulação de modelos permite inferir questões do tipo “*O que aconteceria se?*”. Talvez o principal apelo deste tipo de ferramenta seja que tais questões podem ser respondidas sem que os sistemas reais sob observação sofram qualquer perturbação, uma vez que os estudos podem

ser realizados no computador. Dentro deste contexto, a simulação apresenta algumas razões preferenciais de utilização em relação à experimentação direta, tais como [61]:

- Custo;
- Tempo;
- Controle das condições do experimento;
- O sistema real não existe.

Fazer experimentações com o sistema real para testar ou verificar novas idéias é muito dispendioso, além de acarretar paradas não programadas, o que resulta em perdas no desempenho das operações, e insatisfação dos operadores e dos clientes. Com a simulação, no entanto, as mudanças podem ser feitas à custa do tempo que leva para alterar o modelo e sem qualquer interrupção do funcionamento do sistema do mundo real. Além disto, há o fator tempo, que pode ser grande até que se chegue a um resultado experimental satisfatório, e dependendo do tamanho do modelo, a simulação pode ser muito mais rápida. Com isso, os resultados do desempenho de um sistema podem ser obtidos em poucos minutos ou horas.

Quando se comparam alternativas, a simulação é útil para controlar as condições em que os experimentos serão realizados, e comparações diretas podem ser feitas, além de permitir a repetição das condições. A dificuldade mais evidente com a experimentação do mundo real é que o sistema real pode ainda não existir, e a experimentação direta é impossível. Desta forma, a única alternativa é desenvolver um modelo e simular [61].

Segundo Carvalho *apud* Freitas [60], a simulação computacional permite estudar, sem que seja necessário construir ou modificar o sistema real, através da construção de um modelo, permitindo o desenvolvimento de projetos eficientes antes que qualquer mudança física tenha sido iniciada. Este estudo simulado permite economia de tempo e recursos no desenvolvimento de projetos, trazendo ganhos de produtividade e qualidade. A Figura 11 mostra, de forma esquemática, a ideia do modelo e do processo experimental [60].

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 [60]:

- 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 ensaios com o sistema real.

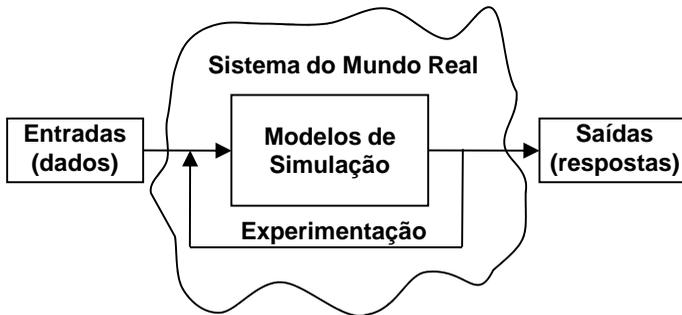


Figura 11 – Representação esquemática de um modelo de sistema [60].

2.10.2 Tipos de modelos

A modelagem de um sistema dependerá, fundamentalmente, 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, segundo Colmanetti [62], além de descritivos, estatísticos e do tipo entrada e saída [60].

De uma maneira geral, a modelagem de operações de usinagem objetiva a obtenção de bom desempenho do processo, de qualidade da peça e obtenção de alta produtividade e/ou baixos custos de produção através do projeto e controle da operação [57, 63].

Modelos de operações de usinagem podem ser usados para, entre outros [57, 63]:

- Projeto e planejamento de processos;
- Otimização de processos;
- Controle de processos;
- Simulação de processos;
- Projeto de equipamentos.

No caso específico da simulação de processos de usinagem, a modelagem se resume em geral a quatro tipos, de acordo com a abordagem e com as definições do modelo. A lista a seguir está vinculada, a grosso modo, à cronologia de uso da modelagem em pesquisa e na indústria [57, 64]:

- Abordagem empírica;
- Modelos de usinagem analíticos;
- Métodos numéricos;
- Inteligência artificial;
- Abordagem mecanicista.

Segundo uma pesquisa realizada pelo grupo de modelagem de processos de fabricação do CIRP, nos anos de 1996 e 1997, mais de 43% dos pesquisadores utilizam modelos experimentais/empíricos, enquanto que 32% dos modelos são analíticos e outros 18% dedicam a seus projetos de pesquisa uma abordagem numérica. Na ocasião foi relatada uma crescente atividade em relação ao uso de inteligência artificial como ferramenta na modelagem de processos de fabricação [57].

Abordagem empírica

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 [64]. 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 [63, 64] em 1957.

Os modelos empíricos seguem usualmente o seguinte procedimento [65]:

- Coletar dados do processo;
- Especificar a estrutura de correlação entre as variáveis, p.e., 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

Merchant (1945) apresentou pela primeira vez um modelo de força baseado no plano de cisalhamento, dando assim início a modelagem analítica dos processos de usinagem [66]. A base do modelo analítico está relacionada ao comportamento do material da peça, a formação do cavaco e o atrito entre cavaco e ferramenta [64]. 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 [57].

Métodos 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 [57]. 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 [64]. 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 [57]. 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 [57, 64, 67]. O método de elementos finitos (FEM) é o mais largamente empregado no estudo dos processos de corte [67].

Inteligência artificial

Inteligência artificial (AI) está baseada, na sua grande maioria, na utilização de redes neurais artificiais (RNA's) [57, 64]. 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 [64, 68]. 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 [57]. 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 [63, 68]. 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 [57, 64, 68]. 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 [57, 63].

Abordagem mecanicista

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 [57]. Segundo Tham [65], 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.

Técnicas de modelagem mecanicista são baseadas fundamentalmente na relação entre área do cavaco não deformado e as forças de corte, dependendo da geometria da ferramenta, das condições de corte, das propriedades do material da peça e do tipo de operação [57, 69].

Dando seqüência ao trabalho apresentado por Lutervelt [63], os modelos aplicados aos processos de usinagem podem ser ainda classificados com base nos parâmetros característicos de usinagem, como mostra a Tabela 3.

Tabela 3 – Tipo de modelo [63].

Tipo	Entrada
A	Resultado de usinagem
B	Condições de processo

De acordo com o aspecto das operações de usinagem, os modelos existentes podem ser classificados como mostra a **Erro! Auto-referência de indicador não válida.** [63].

O processo de simulação segue uma seqüência lógica, sendo esta determinada através de alguns passos. Segundo alguns autores como Porto *apud* Colmanetti [62], a aplicação da simulação em vários tipos de sistemas com diferentes tipos de estudos resulta em variações na maneira de se realizar a simulação. Ingels, Pedgen *et al.*, Scriber, Harrel *et al.*, Printsker e Banks *et al. apud* Colmanetti [62] definem os passos básicos para a simulação como sendo [62]:

- Identificação do problema;
- Planejamento do estudo;
- Formulação do modelo (modelagem);
- Elaboração do algoritmo e construção do programa para o modelo;
- Definição das variáveis de entrada;
- Simulação do programa;
- Avaliação dos resultados;
- Proposição de novos experimentos;
- Documentação;
- Implementação.

A Figura 12 ilustra a sistematização do processo de simulação descrita anteriormente.

Tabela 4 – Classificação dos modelos em operações de usinagem [63].

Modelagem (aspectos/elementos)	Tipo do modelo
Força de corte (força/torque/potência)	B
Cavaco (forma/quebra do cavaco)	B
Ferramenta (desgaste/vida)	A
Tensões (esforço)	B
Superfície (rugosidade/integridade)	A
Temperatura	B
Componente (precisão)	A
Vibração	B

2.10.3 A simulação na usinagem

O campo de aplicação da modelagem e simulação dentro da área de usinagem é muito vasto levando-se em consideração que há muitas operações diferentes de usinagem, e que para cada operação é possível modelar muitos aspectos diferentes e com técnicas diferentes [33, 57].

Atualmente cerca de 31% dos estudos sobre modelagem e simulação computacional dos processos de usinagem se referem ao processo de torneamento, seguido por fresamento com 24% e furação com 13% [8, 33, 57].

O torneamento é um dos processos mais simulados e mais fáceis de serem modelados, por ser um processo contínuo e possuir normalmente apenas uma cunha de corte. No torneamento, 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, torneamento

com ferramenta de diamante de gume único, desgaste na ferramenta e operação de acabamento [33, 70].

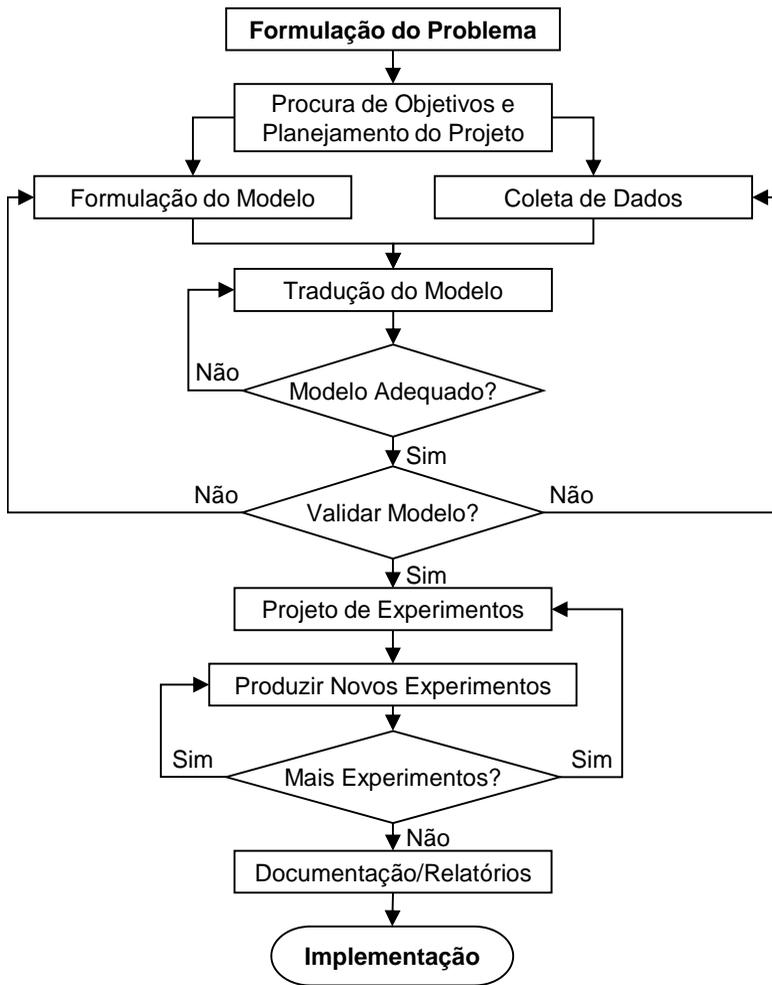


Figura 12 – Sistematização do processo de simulação [62].

No fresamento, os temas estudados vão desde a modelagem de forças de fresamento até simulação de estratégias de fresamento a fim de se obter os melhores resultados da forma de uma superfície. Há modelos que descrevem bem o comportamento das forças de usinagem em

processos de fresamento de topo, fresamento periférico, fresamento com fresa de ponta esférica, com fresa helicoidal e com dentes retos etc. Estuda-se também a resposta dinâmica no processo, projeto de ferramenta e porta-ferramenta, desgaste das ferramentas, análise das forças de corte, problemas térmicos no fresamento, fresamento plano, de topo, helicoidal, de acabamento e fresamento de paredes finas [33, 70].

No processo de retificação é necessária uma grande quantidade de energia por unidade de material removido comparado a outros processos de usinagem. Praticamente toda essa energia é transformada em calor na região de corte gerando altas temperaturas na peça e na ferramenta. Estas altas temperaturas geradas e seus efeitos são os principais objetos de estudo das simulações neste processo [33, 71].

Também são estudados na retificação, além dos problemas térmicos, a interação máquina-ferramenta, retificação e transformação de fase, tensões residuais na retificação, projeto de rebolos, fratura em rebolos, rebolos abrasivos e super-abrasivos, rebarbas na retificação, avanço lento, altas velocidades e altíssimas velocidades de retificação.

Na lapidação há uma estreita relação dos fatores tecnológicos, geométricos, dinâmicos e cinemáticos. Mudando-se os fatores cinemáticos, velocidade e aceleração da peça, a fim de aumentar a produtividade, automaticamente muda-se a precisão e a qualidade da superfície da peça. Entre outros, Crichigno Filho [72] estudou a simulação do desgaste do disco de lapidação e da peça lapidada.

A simulação do processo de furação vem sendo cada vez mais utilizada, principalmente devido ao alto grau de complexidade que o processo apresenta no seu entendimento. Devido às variações que o processo apresenta em termos do número de gumes, da geometria dos gumes, da forma de guiar a broca, da relação entre diâmetro e comprimento, entre outros, faz com que sejam utilizados modelos adaptados [57]. Em sua maioria, os modelos empregados buscam prever os esforços atuantes durante a obtenção do furo [10, 36, 73, 74], já outros modelos buscam uma otimização da geometria da ponta da broca com modificação da geometria dos gumes [5, 11, 75, 76], enquanto que outros modelos ainda descrevem o problema do transporte do cavaco para fora do furo [43, 45, 46] e a melhor geometria dos canais da broca [4, 29, 77].

2.10.4 Modelagem e simulação do processo de furação

A geometria das brocas e os mecanismos de formação de cavaco na furação vêm sendo estudados ao longo do tempo. É reconhecido que o gume transversal contribui principalmente para a força de avanço, enquanto que o momento torçor é produzido principalmente pelo gume principal da broca. Embora o gume principal gere certa quantidade de esforço na direção de avanço, a sua principal contribuição é na força de corte de furação.

Modelos de furação existentes

Ao longo das últimas décadas, vários pesquisadores têm dado contribuições consideráveis na criação de modelos que proporcionam um melhor entendimento do processo de furação. Primeiramente é feita a descrição de alguns modelos empíricos que utilizam o modelo de força desenvolvido por Kienzle e Vitor em 1957 [63, 64], além da metodologia de ensaios que foi utilizada para obtenção das grandezas características dos processos de torneamento e furação.

Com base no trabalho de Kienzle (item 2.9), Witte [52] determinou equações que possibilitam a transferência de valores conhecidos do torneamento para a furação usando fatores de correção que consideram a influência dos fatores dependentes e independentes do processo de furação.

Witte [52] propôs pela primeira vez a modelagem do processo de furação tendo como base dados obtidos no processo de torneamento (Figura 13). Tomando o modelo de força de Kienzle, Witte fez uma análise comparativa entre os processos de torneamento e furação em termos de sua semelhança geométrica, considerando uma broca helicoidal como sendo constituída por duas ferramentas de torner em sua construção (Figura 14) [52].

Com isto, Witte gerou um modelo empírico de furação onde foram propostos coeficientes de correção para as forças específicas de corte $k_{c1,1}$ e de avanço $k_{f1,1}$ e para os coeficientes de Kienzle $(1-m_c)$ e $(1-m_f)$, respectivamente, levando em conta a variação da velocidade de corte v_c , do ângulo de saída γ e do ângulo de direção do gume κ_r . O modelo proposto por Witte foi totalmente desenvolvido com ferramentas de aço-rápido, sem revestimento [52].

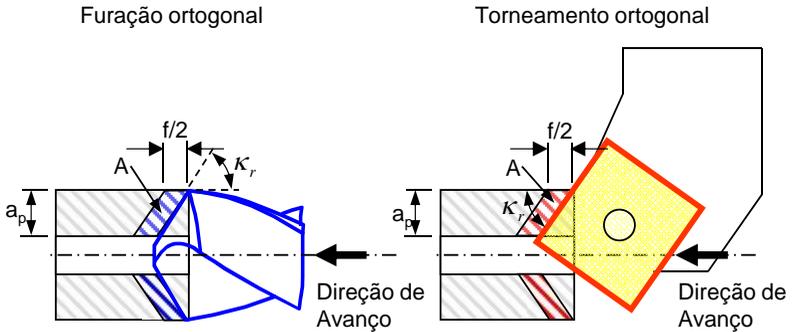


Figura 13 – Estratégia de usinagem de segmentos cilíndricos por torneamento e furação [52].

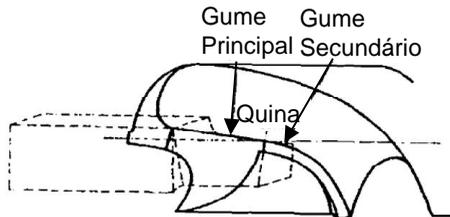


Figura 14 – Comparação entre o gume principal e secundário de uma broca e uma ferramenta de torção [52].

As conclusões iniciais do trabalho de Witte podem ser resumidas conforme a seguir [52]:

- Com as mesmas condições de contorno, os resultados de força obtidos na furação e torneamento ortogonal são semelhantes;
- Uma comparação da furação com pré-furo e ortogonal comprovou que o atrito das guias da broca e do cavaco aumenta a componente do momento torçor na furação;
- Uma comparação entre torneamento longitudinal com ângulo de direção do gume secundário igual a zero e outro com ângulo de quina ϵ_r de 90° , mostrou uma mínima elevação nos valores do momento torçor, que pode ser associada ao atrito do gume secundário da broca com a parede do furo;
- Na furação em cheio tem-se um aumento da ordem de 80% na força específica de corte e de 500% na força específica de avanço quando comparado com ensaios de torneamento devido

às diferenças específicas dos dois processos, em especial a existência do gume transversal nas brocas.

Koehler [55] apresentou, em seu trabalho de doutorado, um estudo sobre as solicitações mecânicas e térmicas sofridas por brocas de metal-duro quando submetidas a alterações em sua geometria e a parâmetros de corte elevados. Para tal, foi proposta a técnica de segmentação da broca em regiões correspondentes a segmentos cilíndricos com 1 mm de espessura de parede, ao longo de todo o gume principal. Com isto buscou-se uma discretização da broca em pequenas porções e que facilitasse o entendimento e análise das modificações propostas. Na região do gume transversal, a opção de se furar um pino equivalente ao seu diâmetro não se mostrou adequada, provocando um batimento da broca e deformando o corpo-de-prova. Sendo assim, foi proposta a utilização de um segmento da região do gume principal cujo diâmetro interno correspondesse ao diâmetro do gume transversal e, com o deslocamento do centro do corpo-de-prova em relação ao centro da broca, foi então possível medir as forças causadas por um dos gumes pertencente a região do gume transversal. A mesma técnica de deslocamento do centro do corpo-de-prova em relação ao centro da broca, no plano XY, foi utilizada para a região do gume principal, como mostra a Figura 15. Com isto, todas as medições de força são realizadas somente com a atuação de um dos gumes da broca, principal e transversal, respectivamente [55].

Como resultado dos experimentos feitos por Koehler [55], é possível identificar as regiões da ponta da broca que sofrem maiores solicitações mecânicas. Na Figura 16, têm-se os resultados da distribuição dos esforços de corte obtidos para uma broca de metal-duro com alívio do gume transversal [55].

Além disso, Koehler [55] analisou, em seus experimentos, a influência de modificações inseridas tanto no gume principal como na interface entre o gume transversal e principal (Figura 17). Na Figura 18 estão apresentados os resultados das solicitações de corte nas regiões do gume transversal e principal, para as diferentes geometrias, para uma velocidade de corte e dois avanços diferentes [55].

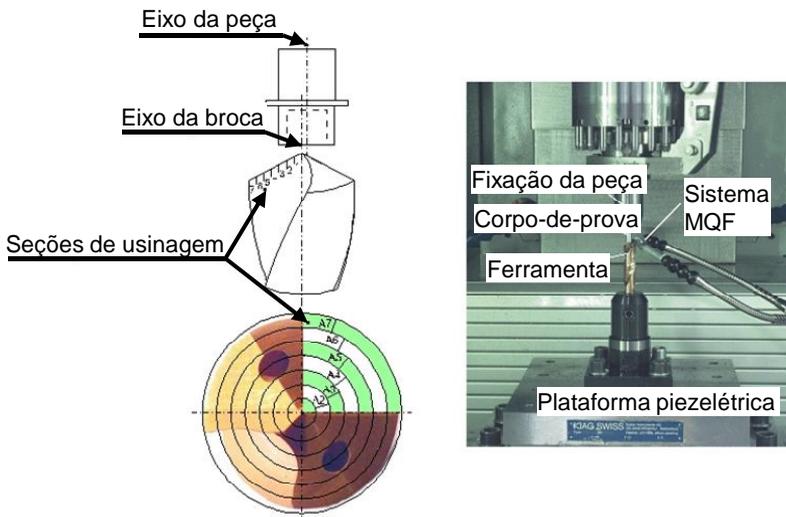


Figura 15 – Deslocamento lateral do corpo-de-prova em relação ao centro da broca [49, 50, 55, 78].

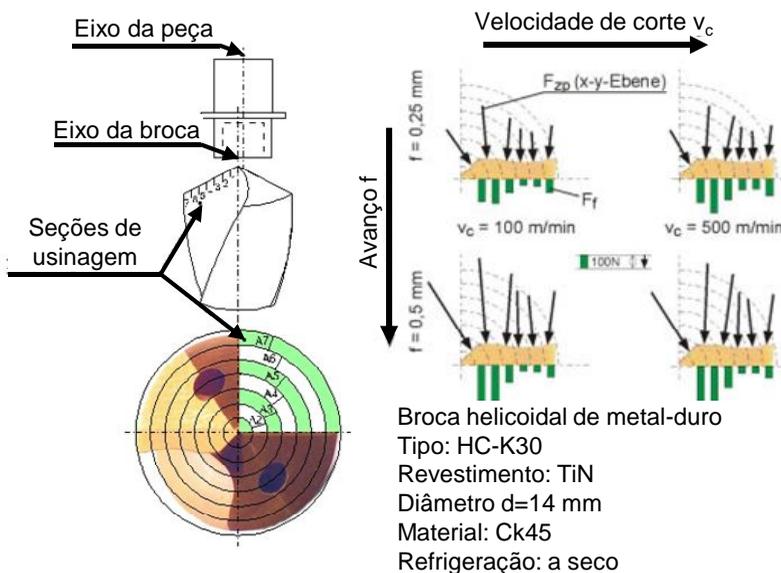


Figura 16 – Variação da força de avanço com a variação do avanço e da velocidade de corte para uma broca de metal-duro [49, 50, 55, 78].

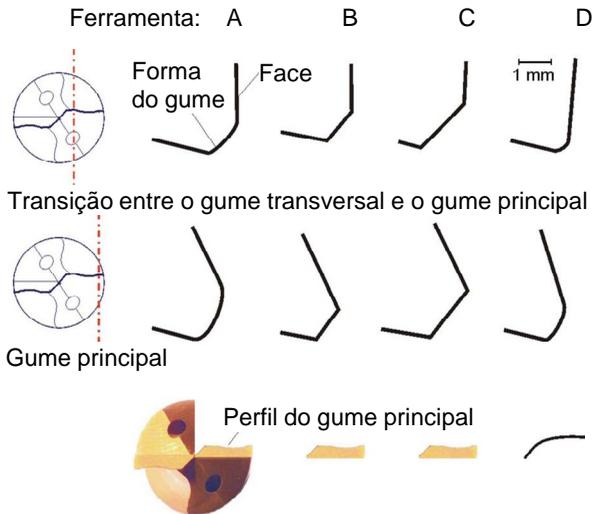


Figura 17 – Modificações feitas no gume principal e na região de transição entre o gume principal e transversal [49, 50, 55, 78].

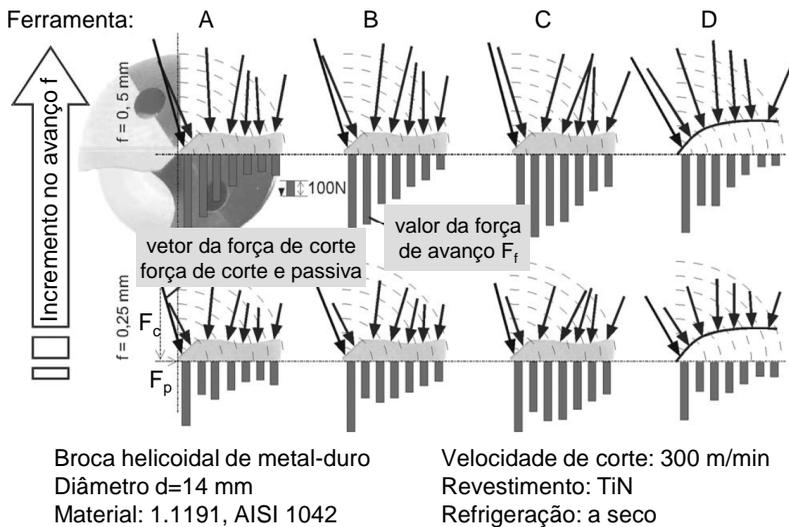


Figura 18 – Solicitações na direção de corte para as diferentes modificações nos gumes da broca [49, 50, 55, 78].

Risse [42] avaliou a influência do arredondamento do gume e da variação do diâmetro de brocas helicoidais na usinagem de aços. Um dos experimentos que Risse realizou foi a determinação da distribuição das diferentes componentes de força na furação. Na Figura 19 está esquematizado o procedimento experimental que determina a contribuição de cada uma destas componentes, no caso, gume transversal, gume principal e guias [42].

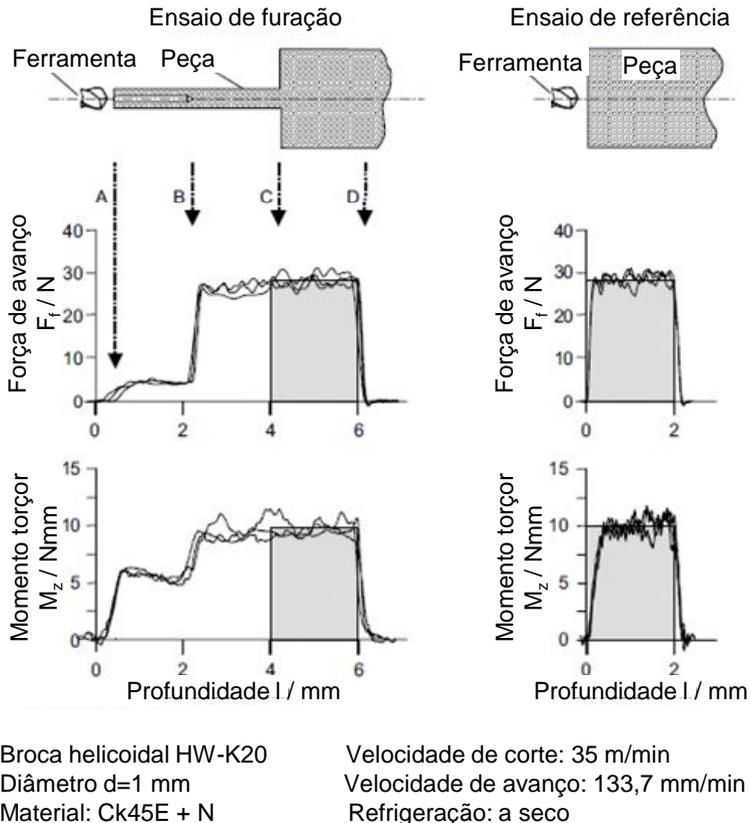


Figura 19 – Distribuição das componentes de forças para as diferentes regiões da broca helicoidal [42].

A partir dos dados de força levantados foi possível determinar a participação de cada uma das regiões da broca. Para a componente da força de avanço F_f , estimou-se que o gume transversal contribui com

cerca de 65 a 75% da força, enquanto que o gume principal é responsável por 17 a 25% e as outras partes da broca por uma parcela de força inferior a 10%. Já na medição do momento torçor M_z , foi verificado que o gume transversal contribui com 10 a 14%, enquanto que o gume principal é responsável por 65 a 75%, sendo as demais partes responsáveis por 15 a 20% do momento torçor total. Além disto, Risse [42] verificou que o modelo de força de Kienzle, quando aplicado para o cálculo de forças de furação, apresentou uma variação menor do que 10% para diâmetros de brocas entre 3 e 10 mm se comparados com os valores medidos. Já para brocas com diâmetros menores que 3 mm, a diferença ultrapassa os 25%.

Além da abordagem empírica apresentada anteriormente, muitos outros autores têm proposto uma abordagem analítica na tentativa de descrever os fenômenos que ocorrem no processo de furação, principalmente relacionados aos esforços que são submetidos os gumes principal e transversal de brocas helicoidais. Segundo Astakhov [59], a determinação teórica da forças de usinagem é uma das técnicas mais utilizadas para descrever o processo de corte e de remoção de material. Para uma melhor explanação e entendimento dos diferentes métodos e técnicas utilizados na modelagem das forças na furação, primeiramente é feita uma abordagem na região do gume principal e na sequência, na região do gume transversal.

Modelagem das forças no gume principal

Wiriyacosol e Armarego [73] e Armarego e Wright [36] aplicaram na região do gume principal o modelo clássico de corte oblíquo elementar apresentado por Armarego e Brown no livro “*The Machining of Metals*” em 1969 e por Wiriyacosol na sua tese de doutorado de 1977 [36, 73]. O método consiste em dividir o gume principal da broca em pequenos elementos com comprimento elementar Δl , onde que para cada elemento j_{th} é definida a geometria no raio médio r_j do elemento e as forças utilizando o modelo de corte oblíquo (Figura 20). Desta forma é possível determinar a força de avanço unitária ΔTh_{ij} (Equação 9) e o torque unitário ΔT_{ij} (Equação 10) referente a cada elemento j_{th} , levando em conta o processo de deformação do gume e o processo de corte. O modelo foi aplicado a brocas helicoidais com flancos plano e cônico.

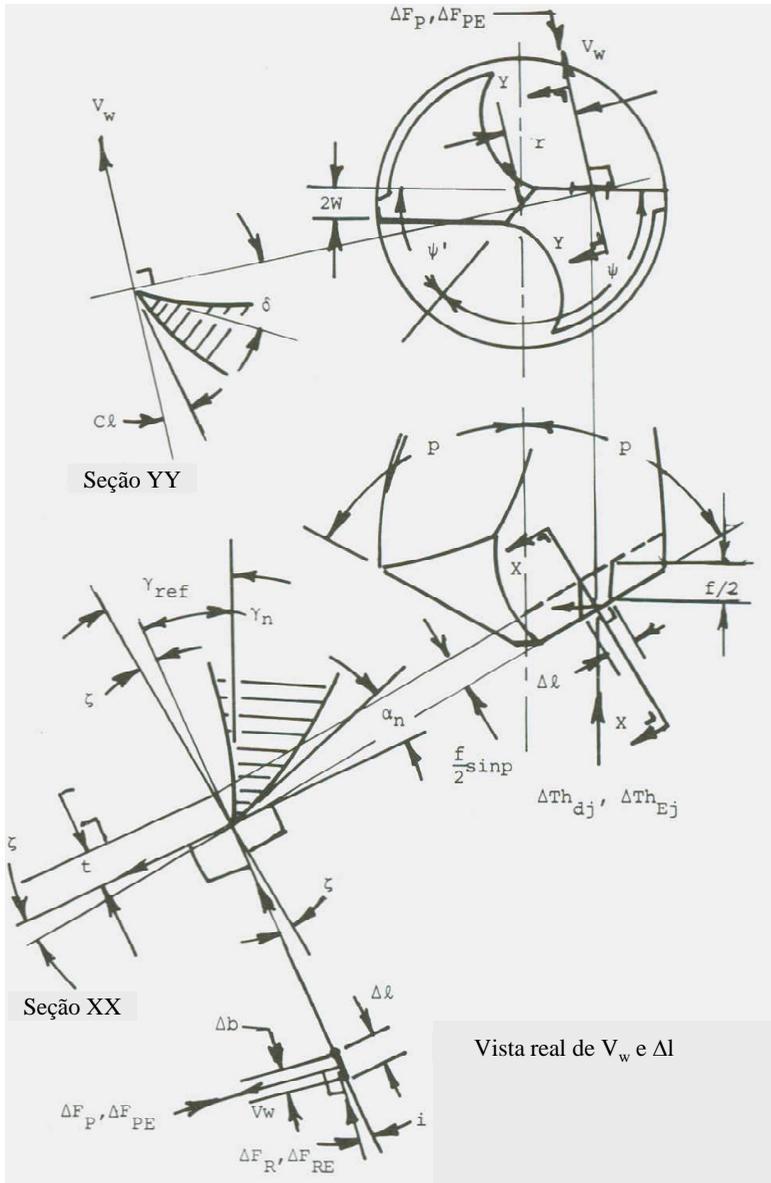


Figura 20 – Modelo de corte oblíquo aplicado ao processo de furação [73].

$$\Delta Th_{ij} = 2 \left[(\Delta F_Q + \Delta F_{QE}) \cos \zeta \sin p - (\Delta F_R + \Delta F_{RE}) (\cos \lambda_s \cos p + \sin \lambda_s \sin p \sin \zeta) \right] \quad (9)$$

$$\Delta T_{ij} = 2r(\Delta F_P + \Delta F_{PE}) \quad (10)$$

As demais equações utilizadas na determinação das forças elementares de deformação (ΔF_P , ΔF_Q e ΔF_R) e de corte (ΔF_{PE} , ΔF_{QE} e ΔF_{RE}), bem como as que definem as grandezas geométricas de cada elemento j_{th} estão detalhadas nos trabalhos de Wiriyacosol e Armarego [73] e Armarego e Wright [36].

Desta maneira, a partir da definição dos valores unitários da força e do torque, é realizado o somatório de todas as contribuições de cada elemento j_{th} , para a obtenção da força de avanço total Th_l (Equação 11) e do torque total T_l (Equação 12), atuantes no gume principal.

$$Th_l = \sum_{j=1}^{j=M_l} \Delta Th_{ij} \quad (11)$$

$$T_l = \sum_{j=1}^{j=M_l} \Delta T_{ij} \quad (12)$$

No modelo de força desenvolvido por Wiriyacosol e Armarego [73] são levados em conta os aspectos geométricos da broca e parâmetros de corte provenientes de dados de torneamento ortogonal, que caracterizam cada material e estão relacionados ao ângulo de saída do cavaco γ_n e a velocidade efetiva v_e . Segundo Armarego, os valores de força calculados utilizando o modelo de corte oblíquo elementar apresentam uma boa correlação com os medidos em ensaios de furação em cheio com brocas helicoidais comuns de aço-rápido [36, 73].

Stephenson e Agapiou [10] apresentaram em 1992 um estudo baseado somente na modelagem das forças no gume principal de brocas de metal-duro com geometria arbitrária, com gumes curvilíneos, quando da usinagem de ferro fundido. Pelo fato de os cavacos serem descontínuos, foi utilizado o modelo empírico de força apresentado por Stephenson [79]. O modelo é uma função das variações empregadas na

velocidade de corte, na espessura do cavaco não deformado, no ângulo de saída de cavaco e no ângulo de inclinação lateral do gume, durante os ensaios de torneamento oblíquo de tubos de paredes finas [10]. Deste modo, a obtenção da força de avanço e do torque ocorre a partir da definição de pequenos elementos no gume principal, onde é feita a caracterização da geometria e a definição da velocidade de corte, e que são somados para obtenção das forças resultantes, utilizando o modelo de corte oblíquo apresentado por Armarego e Wright [36]. Na comparação entre os valores calculados e medidos, o torque apresentou resultados satisfatórios, comprovando a pouca influência do gume transversal, enquanto que na direção de avanço os valores calculados foram até 50% menores que os medidos na furação em cheio [10].

Chandrasekharan [80] desenvolveu um modelo mecanicista para a modelagem da força de avanço e do torque em brocas helicoidais utilizando a teoria de corte oblíquo. A partir da divisão do gume principal em pequenos elementos, são calculadas as forças específicas normal e tangencial, levando em conta o avanço, a velocidade de corte e do ângulo de saída normal. Chandrasekharan mostra que a variação da força normal e tangencial em função da variação do ângulo de saída normal ao longo do gume principal tem um comportamento linear [80].

Chen *et al.* [5] estudaram o comportamento das forças em brocas com alívio do gume transversal e com afiação cônica do flanco. Além do gume transversal e do gume principal, na região do alívio foi definido o gume principal secundário. Na região dos dois gumes principais é aplicado o modelo tradicional de corte oblíquo, enquanto que no gume transversal aplica-se o modelo de corte ortogonal [5]. O gume principal é seccionado em pequenos elementos, e para cada um são calculadas as forças elementares usando o modelo de corte oblíquo apresentado por Oxley *apud* Chen *et al.* [5], com a adição do ângulo efetivo que leva em conta a dinâmica do processo. Assim é possível determinar a força de avanço total e o momento torçor, por meio da integral nos limites do gume, levando em conta também a força de atrito. Na região do gume principal secundário é aplicado o mesmo procedimento no cálculo da força de avanço e do torque, e também é proposta a otimização da geometria da ponta da broca através da variação dos parâmetros que o definem utilizando o método da função penalidade apresentado por Reklaitis *apud* Chen *et al.* [5].

Jaganathan [81] e Yang *et al.* [7] apresentaram um modelo de força dinâmico, baseado no modelo de força mecanicista desenvolvido por Chandrasekharan [81] para o gume transversal e principal, com abordagem estática do processo de furação em brocas helicoidais com

afiação cônica [7, 81]. O gume principal é seccionado em pequenos elementos onde é aplicado um modelo de corte oblíquo para determinação da força elementar de avanço e do torque elementar. As forças específicas, normal e de atrito, utilizadas no modelo de força, são determinadas de maneira empírica utilizando-se dados obtidos em ensaios de torneamento. Os valores simulados para a força de avanço e para o torque apresentaram valores satisfatórios, onde os erros são atribuídos a uma deficiência na obtenção dos valores das forças específicas, que nem sempre estão disponíveis, e na parte dinâmica, no amortecimento e no efeito da quebra dos cavacos que ocorrem durante o processo de furação [7, 81].

Elhachimi *et al.* [6] utilizam uma abordagem puramente analítica baseada no modelo da zona de cisalhamento proposto por Oxley (1988). Na região do gume principal é utilizado o modelo de corte oblíquo, onde o gume é seccionado em pequenos elementos e as forças são determinadas a partir da caracterização geométrica, dos parâmetros de corte e das propriedades mecânicas do material da peça [6]. A caracterização da geometria da broca é baseada no trabalho apresentado por Wiriyacosol e Armarego [73], mas considerando somente a geometria estática da broca [6]. O cálculo da força de avanço e do torque é feito a partir da determinação do ângulo de cisalhamento (iterativo), da tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento e dos parâmetros geométricos da broca e dinâmicos do processo de furação [6].

Altintas [82] utiliza também uma abordagem mecanicista, onde a geometria da broca é descrita analiticamente baseado nos trabalhos de Galloway (1957) e Armarego [82]. Já as forças são determinadas usando um modelo de corte oblíquo, onde é assumido que a velocidade de cisalhamento é paralela à força de cisalhamento e que a variação do comprimento do cavaco é a mesma no corte oblíquo e no ortogonal. Baseado em dados de corte ortogonal, é feita uma transformação dos dados de força através da relação geométrica entre o corte oblíquo e ortogonal.

Kim e Ahn [8] usam uma abordagem analítica, baseado no modelo de corte oblíquo, desenvolvida por Oxley *apud* Kim e Ahn [8], considerando além da geometria da broca e as propriedades mecânicas, a parte dinâmica do processo, levando em conta a velocidade de avanço e de corte, além do ângulo de cisalhamento, do ângulo de inclinação lateral do gume e do ângulo de saída dinâmico. Desta forma o cálculo da força de avanço e do torque é feito a partir da integração das componentes elementares, ao longo dos gumes principal e transversal [8].

Dargnat *et al.* [83] propõem uma abordagem térmica e mecânica para o processo de corte. No gume principal é utilizado o modelo de corte oblíquo adaptado por Toulouse *apud* Dargnat *et al.* [83] e que se baseia no modelo de Oxley *apud* Dargnat *et al.* [83]. Da mesma forma, o gume é dividido em pequenos elementos onde, a partir da caracterização geométrica e dos parâmetros de corte, são aplicados os modelos de corte e de temperatura para cada segmento. Na região de corte, o gume é dividido em duas regiões, uma onde o material é realmente separado e onde se aplica Oxley (1988) e outra no flanco, onde ocorrem deformações plásticas e elásticas do material [83]. Na validação do modelo proposto foram realizados ensaios de corte ortogonal com o ângulo de saída variando de $-32,5^\circ$ até $+29^\circ$, onde evidencia-se a dificuldade de se obter bons resultados quando se calculam as forças para geometrias de ferramenta altamente negativas [83]. Isto se deve ao fato de se ter utilizado uma tensão de cisalhamento constante na região secundária de cisalhamento. Por sua vez, a determinação do ângulo de cisalhamento na região primária de cisalhamento apresenta uma boa correlação com os valores medidos experimentalmente, o que valida a utilização do modelo proposto. Já a partir de observações realizadas em vídeos dos experimentos de corte ortogonal, foi possível observar variações nos ângulos efetivos de saída que aumenta e, conseqüentemente, o de incidência que diminui [83].

Hamade *et al.* [74] fazem uma abordagem empírica para extrair os coeficientes de força do processo de furação baseados no trabalho desenvolvido por Chandrasekharan *et al.* [74]. Desta forma a pressão específica de corte normal e tangencial pode ser definida em função da velocidade de corte, do avanço e do ângulo de saída. Nos experimentos realizados, é possível verificar que o avanço apresenta um comportamento linear para a força de avanço e o torque ao longo do gume principal quando da furação com diferentes diâmetros de pré-furo e que para um mesmo avanço, a força de avanço tende a aumentar quando o diâmetro do pré-furo tende ao do gume transversal, como também relatado por Watson [74, 84, 85]. Além disso, Hamade *et al.* [74] verificaram, por meio dos experimentos de corte ortogonal, que a pressão de corte tangencial não apresenta grandes variações quando da variação do avanço para diferentes ângulos de saída, evidenciando que a principal influência está relacionada a velocidade de corte, onde com seu aumento as forças aumentam até um certo limite e depois, com o aumento sucessivo da velocidade, as forças tendem a diminuir [74].

Modelagem das forças no gume transversal

Em 1984, Armarego e Wright [36] já discutiam sobre as dificuldades na abordagem analítica do processo de furação, principalmente na região do gume transversal de brocas helicoidais. Apesar de esta região ter uma geometria altamente negativa e um elevado processo de deformação, Armarego e Wright [36] propuseram a utilização de um modelo clássico de usinagem com ângulo de saída extremamente negativo, semelhante ao utilizado na usinagem da materiais endurecidos onde a remoção de material é feita basicamente pelo raio de arredondamento do gume, o que resulta em um ângulo de saída altamente negativo [86], e a utilização de velocidade de corte pequenas. Segundo Armarego e Wright [36], o processo de corte ocorre quando o ângulo de incidência lateral efetivo α_{fe} , definido pela velocidade de corte efetiva v_e (Figura 5 do item 2.5), é maior ou igual a 0° (zero graus), tanto para as brocas com o flanco cônico ou plano. Já o processo de indentação fica restringido a um diâmetro muito pequeno do gume transversal, onde o ângulo de incidência lateral efetivo α_{fe} é menor do que zero graus, havendo deste modo o contato dos flancos com o fundo do furo, podendo assim ser desprezado [36].

Chandrasekharan [80] adota a teoria desenvolvida por Oxford *apud* Chandrasekharan [80] em 1955, onde o gume transversal é dividido em duas regiões: uma de indentação e outra de corte ortogonal com ângulo de saída altamente negativo. A região de indentação é delimitada pelo raio R_a (Equação 13), definido por Mauch e Lauderbaugh *apud* Chandrasekharan [80], quando o ângulo de incidência lateral efetivo se torna negativo e há o contato do flanco da broca com o fundo do furo (Figura 21). O torque e a força de avanço são determinados a partir de um identador rígido usando uma solução apresentada por Kachanov em 1972. Já na região onde há corte, é aplicado o mesmo modelo adotado ao gume principal, mas com a utilização do ângulo de saída lateral efetivo γ_{fe} no lugar do ângulo de saída normal γ_n [80].

$$R_a = \frac{f_r}{2 \tan(\pi / 2 - k)} \quad (13)$$

Para Chen *et al.* [5], o gume transversal de uma broca helicoidal com flanco cônico apresenta dois processos distintos de remoção de material: um de indentação e outro de corte com ângulo de saída

extremamente negativo, que contribuem em mais de 60% do valor total da força na direção de avanço. As forças provenientes do processo de indentação são determinadas, baseado no modelo de Oxford *apud* Chen *et al.* [5], através da área projetada do gume transversal onde o ângulo de incidência lateral efetivo α_{fe} (Figura 5 do item 2.5)   menor do que 0° (zero graus), e da dureza Brinell HB do material da peça. Já na região onde há corte do material com geometria negativa do ângulo de saída, as forças são determinadas utilizando um modelo de corte ortogonal adaptadas do modelo desenvolvido por Willians *apud* Chen *et al.* [5], levando-se em conta ainda o ângulo de escoamento do cavaco.

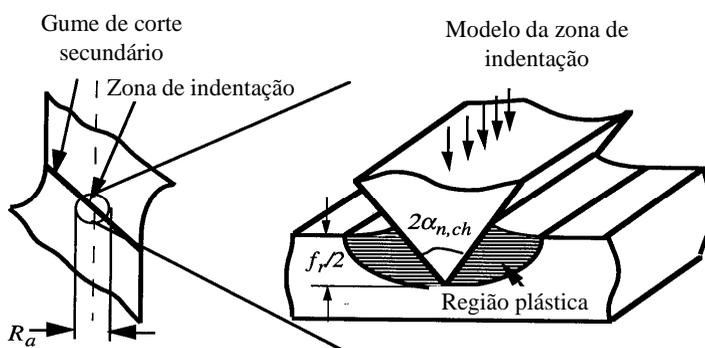


Figura 21 . Modelo de indenta o para a região central do gume transversal [80].

Jaganathan [81] e Yang *et al.* [7] também separam o gume transversal em duas regiões, para uma broca helicoidal com afia o c nica. Uma região de indenta o, onde não há corte, mas sim remo o de material por extrusão (Oxford, 1955) e uma região onde há efetivamente a remo o de material, na forma de cavaco, por meio do corte ortogonal com geometria altamente negativa. A região de indenta o   delimitada pelo raio R_a (Mauch and Lauderbaugh, [81]). A determina o da magnitude da força de indenta o   feita a partir da identifica o das forças do gume transversal, obtida da subtra o das forças medidas da fura o em cheio da fura o com pré-furo, que por sua vez   subtraída das simuladas utilizando o mesmo modelo de força adotado ao gume principal. Este valor de força   utilizado então para determinar e calibrar a tensão de escoamento K_s do material sujeito ao processo de indenta o durante o processo de corte, levando em conta o efeito da temperatura.

Elhachimi *et al.* [6], baseado nos trabalhos de Bera e Bhattacharya [6], que utilizou pela primeira vez um modelo de corte para a região do gume transversal, e de Armarego [36], desconsideraram a influência do processo de indentação da região central da broca e adota uma abordagem analítica do processo de furação utilizando o modelo de corte ortogonal de Oxley *apud* Elhachimi *et al.* [6], que leva em conta a força na zona de cisalhamento, no cálculo das forças atuantes no gume transversal para um ângulo de saída negativo.

Altintas [82] trata o gume transversal como uma região onde não há corte, mas somente deformação plástica devida à geometria negativa do ângulo de saída, que em conjunto com o movimento de avanço da broca contra a peça faz com que o mesmo atue como um indentador de medição de dureza. Desta forma, forças de corte e de avanço são definidas pela área projetada do gume transversal e a dureza do material. Altintas [82] afirma ainda que o método de indentação serve somente para uma aproximação dos possíveis valores de força no gume transversal, já que o mesmo apresenta uma geometria e um mecanismo de indentação muito complexos.

Strenkowski *et al.* [3] aplicam uma abordagem numérica ao problema da determinação das forças resultantes no gume transversal. A região do gume transversal é tratada como sendo equivalente ao corte ortogonal com ângulo de saída extremamente negativo [3]. Experimentos feitos com ferramentas de aço-rápido, em corte ortogonal, com diferentes ângulos de saída mostraram que as forças têm pouca variação para ângulos positivos, mas que tendem a crescer rapidamente com o aumento negativo do ângulo de saída [3]. Strenkowski *et al.* [3] mostraram que, utilizando a abordagem de Euler, é possível tratar a região do gume transversal como sendo de corte utilizando uma solução numérica.

Kim e Ahn [8] também reconhecem a existência de uma região de indentação e outra de corte ortogonal com ângulo de saída negativo baseado no trabalho de Armarego [87]. A influência do processo de indentação na força de avanço e no torque é desprezada. Para um ângulo de incidência lateral efetivo α_{fe} maior ou igual a zero ($\alpha_{fe} \geq 0^\circ$) é definida a região de corte no gume transversal, onde as forças são determinadas utilizando o modelo de corte ortogonal desenvolvido por Oxley *apud* Kim e Ahn [88].

Paul *et al.* [76] adotam o mesmo modelo que considera o gume transversal como tendo uma região de indentação e uma de corte no trabalho apresentado utilizando brocas helicoidais com geometria arbitrária. A força de avanço correspondente ao processo de indentação é

determinada a partir da força normal às superfícies do indentador utilizando o método de *Slip Line* desenvolvido por Kachanov [76], considerando que o material é extrudado e escoado sobre as superfícies do gume transversal. Essa região é delimitada pelo raio da região de indentação, quando o ângulo de incidência lateral efetivo α_{fe} tende a zero. Na região onde há corte, devido ao gume transversal ser curvilíneo, é aplicado um modelo mecanicista de corte oblíquo desenvolvido por Chandrasekharan [76], onde são definidas as forças elementares, normal e de atrito, a partir de suas respectivas forças específicas, determinadas experimentalmente, e a área de contato do cavaco. Desta forma é possível determinar a força de avanço e o torque como sendo o somatório de todas as parcelas elementares.

3 OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho foi a elaboração de um modelo de forças aplicável ao processo de furação que correlacione as variáveis do processo e da geometria da ferramenta de corte a partir de dados obtidos em operações de torneamento através de uma abordagem empírica, com base em modelos de forças já existentes. Através da definição dos vários aspectos que envolvem a furação com brocas helicoidais foi definida a dependência dos parâmetros de processo na furação com as grandezas de usinagem do processo de torneamento. Novos modelos e métodos de avaliação dos processos de usinagem com base nos modelos de Kienzle e Victor [63, 64], Albrecht [89] e Witte [52], bem como Armarego [73], Stephenson [10], Altintas [82] e Paul *et al.* [76], entre outros, serviram de base para o estudo do processo de furação. Em um caso ideal, a partir de dados obtidos no processo de torneamento, deverá ser conhecido o comportamento das forças na furação para diferentes geometrias, materiais, revestimentos e parâmetros de corte, somente com a aplicação do modelo de força de furação, sem a necessidade de ensaios específicos de furação.

Os objetivos deste trabalho foram alcançados a partir dos seguintes objetivos específicos:

- Instrumentação de uma bancada de ensaios para operações de furação e torneamento;
- Descrição geométrica do processo de furação e correlação com o processo de torneamento;
- Aplicação do modelo de força de furação para diferentes diâmetros de broca, materiais da peça e geometria da broca.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os meios e métodos utilizados e que dão suporte ao modelo de força de furação aqui proposto. Os sistemas de medição visam permitir a obtenção dos dados necessários de força e aquisição de imagem tridimensional de ferramentas de corte referentes aos processos de torneamento e furação, e que irão auxiliar na construção do modelo de força de furação. Na sequência estão apresentados os equipamentos utilizados e suas características técnicas, além dos métodos de compilação e análise estatística das grandezas medidas e simuladas por meio do modelo de força.

4.1 Ferramentas de Corte

Para o desenvolvimento do modelo de força de furação foram utilizadas ferramentas de corte de metal-duro nos ensaios de torneamento e furação. A seguir é feita uma descrição detalhada das características geométricas, dos materiais e dos revestimentos das ferramentas empregadas em cada processo.

4.1.1 Furação

Nos ensaios de furação foram utilizadas brocas helicoidais de metal-duro do fabricante Sphinx com três diâmetros diferentes, três tipos de alívio de gume transversal e um tipo de revestimento.

Os diâmetros escolhidos para os ensaios de furação foram determinados de forma a facilitar o processo de modelagem e que se adequassem melhor às condições de ensaios propostas, além de possibilitar uma possível comparação com resultados encontrados na literatura. Dentro deste contexto foram escolhidos os diâmetros de 7, 10 e 13 mm, com geometria da ponta da broca Standard (sem alívio do gume transversal), sendo a broca de 10 mm de diâmetro adotada como referência para a geração dos dados de força e confecção do modelo de furação. As brocas com diâmetros 7 e 13 mm foram utilizadas para validação do modelo levando em conta o efeito de escala, principalmente na região do gume transversal, que pode gerar resultados distintos durante o processo de usinagem. Todas as dimensões e ângulos das brocas de 7 e 13 mm foram definidos com relação à broca de

referência de 10 mm, mantendo-se constante as demais relações geométricas e dimensionais.

Com relação ao tipo de alívio do gume transversal, foram empregados dois tipos de alívio, em relação à broca Standard de referência. Nas brocas com alívio do gume transversal do Tipo A e Tipo C, foi mantida a mesma geometria da ponta da broca Standard de 10 mm para possibilitar a comparação dos resultados e permitir um melhor entendimento dos efeitos gerados na mudança de geometria em termos dos resultados de força, além de avaliar a aplicabilidade do modelo para variações geométricas da ponta da broca. O ângulo de direção do gume transversal ψ e o diâmetro da alma da broca k foram mantidos constantes (conforme será descrito no item 4.5.2).

Desta forma, as brocas podem ser classificadas da seguinte maneira:

- Standard – broca sem alívio do gume transversal (Figura 22);
- Tipo A – broca com alívio do gume transversal do Tipo A (Figura 23);
- Tipo C – broca com alívio do gume transversal do Tipo C (Figura 24).

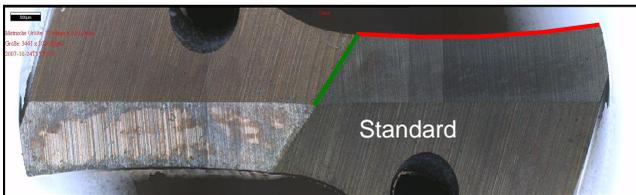


Figura 22 – Broca helicoidal sem alívio do gume transversal “Standard”.

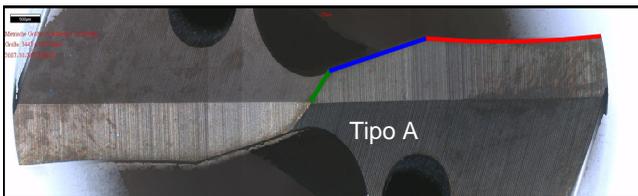


Figura 23 – Broca helicoidal com alívio do gume transversal “Tipo A”.

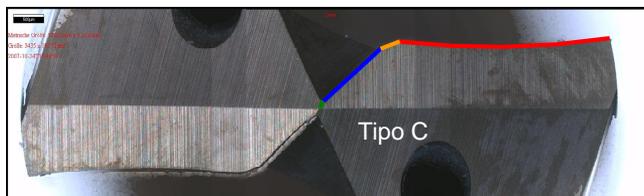


Figura 24 – Broca helicoidal com alívio do gume transversal “Tipo C”.

Em todos os ensaios foram utilizadas brocas de metal-duro com granulometria fina (micro-grão) e revestimento do tipo BALINIT[®] HELICA (AlCrN) da empresa Oerlikon Balzers. Este revestimento tem aplicação em operações de furação e torneamento, com alta resistência ao desgaste e aplicação em operações a seco, devido a sua alta dureza a quente para temperaturas de trabalho de até 1100 °C [90].

4.1.2 Torneamento

Nos ensaios de torneamento foram empregados dois tipos de pastilhas de metal-duro, uma geometria especial do fabricante Alesa (Figura 25-a) e uma geometria Standard do fabricante Sandvik (Figura 25-b).

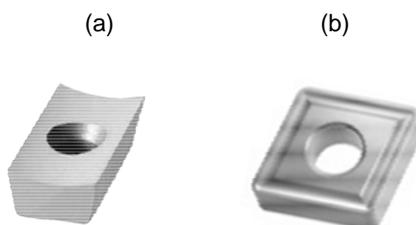


Figura 25 – Pastilhas de corte utilizadas nos ensaios de torneamento.

As ferramentas com geometria especial (Figura 25-a) foram utilizadas em pré-ensaios, onde a geometria das pastilhas reproduziu a geometria da broca helicoidal em determinadas regiões dos gumes, principal e transversal. Para isto, de acordo com as regiões segmentadas da broca de 10 mm de diâmetro, foram utilizados os ângulos que correspondem à geometria da broca no raio médio de cada segmento para serem transferidos às pastilhas. Desta forma, foram confeccionadas

pastilhas com uma geometria especial (fabricante de ferramentas Alesa) para a região do gume transversal e principal, sendo as pastilhas da classe ISO MG20 revestidas com o mesmo revestimento das brocas, BALINIT® HELICA (AlCrN).

A geometria Standard (Figura 25-b) é aqui definida como sendo uma pastilha do tipo rômbrica CNMM 120408, sem geometria especial de quebra-cavaco, do fabricante Sandvik. O substrato é da classe ISO P15 com revestimento PVD de multi-camadas (TiN+Al₂O₃+TiCN). O ângulo de saída permanece constante ao longo de todo o seu gume de corte e tem valor de 6°. A fixação da pastilha foi feita utilizando-se um porta-ferramenta do fabricante Iscar, modelo PCLNL 2020K-12, com ângulo de direção do gume κ_r de 93° e inclinação de -6°. Esta inclinação faz com que o ângulo de saída real de trabalho resultante seja 0°.

Como o ângulo de direção do gume tem seu valor bem próximo de 90° ($\kappa_r = 93^\circ$), as operações de torneamento serão consideradas neste trabalho como sendo de torneamento ortogonal.

A utilização desta pastilha de corte se deve a mesma estar disponível na quantidade desejada quando da realização do projeto de pesquisa, e também por apresentar uma geometria simplificada.

4.2 Materiais de Ensaio

Como materiais para a geração do modelo de furação e a sua validação foram utilizados neste trabalho três aços de usinagem fácil e alta tenacidade, com aplicação na área de autômatos de usinagem. O aço Ck45 (ABNT1045, DIN 1.1191) foi utilizado como referência para a confecção do modelo de força de furação, enquanto que os aços ESP65 (16MnCrS5Pb, DIN 1.7131) e ETG100 (44SMn28, DIN 1.0762) foram empregados na validação do modelo. A Tabela 5 mostra as propriedades mecânicas e a Tabela 6 mostra a composição química dos materiais ensaiados.

4.3 Máquina-ferramenta

Os ensaios de torneamento e furação foram realizados em um centro de usinagem CNC Schaublin, modelo 42L TMI-3. Com a opção do emprego de ferramentas ativas no cabeçote-revólver da máquina, o centro de usinagem permite, além das operações de torneamento, operações de furação e fresamento axial e radial (Figura 26).

Tabela 5 – Propriedades mecânicas dos materiais de ensaio.

	Propriedades mecânicas		
	$R_{p0,2}$ N/mm ²	R_m N/mm ²	A_5 %
Ck45 DIN 1.1191	≥ 490	700-850	≥ 14
ESP65 DIN 1.7131	≥ 300	500-740	≥ 12
ETG100 DIN 1.0762	≥ 865	960-1100	≥ 6

Tabela 6 – Composição química dos materiais de ensaio.

	Composição Química em porcentagem de massa						
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Pb
Ck45 DIN 1.1191	0,45	0,25	0,65	---	0,25	---	---
ESP65 DIN 1.7131	0,14- 0,19	0,15- 0,40	1,00- 1,30	0,035	0,02- 0,035	0,80- 1,10	0,15- 0,30
ETG100 DIN 1.0762	0,42- 0,48	0,10- 0,30	1,35- 1,65	0,04	0,24- 0,33	---	---



Figura 26 – Centro de usinagem Schaublin 42L TMI-3.

O centro de torneamento CNC Schaublin 42L possui as seguintes características técnicas:

- Modelo: 42L TMI-3;
- Comando CNC: GE FANUC Série 18i-T;
- Potência do Eixo Árvore: 48 kW;
- Rotação Máxima do Eixo Árvore: 6000 rpm;
- Rotação Máxima das Ferramentas Ativas: 4000 rpm;
- Avanços Máximos: no eixo X: 20 m/min, no eixo Z: 30 m/min;
- Sistema de Troca de Ferramenta: revólver com 16 posições e acionamento de ferramentas ativas;
- Sistema de Fixação de Ferramenta: VDI-30
- Ano de Fabricação: 1997.

4.4 Bancada de Ensaio e Equipamentos de Medição

Para determinação dos parâmetros de entrada do modelo de força, foram necessários ensaios de torneamento e furação com medição de força. Para isto foram desenvolvidas duas bancadas de ensaios, uma para o torneamento e uma para a furação, respectivamente. Ambas as bancadas de ensaio foram integradas ao sistema de troca de ferramenta (revólver) do centro de usinagem CNC Schaublin, como mostra a Figura 27.

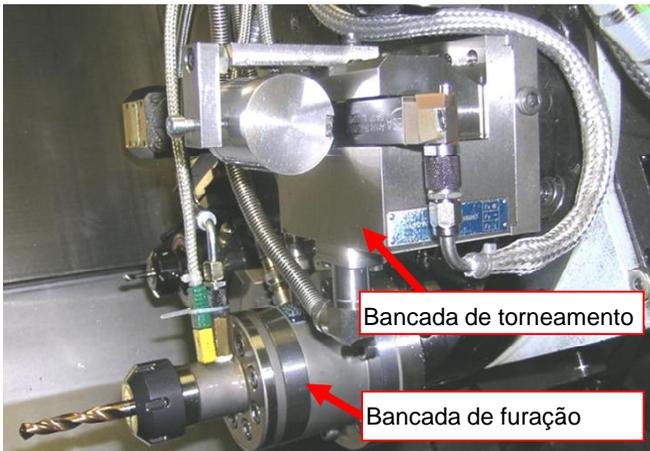


Figura 27 – Bancada de ensaios para torneamento e furação montada no revólver do torno Schaublin 42L.

A bancada de ensaios de torneamento é equipada com um dinamômetro para torneamento com três componentes de força nas direções X, Y e Z, da empresa Kistler, tipo 9121A5 com sistema de fixação VDI-30.

A bancada de ensaios de furação, desenvolvida também no IWF, é constituída de um dinamômetro com medição de torque e força de avanço, do tipo 9271A, da empresa Kistler e sistema de fixação do tipo VDI-30 (Figura 28). A bancada de furação foi projetada de modo que a ferramenta permanecesse parada enquanto a peça realiza o movimento de rotação.

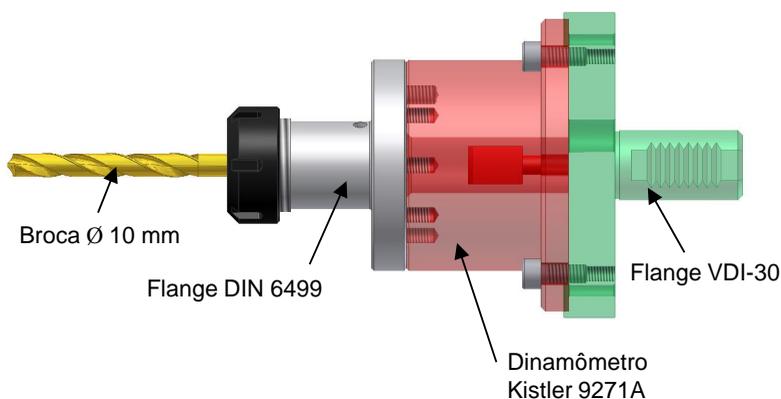


Figura 28– Esquema da bancada de ensaios montada no torno Schaublin para furação.

4.4.1 Medição de forças na usinagem

Para a medição de forças foram utilizados dinamômetros piezelétricos da marca Kistler, tanto nos ensaios de torneamento quanto nos de furação.

No torneamento, as forças de usinagem foram determinadas utilizando-se uma plataforma piezelétrica modelo 9121A5 com sistema de fixação do tipo VDI-30 (Figura 29), adequada ao sistema de fixação de ferramenta (VDI-30), no revólver do torno Schaublin 42L. A plataforma 9121A5 possui três canais de medição de força, F_x e F_y com faixa de medição de -3 até +3 kN e F_z de -6 a 6 kN, permitindo assim a medição de três componentes de força no torneamento: força de corte, de avanço e passiva.

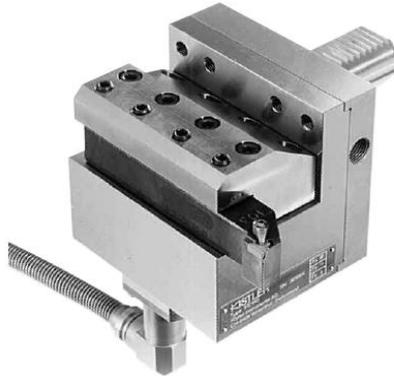


Figura 29– Dinamômetro de torneamento do tipo 9121A5.

Na furação foi empregada a plataforma piezelétrica modelo 9271A que permite aquisição de sinais de força na direção Z (F_z) e do momento torçor M_z (Figura 30), com faixa de medição entre -5 até 20 kN e -100 até 100 Nm, respectivamente. Pelo fato desta plataforma não dispor de um sistema de fixação do tipo VDI-30, foi necessário o projeto e a fabricação de um adaptador (flange VDI-30) para a fixação da mesma no revólver do torno Schaublin 42L, como mostrado anteriormente na . Além disto, foi necessária a construção de um suporte de fixação de ferramenta (flange DIN 6499) com sistema de pinça, montado diretamente sobre a plataforma piezelétrica. Neste mesmo suporte, foi também montado um adaptador para o acoplamento, por meio de engate rápido, dos sistemas de lubrificação mencionados anteriormente e para a instrumentação dos sensores de medição de temperatura.



Figura 30– Dinamômetro de furação do tipo 9271A.

Para a medição e armazenamento dos sinais de força foi utilizado um computador dotado de uma placa de aquisição de sinais modelo PCI-6251 da marca National Instruments NI, com frequência de aquisição de 300 kHz, com 8 canais digitais e 8 canais analógicos, juntamente com uma interface do tipo BNC modelo BNC-2110. Os sinais de força foram amplificados individualmente utilizando-se amplificadores do tipo 5001 com filtro de passa baixa de 47 Hz, do fabricante Kistler. O condicionamento e armazenamento dos sinais de força foi feito utilizando uma interface gráfica de medição e empregando o software LabView da empresa National Instruments. A análise e compilação dos dados de força, bem como o desenvolvimento do modelo de força foi realizada utilizando-se os softwares Matlab e MS-Excel. Na Figura 31 tem-se a configuração do sistema de medição de força para o processo de furação, sendo uma configuração similar adotada para os ensaios de torneamento. A taxa de aquisição dos dados de força da furação torneamento e do torneamento foi de 100 Hz para todos os ensaios, sendo o tempo de aquisição dependente dos parâmetros de corte e da profundidade e comprimento de corte, respectivamente.

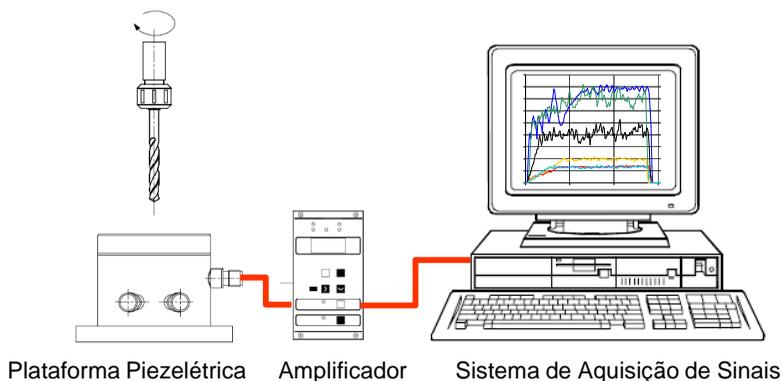


Figura 31 – Sistema de medição de força para o processo de furação.

4.4.2 Microscópio óptico de foco infinito

O microscópio óptico de foco infinito utilizado neste trabalho foi o modelo Infinite Focus fabricado pela empresa Alicona (Figura 32), que permite criar imagens em duas (2D) e três (3D) dimensões [91]. As imagens em 2D e 3D permitem análises qualitativas e quantitativas de

superfícies e perfis com aproximações da ordem de 1000x a 5000x (dependendo do tipo de lente), com resolução de até 10 nm [91, 92]. As imagens em 3D são geradas pelo armazenamento e processamento seqüencial de fotos da peça em diferentes profundidades de foco. Desta forma, a imagem tridimensional do objeto é gerada desde o ponto mais alto da peça até o ponto mais baixo, camada por camada através da variação focal [91, 92].

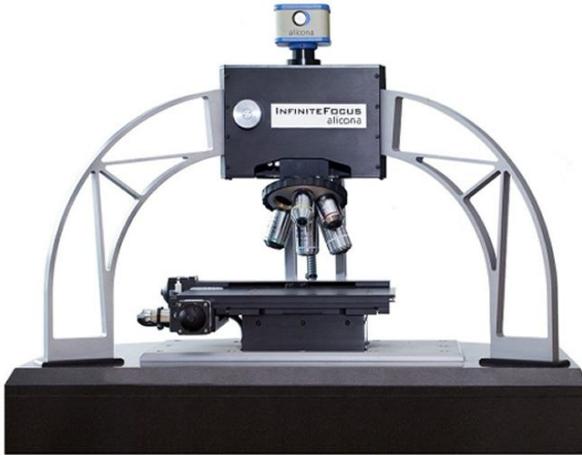


Figura 32 – Microscópio óptico de foco infinito Alicona [91].

Com o auxílio de um software de análise de perfis (Alicona-IFM), é possível extrair o perfil de uma determinada região da peça e executar medições como ângulos e distâncias. Para extração das informações geométricas contidas na imagem 3D gerada pelo microscópio Infinit Focus, é utilizado o software IFM Versão 2.1, também da empresa Alicona, que possui um módulo para geração do modelo 3D e outro módulo para extrair e analisar perfis do modelo 3D. A Figura 33 mostra do lado esquerdo o modelo 3D de uma peça e do lado direito a geração e análise de um perfil 2D que mostra o relevo existente em uma região da peça [91].

4.5 Metodologia de Caracterização Geométrica das Brocas

Objetivando conhecer melhor as características geométricas das brocas utilizadas na modelagem das forças do processo de furação, que é

ponto chave do modelo desenvolvido neste trabalho, diferentes métodos de caracterização geométrica foram aplicados às brocas helicoidais: modelagem computacional CAD (software Inventor) e modelagem matemática (software MS-Excel/Matlab), além da medição tridimensional em microscópio óptico de foco infinito (Alicona Infinite Focus). A Figura 34 mostra um exemplo da medição do ângulo de ponta σ , de uma broca helicoidal Standard com afiação plana da ponta, utilizando-se os três métodos citados anteriormente e que serão detalhados nos itens subseqüentes [22, 36, 91].

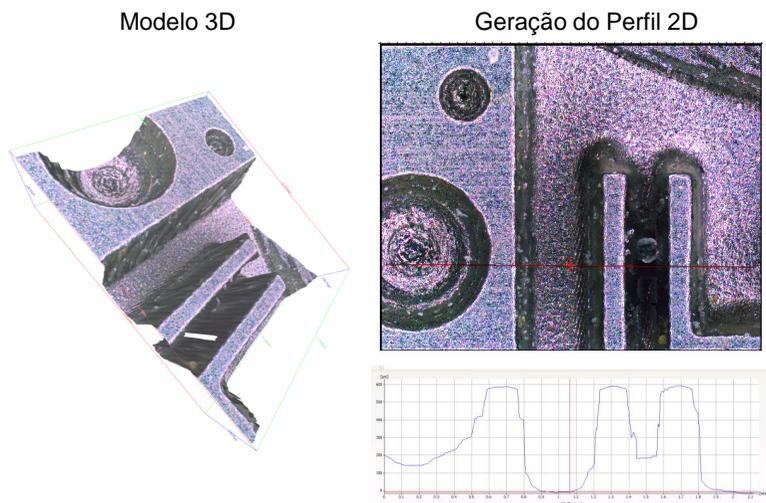


Figura 33 – Modelo 3D e análise de perfil 2D [91].

A caracterização da geometria de ferramentas de corte utilizando um método óptico é uma solução ao método anteriormente empregado de medição por contato utilizando rugosímetros ou perfilômetros [93, 94]. Em especial na caracterização da geometria de brocas helicoidais, o método de medição utilizando apalpador mecânico apresenta limitações devido à ponta da broca apresentar uma geometria complexa e aguda, com grandes variações no ângulo de cunha β , que pode variar entre 45° e 80° na região do gume principal e apresentar valores na ordem de 108° na região do gume transversal. Além disso o gume é muito afiado, com um raio de gume ρ que pode atingir até $5 \mu\text{m}$ [23, 77, 95, 96].

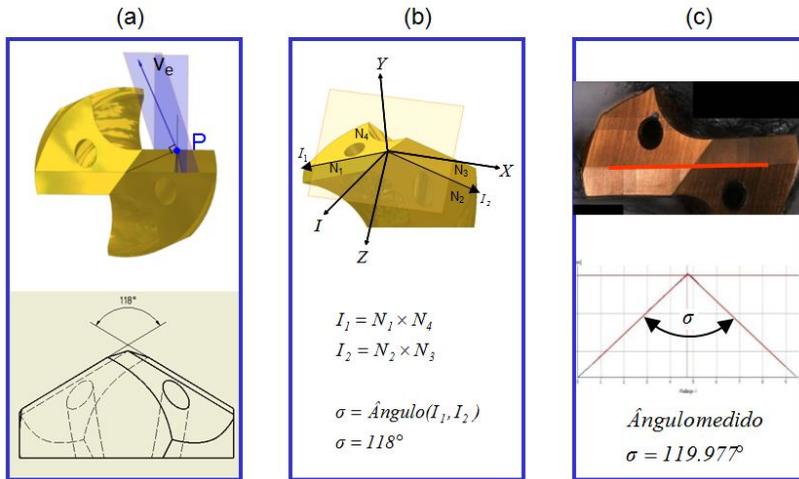


Figura 34 – Caracterização da geometria pelos métodos: (a) CAD, (b) matemático e (c) óptico 3D.

4.5.1 Definição dos principais aspectos geométricos para a broca helicoidal

A partir de um modelo 3D da broca, é possível a definição dos planos que permitem a obtenção de grandezas geométricas importantes para o processo de usinagem, como os ângulos e as direções das velocidades e das forças que atuam nos gumes da broca. Na Figura 35 estão apresentados os planos do gume (P_s), normal ao gume (P_n) e ortogonal da ferramenta (P_o) que passam pelo ponto P , posicionado sobre o gume principal e distanciado do centro da broca pelo raio r_i , para uma broca helicoidal com afiação de ponta plana [22, 26, 36]. A partir da definição dos planos é feita a caracterização da geometria do gume com a identificação dos principais ângulos do gume principal ($\gamma_n, \alpha_{n1}, \alpha_{n2}$, e β_n), medidos no plano normal P_n (vista A da), bem como as velocidades de corte v_c , de avanço v_f e efetiva v_e , definidas no plano ortogonal ao gume P_o e que definem também a direção das forças. Já o ângulo de inclinação lateral do gume λ_s é medido no plano do gume P_s (vista B da) [26].

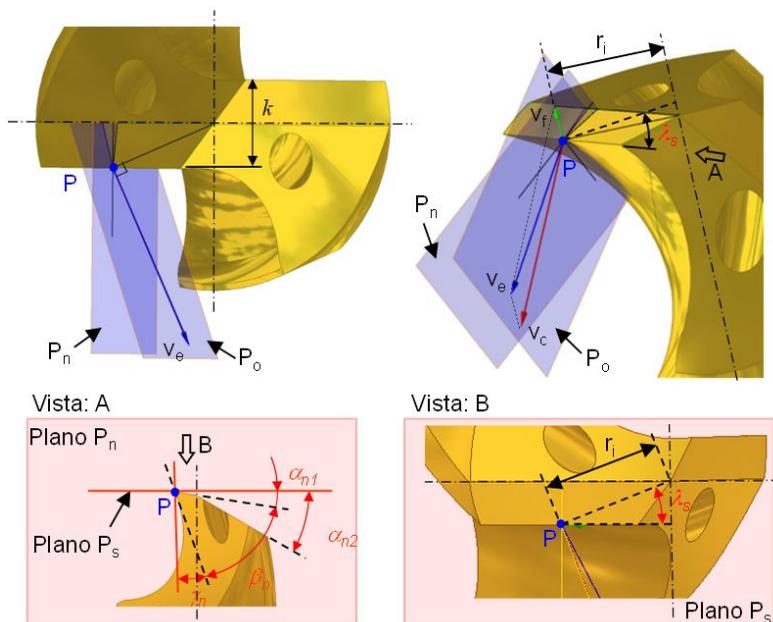


Figura 35 – Representação dos principais ângulos do gume principal medidos no plano normal P_n e no plano do gume P_s [26, 27, 96].

Na furação, os gumes principais se encontram deslocados, simetricamente em relação ao centro da broca, por uma distância k , correspondentes ao diâmetro da alma da broca [21, 23]. Isso faz com que o gume principal apresente uma inclinação lateral λ_s positiva e variável em função do posicionamento do ponto P ao longo do gume, dada pelo raio r_i [23]. Esta inclinação tem influência direta nos ângulos medidos no plano ortogonal P_o , denominados de ângulos ortogonais da ferramenta e na direção de saída dos cavacos, que tendem a se afastar do núcleo da broca devido à inclinação positiva dos gumes principais [27, 97]. Na região do gume transversal, pelo fato dos gumes cruzarem o centro da broca, não existe uma inclinação do gume, sendo o seu valor igual a 0° [23].

4.5.2 Modelagem computacional

A modelagem computacional permite a representação tridimensional (3D) da broca em um programa de CAD. Tal modelagem

é vantajosa principalmente durante a fase de projeto da ferramenta, pela possibilidade de serem efetuadas alterações na geometria antes da fabricação. O modelo da broca gerado em CAD possibilita ainda que a geometria 3D da broca seja utilizada em simulações numéricas [98-100]. Entretanto, a fase de elaboração do modelo 3D da broca é bastante trabalhosa, devido à dificuldade de obtenção dos parâmetros geométricos construtivos das ferramentas (ângulos, comprimentos de gume, diâmetros, etc.), já que representam o *know-how* dos fabricantes. Para o estudo do processo de furação, a visualização tridimensional prévia da geometria complexa da broca facilita o entendimento e a modelagem do processo.

Na Figura 36 estão mostrados os principais passos do processo de modelagem geométrica da ponta de uma broca helicoidal feita em um programa CAD (software Inventor). Partindo-se de uma barra de metal-duro (etapa A), já com a pré-modelagem dos canais de lubrificação interna (segundo a norma DIN 6539 [101]), é feita a definição do contorno (etapa B) que permite a construção dos canais helicoidais da broca (etapa C). A definição do contorno está ligada diretamente ao ângulo de hélice φ , ao ângulo de ponta σ e ao perfil final do gume principal, podendo este ser retilíneo ou curvilíneo. No caso da broca helicoidal Standard, utilizada no modelo de furação, o gume principal foi modelado para ter uma forma final retilínea (etapa D), após a construção da ponta definida pelo ângulo de ponta σ da broca. Por fim, tem-se a broca modelada computacionalmente, em 3 dimensões, como mostra a etapa E da Figura 36. Vijayaraghavan [98] e Vijayaraghavan e Dornfeld [99] adotam também um procedimento semelhante na modelagem da geometria da broca, mas com uma abordagem analítica da geometria.

4.5.3 Modelagem matemática

A modelagem matemática da geometria da ponta da broca foi feita a partir da parametrização de todos os planos e superfícies que a definem, apoiando-se no modelo 3D gerado via CAD. No caso da broca helicoidal Standard com afiação plana dos flancos, os gumes principais e transversais podem ser definidos pelas superfícies mostradas na Figura 37 [22, 36]:

- N_1 – Superfície do primeiro flanco do gume #1;
- N_2 – Superfície do segundo flanco do gume #2;
- N_3 – Superfície do primeiro flanco do gume #2;
- N_4 – Superfície do segundo flanco do gume #1;

- N_5 – Superfície da face do gume #1;
- N_6 – Superfície da face do gume #2.

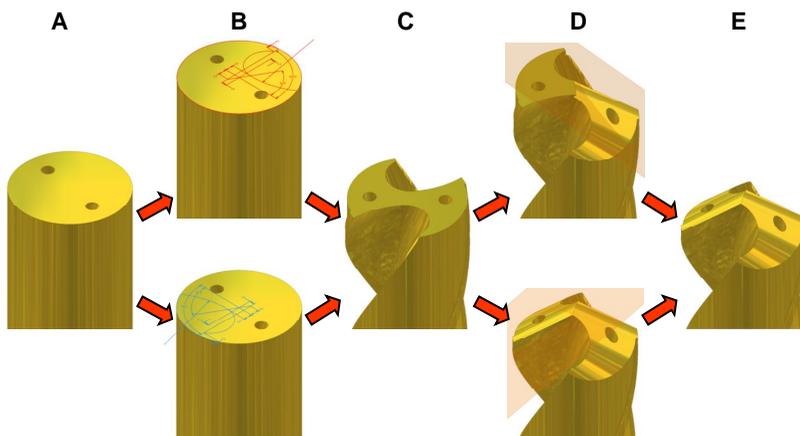


Figura 36 – Etapas de geração do modelo 3D, em um programa CAD, de uma broca helicoidal com canais de lubrificação interna.

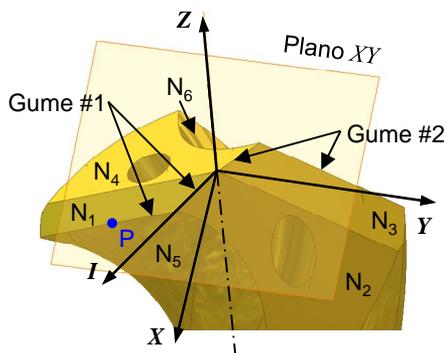


Figura 37 – Definição dos planos e superfícies, pertencentes à ponta da broca, que definem os gumes principais e transversais.

Na região do gume transversal, o cálculo do ângulo de saída γ_{nGT} para o gume número 1 (Figura 37) se dá a partir do ângulo entre o vetor normal ao plano que contém o próprio gume transversal e o eixo da broca com o vetor normal à superfície N_2 [26]. Na sequência será

detalhado o procedimento de obtenção do modelo matemático para a determinação dos ângulos que definem o gume transversal.

Primeiramente foi definido o vetor \vec{Z} , que representa o eixo Z (Equação 14), no sistema de coordenadas XYZ definido na Figura 37, e que também define a direção do eixo da broca [102].

$$\vec{Z} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (14)$$

Em seguida é definido o vetor \vec{I} , que representa o gume transversal número 1, formado a partir da intersecção das superfícies N_1 e N_2 (Figura 37) [102]. Para isso foi necessária a definição dos planos que representam as superfícies N_1 e N_2 em relação ao sistema de coordenadas XYZ.

O plano da superfície N_1 é definido pelo ângulo de ponta da broca σ e pelo ângulo de incidência α_{n1} , sendo o gume principal número 1 da broca também pertencente a este plano (Figura 38). Desta forma, o plano N_1 pode ser obtido a partir da rotação do plano XY primeiramente em torno do eixo X pelo ângulo ρ (definido pela Equação 15) e depois em torno do eixo Y pelo ângulo α_{n1} , conforme mostram as Equações 16 até 19. As matrizes de rotação em torno dos eixos do sistema de coordenadas XYZ estão definidas na norma ISO 3002/2 de 1982 [103].

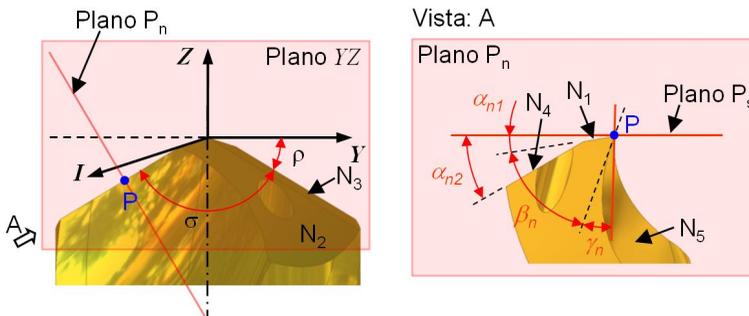


Figura 38 – Definição do plano YZ e dos ângulos no plano normal ao gume P_n , para o gume principal.

$$\rho = \frac{\pi - \sigma}{2} \quad (15)$$

$$N_1 = R_X(\rho) \cdot R_Y(\alpha_{n1}) \cdot Z \quad (16)$$

$$N_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\rho) & -\sin(\rho) \\ 0 & \sin(\rho) & \cos(\rho) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\alpha_{n1}) & 0 & -\sin(\alpha_{n1}) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\alpha_{n1}) & 0 & \cos(\alpha_{n1}) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$N_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\rho) & -\sin(\rho) \\ 0 & \sin(\rho) & \cos(\rho) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -\sin(\alpha_{n1}) \\ 0 \\ \cos(\alpha_{n1}) \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$N_1 = \begin{bmatrix} -\sin(\alpha_{n1}) \\ -\sin(\rho) \cdot \cos(\alpha_{n1}) \\ \cos(\rho) \cdot \cos(\alpha_{n1}) \end{bmatrix} \quad (19)$$

A definição do plano correspondente à superfície N_2 , conseqüentemente N_4 , se dá também a partir do ângulo de ponta da broca e pelo segundo ângulo de incidência α_{n2} (Figura 38). Assim, a equação que define o plano da superfície N_2 pode ser descrita pelas Equações 20 até 23, após a rotação do plano XY em torno do eixo X pelo ângulo ρ (Equação 15) e posteriormente em torno de do eixo Y pelo ângulo α_{n2} .

$$N_2 = R_X(\rho) \cdot R_Y(\alpha_{n2}) \cdot Z \quad (20)$$

$$N_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\rho) & \sin(\rho) \\ 0 & -\sin(\rho) & \cos(\rho) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\alpha_{n_2}) & 0 & \sin(\alpha_{n_2}) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\alpha_{n_2}) & 0 & \cos(\alpha_{n_2}) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$N_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\rho) & \sin(\rho) \\ 0 & -\sin(\rho) & \cos(\rho) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sin(\alpha_{n_2}) \\ 0 \\ \cos(\alpha_{n_2}) \end{bmatrix} \quad (22)$$

$$N_2 = \begin{bmatrix} \sin(\alpha_{n_2}) \\ \sin(\rho) \cdot \cos(\alpha_{n_2}) \\ \cos(\rho) \cdot \cos(\alpha_{n_2}) \end{bmatrix} \quad (23)$$

Tomando as equações que definem os planos das superfícies N_1 (Equação 19) e N_2 (Equação 23), é possível então escrever o vetor \vec{I} , que define o gume transversal #1 com relação ao sistema de coordenadas XYZ, usando a Equação 24 [102].

$$\vec{I} = \frac{\vec{N}_2 \times \vec{N}_1}{\|\vec{N}_2 \times \vec{N}_1\|} \quad (24)$$

Os vetores \vec{I} e \vec{Z} definem o plano do gume transversal P_{sGT} (Figura 39). A partir do vetor normal \vec{V} (Equação 25) ao plano P_{sGT} e do vetor normal \vec{N}_2 ao plano da superfície N_2 , é possível determinar o ângulo θ_{GT} entre os dois vetores normais (\vec{V} e \vec{N}_2), como mostra a Equação 26, e conseqüentemente o ângulo de saída normal γ_{nGT} para o gume transversal no plano normal ao gume P_{nGT} , representado na Figura 39, através da Equação 27 [26, 102].

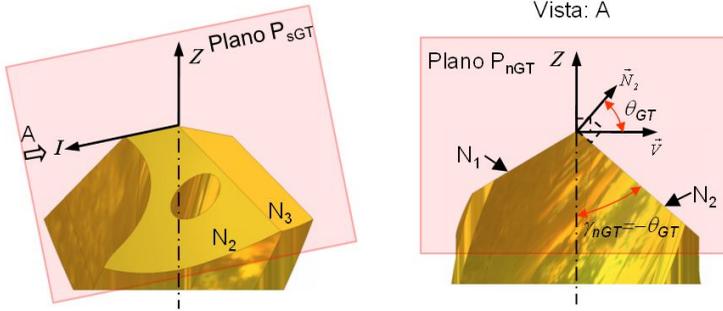


Figura 39 – Definição dos planos e superfícies pertencentes à ponta da broca no plano normal ao gume transversal P_{nGT} .

$$\vec{V} = \frac{\vec{Z} \times \vec{I}}{\|\vec{Z} \times \vec{I}\|} \quad (25)$$

$$\theta_{GT} = \arccos(\vec{V} \cdot \vec{N}_2) \quad (26)$$

$$\gamma_{nGT} = -\theta_{GT} = -\arccos(\vec{V} \cdot \vec{N}_2) \quad (27)$$

Para a região do gume principal, o ângulo de saída normal γ_{nGP} , do primeiro gume principal, é calculado baseado no ângulo θ_{GP} entre os vetores normais às superfícies N_1 e N_5 , como mostra a Figura 40, medidos no plano normal P_n ao gume principal da broca [26]. O plano que representa a superfície N_1 já foi definido anteriormente pela Equação 19 [102].

A superfície N_5 representa o canal helicoidal da broca que, além de ter a função de transportar os cavacos para fora do furo e transportar fluido de corte, define a geometria final do gume principal [12, 22, 32, 40]. A geometria do canal é obtida a partir de aspectos construtivos da broca como o ângulo de hélice φ , diâmetro da alma k e do ângulo de ponta σ , além da geometria do rebolo (tipo de perfil e diâmetro) e dos parâmetros de retificação (inclinação do rebolo τ em relação ao eixo da broca), como mostra a Figura 41 [9, 12, 22, 29, 32, 40, 104]. No caso da

broca espiral Standard, utilizada no modelo de força, o objetivo foi obter o gume principal na forma reta.

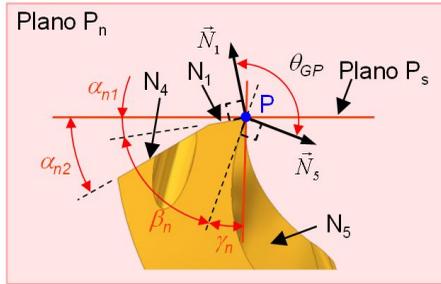


Figura 40 – Definição dos planos e superfícies pertencentes à ponta da broca no plano normal ao gume principal P_n (Vista A da Figura 38).

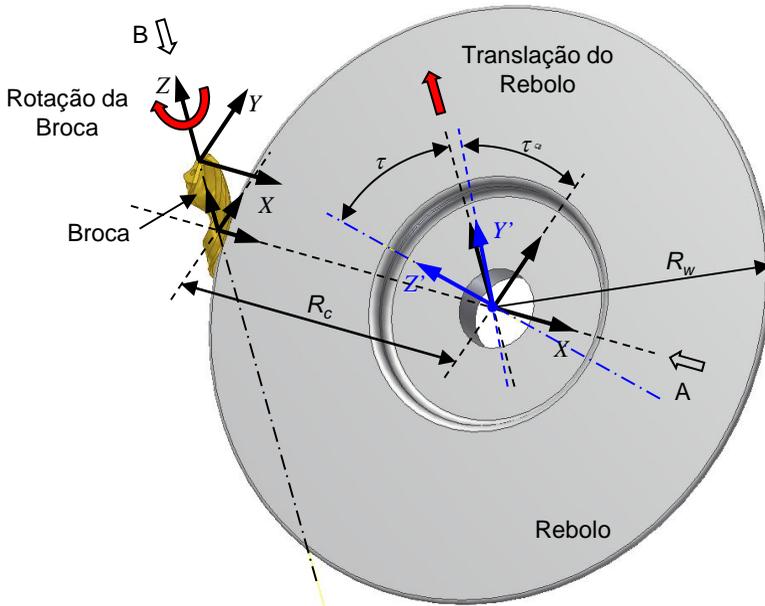


Figura 41 – Cinemática do processo de retificação dos canais de uma broca helicoidal.

A Figura 41 mostra também a cinemática do processo de retificação do canal de uma broca helicoidal [9, 29, 95, 104]. Partindo-se

de uma barra de metal-duro de diâmetro D , correspondente ao diâmetro da broca, e do diâmetro da alma da broca k , é feito o posicionamento do rebolo de raio R_w , tomando como base o sistema de coordenadas definido na . O rebolo é posicionado a uma distância R_c do centro do corpo da broca e tem uma inclinação τ em relação ao eixo X (sistema $XY'Z'$).

A obtenção do canal na forma helicoidal se dá a partir do movimento sincronizado de translação (Figura 42, vista A) do rebolo na direção do eixo Z com o movimento de rotação (Figura 42, vista B) da broca, dado pelo ângulo δ , em torno do eixo Z [9, 29, 95, 104]. O ângulo de hélice φ define a relação entre a translação em Z e o incremento angular δ . Já o diâmetro da alma da broca k pode ser definido pela diferença entre a distância do rebolo em relação ao centro da broca e o seu próprio diâmetro, como mostra a Equação 28 [27, 97].

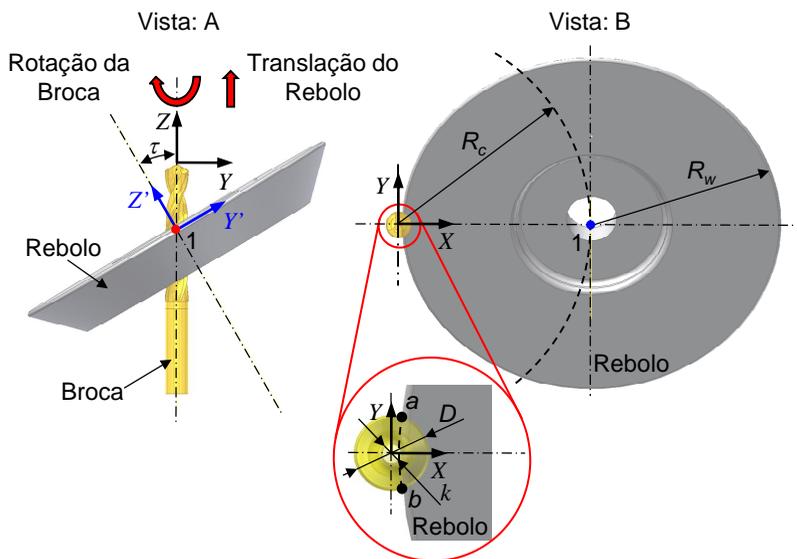


Figura 42 – Detalhamento da cinemática do processo de retificação dos canais da broca helicoidal (vistas A e B da Figura 41).

$$k = 2 \cdot (R_c - R_w) \quad (28)$$

Para um melhor entendimento da cinemática do processo de retificação dos canais da broca, foi feita uma representação esquemática do processo com a parametrização de todos os movimentos e grandezas que o definem, como pode ser visualizado na Figura 43 [9, 29, 95, 104]. A partir desta parametrização, foi definida a equação que descreve a linha de contato do rebolo com a broca, levando em conta a inclinação do rebolo e o seu posicionamento em relação ao sistema de referência da . As Equações 29 e 30 mostram o cálculo da coordenadas x e y , respectivamente, do centro do rebolo no plano XY levando em conta o posicionamento do rebolo (raio R_c), o tamanho (raio R_w) e a rotação (ângulo ω).

$$x = R_w \cdot \cos(\omega) + R_c \quad (29)$$

$$y = R_w \cdot \sin(\omega) \quad (30)$$

Tomando-se as Equações 29 e 30, juntamente com a inclinação do rebolo τ , pode-se então escrever a equação da circunferência que define a linha de contato do rebolo com o canal da broca em função de R_c , R_w , ω e τ , como mostra a Equação 31.

$$(C_x - x)^2 + (C_y - y \cdot \cos(\tau))^2 + (C_z - y \cdot \sin(\tau))^2 - R_w^2 = 0 \quad (31)$$

Na seqüência, a partir da definição de todas as grandezas envolvidas no processo de retificação dos canais da broca, foi possível a geração da superfície do canal N_5 a partir da iteração, feita incrementalmente, entre a translação do rebolo ΔZ e a rotação da broca $\Delta \delta$, da posição 1 para a posição 2 representadas na Figura 43. Em cada nova posição do rebolo e da broca é construída a linha de contato do rebolo com a broca entre os pontos a e b , conseqüentemente a' e b' , como mostra a Figura 43. Desta forma, levando-se em conta a rotação da broca dada por $\Delta \delta$, a translação do rebolo ΔZ e a própria rotação do rebolo $\Delta \omega$, é possível escrever a equação que define a superfície N_5 e que representa a superfície dos canais helicoidais da broca, como mostram as Equações 32 até 35 [102].

$$N_5 = \begin{bmatrix} x \cdot \cos(\delta) - y \cdot \sin(\delta) \cdot \cos(\theta) \\ x \cdot \sin(\delta) + y \cdot \cos(\delta) \cdot \cos(\theta) \\ y \cdot \sin(\theta) + \left(-\frac{D}{2}\right) \cdot \left(\frac{\delta}{\tan(\varphi)}\right) \end{bmatrix} \quad (35)$$

Com a definição dos planos das superfícies N_1 (Equação 19) e N_5 (Equação 35) é possível calcular o ângulo θ_{GP} (Figura 40) formado entre os vetores normais \vec{N}_1 e \vec{N}_5 às superfícies N_1 e N_5 , respectivamente, através da Equação 36 [102]. O vetor normal \vec{N}_5 corresponde ao plano que tangencia a face (superfície de saída do cavaco) no ponto P , posicionado no gume principal da broca. Desta forma, o ângulo de saída normal da ferramenta γ_{nGP} , definido no plano normal ao gume P_n , pode ser determinado utilizando-se a Equação 37 [26, 102].

$$\theta_{GP} = \arccos(\vec{N}_1 \cdot \vec{N}_5) \quad (36)$$

$$\gamma_{nGP} = \theta_{GP} - \left(\frac{\pi}{2}\right) - \alpha_{nl} \quad (37)$$

4.5.4 Modelagem experimental 3D

A modelagem experimental 3D está baseada no modelo tridimensional de uma broca helicoidal gerado por um microscópio de foco infinito, como descrito anteriormente no item 4.4.2 [91, 92]. A partir do modelo 3D da broca são extraídos perfis (fatias) da broca, levando em conta a orientação dos planos em que se deseja obter os ângulos (Figura 44) [94]. No caso dos ângulos medidos no plano normal ao gume P_n , é necessário primeiramente definir o plano que contém o gume (no caso, plano da página) e os pontos de medição (A, B e C). Na seqüência, são traçados os perfis, que passam pelos pontos A, B e C da Figura 44, e que representam a projeção do perfil da cunha de corte no

Plano P, o que possibilita a medição do ângulo de cunha normal β_n na região selecionada.

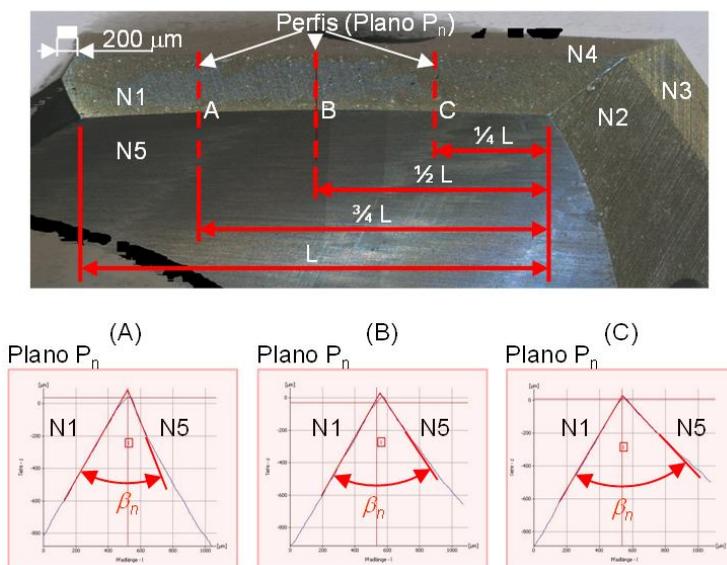


Figura 44 – Estratégia de medição dos ângulos do gume principal utilizando o modelo tridimensional da broca.

A partir dos perfis projetados do plano normal P_n , é feita a definição do plano do gume P_s com o auxílio do ângulo de incidência normal α_n , previamente conhecido, como mostra a Figura 45. Desta forma, o ângulo de saída normal γ_n pode ser determinado, indiretamente, por meio da medição do ângulo de cunha normal β_n e do ângulo de incidência normal α_n , como mostra a Equação 38, medidos no plano normal ao gume [91].

$$\gamma_n = \frac{\pi}{2} - \beta_n - \alpha_n \quad (38)$$

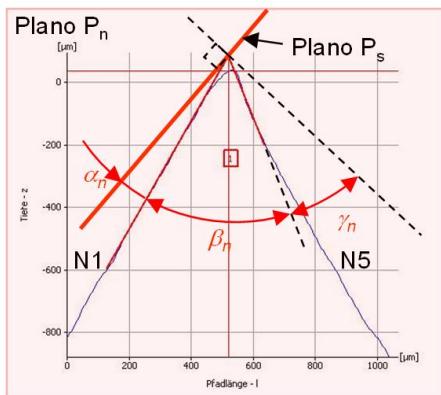


Figura 45 – Medição dos ângulos pertencentes ao plano normal P_n a partir do perfil extraído do modelo 3D da broca helicoidal Standard.

Após a definição do método de medição dos ângulos utilizando o modelo tridimensional da broca, foi feita uma análise da variação dos ângulos de saída normal γ_n e de inclinação lateral do gume λ_s , para cada uma das geometrias de broca utilizadas (Standard, Tipo A e Tipo C).

Na Figura 46 é possível verificar a variação do ângulo de saída normal γ_n para a broca helicoidal Standard, sem alívio do gume transversal, ao longo de toda a variação do raio para os gumes principal e transversal, além da variação do ângulo de inclinação lateral do gume λ_s . O ponto de intersecção r_{int} entre estes dois ângulos, juntamente com a variação de γ_n , é a base da modelagem das forças no processo de furação. Todos os ângulos foram medidos utilizando-se o microscópio Alicona.

Na Figura 47 e na Figura 48 são apresentadas, respectivamente, as diferenças geométricas em termos dos ângulos de saída e de inclinação do gume para dois diferentes tipos de afiação de alívio do gume transversal, Tipo A e Tipo C, para uma broca de metal-duro de diâmetro 10 mm. A Figura 47 mostra os ângulos de saída normal γ_n e de inclinação lateral do gume λ_s , para uma broca com alívio do gume transversal do Tipo A. Já na Figura 48 estão representados os mesmos ângulos para uma broca com alívio do gume transversal do Tipo C.

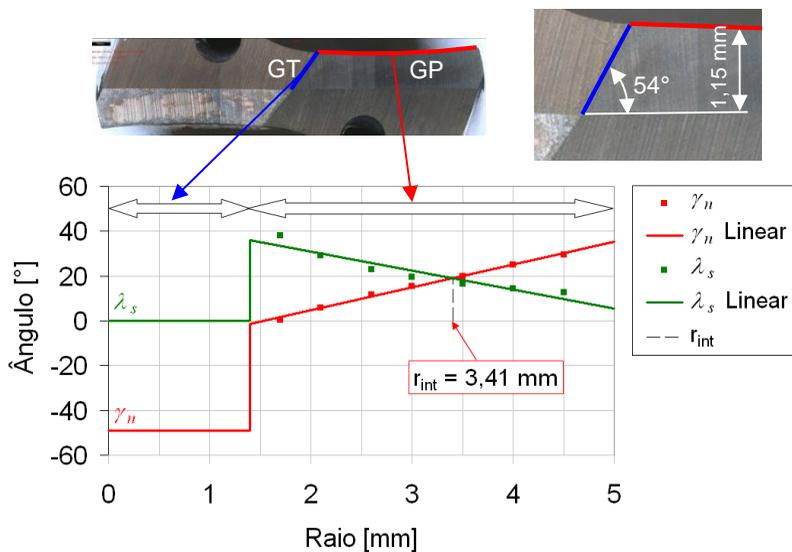


Figura 46 – Variação dos ângulos para uma broca helicoidal Standard, sem alívio do gume transversal.

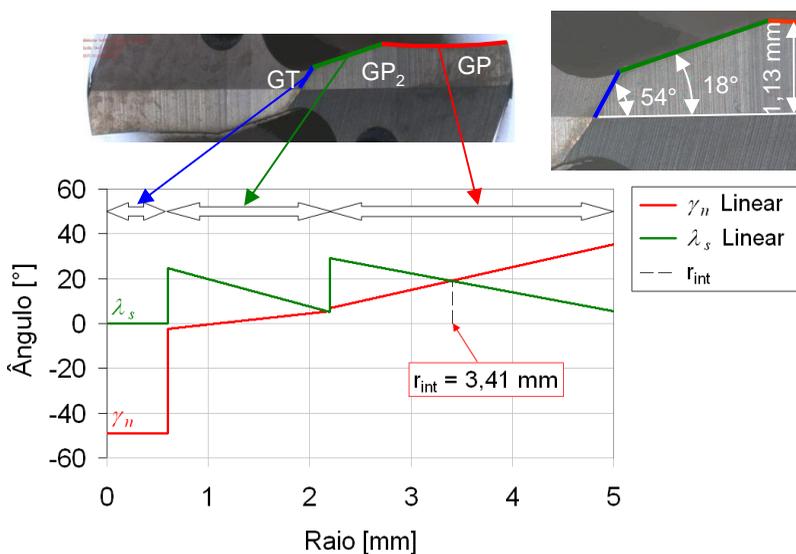


Figura 47 – Variação dos ângulos para uma broca helicoidal com alívio do gume transversal Tipo A.

4.5.5 Comparação entre os modelos matemático e experimental

Para comparar os resultados obtidos pelos dois métodos teóricos, modelagem matemática e modelagem computacional (CAD), foram realizadas medições utilizando o modelo tridimensional da ponta da broca, a fim de se obter a caracterização dos aspectos geométricos de interesse ao modelo. Na Figura 34, mostrada anteriormente, tem-se um exemplo da medição do ângulo de ponta de uma broca utilizando-se os três métodos descritos anteriormente.

Como visto anteriormente no item 4.5.3, no modelo matemático a medição do ângulo de saída se dá entre a superfície N1, que compreende o flanco principal do gume #1 e o plano que tangencia a superfície N5, que representa o canal da broca, no ponto P pertencente ao gume. Já nas medições dos ângulos feitas através da análise dos perfis extraídos do modelo tridimensional gerado pelo microscópio óptico, o ângulo de saída normal γ_n é determinado indiretamente conforme mostrado anteriormente pela Equação 38.

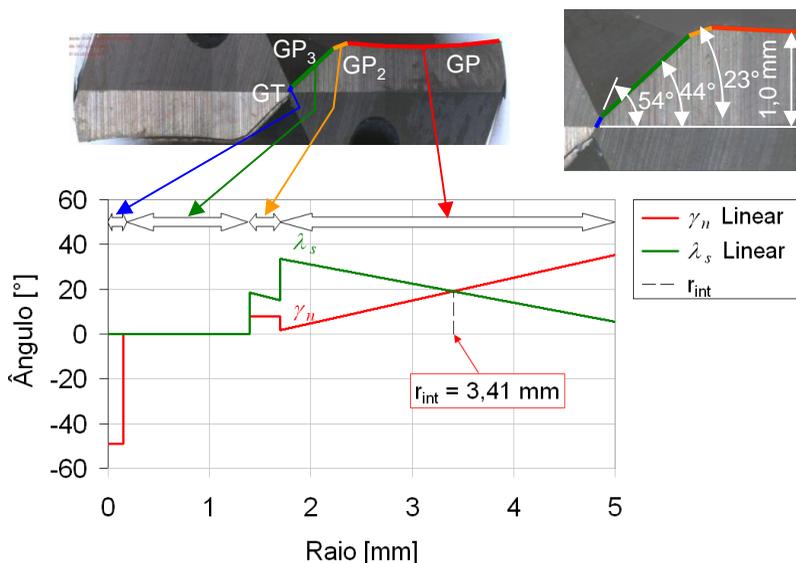


Figura 48 – Variação dos ângulos para uma broca helicoidal com alívio do gume transversal Tipo C.

Na Figura 49 é feita uma comparação da medição do ângulo de cunha normal β_n utilizando-se um perfil das superfícies N1 e N5 geradas pelo modelo matemático e pelo modelo tridimensional, apresentados anteriormente. No modelo matemático, o ângulo β_n é determinado a partir da tangente ao perfil e que passa pelo ponto P . Já o mesmo ângulo medido no software de análise de perfil se dá através da definição de uma reta que passa por 2 pontos pertencentes ao flanco (superfície N1) e a reta que passa por 2 pontos pertencentes à face (superfície N5). Esse tipo de medição torna o ângulo de saída normal γ_n , utilizando o modelo 3D gerado pelo microscópio óptico, maior do que o determinado pelo modelo matemático.

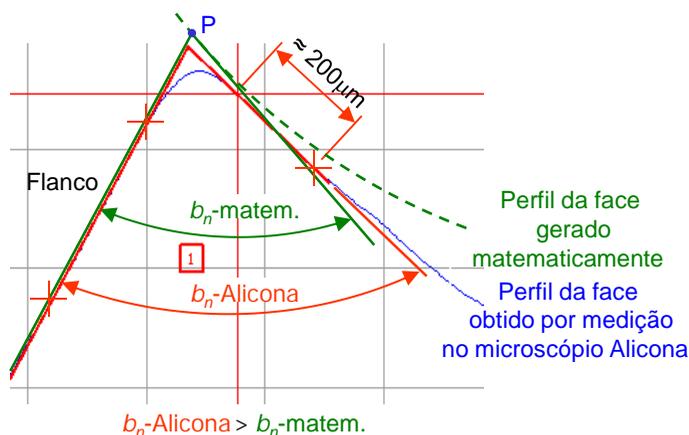


Figura 49 – Comparação entre a medição do ângulo de cunha normal β_n pelo método matemático e medido.

A Figura 50 compara os resultados obtidos pela parametrização geométrica adotada no modelo matemático e pela regressão linear dos pontos experimentais medidos pelo microscópio óptico dos ângulos de saída normal γ_n e de inclinação lateral do gume λ_s . Desta forma é possível, com o conhecimento prévio das diferenças existentes entre estes dois métodos, fazer as devidas compensações dos ângulos quando estes forem utilizados em aplicações futuras.

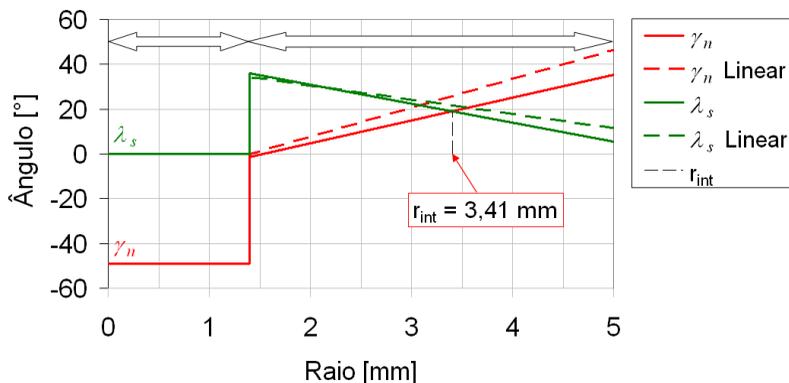


Figura 50 – Comparação entre os ângulos medidos com microscópio óptico Alicona e simulados matematicamente.

O método matemático apresenta alta eficiência na obtenção de diversas magnitudes da broca, sendo uma ferramenta muito útil quando aplicada a simulações (e.g. cálculo de forças de usinagem através do modelo de Kienzle). Sua maior deficiência está na versatilidade, já que a fase de concepção das equações paramétricas é demorada e geralmente específica para um determinado tipo de geometria.

4.6 Metodologia dos Ensaio para Modelagem das Forças na Furação

Para a modelagem das forças do processo de furação, com base no processo de torneamento, foi feita uma segmentação da broca utilizando corpos-de-prova em forma de segmentos cilíndricos concêntricos com espessura de parede de 1 mm, como mostra esquematicamente a Figura 51, permitindo desta forma a usinagem com os dois tipos de ferramentas que caracterizam os dois processos, broca e pastilha de corte.

Na região do gume principal da broca (Figura 51-a), o diâmetro interno (d_i) do segmento #1 é igual ao diâmetro do cilindro que corresponde à parte do gume transversal e o diâmetro externo (d_e) é definido a partir da espessura da parede. Para o segmento #2, tem-se o diâmetro interno igual ao diâmetro externo do segmento #1 e o externo tem a adição da parede de 1 mm no raio. O segmento #3, que sobrepõe os segmentos #1 e #2, tem o diâmetro interno igual ao diâmetro médio

do segmento #1 e o externo igual ao diâmetro médio do segmento #2. Os segmentos sobrepostos foram utilizados para garantir uma caracterização mais detalhada de todas as regiões ao longo do gume principal da broca e também para se ter um maior número de pontos medidos, o que torna a modelagem das forças mais refinada. Para garantir que seja possível abranger todas as velocidades de corte tanto nos ensaios de furação, quanto nos ensaios de torneamento, o segmento de maior diâmetro (segmento #2) foi utilizado como referência para o processo de torneamento.

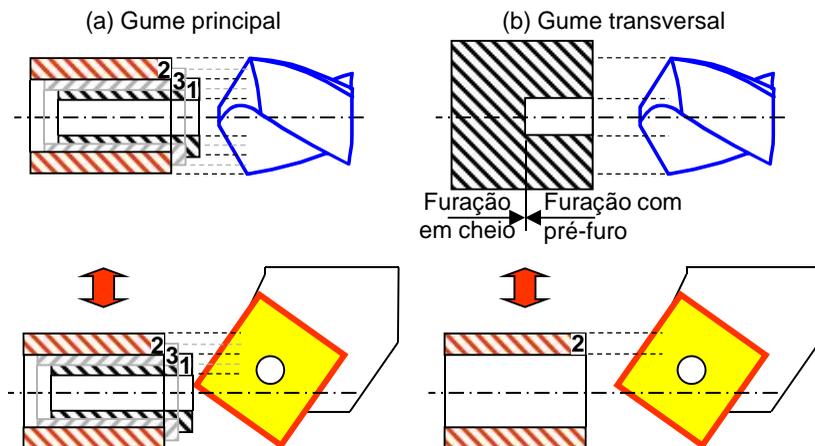


Figura 51 – Representação esquemática dos corpos-de-prova de furação e torneamento para o gume principal (a) e transversal (b).

Já na região do gume transversal foi adotada a estratégia de subtração dos dados de força da furação com pré-furo da furação em cheio (Figura 51-b), já que a segmentação nesta região de pequenas dimensões torna-se inviável. No torneamento, por não ser possível a usinagem no centro da peça, foi adotado o segmento de referência, definido anteriormente, para obtenção dos coeficientes da equação de Kienzle, utilizando-se os parâmetros de corte correspondentes ao gume transversal.

A Figura 52 apresenta a correlação feita entre o processo de torneamento e de furação e que é empregada nesta proposta de modelagem das forças na furação. A segmentação da broca em segmentos cilíndricos visa uma melhor definição e conhecimento da geometria da broca ao longo da variação do seu raio e da influência que

estas variações geométricas exercem sobre as componentes da força de usinagem. O modelo de Kienzle expandido à furação ajusta as forças específicas de corte e de avanço, com base nas provenientes do torneamento por meio de coeficientes de correção que adaptam as diferenças existentes entre os dois processos, possibilitando desta forma a simulação das forças de usinagem na furação. No torneamento, foram avaliadas três estratégias diferentes para obtenção dos coeficientes do modelo de Kienzle equivalentes para as regiões do gume principal e transversal da broca.

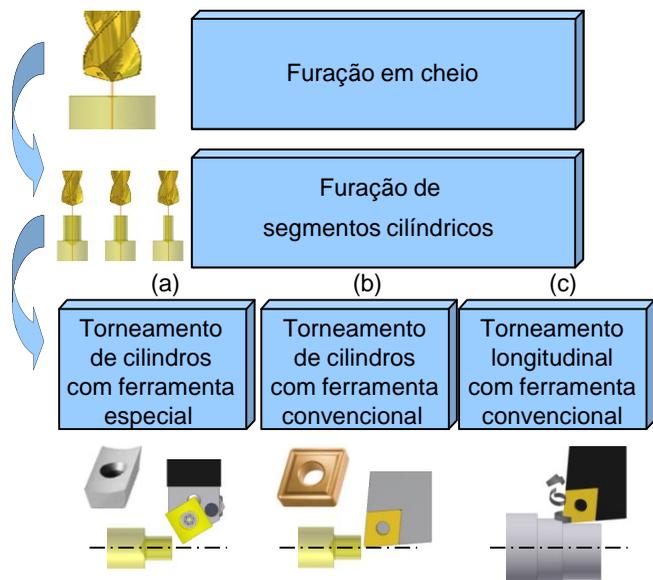


Figura 52 – Métodos para análise e modelagem das forças e momentos de corte na furação com base em dados obtidos através de torneamento.

A primeira estratégia (Figura 52-a) adotada foi o torneamento com utilização de inserts especialmente fabricados, onde a geometria do inserto corresponde à geometria da broca no diâmetro médio de cada segmento usinado, ou seja, a pastilha de corte foi construída com os ângulos médios idênticos aos encontrados na broca. Desta forma foi possível uma discretização da geometria da broca ao longo de todo o seu diâmetro, desde o gume transversal até o gume secundário, utilizando-se ferramentas de tornear.

A segunda estratégia utilizada foi o torneamento ortogonal de segmentos cilíndricos utilizando insertos com geometria convencional, com geometria de quebra-cavaco simples na face da ferramenta, utilizando somente a região retilínea do gume onde a geometria é constante (Figura 52-b), ou seja, sem atuação do raio de quina r_ϵ . A terceira opção foi o torneamento longitudinal (Figura 52-c) empregando também uma ferramenta de corte convencional, mas com a atuação do raio de quina r_ϵ durante o processo de remoção de material.

4.6.1 Descrição da segmentação dos corpos-de-prova

O desenvolvimento do modelo de furação foi realizado com uma broca helicoidal de metal-duro do tipo Standard de 10 mm de diâmetro, sem alívio do gume transversal, revestida com AlCrN (BALINIT[®] HELICA). A velocidade de corte foi mantida constante e igual a 120 m/min para o maior diâmetro.

Na Figura 53 estão definidas as dimensões dos corpos-de-prova utilizados em todos os ensaios de torneamento e furação para os aços Ck45, ESP65 e ETG100. De maneira esquemática estão definidos os diâmetros interno (d_i) e externo (d_e), que variam conforme a definição de cada segmento, para cada uma das brocas ensaiadas.

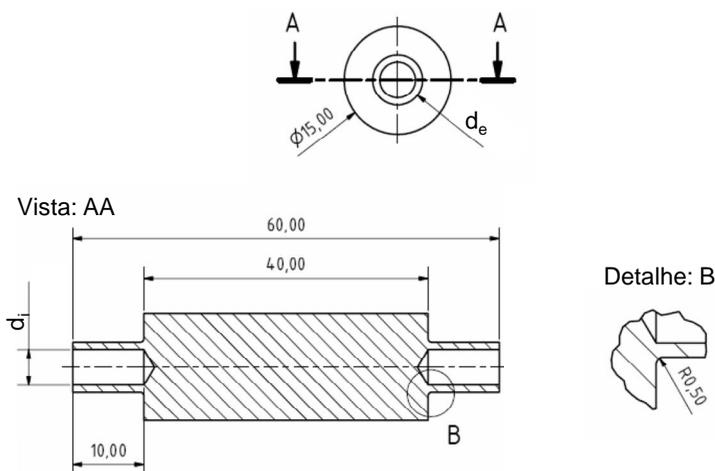


Figura 53 – Detalhamento de um corpo-de-prova empregado nos ensaios de torneamento e furação.

Na Figura 54 tem-se uma visualização de todos os corpos-de-prova utilizados na elaboração do modelo de força de furação. Para os segmentos correspondentes à região do gume transversal, onde o diâmetro interno d_i é zero, a altura dos pinos foi reduzida para 5 mm.

Na Tabela 7 tem-se o detalhamento da geometria dos segmentos, ilustrados anteriormente, obtidos para a broca helicoidal Standard de 10 mm e espessura de parede de 1 mm, com suas respectivas velocidades de corte referentes ao diâmetro externo d_e de cada segmento. Os segmentos D6 e D8 foram utilizados com o objetivo de aumentar o número de pontos medidos na região do gume principal e também para sobrepor a interface entre os segmentos D5, D7 e D9. Além disso, foram utilizados os segmentos GSD3, que combina a região do gume transversal (segmento D3) e o gume secundário (segmento GS) juntamente com o corpo-de-prova GSD5, que associa o gume transversal (segmento D3) com o segmento D5 e o gume secundário GS.

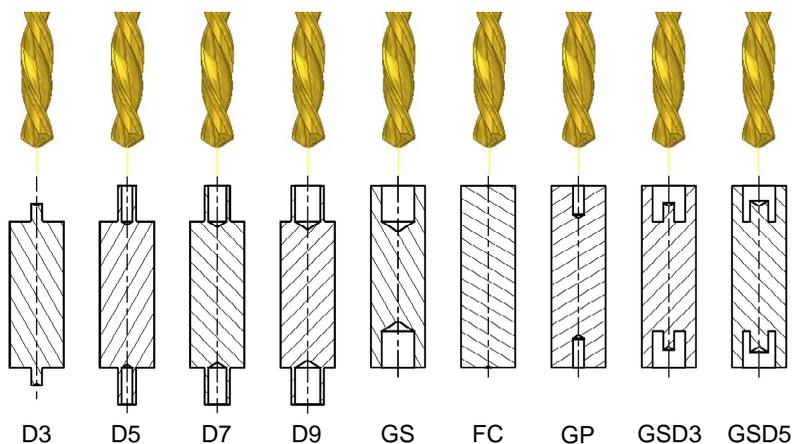


Figura 54 – Corpos-de-prova utilizados na modelagem do processo de furação.

Foram utilizadas ainda brocas helicoidais de metal-duro com diâmetro de 7 e 13 mm, revestidas com AlCrN (BALINIT® HELICA), visando à validação do modelo. Na Tabela 8 tem-se o detalhamento dos segmentos referentes à broca de 7 mm e na Tabela 9 referentes à broca de 13 mm de diâmetro.

Tabela 7 – Segmentação dos corpos-de-prova para broca de 10 mm.

Segmento	\varnothing interno d_i [mm]	\varnothing externo d_e [mm]	Altura H [mm]	Velocidade de corte v_c [m/min]
D3	0	3	5	36
D5	3	5	10	60
D6	4	6	10	72
D7	5	7	10	84
D8	6	8	10	96
D9	7	9	10	108
FC	0	15	10	120
GS	9	15	10	120
GP	3	15	10	120

Tabela 8 – Segmentação dos corpos-de-prova para broca de 7 mm.

Segmento	\varnothing interno d_i [mm]	\varnothing externo d_e [mm]	Altura H [mm]	Velocidade de corte v_c [m/min]
D2	0	2	5	34
D4	2	4	10	69
D6	4	6	10	103
FC	0	15	10	120
GP	2	15	10	120

Tabela 9 – Segmentação dos corpos-de-prova para broca de 13 mm.

Segmento	\varnothing interno d_i [mm]	\varnothing externo d_e [mm]	Altura H [mm]	Velocidade de corte v_c [m/min]
D4	0	4	5	37
D6	4	6	10	55
D8	6	8	10	74
D10	8	10	10	92
D12	10	12	10	111
FC	0	15	10	120
GP	4	15	10	120

em conta o deslocamento do gume principal da broca em relação ao centro de giro da peça, de uma distância correspondente à metade do diâmetro da alma k (detalhe A).

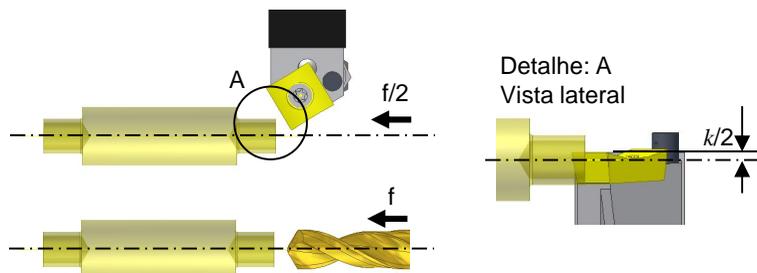


Figura 56 – Torneamento oblíquo com pastilha de corte especial e furação de segmentos cilíndricos.

Na Figura 57 está indicada a configuração de torneamento ortogonal com pastilha de corte convencional (Figura 52-b), onde a altura da ponta da pastilha está referenciada com a linha de centro do corpo-de-prova (detalhe A) e não se tem a ação da quina da ferramenta durante o processo de remoção de material. Apesar desta configuração apresentar um ângulo de direção do gume κ_r de 93° , o que caracterizaria um corte oblíquo, o processo de torneamento será considerado como sendo de corte ortogonal já que κ_r é próximo de 90° . Esta mesma configuração foi utilizada nos ensaios de torneamento longitudinal com ferramenta convencional mostrados na -c, com ação da quina da ferramenta durante o processo de remoção de material.

A Figura 58 e a Figura 59 mostram, respectivamente, os resultados da força de corte e de avanço obtidos nos ensaios de furação e torneamento dos segmentos D5, D7 e D9, utilizando-se diversos avanços e pastilhas com geometria especial. É possível verificar que os inserts com geometria especial permitem simular a geometria do gume principal da broca com boa exatidão, validando os resultados obtidos por Witte [52], quando do torneamento ortogonal e furação utilizando corpos-de-prova cilíndricos. No entanto, esta solução foi descartada devido à complexidade de fabricação dos inserts, além dos custos elevados.

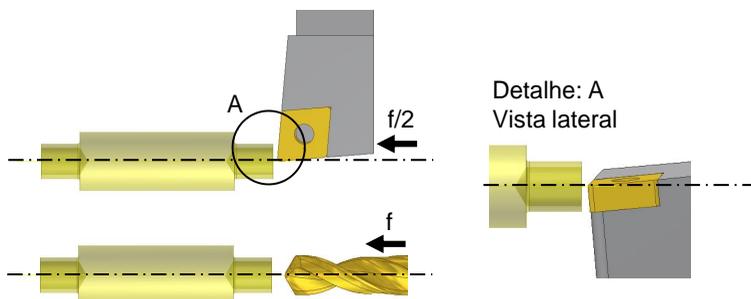


Figura 57 – Torneamento ortogonal com pastilha de corte convencional e furação de segmentos cilíndricos.

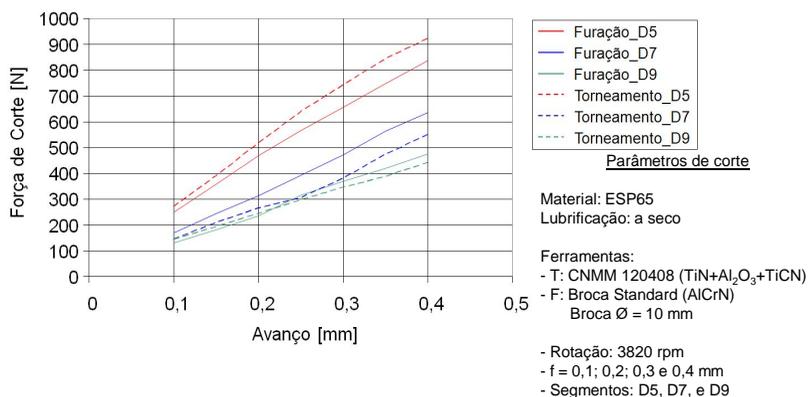


Figura 58 – Resultados da força de corte obtidos nos ensaios de furação e torneamento dos segmentos D5, D7 e D9.

A segunda variante (Figura 52-b) e a terceira variante (Figura 52-c) têm uma aplicação mais abrangente e de fácil implementação, uma vez que utilizam insertos com geometria convencional. A correlação entre torneamento e furação pode ser feita diretamente através da compensação das diferenças geométricas entre os dois processos, como sugerido anteriormente.

A Figura 60 e a Figura 61 apresentam os resultados obtidos no torneamento ortogonal, sem ação do raio de quina r_{ϵ} , e no torneamento longitudinal convencional, com a ação do raio de quina r_{ϵ} . A profundidade de corte dos dois ensaios foi mantida constante e de valor 1 mm.

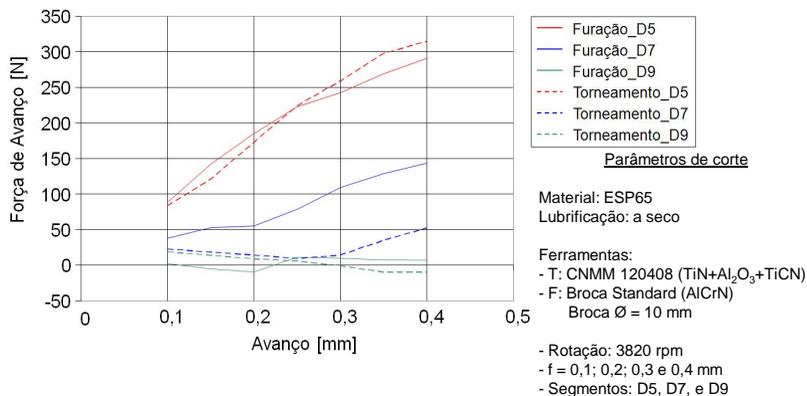


Figura 59 – Resultados da força de avanço obtidos nos ensaios de furação e torneamento dos segmentos D5, D7 e D9.

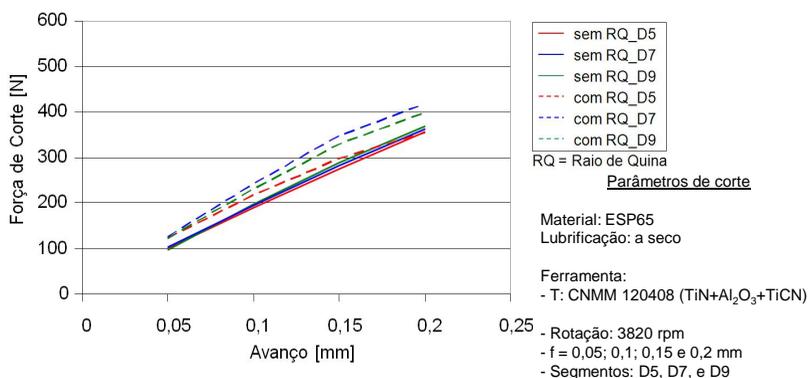


Figura 60 – Resultados de força de corte obtidos no torneamento ortogonal e no torneamento longitudinal convencional.

O torneamento ortogonal de segmentos cilíndricos apresentou resultados com menor variação das forças em relação aos segmentos torneados longitudinalmente e com ação do raio de quina r_ϵ . Por este motivo e pelo fato de a modelagem do processo de furação ser baseada em segmentos cilíndricos, o modelo de furação foi desenvolvido utilizando-se os dados obtidos a partir de ensaios de torneamento ortogonal de segmentos cilíndricos, sem a atuação do raio de quina das pastilhas, como mostrado anteriormente na Figura 51.

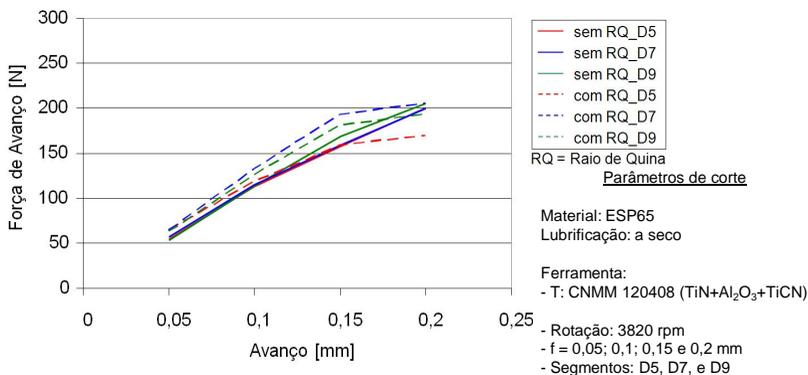


Figura 61 – Resultados de força de avanço obtidos no torneamento ortogonal e no torneamento longitudinal convencional.

4.7 Determinação do Braço de Alavanca Equivalente do Ponto de Aplicação da Força de Corte na Furação

Em sua tese de doutorado, Spur [14] apresentou o método geométrico que define o braço de alavanca equivalente e que é o ponto de aplicação da força de corte no processo de furação, a partir da medição do momento torçor durante a furação do aço Ck60 com uma broca de aço-rápido, sem revestimento. Tomando um corpo-de-prova em forma cônica, escalonado com diferentes diâmetros e com um pré-furo correspondente a região do gume transversal (Figura 62), Spur [14] mediu o momento torçor, com auxílio de um dinamômetro, durante o processo de furação. O momento torçor gerado pelos segmentos de 1 até 9 correspondem à ação do gume principal, enquanto que a subtração do momento correspondente ao gume principal (segmento 9) do momento da furação em cheio (segmento 11) resulta no momento torçor causado pela ação do gume transversal. Já o efeito do gume secundário é verificado a partir da análise entre o segmento 10 (gume principal e transversal) e o segmento 11 (furação em cheio). Com isto, tomando o braço de alavanca médio entre dois segmentos subsequentes e o respectivo momento torçor, foram determinadas as componentes de força de corte referentes a cada segmento. A soma de todos os momentos torçor medidos individualmente gera então o momento torçor total.

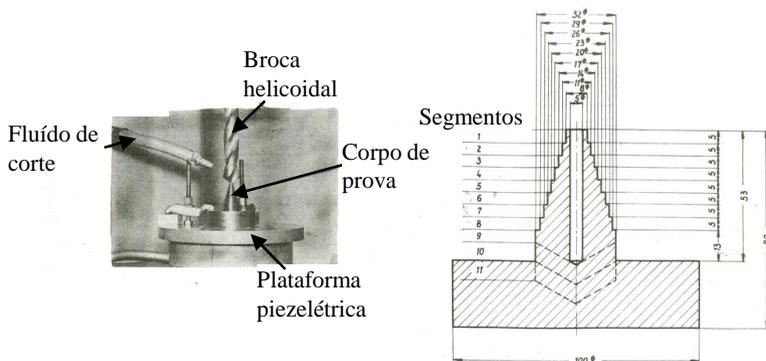


Figura 62 – Procedimento experimental empregado na determinação do ponto de aplicação da força de corte na furação [14].

A partir das componentes individuais de força de corte de cada segmento, é feito o posicionamento de cada uma das componentes sobre o gume transversal GT e principal GP, em uma vista de topo da broca, levando em conta o ponto de aplicação e a direção tangencial em relação ao centro da broca [105-107]. Na Figura 63 são apresentados o método geométrico adotado por Spur [14] e os resultados obtidos para os valores do braço de alavanca de aplicação da força de corte para a furação em cheio e para a furação com pré-furo.

A partir do método apresentado por Spur (1960), e empregando os dados de força obtidos na furação dos segmentos, é proposta a determinação de novos coeficientes que permitem a determinação da aplicação da força de corte na furação em cheio e na furação com pré-furo para condições atuais de usinagem [14]. Na Figura 64 tem-se o processo gráfico de determinação do ponto de aplicação da força de corte na furação em cheio do aço 16MnCrS5Pb (ESP65), com uma broca de metal-duro Standard (sem alívio do gume transversal) do fabricante Sphinx, revestida com AlCrN (BALINIT[®] HELICA) [14, 105-107].

Na Figura 65 é apresentada, da mesma forma, a determinação do ponto de aplicação da força de corte para o caso da furação com pré-furo.

Desta forma foi possível determinar os novos pontos de aplicação da força de corte na furação, sendo aplicada uma condição de usinagem que corresponde aos dias de hoje, com parâmetros e ferramentas de corte atuais. Na Tabela 10 estão apresentados os novos resultados obtidos e comparados com os apresentados por Spur [14].

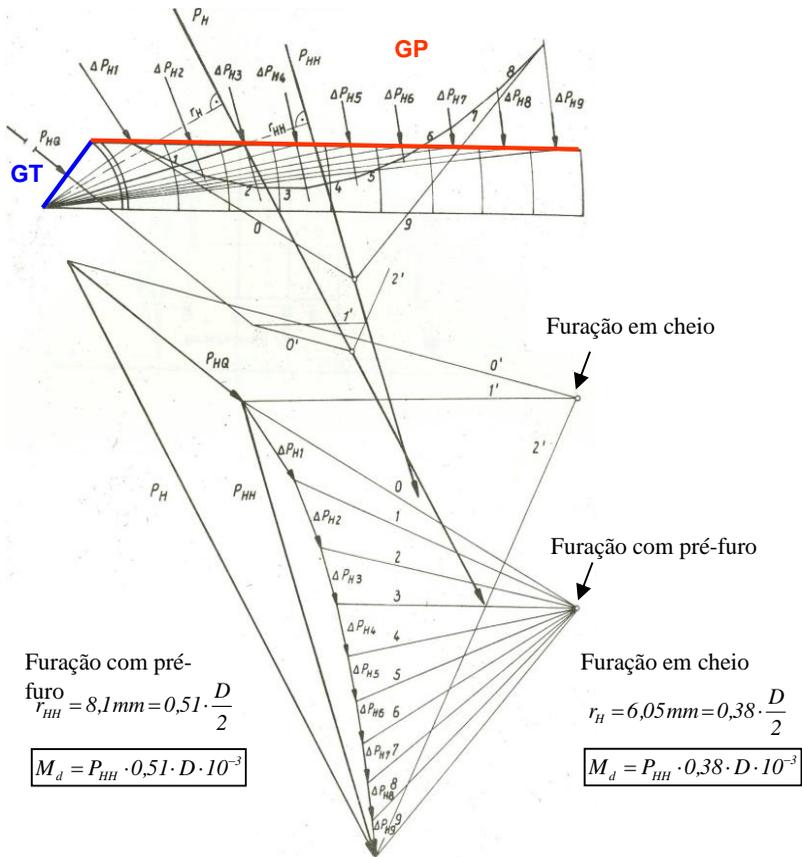


Figura 63 – Determinação gráfica do ponto de aplicação da força de corte na furação com pré-furo e em cheio [14].

Os braços de alavanca para a determinação da força de corte podem então ser definidos pelas Equações 39 e 40, respectivamente, r_{AGP} para a furação com pré-furo e r_{AFC} para a furação em cheio.

$$r_{AGP} = 0,62 \cdot r \tag{39}$$

$$r_{AFC} = 0,41 \cdot r \tag{40}$$

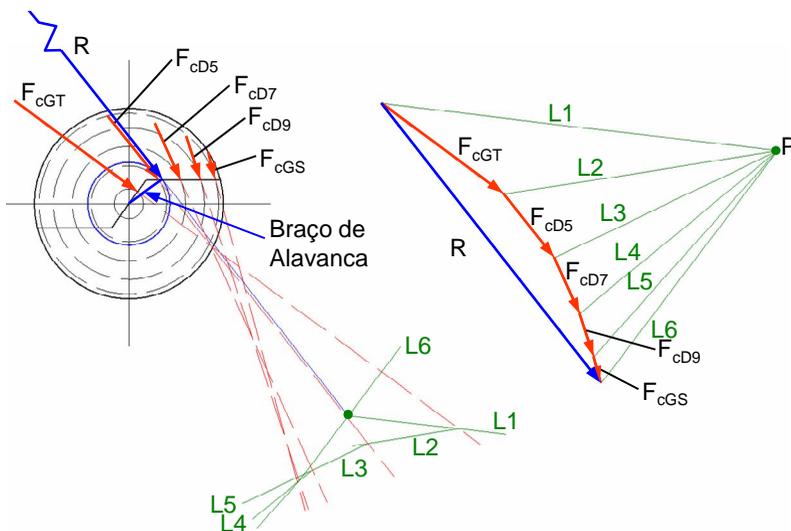


Figura 64 – Determinação gráfica do ponto de aplicação da força de corte na furação em cheio.

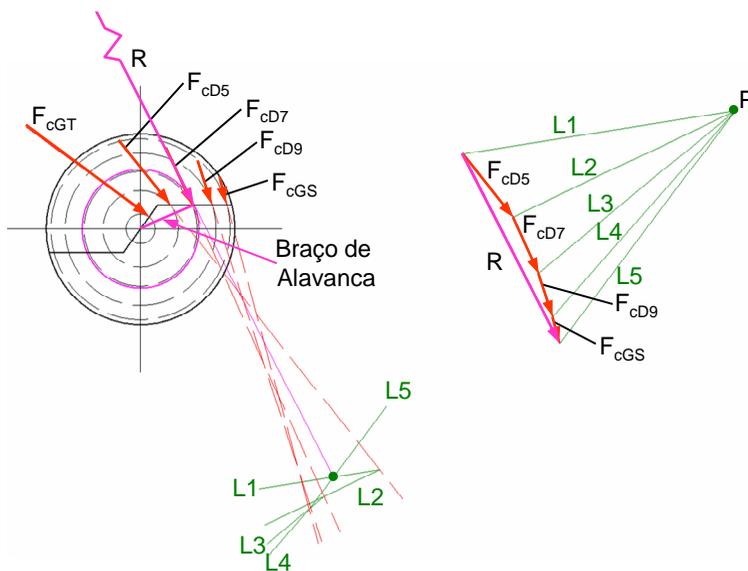


Figura 65 – Determinação gráfica do ponto de aplicação da força de corte na furação com pré-furo.

Tabela 10 – Comparação entre pontos de aplicação da força de corte na furação entre Spur [14] e desenvolvido neste trabalho.

Trabalho desenvolvido por Spur [14]								
D	k	σ	φ	Material	v_c	f	X_{GP}	X_{FC}
[mm]	[mm]	[°]	[°]		[m/min]	[mm]	[mm]	[mm]
32	4,5	120	32	Ck60	18,3	0,17	0,51	0,38
32	4,5	119,5	32	Ck60	12,6	0,17	0,56	0,41
28	4,5	116	34,5	16MnCr5	11	0,11	0,53	0,32
28	4,45	114	34,5	16MnCr5	11	0,11	0,57	0,34
10	1,66	116	30	16MnCr5	11,2	0,26	0,50	0,26
Dados obtidos neste trabalho								
D	k	σ	φ	Material	v_c	f	X_{GP}	X_{FC}
[mm]	[mm]	[°]	[°]		[m/min]	[mm]	[mm]	[mm]
10	3	118	30	ESP65	120	0,1	0,61	0,36
10	3	118	30	ESP65	120	0,15	0,61	0,38
10	3	118	30	ESP65	120	0,2	0,61	0,40
10	3	118	30	ESP65	120	0,25	0,62	0,42
10	3	118	30	ESP65	120	0,3	0,62	0,42
10	3	118	30	ESP65	120	0,35	0,62	0,43
10	3	118	30	ESP65	120	0,4	0,62	0,44
10	3	118	30	ESP65	120	Média	0,62	0,41

4.8 Métodos de Análise dos Resultados

Considerando-se o descrito anteriormente e levando-se em conta a necessidade de se fazer um tratamento estatístico das medições de força, foi elaborada uma matriz de ensaios de torneamento e furação que atendesse ao mesmo tempo às exigências estatísticas e do modelo. Sendo assim, tem-se a seguir as possíveis variações de parâmetros, ferramentas e materiais utilizados na modelagem das forças do processo de furação:

- Processos: 2 tipos (Torneamento e Furação);
- Materiais: 3 tipos (Ck45, ESP65 e ETG100);
- Ferramentas:
 - Furação: 3 tipos de brocas(Standard, Tipo A e Tipo C);
 - Diâmetro das brocas: 7, 10 e 13 mm;
 - Torneamento: 2 tipos (inserto Standard e inserto especial);
- Parâmetros de corte:

- Velocidade de corte: 1 (120 m/min para broca de 10 mm);
- Avanços: 4 variações;
- Lubrificação: a seco (Furação e Torneamento);
- Número de ensaios: 1 ensaio e 3 repetições.

Para todos os ensaios de torneamento e furação onde foi feita aquisição de força foram utilizadas ferramentas com gumes novos, ou seja, para cada combinação de parâmetros de corte uma nova ferramenta ou um novo gume. Com isso ficou garantido as mesmas condições iniciais em relação a ferramenta de corte para todos os ensaios.

4.8.1 Análise dos resultados

Conforme relatado na literatura [108], o comportamento da medição de força em processos de usinagem com ferramenta de geometria definida tem uma distribuição normal. Partindo desta condição, o planejamento dos ensaios torna-se menos dispendioso, uma vez que com poucas repetições já é possível descrever o comportamento das forças para uma determinada condição de corte. Sendo assim, foram realizadas 4 ensaios para cada combinação de parâmetros correspondente a cada ensaio, permitindo desta forma a determinação da média e do desvio padrão, além de possibilitar uma melhor utilização dos corpos-de-prova, ou seja, dois ensaios por corpo-de-prova [109].

Buscando tornar o modelo de força de furação mais abrangente e estatisticamente confiável, é empregado neste trabalho um método empírico para a determinação da incerteza de medição para todas as grandezas determinadas a partir de ensaios e/ou simuladas através do modelo de força de furação. Desta maneira, assegura-se que nos valores determinados experimentalmente são levados em conta os erros sistemáticos e aleatórios de medição com um intervalo de confiança IC de 95% [110, 111].

Na etapa de desenvolvimento do modelo de força de furação, os dados de força do processo de torneamento e de furação passaram pelas mesmas etapas de análise e compilação dos dados. Para cada variação no avanço f foram realizadas quatro repetições na medição da força F , resultando em um valor médio μ_F (Equação 41) e um desvio padrão σ_F (Equação 42). A Figura 66 apresenta a representação gráfica dos dados medidos adotada neste trabalho e, respectivamente, o valor médio e o desvio padrão da força em função do avanço [110-113].

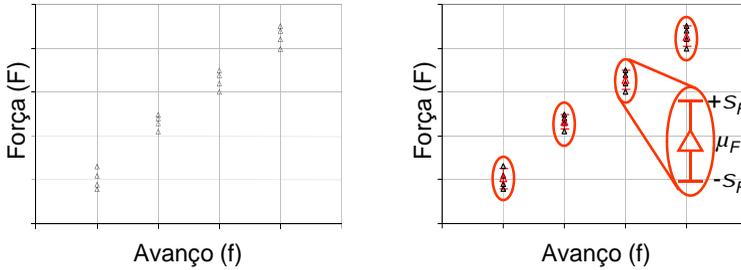


Figura 66 – Representação gráfica da média e do desvio padrão dos dados medidos.

$$\mu_F = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N F_i \quad (41)$$

$$\sigma_F = \sqrt{\frac{1}{(N-1)} \sum_{i=1}^N (F_i - \mu_F)^2} \quad (42)$$

A partir da definição do intervalo de incerteza em relação ao valor médio da força para cada avanço, a média mais um desvio e a média menos um desvio (Equação 43), é feita uma divisão aleatória dos valores de força no intervalo com n números randômicos para cada avanço, sem ordenação dos valores aleatórios, conforme mostra a Equação 44 [109, 111].

$$(\mu_F - \sigma_F) < \mu_F < (\mu_F + \sigma_F) \quad (43)$$

$$F_{(n)} = n \cdot 2 \cdot \sigma_F + (\mu_F - \sigma_F) \quad (44)$$

Com os valores não ordenados da força F em função do avanço f , é então aplicado o modelo de força de Kienzle, conforme descrito no item 2.9. A determinação da força específica de corte $k_{c1,1}$ e do expoente de Kienzle de corte ($1-m_c$), mostrados na Equação 8 do item 2.9, é feita a partir da linearização, em escala bi-logarítmica, da variação da relação F_c/b em função de h utilizando o método dos mínimos quadrados [112].

Desta forma, o primeiro valor randômico de força não ordenado correspondente a cada avanço gera o primeiro valor de força específica e do expoente de Kienzle. A segunda combinação de avanços gera o segundo valor dos coeficientes de Kienzle, até que se tenham n valores aleatórios da força específica de corte $k_{c1,1}$ e do expoente de Kienzle de corte $(1-m_c)$, como mostra a Figura 67.

Segundo Donatelli [111], o número de medições, ou seja, 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 [111]. Neste trabalho o valor de n é mantido constante e igual a 5000.

A partir da ordenação dos n valores da força específica de corte $k_{c1,1}$, de forma crescente, pode-se então extrair o valor de $k_{c1,1}$ que corresponde ao valor médio ($n*0,5$) da distribuição de frequências acumuladas e os valores de máximo ($n*0,975$) e de mínimo ($n*0,025$) que determinam a incerteza do resultado obtido com um intervalo de confiança (IC) de 95% [111].

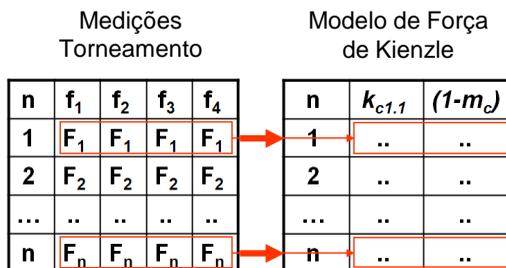


Figura 67 – Determinação dos coeficientes do modelo de força de Kienzle.

A Figura 68 mostra esquematicamente a distribuição de frequências acumuladas da força específica de corte $k_{c1,1}$ com a definição do valor médio e dos limites da incerteza superior e inferior do valor médio para um intervalo de confiança de 95%.

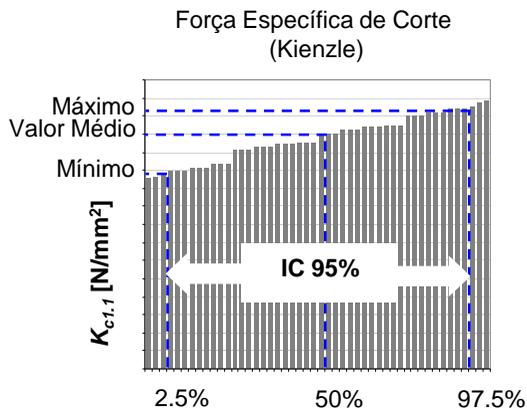


Figura 68 – Distribuição de frequências acumuladas da força específica de corte.

O método empírico aqui apresentado e utilizado na determinação da incerteza de medição é uma solução quando se tem duas variáveis dependentes sendo determinadas a partir de uma única variável medida, e pretende-se determinar suas variações em torno do valor médio. No caso do modelo de Kienzle, os valores da força específica de corte e do expoente de Kienzle de corte são dependentes entre si, ou seja, para cada valor de $k_{c1,1}$ tem-se um valor de $(I-m_c)$, e que são determinados exclusivamente por meio da medição da força de corte em função da variação do avanço. Este princípio é aplicado a todos os ensaios de força, tanto no torneamento como na furação, de onde são extraídos os coeficientes de Kienzle. Estes coeficientes são a base do modelo que se propõe para determinar as forças de usinagem da furação com base em dados gerados no torneamento.

De maneira semelhante, é determinada a incerteza dos valores da força de furação simulada através do modelo de força desenvolvido neste trabalho. Para cada valor de força específica de corte $k_{c1,1}$ e do expoente de Kienzle de corte $(I-m_c)$ determinado anteriormente, de forma aleatória, é gerado um valor simulado correspondente de força de furação (Figura 69). Desta forma são gerados n valores de força de furação, e a partir destes valores é então possível determinar o valor médio e os limites superiores e inferiores que formam a banda de incerteza para os valores simulados, garantindo assim a confiabilidade dos valores obtidos, conforme mostra a Figura 70. Por se tratar de um processo com comportamento conhecido, no caso da força de usinagem,

torna-se possível representar a banda de incerteza ao longo da variação do avanço (linha tracejada) ao invés da representação pontual da incerteza dos valores simulados.

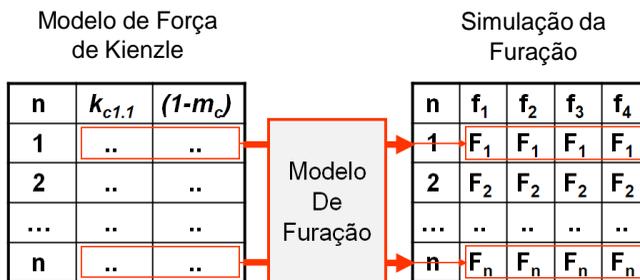


Figura 69 – Determinação dos n valores de força simulados na furação.

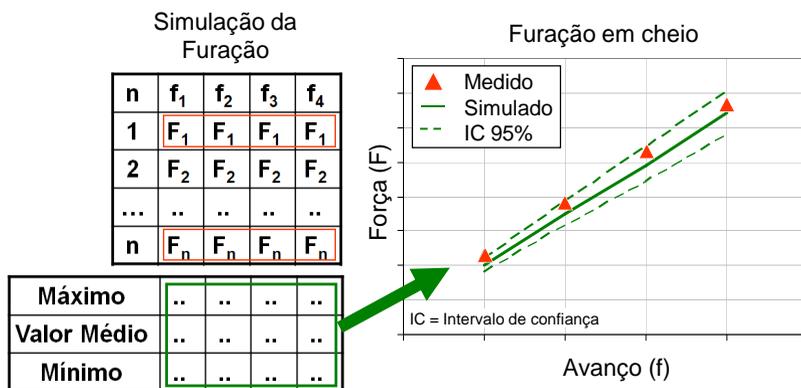


Figura 70 – Banda de incerteza para o resultado da simulação da força.

A Figura 71 apresenta, de forma resumida, o tratamento estatístico que é empregado nos ensaios de força de torneamento e de furação até a simulação das forças utilizando o modelo de furação.

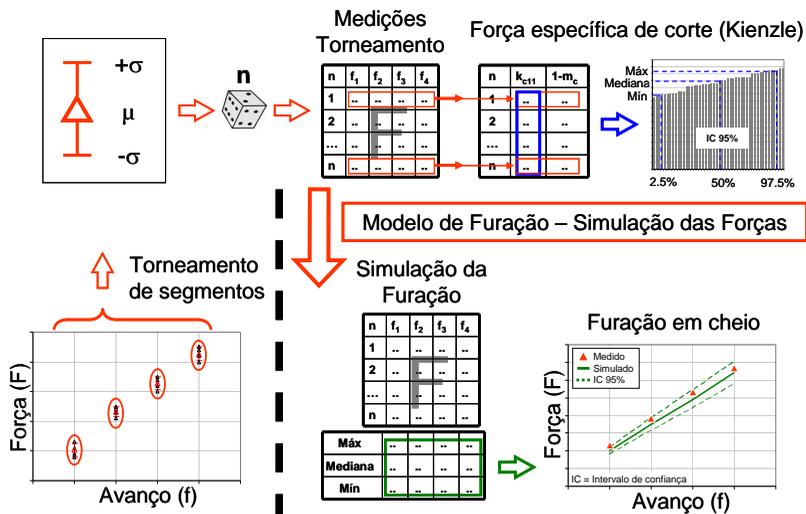


Figura 71 – Tratamento estatístico dos dados de força.

5 MODELO PROPOSTO DE FORÇAS NA FURAÇÃO

O modelo de forças na furação proposto neste trabalho visa simular os esforços em brocas helicoidais, tanto no gume principal quanto no gume transversal, a partir de dados de força obtidos em ensaios simples de torneamento.

Como visto anteriormente no Capítulo 4, foram propostas três variantes distintas para execução dos ensaios de torneamento. A partir de uma análise dos dados de força e da viabilidade de implementação das diferentes opções apresentadas para os ensaios de torneamento, foi definido o torneamento ortogonal dos segmentos cilíndricos como sendo padrão para geração de todos os dados, referentes ao torneamento, necessários à construção do modelo de furação [42, 52]. A partir disto, os dados provenientes do torneamento se aplicam ao torneamento ortogonal, como mostrado anteriormente na Figura 51.

Na região do gume principal da broca, Figura 51(a), as forças de corte e de avanço provenientes da furação e do torneamento podem ser diretamente relacionadas para cada segmento (2, 3 e 4). Já no gume transversal, Figura 51(b), esta correlação não pode ser diretamente feita com o torneamento devido à impossibilidade de se torner a parte central do segmento que corresponde ao gume transversal. Deste modo procede-se então à subtração das forças da furação com pré-furo da furação em cheio, como proposto por Witte [52] e muitos outros autores.

Pelo motivo descrito anteriormente e também para padronizar os ensaios de torneamento, é utilizado um segmento da região periférica do gume principal (segmento cilíndrico 3), utilizando-se as respectivas velocidades de corte correspondentes ao gume transversal e ao gume principal. Este segmento mais próximo da periferia da broca permite que, no torneamento ortogonal, se possa usinar com as mesmas velocidades máximas da furação, uma vez que a velocidade de corte é proporcional ao seu diâmetro.

Para construção do modelo de força de furação foi utilizada uma broca helicoidal Standard inteira de metal-duro, sem alívio do gume transversal, revestida com AlCrN (BALINIT® HELICA) para os ensaios de furação e uma pastilha de metal-duro, sem geometria de quebra-cavaco (CNMG), revestida com multi-camadas (TiN+Al₂O₃+TiCN) para os ensaios de torneamento.

A adequação da equação de Kienzle do torneamento à furação é feita a partir da aplicação de fatores de ajuste que levam em conta a

variação geométrica das ferramentas de corte dos dois processos. Dependendo da região geométrica da broca (gume principal ou gume transversal), corrige-se a força específica para as variações no ângulo de saída γ_n e no ângulo de inclinação lateral do gume λ_s . A mesma adequação é feita nos coeficientes $(I-m_c)$ e $(I-m_f)$ usados no modelo.

5.1 Modelagem das Forças no Gume Principal

Para o gume principal foram realizados ensaios de furação e torneamento nos segmentos anteriormente definidos no Capítulo 4.

No torneamento, os ensaios foram executados apenas no segmento D9, utilizando-se velocidade de corte de 108 m/min e os avanços de 0,10; 0,15; 0,20 e 0,25 mm. Desta forma, utilizando o modelo de força de Kienzle, foram determinados os valores das forças específicas de corte $k_{c,l,l}$ e de avanço $k_{f,l,l}$, e dos coeficientes de Kienzle $(I-m_c)$ e $(I-m_f)$, respectivamente. Estes valores, que correspondem ao segmento D9, foram tomados como referência para os demais segmentos que abrangem o gume principal (D5, D6, D7 e D8).

Na furação, devido às variações da geometria da broca e da velocidade de corte em função do seu raio, foram feitos ensaios em cada segmento (D5, D6, D7, D8 e D9) com suas respectivas velocidades de corte (60, 72, 84, 96 e 108 m/min). Assim foram gerados valores de força específica e do coeficiente de Kienzle para cada segmento individualmente.

De posse dos dados de força do torneamento e da furação, é possível então construir o modelo de furação. As forças de corte e de avanço serão tratadas e modeladas separadamente.

5.1.1 Força de corte no gume principal

Para a modelagem da força de corte no gume principal primeiramente foi feito o ajuste da força específica de corte $k_{c,l,l}$, sendo os dados da furação plotados em um diagrama e comparados com os do torneamento. A Figura 72 mostra os resultados obtidos para a força específica de corte na usinagem do aço Ck45, tanto na furação quanto no torneamento dos segmentos correspondentes ao gume principal (D5, D6, D7, D8 e D9). Os pontos representam a média de 4 ensaios realizados para cada segmento e as retas representam o ajuste linear feito utilizando o método dos mínimos quadrados entre os pontos médios da furação (reta verde) Já no torneamento, pelo fato de se utilizar somente um

ponto de medição da força, a reta vermelha passa pelo ponto médio das medições.

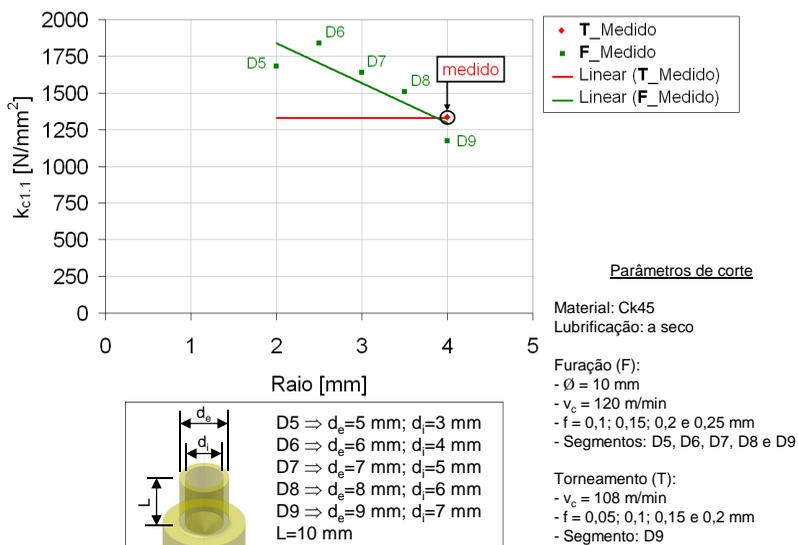


Figura 72 – Força específica de corte para a furação (F) e para o torneamento (T).

Com base na variação do ângulo de saída normal γ_n , mostrado na Figura 46 (curva vermelha), é procedida uma rotação da reta ajustada que compreende os valores da força específica de corte para o torneamento, tornando-a paralela à reta ajustada aos pontos referentes à furação, em função do raio, como mostra a Figura 73 (reta azul).

Após esta rotação, é feita a translação da mesma fazendo com que a reta ajustada do torneamento coincida com a reta ajustada da furação (Figura 74, reta laranja). Para efetuar este deslocamento, é determinado o valor do ângulo de inclinação lateral do gume λ_s no ponto de intersecção r_{int} (Figura 46) que corresponde ao raio onde os ângulos γ_n (curva vermelha) e λ_s (curva verde) apresentam o mesmo valor. Sendo assim, é possível atrelar os ajustes feitos pelo modelo de força de furação às características geométricas da broca.

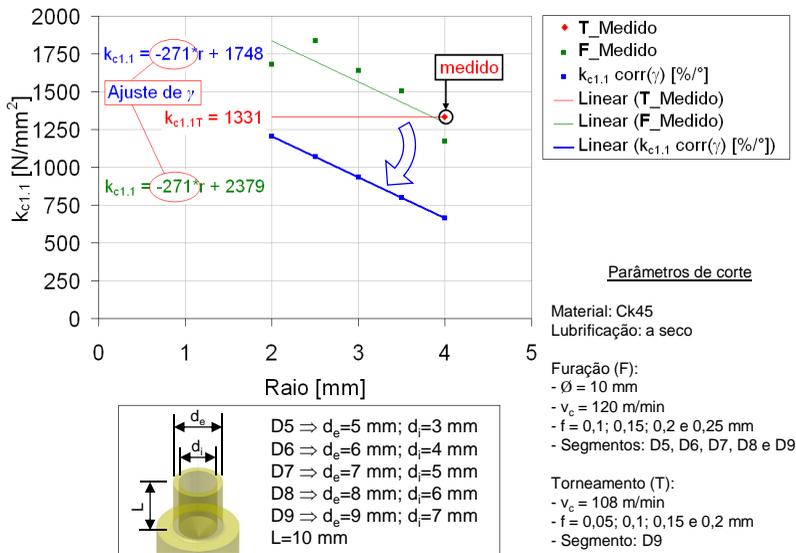


Figura 73 – Aplicação do coeficiente de ajuste em função da variação do ângulo de saída γ_n para a força de corte.

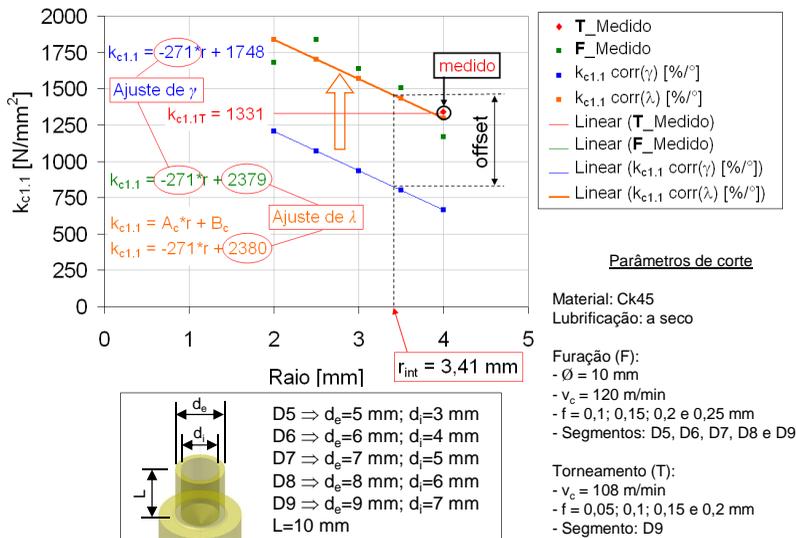


Figura 74 – Aplicação do coeficiente de ajuste em função da variação do ângulo de inclinação do gume λ_s para a força de corte.

A Equação 45 representa a reta ajustada obtida para a furação (reta laranja na Figura 74) em função dos ângulos γ_n e λ_s , e que é utilizada para o cálculo da força específica de corte ao longo do gume principal da broca. Por meio da aplicação dos coeficientes de ajuste $C_{c,GP(\gamma)}$ para γ_n e $C_{c,GP(\lambda)}$ para λ_s , é feita a rotação e a translação, respectivamente, da força específica de corte do torneamento $k_{c1.ITGP}$ para a de furação $k_{c1.IGP}$, em função do raio da broca r .

$$k_{c1.IGP}(r) = k_{c1.ITGP} \cdot \left[\underbrace{\left(1 + \left(\gamma_{nT} - \gamma_n(r) \right) \cdot \frac{C_{c,GP(\gamma)}}{100} \right)}_{\text{Rotação}} \right] + \underbrace{\left(\frac{\lambda_{rint} \cdot C_{c,GP(\lambda)}}{100} \right)}_{\text{Translação}} = A_c \cdot r + B_c \quad (45)$$

O ajuste do expoente de Kienzle para a força de corte ($1 - m_{cGP}$) é executado de forma semelhante ao ajuste da força específica $k_{c1.1}$, sendo utilizados os coeficientes de ajuste $C_{mc,GP(\gamma)}$ e $C_{mc,GP(\lambda)}$, em função do raio r . A Equação 46 apresenta a reta ajustada do torneamento para a furação em função dos ângulos γ_n e λ_s .

$$m_{cGP}(r) = 1 - \left\{ \left(1 - m_{cTGP} \right) \cdot \left[\underbrace{\left(1 + \left(\gamma_{nT} - \gamma_n(r) \right) \cdot \frac{C_{mc,GP(\gamma)}}{100} \right)}_{\text{Rotação}} \right] + \underbrace{\left(\frac{\lambda_{rint} \cdot C_{mc,GP(\lambda)}}{100} \right)}_{\text{Translação}} \right\} = A_{mc} \cdot r + B_{mc} \quad (46)$$

Pelo fato da força específica ser uma função do raio da broca, o cálculo da força de corte é feito por meio da integração da equação de Kienzle ao longo do gume principal, como mostra esquematicamente a Figura 75. Com a variação da força específica de corte, $k_{c1.1GP}(r)$, com o raio, conforme Equação 45, e tomando-se uma largura de corte infinitesimal do gume principal db , Equação 47, pode-se aplicar a equação de Kienzle para a força de corte na furação $F_{cGP}(r)$, em função do raio, como mostra a Equação 48.

$$db = \frac{\sqrt{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}{\sin(\kappa_r)} \cdot dr \quad (47)$$

$$F_{cGP} = \int_{r_{GT}}^r k_{c1.1GP}(r) \cdot \frac{\sqrt{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}{\sin(\kappa_r)} \cdot h^{(1-m_{cGP})(r)} \cdot dr \quad (48)$$

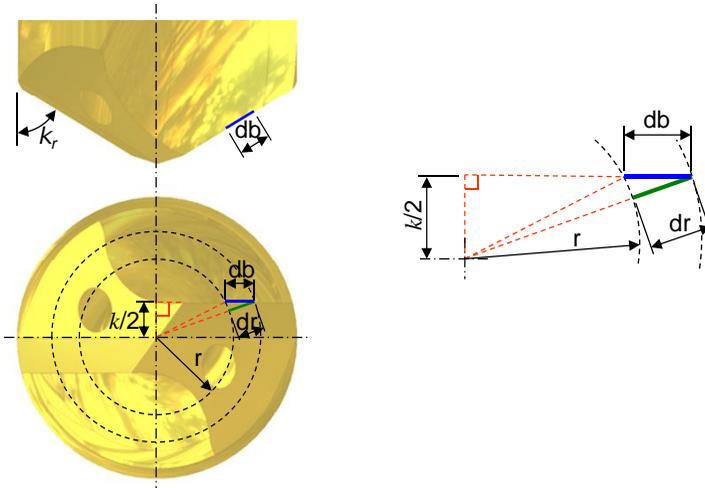


Figura 75 – Integração das forças no gume principal da broca.

A aplicação da integral para o gume principal se dá entre o raio do gume transversal r_{GT} e o raio da broca r . A Equação 49 mostra a integral resolvida que permite o cálculo da força de corte para o gume principal. Para cada incremento dr é determinado um valor do expoente de Kienzle ($1-m_{cGP}$) correspondente ao raio ($r+dr$) e que se mantém constante neste intervalo e permite o cálculo da parcela de força de corte dF_c , e assim subseqüentemente até a soma total das parcelas.

$$F_{cGP} = \sum_{w=1}^n \left(k_{cl.ITGP}(r) \cdot db \cdot h^{(1-m_{cGP})(w)} \right) \Big|_0^r - k_{cl.ITGP}(r) \cdot db \cdot h^{(1-m_{cGP})(w)} \Big|_0^{r_{GT}} \quad (49)$$

5.1.2 Força de avanço no gume principal

A mesma metodologia utilizada para a modelagem da força de corte no gume principal é também aplicada na modelagem da força de avanço. Na Figura 76 estão apresentados os valores da força específica de avanço para o torneamento e a furação do aço Ck45.

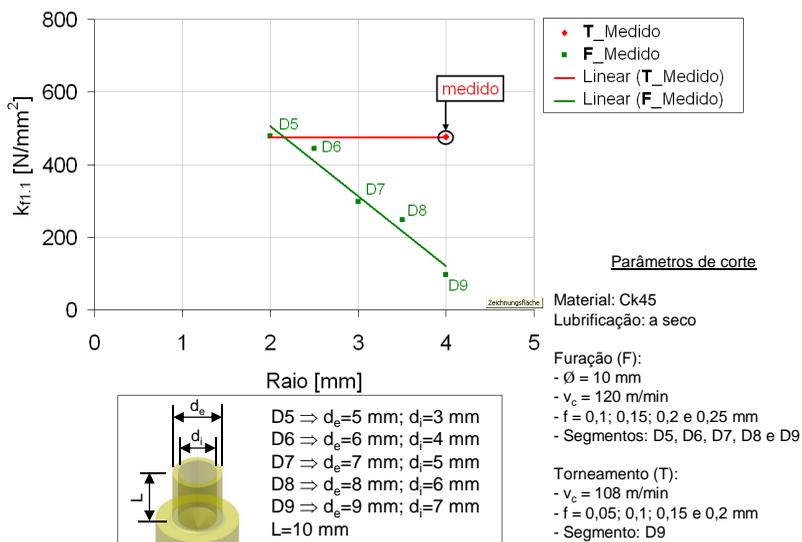


Figura 76 – Força específica de avanço para a furação (F) e para o torneamento (T).

A partir destes dados e utilizando a variação do ângulo de saída normal γ_n , é feita a rotação da reta de referência do torneamento (em vermelho), tornando-a paralela (reta azul) a reta ajustada aos dados de furação (reta verde), como mostra a Figura 77.

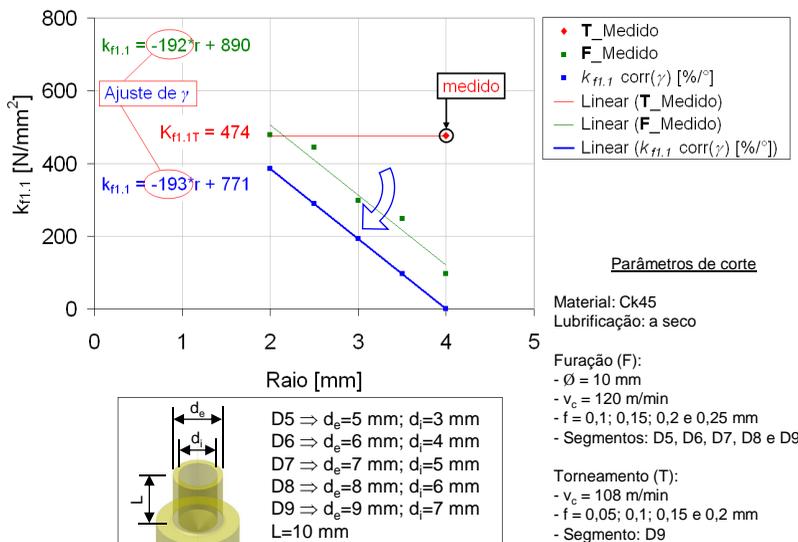


Figura 77 – Aplicação do coeficiente de ajuste em função da variação do ângulo de saída γ_n para a força de avanço.

Na sequência é feito o ajuste do *offset* (reta laranja) entre a reta ajustada do torneamento e a reta ajustada da furação (Figura 78), utilizando-se o valor do ângulo de inclinação do gume λ_s correspondente ao ponto de intersecção de γ_n e λ_s .

Na Equação 50 está representado o cálculo da força específica de avanço $k_{f1,1TGP}(r)$, em função do raio r , com os respectivos coeficientes de ajuste $C_{f,GP(\gamma)}$ para o ângulo de saída normal γ_n e $C_{f,GP(\lambda)}$ para o ângulo de inclinação do gume λ_s .

$$k_{f_l,IGP}(r) = k_{f_l,ITGP} \cdot \left[\underbrace{1 + \left((\gamma_{nT} - \gamma_n(r)) \cdot \frac{C_{f,GP}(\gamma)}{100} \right)}_{\text{Rotação}} \right] + \underbrace{\left(\frac{\lambda_{rint} \cdot C_{f,GP}(\lambda)}{100} \right)}_{\text{Translação}} = A_f \cdot r + B_f \quad (50)$$

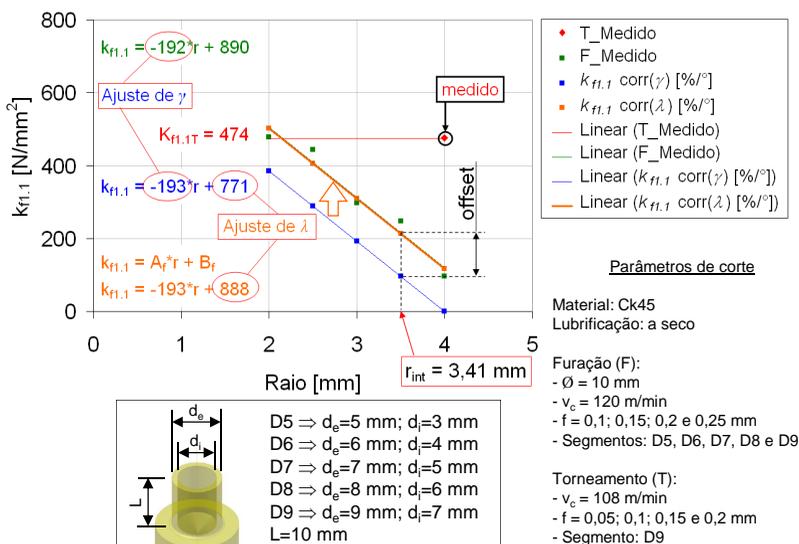


Figura 78 – Aplicação do coeficiente de ajuste em função da variação do ângulo de inclinação do gume λ_s para a força de avanço.

O expoente de Kienzle para a força de avanço ($I - m_{fGP}$) é ajustado por meio da utilização dos coeficientes de ajuste $C_{mf,GP(\gamma)}$ e $C_{mf,GP(\lambda)}$. A Equação 51 define a reta ajustada do expoente de Kienzle de avanço da furação a partir do torneamento em função do raio r e dos ângulos γ_n e λ_s .

$$k_{fl.IGP}(r) = k_{fl.ITGP} \cdot \left[\underbrace{\left(1 + \left(\gamma_{nT} - \gamma_n(r) \right) \cdot \frac{C_{f.GP}(\gamma)}{100} \right)}_{\text{Rotação}} \right] + \underbrace{\left(\frac{\lambda_{rint} \cdot C_{f.GP}(\lambda)}{100} \right)}_{\text{Translação}} = A_f \cdot r + B_f \quad (51)$$

A partir da definição da força específica de avanço $k_{fl.IGP}(r)$ e do expoente de Kienzle de avanço em função do raio da broca, é aplicada a integral da equação de Kienzle para o cálculo da força de avanço (Equação 52) ao longo do gume principal.

$$F_{fGP} = \int_{r_{GT}}^r k_{fl.IGP}(r) \cdot \frac{\sqrt{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}{\sin(\kappa_r)} \cdot h^{(1-m_{fGP})(r)} \cdot dr \quad (52)$$

A Equação 53 mostra a integral resolvida que permite o cálculo da força de avanço para o gume principal da broca. O expoente de Kienzle $(1-m_{fGP})$ correspondente ao raio $(r+dr)$ e é mantido constante no intervalo infinitesimal no qual se calcula a parcela de força de avanço dF_f e assim subsequente até a soma total das parcelas.

$$F_{fGP} = \sum_{w=j}^n \left(k_{fl.ITGP}(r) \cdot db \cdot h^{(1-m_{fGP})(w)} \Big|_0^r - k_{fl.ITGP}(r) \cdot db \cdot h^{(1-m_{fGP})(w)} \Big|_0^{r_{GT}} \right) \quad (53)$$

5.1.3 Coeficientes de ajuste para o gume principal

O modelo de forças aplicado ao gume principal da broca trabalha com os coeficientes de ajuste que permite a adequação das forças específica de corte e de avanço, além dos expoentes de Kienzle de corte e de avanço obtidos em ensaios de torneamento ao processo de furação.

Na Tabela 11 são mostrados todos os coeficientes de ajuste determinados a partir da usinagem do material Ck45 e que ajustam os valores do torneamento aos da furação. Estes coeficientes permanecem fixos durante a simulação de todas as variações apresentadas neste trabalho e são aplicáveis para profundidades do furo de até 4,5 vezes o diâmetro da broca.

Tabela 11 – Coeficientes de ajuste do modelo de furação para o gume principal GP.

Direção de corte		Coeficientes de ajuste
Força Específica	$C_{c,GP(\gamma)}$	2,0
	$C_{c,GP(\lambda)}$	2,5
Expoente de Kienzle	$C_{mc,GP(\gamma)}$	0,8
	$C_{mc,GP(\lambda)}$	2,5
Direção de avanço		Coeficientes de ajuste
Força Específica	$C_{f,GP(\gamma)}$	4,0
	$C_{f,GP(\lambda)}$	1,3
Expoente de Kienzle	$C_{mf,GP(\gamma)}$	3,9
	$C_{mf,GP(\lambda)}$	7,6

5.2 Modelagem das Forças no Gume Transversal

Por se tratar de uma região em que o corte ocorre com ângulos de saída extremamente negativos e a velocidade de corte tende a zero (Figura 79), o entendimento dos fenômenos que ocorrem no gume transversal se torna mais complexo. Segundo Risse [42], entre outros pesquisadores, sabe-se que a contribuição do gume transversal na força de corte total da broca é pequena, mas para a força de avanço sua contribuição pode atingir patamares elevados. Estima-se que estes valores situem-se entre 65 a 75% da força de avanço total da broca, enquanto que o gume principal é responsável por 17 a 25% e as outras partes da broca por uma parcela de força inferior a 10%.

Existem diversos métodos que permitem o cálculo das forças no gume transversal. Dentre eles, destacam-se os que se baseiam em princípios de deformação, escoamento, atrito do material e cisalhamento, entre outros. Entretanto, como neste trabalho é explorada a possibilidade

da modelagem das forças baseada no modelo de Kienzle, é assumido que o material deve ser efetivamente usinado, e não extrudado, assumindo-se, portanto uma efetiva formação de cavaco na região do gume transversal. Esta hipótese simplificativa é baseada em pesquisas onde é observada a formação de cavacos na usinagem de aços mesmo com ângulos de saída extremamente negativos, da ordem de -60° (Ohbuchi [56]; Patten *et al.* [114]).

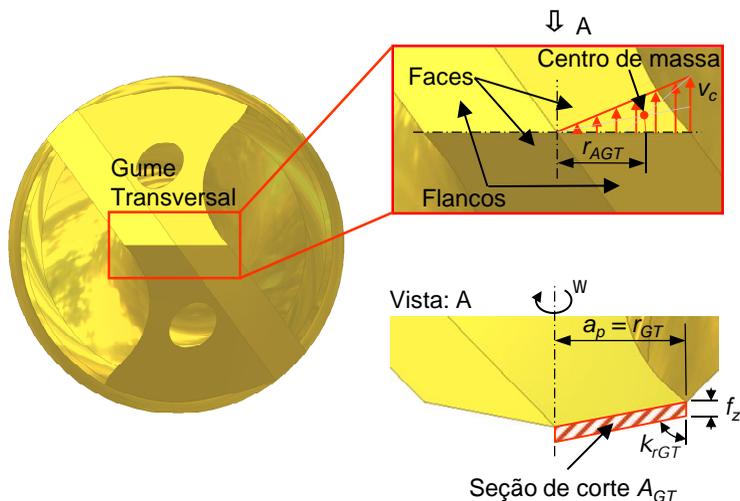


Figura 79 – Gume transversal de uma broca helicoidal sem alívio.

Na região do gume transversal, a broca em estudo apresenta um ângulo de saída de -49° , como visto no Capítulo 4 na Figura 46, fazendo com que a força de usinagem seja extremamente elevada se comparada com a força da furação em cheio. Devido ao fato de o gume transversal estar compreendido na região central da broca e ter uma dimensão reduzida, fica inviabilizada a furação de mais de um segmento nesta região. Deste modo, os valores obtidos para a força específica de corte $k_{c1.1GT}$ e de avanço $k_{f1.1GT}$, obtidos em ensaios de torneamento ortogonal, foram diretamente correlacionadas aos da furação por meio da aplicação do ajuste do ângulo de saída γ_n utilizando, respectivamente, as equações 54 e 55.

$$k_{c1,IGT}(r) = k_{c1,ITGT} \cdot \left[1 + \left((\gamma_{nT} - \gamma_n(r)) \cdot \frac{C_{c,GT}(\gamma)}{100} \right) \right] \quad (54)$$

$$k_{f1,IGT}(r) = k_{f1,ITGT} \cdot \left[1 + \left((\gamma_{nT} - \gamma_n(r)) \cdot \frac{C_{f,GT}(\gamma)}{100} \right) \right] \quad (55)$$

A Figura 80 apresenta a distribuição da forças de usinagem atuantes no gume transversal para um dado raio r_{AGT} , bem como o processo de formação do cavaco resultante da atuação do corte com um ângulo de saída extremamente negativo.

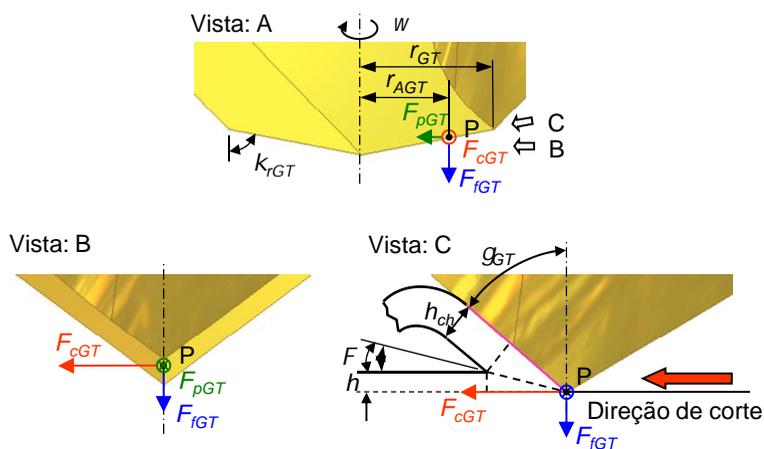


Figura 80 – Forças de usinagem na região do gume transversal GT (vista A referente à Figura 79).

Os expoentes de Kienzle de corte ($1-m_{cGT}$) e de avanço ($1-m_{fGT}$) da furacão também foram diretamente correlacionados aos do torneamento utilizando-se as Equações 56 e 57.

$$m_{cGT}(r) = 1 - \left\{ (1 - m_{cTGT}) \cdot \left[1 + \left((\gamma_{nT} - \gamma_n(r)) \cdot \frac{C_{mc,GT}(\gamma)}{100} \right) \right] \right\} \quad (56)$$

$$m_{fGT}(r) = 1 - \left\{ (1 - m_{fTGT}) \cdot \left[1 + \left((\gamma_{nT} - \gamma_n(r)) \cdot \frac{C_{mf,GT}(\gamma)}{100} \right) \right] \right\} \quad (57)$$

Desta forma, as forças de corte F_{cGT} (Equação 58) e de avanço F_{fGT} (Equação 59) na região do gume transversal podem ser determinadas diretamente através do emprego do modelo de força de Kienzle.

$$F_{cGT} = k_{c1,GT}(r) \cdot \frac{\sqrt{\frac{r^2}{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}}{\sin(\kappa_r)} \cdot h^{(1-m_{cGT})(r)} \cdot dr \quad (58)$$

$$F_{fGT} = k_{f1,GT}(r) \cdot \frac{\sqrt{\frac{r^2}{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}}{\sin(\kappa_r)} \cdot h^{(1-m_{fGT})(r)} \cdot dr \quad (59)$$

5.2.1 Coeficientes de ajuste para o gume transversal

Na Tabela 12 estão apresentados os coeficientes de ajuste da força específica e do expoente de Kienzle que englobam o gume transversal GT, nas direções de corte e de avanço, utilizados no modelo de força de furação. Estes coeficientes se referem a usinagem do aço Ck45, material de referência, e são válidos para profundidades do furo de até 4,5 vezes o diâmetro da broca.

Tabela 12 – Coeficientes de ajuste do modelo de furação para o gume transversal GT.

Direção de corte		Coeficientes de ajuste
Força Específica	$C_{c,GT(\gamma)}$	0,9
	$C_{c,GT(\lambda)}$	---
Expoente de Kienzle	$C_{mc,GT(\gamma)}$	-0,12
	$C_{mc,GT(\lambda)}$	---
Direção de avanço		Coeficientes de ajuste
Força Específica	$C_{f,GT(\gamma)}$	2,9
	$C_{f,GT(\lambda)}$	---
Expoente de Kienzle	$C_{mf,GT(\gamma)}$	-0,86
	$C_{mf,GT(\lambda)}$	---

5.3 Modelagem das Forças no Gume Secundário

A contribuição do gume secundário GS nas forças de corte e de avanço na furação é modelada a partir de evidências relatadas na literatura. Nesta componente de força será englobado tanto o atrito que ocorre entre o gume secundário, consequentemente as guias da broca, e as paredes do furo, além do atrito do próprio cavaco com os canais da broca e as paredes do furo durante o seu transporte para fora da região de usinagem.

No modelo da furação proposto esta contribuição foi determinada a partir da comparação dos valores de força medidos na furação em cheio com a soma da todas as componentes de força simuladas, através do modelo, provenientes do gume principal GP e do gume transversal GT. A esta diferença foi atribuído um valor percentual que possibilitou a sua compensação. Na Equação 60 tem-se a força de corte ajustada do gume secundário, após a simulação dos gumes principal e transversal, com aplicação do coeficiente de ajuste $C_{c,GS}$. O mesmo procedimento foi adotado para a componente de força na direção de avanço (Equação 61), utilizando-se o coeficiente de ajuste $C_{f,GS}$.

$$F_{cGS} = (F_{cGP} + F_{cGT}) \cdot C_{cGS} \quad (60)$$

$$F_{fGS} = (F_{fGP} + F_{fGT}) \cdot C_{fGS} \quad (61)$$

Na Tabela 13 são apresentados os dois coeficientes de ajuste para as forças de corte e avanço referentes à atuação do gume secundário GS determinados a partir da usinagem do aço Ck45 e aplicáveis a profundidades de furo de até 4,5 vezes o diâmetro da broca.

Tabela 13 – Coeficientes de ajuste para o gume secundário GS.

Direção de usinagem		Coeficientes de ajuste
Força de Corte	$C_{c,GS}$	1,18
Força de Avanço	$C_{f,GS}$	1,10

5.4 Determinação das Forças na Furação a partir do Modelo Proposto

A partir dos valores das forças específicas de corte e avanço ajustados para o processo de furação, é possível simular as componentes de força de corte e avanço, utilizando o modelo de força proposto, para as regiões do gume transversal, principal e secundário, e com isso determinar a força total de corte e de avanço

5.4.1 Força de corte total

Para a força de corte F_{cFC} , a soma das diferentes componentes não se dá diretamente, e sim pelo somatório dos momentos gerados por cada uma, de acordo com a Equação 62. Assim, a força de corte pode ser obtida através do emprego da Equação 63, utilizando-se os braços de alavanca r_{AGP} para o gume principal, r_{AGT} para o gume transversal, r_{AGS} para o gume secundário e r_{AFC} para a furação em cheio, como mostra a Figura 81.

$$M_{ZFC} = M_{ZGP} + M_{ZGT} + M_{ZGS} \quad (62)$$

$$F_{cFC} = \frac{r_{AGP} \cdot F_{cGP} + r_{AGT} \cdot F_{cGT} + r_{AGS} \cdot F_{cGS}}{r_{AFC}} \quad (63)$$

5.4.2 Força de avanço total

Na direção de avanço, as componentes da força de avanço F_{fFC} podem ser somadas diretamente, Equação 64, já que as mesmas encontram-se na mesma direção axial do avanço da broca, Figura 82.

$$F_{fFC} = F_{fGP} + F_{fGT} + F_{fGS} \quad (64)$$

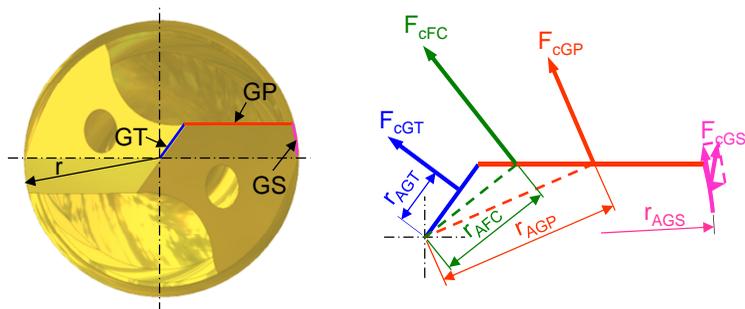


Figura 81 – Componentes da força de corte.

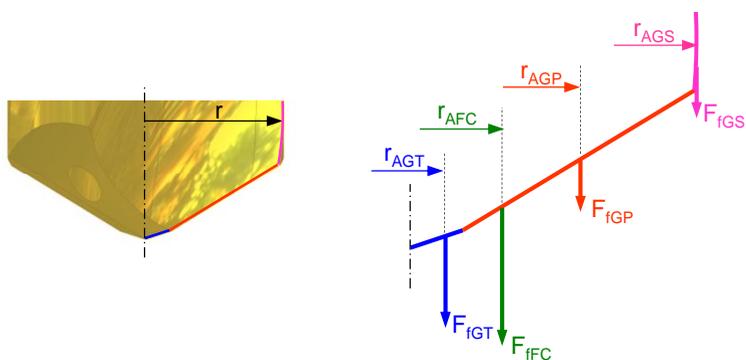


Figura 82 – Componentes da força de avanço.

5.4.3 Aplicação do modelo de força na furação

O modelo de força gerado pode ser aplicado a outros diâmetros de broca, a brocas com alívio de gume transversal e outros materiais de peça. O fluxograma apresentado na Figura 83 mostra a seqüência de etapas que são utilizadas em todo o processo de simulação das forças de usinagem na furação. A primeira etapa se refere à definição e caracterização geométrica da broca, onde são definidos todos os diâmetros, comprimentos e ângulos que compõem a broca. Em seguida são definidas as curvas de variação do ângulo de saída normal γ_n e do ângulo de inclinação do gume λ_s , juntamente com a definição do segmento de referência a ser torneado, bem como os parâmetros de corte (v_c e f) a serem utilizados para definir as grandezas do modelo de Kienzle (força específica e expoente de Kienzle) na região do gume principal e do gume transversal.

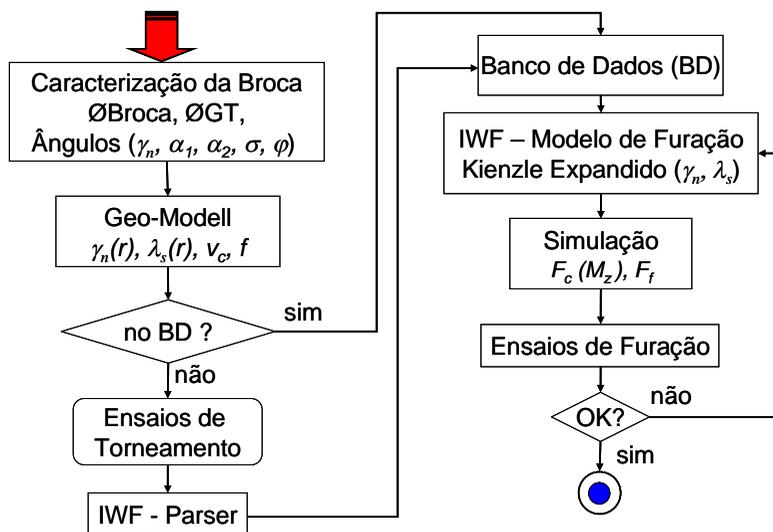


Figura 83 – Fluxograma para aplicação do modelo de força na furação.

Com os dados obtidos do torneamento, por meio da análise dos sinais de força utilizando a interface *IWF-Parser* e com as informações da caracterização geométrica da broca, é realizada a simulação das forças de corte e de avanço utilizando o modelo de furação através da interface gráfica de simulação *IWF-Modelo de Furação*. Quando

necessário são realizados ensaios de furação em cheio para verificação e comprovação dos resultados da simulação.

5.5 Aplicação do Modelo para Outros Diâmetros de Broca

Objetivando a validação do modelo gerado com base em uma broca helicoidal com 10 mm de diâmetro, foram realizados ensaios com brocas de diferentes diâmetros, 7 mm e 13 mm, mantendo-se os mesmos ângulos e aspectos geométricos de proporcionalidade, ou seja, a relação entre os raios do gume transversal r_{GT} e os raios da broca r foi mantida constante.

Para o cálculo das forças de usinagem para os novos diâmetros de broca é necessária uma adequação dos valores das forças específicas de corte e de avanço correspondentes a cada parte da broca, gume principal e gume transversal. O mesmo procedimento é adotado para os expoentes de Kienzle de corte e de avanço.

5.5.1 Força específica de corte e de avanço para o gume principal

Para brocas de diâmetros diferentes, é necessário o ajuste da reta das forças específicas de corte e de avanço de acordo com as novas dimensões da broca. O procedimento de ajuste das curvas na região do gume principal está esquematizado na Figura 84, tomando como referência os valores obtidos para a broca de 10 mm, que foi utilizada para gerar o modelo de furação. A partir de dois pontos (raios r_a e r_b), definidos na região do gume principal para a broca de diâmetro 10 mm, é determinado o valor correspondente do ângulo de saída normal γ_n (Figura 46, curva vermelha) de cada ponto e os seus respectivos valores de força específica de corte $k_{c1.1}$. Como o valor da força específica está atrelada à geometria da broca, para brocas de diâmetro diferentes, é feito o ajuste destes valores através da determinação dos raios r_a e r_b correspondentes ao mesmos ângulos encontrados na broca de 10 mm, sendo assim, é possível determinar a variação da força específica em função da variação do raio da broca.

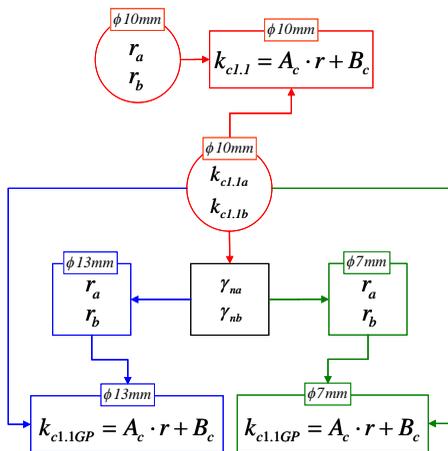


Figura 84 – Fluxograma do cálculo das equações das forças específicas de corte para brocas com diâmetros diferentes (7 mm e 13 mm).

Na Figura 85 está mostrada graficamente a correlação que é feita entre as forças específicas de corte e o ângulo de saída normal γ_n correspondente a cada ponto do gume principal (raios r_a e r_b), ou seja, pontos do gume principal com mesmo ângulo devem apresentar os mesmos valores de forças específicas de usinagem. A variação do ângulo de saída γ_n é a mesma para todos os diâmetros ao longo de todos os gumes da broca.

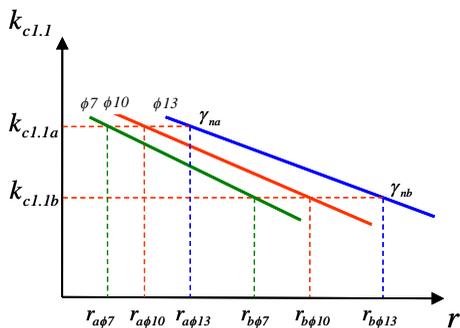


Figura 85 – Ajuste das curvas de força específica de corte para diâmetros de broca diferentes.

5.5.2 Força específica de corte e de avanço para o gume transversal

Na região do gume transversal é necessária a realização de novos ensaios de torneamento ortogonal para determinar os novos valores da força específica e do expoente de Kienzle para os novos diâmetros. Isso ocorre devido ao fato de que nesta região as velocidades de corte são reduzidas, o que influencia diretamente nos valores de força, além da possibilidade de ocorrência de formação de gume postiço. Outro aspecto que justifica a realização de ensaios adicionais é o efeito do tamanho do gume transversal, que tem uma variação significativa entre os diâmetros, já que o aumento da seção de usinagem em conjunto com o ângulo de saída extremamente negativo aumenta desproporcionalmente a força de usinagem.

O fato de não ser verificada uma variação no ângulo de saída γ_n na região do gume transversal obriga que as forças específicas de corte e de avanço sejam obtidas com novos ensaios de torneamento ortogonal, levando-se em conta a velocidade de corte média do gume transversal correspondente a cada diâmetro de broca. Na Tabela 14 apresentam-se as três brocas de diâmetros distintos usadas no projeto, com suas correspondentes velocidades de corte média determinadas pelo centro de massa do triângulo de velocidades da região do gume transversal e pontos de aplicação r_{AGT} das forças de usinagem.

Tabela 14 – Velocidades de corte dos ensaios de torneamento ortogonal correspondentes a cada diâmetro de broca.

Diâmetro da broca [mm]	r_{AGT} [mm]	Velocidade de corte [m/min]
7	0,65	23
10	0,93	24
13	1.82	25

Desta forma, os valores da força específica de corte $k_{c1,1}$ e de avanço $k_{f1,1}$ são obtidos com as velocidades de corte atribuídas ao gume transversal para cada broca, que posteriormente serão ajustadas dentro do modelo de força permitindo a simulação dos esforços para cada novo diâmetro de broca.

5.6 Aplicação do Modelo para Brocas com Alívio do Gume Transversal

Outra opção para a validação do modelo de furação proposto é a utilização de brocas com alívio do gume transversal. Tomando-se a geometria Standard da broca de 10 mm, foram avaliados dois diferentes alívios para o gume transversal, o do Tipo A e o do Tipo C. Estes dois tipos de alívio fazem com que o gume transversal seja reduzido por meio uma afiação especial que modifica a região de interface entre o gume principal e o transversal, formando novos gumes de corte com geometria menos negativa, como descrito no Capítulo 4. A afiação do Tipo A gera um gume novo e a afiação do Tipo C gera dois novos gumes de corte.

Para as novas geometrias geradas pelo processo de afiação, é aplicada a mesma metodologia utilizada no ajuste da força específica para diâmetros diferentes na região do gume principal, uma vez que estes novos gumes se encontram deslocados do centro da broca. Da mesma forma é necessária uma caracterização dos ângulos de saída γ_n e de inclinação do gume λ_s para promover o ajuste da força específica, como mostra a Figura 86.

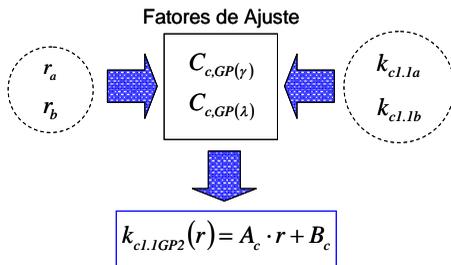


Figura 86 – Fluxograma do cálculo da equação da força específica de corte para um gume adicional GP₂.

A adequação da força específica e do expoente de Kienzle, usando a correlação mostrada na Figura 86, é feita tomando-se dois pontos do novo gume GP₂ (r_{aGP2} e r_{bGP2}). Os valores da força e do expoente são ajustados em função da variação dos ângulos de saída e de direção do gume, utilizando-se o mesmo modelo desenvolvido para o gume principal GP. Assim, é possível a determinação das retas que descrevem a variação da força específica e do expoente de Kienzle em função da variação do raio na região do novo gume GP₂.

5.6.1 Forças de corte e de avanço para brocas com alívio do gume transversal

O cálculo das forças de corte e de avanço geradas pelos novos gumes é efetuado, respectivamente, através da integração das Equações 65 e 66 (modelo de Kienzle expandido), limitadas pelos diâmetros que os compreendem.

$$F_{cGP2} = \int_{r_{GT}}^{r_{GP2}} k_{c1.1GP2}(r) \cdot \frac{\sqrt{\frac{r^2}{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}}{\sin(\kappa_r)} \cdot h^{(1-m_{cGP2})(r)} \cdot dr \quad (65)$$

$$F_{fGP2} = \int_{r_{GT}}^{r_{GP2}} k_{f1.1GP2}(r) \cdot \frac{\sqrt{\frac{r^2}{r^2 - \left(\frac{k}{2}\right)^2}}}{\sin(\kappa_r)} \cdot h^{(1-m_{fGP2})(r)} \cdot dr \quad (66)$$

O cálculo das forças de corte e de avanço geradas pelo emprego de brocas com alívio do gume transversal é executada de maneira semelhante à apresentada anteriormente, onde são apenas adicionadas as parcelas individuais de força provocadas por cada novo gume. A Equação 67 mostra a adição das forças na direção de corte e a Equação 68 apresenta o somatório das forças na direção de avanço.

$$F_{cFC} = \frac{r_{AGP} \cdot F_{cGP} + \dots + r_{AGPn} \cdot F_{cGPn} + r_{AGT} \cdot F_{cGT} + r_{AGS} \cdot F_{cGS}}{r_{AFC}} \quad (67)$$

$$F_{fFC} = F_{fGP} + \dots + F_{fGPn} + F_{fGT} + F_{fGS} \quad (68)$$

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios preliminares, bem como resultados obtidos em experimentos complementares que auxiliaram na tomada de decisão sobre qual estratégia a ser seguida até a concretização do modelo em sua concepção final.

6.1 Análise da Furação de Segmentos

Como relatado no item 4.6.1, a broca Standard de 10 mm de diâmetro foi segmentada em várias regiões (Tabela 7 do item 4.6.1), desde a parte central onde se encontra o gume transversal GT, passando pelo gume principal GP, até a periferia da broca onde se tem o gume secundário GS. Partindo destes segmentos (corpos-de-prova D3, D5, D7, D9, GP e GS), foram realizados ensaios preliminares de furação com medição de força no intuito de verificar a influência individual de cada segmento nas forças e comparar o somatório das parcelas individuais com os resultados obtidos na furação em cheio. No caso específico da região do gume transversal GT, correspondente ao segmento D3, foram avaliadas duas formas para a determinação dos valores correspondentes de força de avanço e torque. A primeira foi utilizando o próprio segmento D3 nos ensaios de furação e outra, indiretamente, através da subtração da contribuição referente ao gume principal GP da furação em cheio FC, como apresentado anteriormente na Figura 51(b).

Na Figura 87 são mostrados os resultados da medição da força de avanço, onde é comparado o somatório de todos os segmentos individuais utilizando o resultado obtido pela medição direta do segmento D3 (coluna 2) e indireta (coluna 3), em relação à furação em cheio FC (coluna 1). Já na Figura 88, a mesma comparação é feita com relação ao momento torçor. Através destas duas figuras é possível constatar que a medição direta das forças utilizando o segmento D3 não apresenta bons resultados se comparados com a medição indireta. Para a força de avanço, a medição direta faz com que o resultado do somatório de todos os segmentos individuais tenha um valor cerca de 36% menor do que o obtido na furação em cheio, sendo que a medição indireta reduz esta diferença para apenas 4%. Com relação ao momento torçor, a medição direta fica 14% abaixo do obtido na furação em cheio, enquanto que a medição indireta reduz este valor para 10%. Com base nestas

constatações, foi definido o método indireto para a determinação dos valores de força de avanço e momento torçor na região do gume transversal, sendo o mesmo utilizado em todo o trabalho.

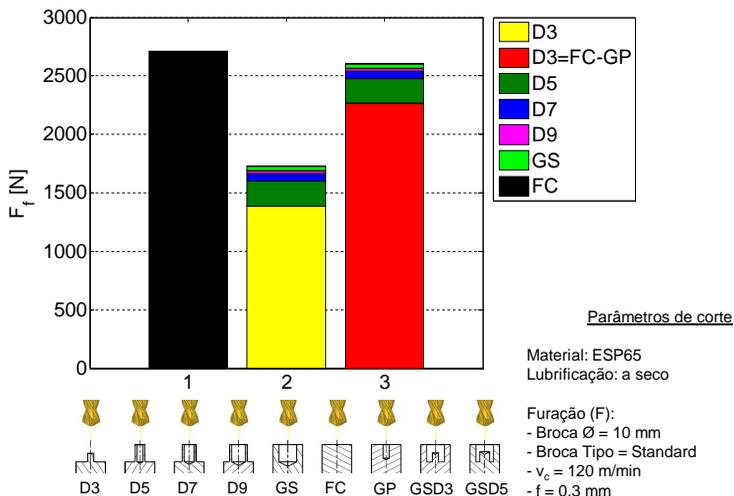


Figura 87 – Medição da força de avanço para o gume transversal GT utilizando uma broca helicoidal Standard.

Buscando-se um melhor entendimento do processo de furação e também a validação do método de obtenção dos valores de força correspondentes à região do gume transversal (segmento D3), além dos segmentos individuais mostrados anteriormente, foram utilizados os corpos-de-prova GSD3, que combinam a região do gume transversal (segmento D3) e o gume secundário GS, juntamente com os corpos-de-prova GSD5, que associam o gume transversal (segmento D3) com o segmento D5 e o gume secundário GS. Em ambos os segmentos – GSD3 e GSD5 – o gume secundário atua como uma guia restringindo deslocamentos laterais da broca, tornando o processo de furação mais estável e evitando quebras da ferramenta. Desta forma, a partir da soma das parcelas referentes aos diferentes segmentos, é possível fazer uma comparação em relação aos resultados de força obtidos na furação em cheio (FC).

A Figura 89 apresenta os resultados obtidos para a força de avanço quando da furação dos segmentos GSD3 e GSD5. Na coluna 1 tem-se a furação em cheio FC e na coluna 2 a definição do segmento D3,

a partir da subtração da parcela do gume principal GP e do gume secundário GS. A combinação do segmento D3 com os demais segmentos, que somados resultam na furação em cheio FC, está mostrada na coluna 3. Já a coluna 4 combina os segmentos D5, D7 e D9 com o segmento GSD3 e na coluna 5 os segmentos D7 e D9 com o segmento GSD5.

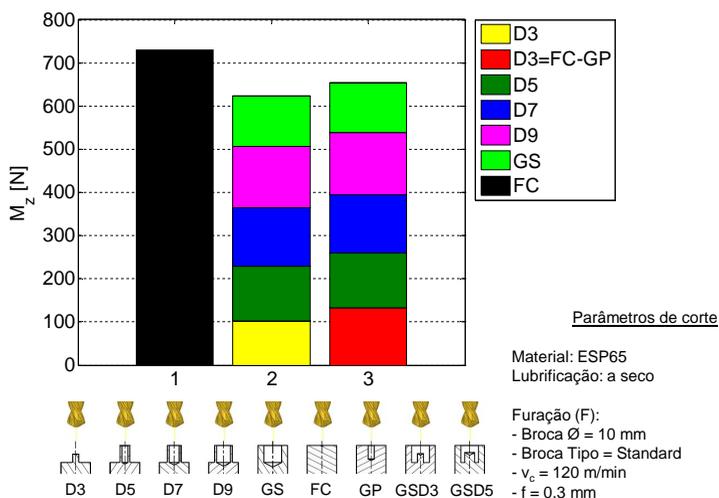


Figura 88 – Medição do torque para o gume transversal GT utilizando uma broca helicoidal Standard.

Fazendo-se uma análise dos resultados obtidos nas colunas 3, 4 e 5, é possível verificar que nenhuma das combinações de segmentos leva ao valor esperado da furação em cheio. A estabilização do processo de furação do segmento D3 utilizando o gume secundário como guia (segmento GSD3) resultou em uma pequena melhora do valor da força de avanço, diminuindo a diferença de 36% para 31% em relação à furação em cheio. Já a utilização do segmento GSD5 resultou em valores bem mais próximos ao da furação em cheio, cerca de 7% abaixo, sendo que esta diferença pode ser atribuída ao fato de que na usinagem dos segmentos o material deformado durante o processo de remoção não apresenta restrição lateral, podendo se deformar livremente. Outro fato a ser considerado é a variação de temperatura que existe quando se tem a furação em cheio e a furação de segmentos, além do efeito da região de transição entre o gume transversal e o gume principal ($\Delta_{D3/D5}$). A

diferença ($\Delta_{D3/D5}$) observada entre os resultados obtidos nas colunas 4 e 5 da Figura 89 se deve ao fato do gume principal efetuar o corte de material encruado proveniente da atuação do gume transversal quando da usinagem do corpo-de-prova GSD5 (coluna 5) [48]. Já na furação do corpo-de-prova GSD3 (coluna 4) este fenômeno não ocorre pois somente o gume transversal efetua a remoção de material em conjunto com o gume secundário.

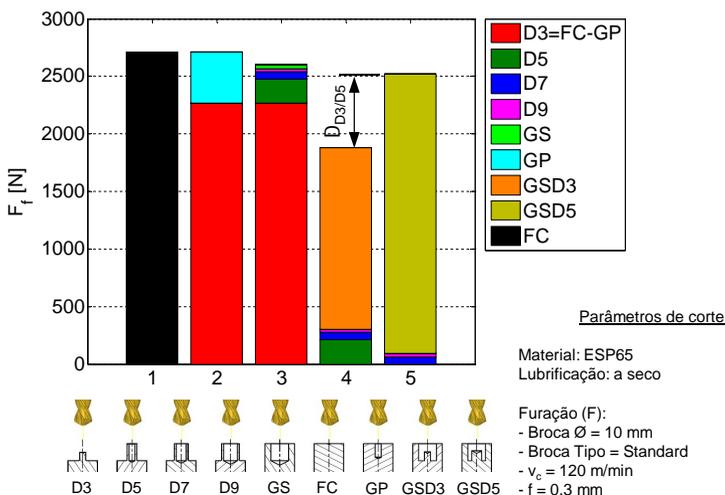


Figura 89 –Força de avanço para a furação em cheio FC e de segmentos utilizando uma broca helicoidal Standard.

Da mesma forma, a Figura 90 mostra a comparação da contribuição individual dos segmentos em relação à furação em cheio para o momento torçor. O somatório individual dos segmentos (coluna 3) apresenta uma diferença de 10% em relação à furação em cheio FC (coluna 1), evidenciando que os efeitos citados anteriormente em relação à deformação e à temperatura durante o processo de furação também são observados na medição do momento torçor, mas com efeito menor. A região de transição, caracterizada pela diferença entre o somatório das colunas 4 e 5, tem um efeito bem menor no momento torçor, com cerca de 5%, já que a mesma se encontra próxima do centro da broca.

Na Figura 91 estão mostrados os sinais de medição da força de avanço F_f de todos os segmentos ilustrados na Figura 89 e referente a uma repetição do processo de furação. Nesta figura é possível a

visualização do efeito da região de transição na força de avanço, quando se adiciona a parcela correspondente ao segmento D5 ao valor de força obtido na furação do corpo-de-prova GSD3 e se compara com o sinal referente ao corpo-de-prova GSD5.

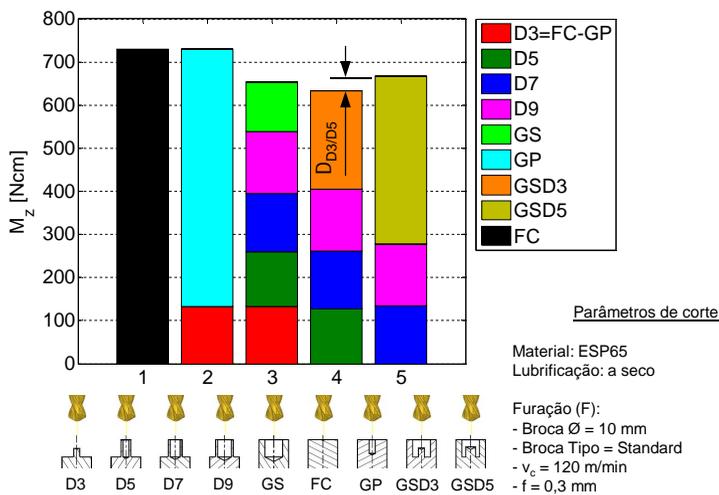


Figura 90 – Momento para a furação em cheio FC e de segmentos utilizando uma broca helicoidal Standard.

A Figura 92 mostra os valores obtidos para o torque M_z para os ensaios correspondentes à Figura 90. A adição do torque referente ao segmento D5 e do corpo-de-prova GSD3, quando comparado com o torque gerado pela furação do corpo-de-prova GSD5, mostra que a região de transição, entre o gume transversal e principal, pouco afeta o resultado final do momento torçor.

O modelo força de furação proposto no item 5 aborda somente a modelagem nos gumes transversal, principal e secundário, não sendo levados em conta o transporte do cavaco e o atrito dos mesmos com as paredes dos canais da broca e do furo. Tal consideração está baseada na análise dos sinais de força de avanço e torque quando da furação em cheio para diferentes profundidades do furo, até a razão de 4,5 vezes o diâmetro da broca ($4,5xD$), e para diferentes avanços. Na Figura 93 e Figura 94 estão apresentados, respectivamente, os resultados obtidos para a força de avanço e para o torque durante os ensaios de furação em cheio para um avanço de $f = 0,3$ mm e velocidade de corte de 120 m/min, utilizando-se uma broca helicoidal de metal-duro do tipo Standard na

usinagem do material ESP65. É possível observar que, com o aumento da profundidade do furo (L), a força de avanço e o torque apresentam pequenas variações durante o processo de furação. O atrito dos cavacos com as paredes do furo e com os canais da broca durante o processo de transporte para fora do furo faz com que a força de avanço tenha um pequeno aumento em seu valor, enquanto que para o torque este aumento é bem mais expressivo [43, 46]. Segundo o trabalho apresentado por Mellinger *et al.* [46], até uma razão na profundidade do furo de 6 vezes o diâmetro da broca, a força de avanço e o torque não apresentam um aumento significativo [46].

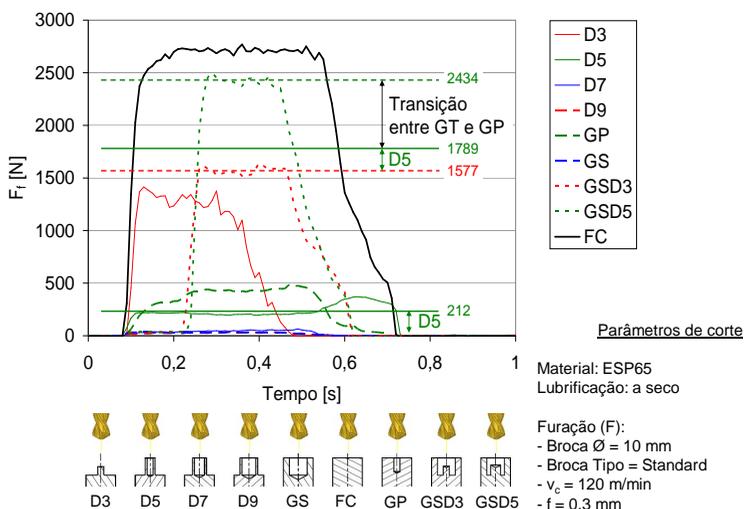


Figura 91 – Sinais de medição da força de avanço para uma repetição com todos os segmentos utilizando uma broca helicoidal Standard.

Tomando os resultados de força e momento torçor para a profundidade do furo $L = 45$ mm, é possível verificar que existe uma proporcionalidade entre os valores da força de avanço e do torque quando da variação do avanço f , como mostram respectivamente a Figura 95 e a Figura 96. Este comportamento valida a utilização do modelo de força de Kienzle na modelagem das forças do processo de furação, Sendo o mesmo também encontrado no processo de torneamento [12, 35]. O fato de as curvas referentes aos avanços $f = 0,15$ e $f = 0,2$ mm apresentarem uma elevação súbita nos valores do momento torçor podem estar relacionados ao atrito dos cavacos com a parede do

furo e com os canais da broca, devido a um transporte ineficiente dos mesmos para fora do furo.

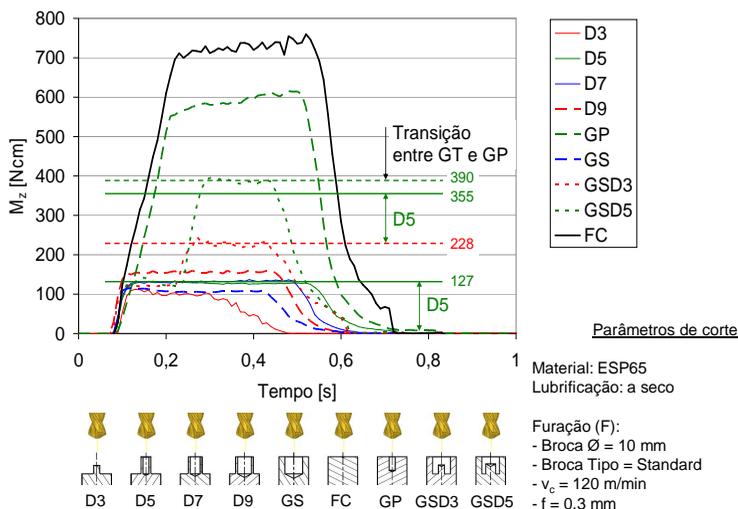


Figura 92 – Sinais de medição do momento torçor para uma repetição com todos os segmentos utilizando uma broca helicoidal Standard.

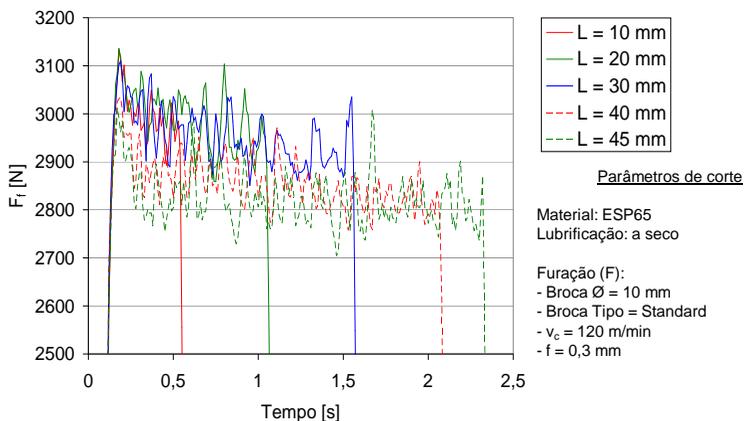


Figura 93 – Medição da força de avanço para diferentes profundidades do furo L, utilizando uma broca helicoidal de metal-duro Standard.

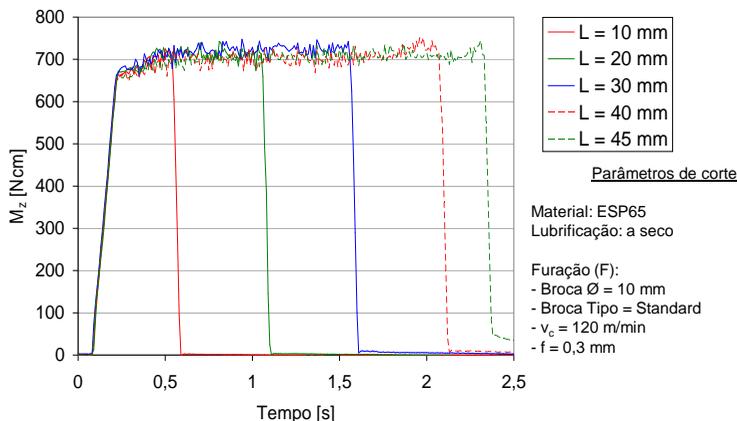


Figura 94 – Medição do momento torçor para diferentes profundidades do furo L , utilizando uma broca helicoidal de metal-duro Standard.

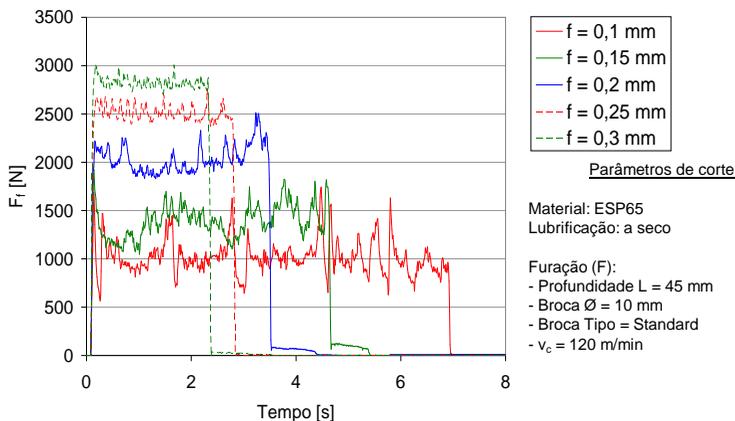


Figura 95 – Medição da força de avanço para uma profundidade do furo $L = 45$ mm em função da variação do avanço.

6.2 Aplicação do Modelo de Força de Furação

A partir do embasamento teórico apresentado e da realização de ensaios preliminares de furação, foi possível construir os fundamentos para a modelagem das forças do processo de furação com base em dados de força provenientes do processo de torneamento. A proposição da utilização do modelo de força de Kienzle mostra que, a partir dos

resultados obtidos, é possível utilizar uma abordagem empírica simples e de fácil aplicação na modelagem das forças, tanto no processo de torneamento como no processo de furação. Outro ponto importante a ser mencionado é que este tipo de modelo pode ter uma aplicação direta na indústria, desde uma simples estimativa dos valores de força esperados para uma determinada operação de usinagem, a partir da definição do material da peça, ferramenta e dos parâmetros de corte, até aplicações que envolvem a determinação de parâmetros construtivos estruturais de uma máquina-ferramenta a partir da potência de corte empregada nas operações de usinagem a que esta se destina.

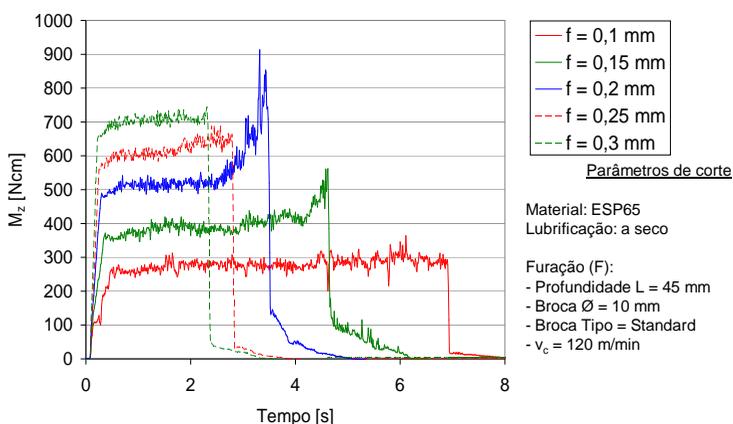


Figura 96 – Medição do momento torçor para uma profundidade do furo $L = 45$ mm em função da variação do avanço.

Os resultados obtidos na simulação do processo de furação serão apresentados na seqüência, sempre comparados com resultados provenientes de experimentos, juntamente com a representação dos limites superior ($IC=97,5\%$) e inferior ($IC=2,5\%$), o que corresponde a um intervalo de confiança de 95%, e que representa a incerteza do valor simulado conforme demonstrado no item 4.8. Além dos resultados referentes aos ensaios de referência, com o aço Ck45 e com a broca helicoidal Standard de 10 mm de diâmetro, são mostradas também as simulações do processo de furação, utilizando o modelo de força de furação, para brocas helicoidais com diâmetros diferentes (7 e 10 mm), para materiais diferentes (ESP65 e ETG100) e para afiações de alívio do gume transversal diferentes (Tipo A e Tipo C).

Na Figura 97 está representada primeiramente a simulação da força de corte correspondente à configuração de referência utilizada na concepção do modelo de força, para a furação em cheio e com pré-furo (região do gume principal GP) do aço Ck45 utilizando-se uma broca helicoidal de metal-duro Standard de 10 mm de diâmetro, revestida com BALINIT® HELICA (AlCrN). Nesta figura estão apresentados os resultados medidos experimentalmente (pontos retangulares em negrito) e simulados (linha cheia), referentes ao gume principal GP e a furação em cheio FC, que engloba a soma das parcelas dos gumes principal GP, transversal GT e secundário GS, conforme mostrado na Equação 63. As linhas tracejadas limitam, no caso da furação em cheio, a banda de incerteza dos valores simulados para um intervalo de confiança IC de 95%. A força de corte medida para o gume principal GP corresponde a cerca de 54% da força total para a furação em cheio FC, o que representa, em termos de torque, cerca de 82% do momento torçor total gerado durante o processo de furação. Estes valores são semelhantes aos obtidos por Witte [52] e Risse [42]. Nesta mesma figura é possível verificar que os valores simulados para o gume principal são menores que os medidos, com uma diferença em torno de 19%. A parcela de força atribuída ao gume secundário e as demais componentes oriundas do atrito dos cavacos com as paredes do furo e os canais da broca, bem como o seu transporte para fora do furo, fica na ordem de 18%, conforme mostrado anteriormente na Tabela 13.

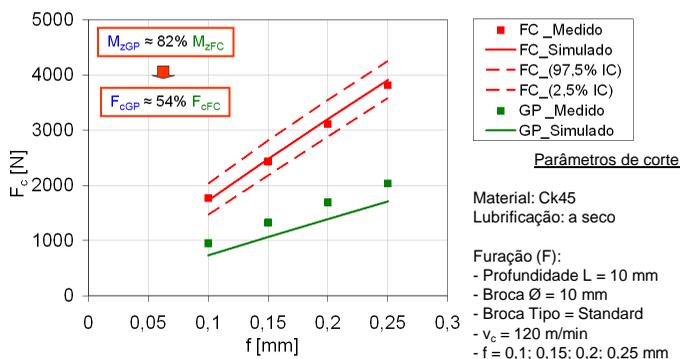


Figura 97 - Simulação da força de corte para a furação do aço Ck45 com broca helicoidal Standard de 10 mm.

Da mesma forma, na Figura 98 é apresentada a simulação da força de avanço correspondente à furação em cheio FC para o aço Ck45

utilizando-se a broca helicoidal Standard de 10 mm de diâmetro, em comparação com os resultados obtidos para o gume principal GP. A força de avanço medida para o gume principal GP atinge valores na ordem de 18% do valor total da furação em cheio FC, conforme relatado na literatura [42, 52]. Os valores simulados para o gume principal apresentam em média 27% menores que os medidos. O gume secundário e as demais componentes listadas anteriormente contribuem com 10% da força de avanço (Tabela 13).

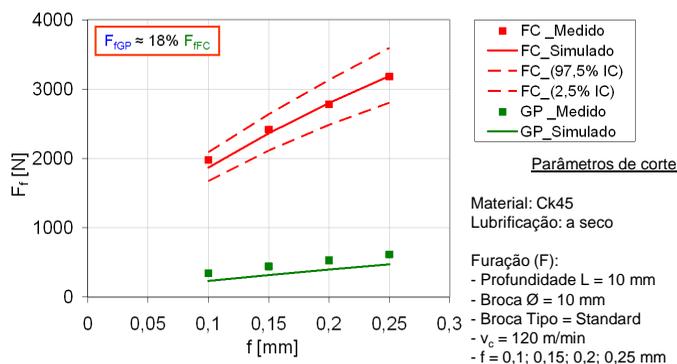


Figura 98 – Simulação da força de avanço para a furação do aço Ck45 com broca helicoidal Standard de 10 mm.

A diferença entre os valores medidos e simulados em relação às forças de corte e de avanço para o gume principal GP podem ser imputadas à metodologia de segmentação empregada para a criação do modelo, na qual o processo de remoção de material apresenta um grau de deformação e temperaturas diferentes das existentes na furação em cheio. Este fenômeno faz com que os valores de força específica de furação, determinados para cada segmento e que foram usados na elaboração do modelo, apresentem valores menores dos que seriam encontrados na furação em cheio na região equivalente de cada segmento.

Estas diferenças entre os valores medidos e simulados são maiores na direção de avanço, visto que a força de avanço é mais influenciada pelos fenômenos que ocorrem na região do gume transversal. Segundo Dolinšek [48] e Koehler [55], na região do gume transversal ocorrem grandes deformações, encruamento do material usinado e, frequentemente, a formação de gume postiço, o que traz perturbações adicionais ao processo [48, 50, 55]. Dolinšek [48] mostrou

a partir de experimentos com interrupção súbita do corte, que ocorre um processo de endurecimento do material próximo à região de corte (Figura 99). Na região do gume transversal esse endurecimento pode representar uma profundidade de até duas vezes o valor do avanço por gume, com valores de dureza do material até duas vezes maior que antes de se iniciar o processo de furação. Este fenômeno torna a modelagem das forças na região do gume transversal mais complexa, já que esse efeito depende do material a ser usinado e dos parâmetros de corte, além do próprio processo e da geometria da ferramenta empregada.

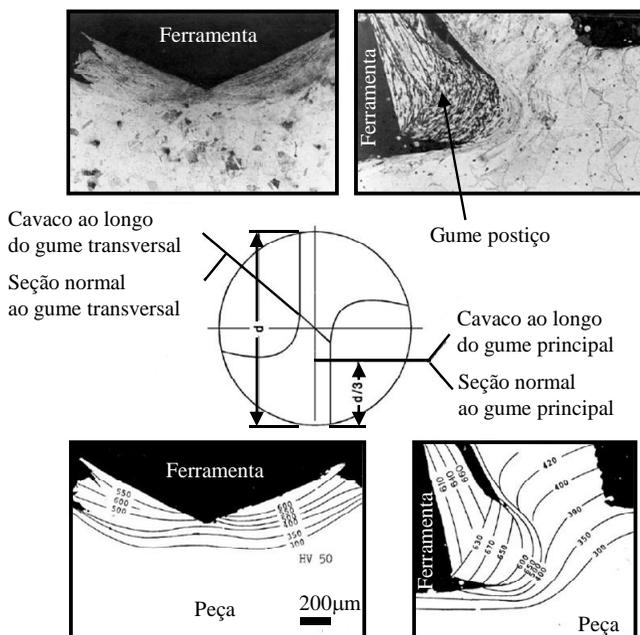


Figura 99 – Endurecimento do material e formação de gume poço durante o processo de furação [48].

A partir da simulação das forças de corte e de avanço, é possível conhecer a distribuição dos esforços ao longo dos gumes da broca. Na Figura 100 está mostrada a distribuição das forças sobre os gumes da broca helicoidal Standard, sem alívio do gume transversal. A primeira evidência que se pode ter é com relação à parcela da força de avanço atribuída ao gume transversal em relação à força total, mostrando o quanto esta região é solicitada mecanicamente no sentido de avanço da

broca. É possível também identificar valores negativos para a força de avanço na região do gume principal próximo à periferia da broca, onde o ângulo de saída apresenta valores altamente positivos (Figura 46). Tal fato indica que a broca sofre um esforço de tração, enquanto que os maiores valores são encontrados próximo da região de transição entre os gumes principal e transversal, onde o ângulo de saída é aproximadamente igual a zero (0°) e o ângulo de inclinação lateral está em torno de 45° . Já com relação à força de corte, a região do gume transversal apresenta valores bem menores, visto que o torque gerado é bem menor.

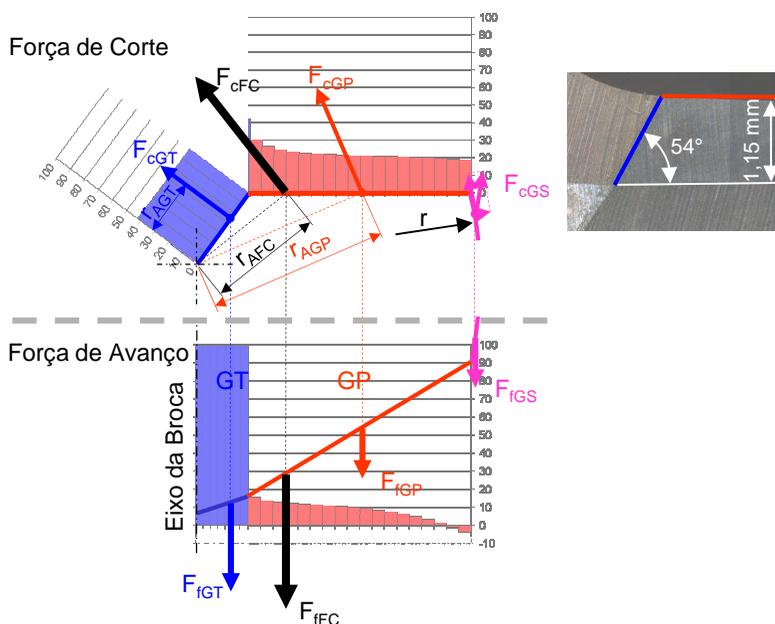


Figura 100 – Distribuição dos esforços ao longo dos gumes principal e transversal durante a furação em cheio – broca Standard.

6.2.1 Variação no diâmetro da broca

Na Figura 101 é apresentada a comparação do emprego do modelo de força de furação na simulação da força de corte para brocas helicoidais Standard com diâmetros de 7, 10 e 13 mm, na usinagem do aço Ck45. Através da análise destes resultados, verifica-se que para a

força de corte, tanto nas brocas de diâmetro de 13 mm quanto de 7 mm, os valores obtidos nos ensaios de furação também apresentam grande semelhança com os simulados e se encontram dentro da banda de incerteza de medição para um intervalo de confiança de 95%. Já na Figura 102 são apresentados os resultados referentes à direção de avanço, onde as forças simuladas juntamente com a banda de incerteza apresentam valores que se equivalem aos medidos durante o processo de furação. Com isto, apesar das pequenas oscilações entre os valores medidos e simulados e que podem ser novamente imputadas aos fenômenos citados anteriormente para a broca de 10 mm, é feita a validação do modelo de força de furação para diferentes diâmetros de broca helicoidal do tipo Standard, sem alívio do gume transversal.

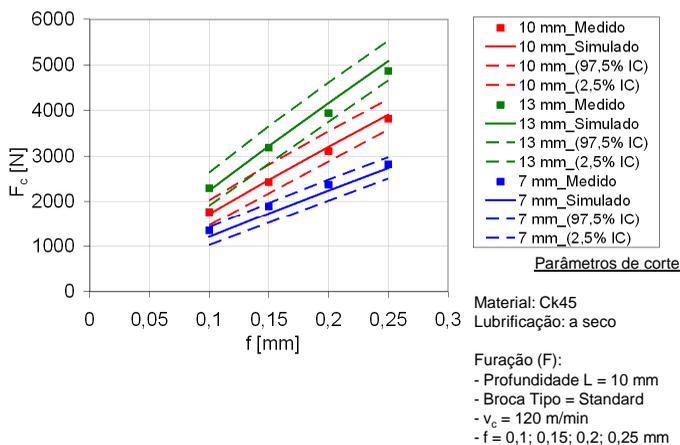


Figura 101 – Força de corte para a furação em cheio do aço Ck45 com broca de metal-duro Standard e diferentes diâmetros.

6.2.2 Variação no material da peça

Outra comparação que foi feita em relação à aplicação e validação do modelo de força de furação, foi com o emprego de diferentes materiais da peça. Além do aço Ck45, utilizado como referência à construção do modelo, foram utilizados dois aços de corte fácil, o aço ESP65 (16MnCrS5Pb) e o ETG100 (44SMn28), cujas propriedades mecânicas estão mostradas na Tabela 5 do item 4.2.

Na Figura 103 são apresentados os resultados obtidos para a medição e simulação da força de corte para os três diferentes aços durante a furação em cheio com broca helicoidal Standard. Como pode ser observado, o modelo de força possibilita a simulação da força de corte com uma boa aproximação em comparação aos medidos.

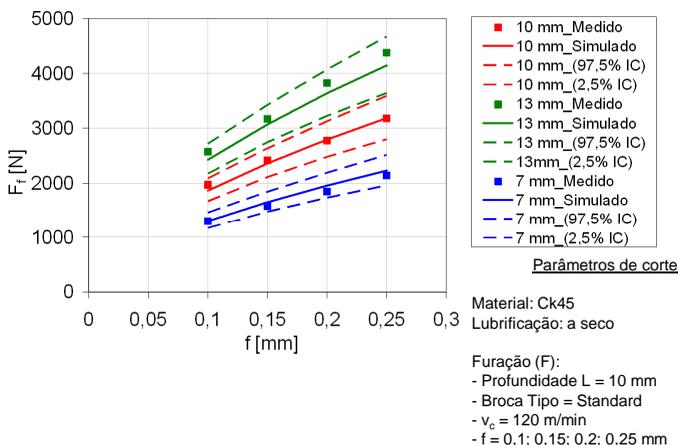


Figura 102 – Força de avanço para a furação em cheio do aço Ck45 com broca de metal-duro Standard e diferentes diâmetros.

Desta forma fica validada a metodologia utilizada na elaboração do modelo quando utilizado para outros materiais, visto que os três materiais apresentam propriedades mecânicas distintas. A partir da análise destes resultados é possível identificar influência dos elementos de liga que melhoram a usinabilidade dos aços. No caso do aço ESP65, que possui baixo teor de carbono e resistência mecânica menor que o aço Ck45, estes elementos são o manganês Mn, o fósforo P, o enxofre S e o chumbo Pb, que combinados ou atuando individualmente melhoram a formação do cavaco, formam um filme protetor sobre a ferramenta e diminuem o seu desgaste [12, 115, 116], resultando em uma força de corte em média 26% menor. Já o manganês Mn, o fósforo P e o enxofre S são os elementos de liga que adicionados ao aço de médio carbono ETG100 melhoram sensivelmente a sua usinabilidade, devido principalmente ao sulfeto de manganês que melhora a formação do cavaco. Apesar deste aço apresentar uma resistência mecânica maior que o aço Ck45 (vide Tabela 5 do item 4.2), a força de corte durante a furação do mesmo é cerca de 18% menor que na furação do aço CK45.

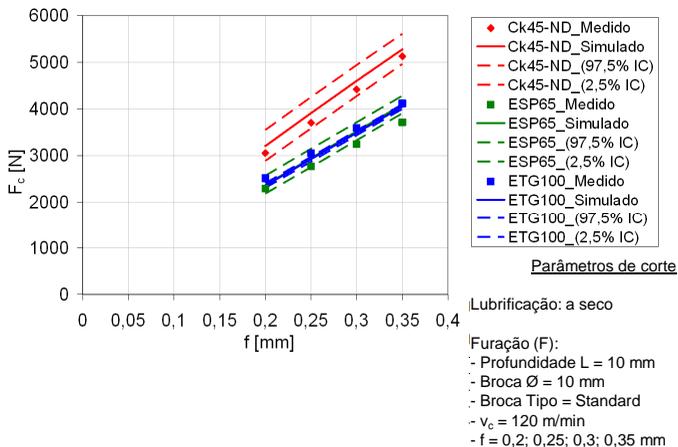


Figura 103 – Modelagem da força de corte na furação em cheio para diferentes materiais utilizando uma broca helicoidal Standard.

Na Figura 104 é representada a simulação das solicitações mecânicas impostas aos gumes principal e transversal, durante a furação em cheio com uma broca helicoidal Standard dos aços Ck45, ESP65 e ETG100, na direção de corte.

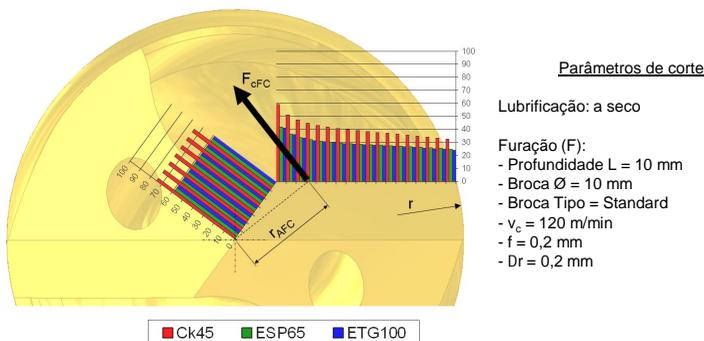


Figura 104 – Distribuição da força de corte na furação em cheio para diferentes materiais utilizando uma broca helicoidal Standard.

Os mesmos efeitos da melhoria da usinabilidade através dos elementos de liga adicionados aos aços ESP65 e ETG100 são verificados na força de avanço, como mostra a Figura 105. Os valores medidos de

força de avanço para os aço ESP65 são em média 22% menores, e para o aço ETG100, 16% menores, se comparados com o aço Ck45. Já os valores obtidos pela simulação da furação em cheio, usando o modelo de força, apresentam grandes diferenças, sendo o valor simulado para o aço ESP65 66% menor que o medido e para o aço ETG100 29% menor. Neste caso, a principal característica que pode explicar a inadequação do modelo, para a direção de avanço, é a grande diferença encontrada nos valores de força específica e do expoente de Kienzle entre os processos de torneamento e furação.

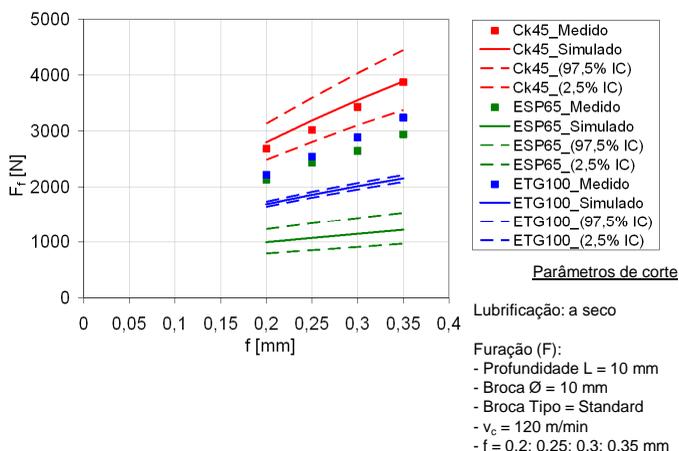


Figura 105 – Modelagem da força de avanço na furação em cheio para diferentes materiais utilizando uma broca helicoidal Standard.

A Tabela 15 mostra os dados comparativos da força específica e do expoente de Kienzle para ambos os processos. Fazendo-se uma comparação entre os valores obtidos para a região do gume transversal, velocidade de 24 m/min, é possível verificar que os valores de força específica encontrados no torneamento para o aço Ck45 representam cerca de 73%, para a direção de corte, e 46%, para a direção de avanço, dos valores da furação. Tomando-se o aço ESP65, todavia os valores do torneamento são significativamente menores, sendo de 46% para a direção de corte e somente 5% para a direção de avanço, com relação à furação. Isto significa que, com estes valores obtidos nos ensaios de torneamento, as simulações das forças provenientes da região do gume transversal são em média 35% menores para o aço ESP65 e 19%

menores para o aço ETG100. Da mesma forma, para a região do gume principal, os elementos de liga apresentam um efeito bem maior na direção de avanço, fazendo com que os valores simulados sejam em média 15% menores que o esperado para o aço ESP65 e cerca de 6% para o ETG100.

Tabela 15 – Coeficientes do modelo de força de Kiezle para o torneamento e furação para a região do gume transversal.

Torneamento					
Material	v_c [m/min]	$k_{c1.1}$ [N/mm ²]	$k_{f1.1}$ [N/mm ²]	$1-m_c$	$1-m_f$
Ck45	24	1942	1059	0,92	0,94
ESP65	24	815	126	0,66	0,19
ETG100	24	1222	372	0,80	0,57
Furação					
Material	v_c [m/min]	$k_{c1.1}$ [N/mm ²]	$k_{f1.1}$ [N/mm ²]	$1-m_c$	$1-m_f$
Ck45	24	2666	2312	0,81	0,49
ESP65	24	1738	2250	0,61	0,54
ETG100	24	3328	3609	0,98	0,73

6.2.3 Variação no tipo de alívio do gume transversal

A partir da comparação feita com a broca helicoidal Standard (Figura 46), sem alívio do gume transversal, com variação no diâmetro da broca e no material da peça, foram realizados ensaios de furação com dois diferentes tipos de afiação de alívio do gume transversal, o alívio do Tipo A (Figura 47) e do Tipo C (Figura 48).

A Figura 106 e a Figura 107 mostram o efeito do alívio do gume transversal sobre as forças de corte e de avanço, respectivamente, quando da furação do aço Ck45 com broca helicoidal de 10 mm de diâmetro. Nestas figuras é apresentada uma comparação entre os

resultados de ensaios realizados com uma broca Standard e uma broca com alívio do Tipo A.

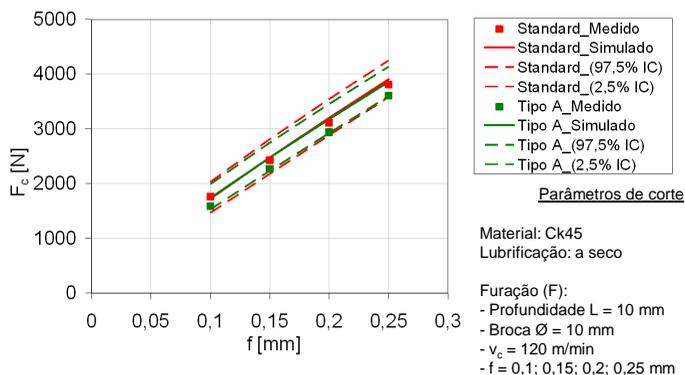


Figura 106 – Força de corte para a furadeira em cheio do aço Ck45 com broca de metal-duro com e sem alívio no GT.

Para a força de corte (Figura 106) o efeito do alívio no gume transversal é praticamente inexistente, visto que a contribuição da região do gume transversal da broca sobre o momento torçor é muito pequena, devido à sua dimensão reduzida e por estar localizado na parte central da broca. Este fato se reflete tanto nos valores medidos, cerca de 7% menores, quanto nos valores simulados, que são praticamente idênticos. Uma análise mais detalhada da contribuição do gume transversal em relação à força total de corte, mostra que o mesmo contribui com 14% do valor total. Esse valor de força de corte para o gume transversal é similar ao que seria esperado, adotando-se uma distribuição homogênea da força sobre o gume. Esta expectativa obviamente pressupõe a manutenção da proporcionalidade de tamanho do gume transversal remanescente da broca com alívio do Tipo A, que possui um diâmetro de 1,2 mm, correspondente a 12% do diâmetro da broca, em relação ao da broca Standard sem alívio, com um diâmetro de 2,8 mm, que corresponde a 28% do diâmetro da broca.

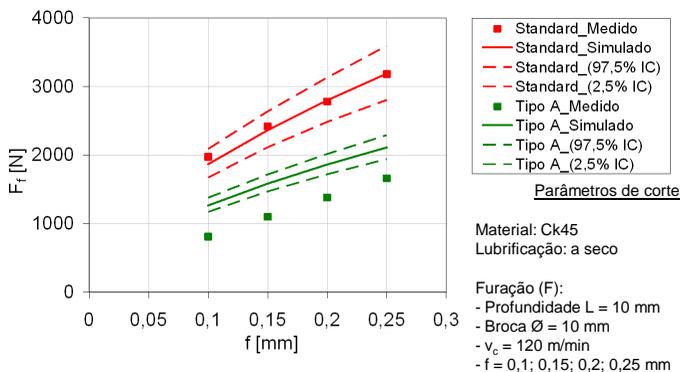


Figura 107 – Força de avanço para a furadeira em cheio do aço Ck45 com broca de metal-duro com e sem alívio no GT.

Já no caso da força de avanço (Figura 107), é possível verificar que a redução do gume transversal, provocada pela afiação de alívio do Tipo A traduz-se em uma redução substancial em média de 53% na força de avanço medida na furadeira em cheio em função da variação do avanço. A simulação das forças na direção de avanço apresenta valores em média 41% maiores que os medidos para a furadeira em cheio em função da variação do avanço. Isso se deve ao fato do modelo de força utilizar, na atual configuração, um valor único de força específica de avanço $k_{f,1}$ e do expoente de Kienzle de avanço ($1-m_f$), o que faz com que as forças simuladas na região do gume transversal representem 47% do valor da furadeira em cheio e tenham um valor cerca de 24% maiores que os esperados, quando mantidas as proporcionalidades de tamanho do gume transversal anteriormente relatada para a força de corte. No caso da distribuição homogênea adotada para os esforços na região do gume transversal, a máxima contribuição admissível para o valor da força de avanço para o alívio do Tipo A seria de 32% do valor total da força de avanço, ou seja, a força proveniente do gume transversal teria de ser cerca de 50% menor que a atualmente simulada.

A Figura 108 mostra a distribuição das forças sobre os gumes da broca, onde é apresentada a comparação entre o valor simulado de força de avanço para o gume transversal e o valor esperado (GP Corrigido) levando-se em conta a análise feita anteriormente. Como visto anteriormente para a broca Standard, o gume transversal continua sendo responsável pelos maiores valores de força de corte e de avanço por unidade de comprimento, apesar de seu tamanho representar apenas 12%

do diâmetro da broca. A afiação de alívio do Tipo A não só reduz a região do gume transversal, como também origina um segundo gume principal GP2, modificando a região de transição e alterando os ângulos de saída e de inclinação lateral do gume. A alteração geométrica dada pelo alívio do Tipo A não tem grande influência sobre o momento torçor, sendo os valores de força de corte praticamente os mesmos encontrados na broca helicoidal Standard. Já na direção de avanço, é possível observar um aumento da força atuante no segundo gume principal GP2, devido principalmente à geometria da cunha ter se tornado menos positiva, em comparação com os valores da gume principal e menos negativa quando comparada com o gume transversal. Em contrapartida, a grande redução da geometria negativa do gume transversal, em cerca de 57%, fez com que a força total de avanço fosse reduzida para 53% em relação ao encontrado na broca Standard.

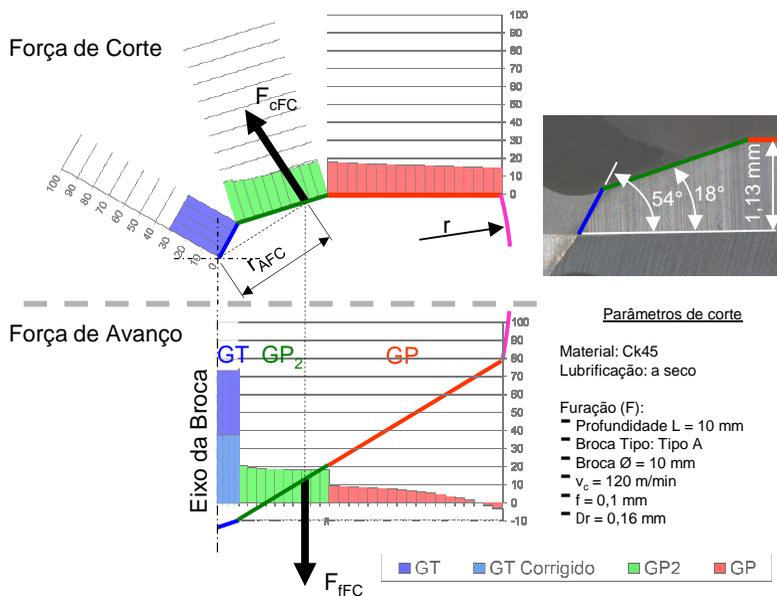


Figura 108 – Distribuição dos esforços ao longo dos gumes principal e transversal durante a furação em cheio – broca Tipo A.

Com base na análise realizada em relação aos efeitos da afiação de alívio do gume transversal na furação do aço Ck45, a mesma analogia foi feita para o aço ESP65 utilizando as brocas Standard e do Tipo A e C.

Se mantidas as relações geométricas para o tamanho do gume transversal em relação à broca Standard, a força de corte proveniente do gume transversal para a broca do Tipo A deve ser de no máximo 13% do valor total, sendo que a força de avanço não deve ultrapassar o valor máximo de 27%. Já a broca do Tipo C, onde o tamanho do gume transversal corresponde somente a 3% do diâmetro da broca, a contribuição para a força de corte deve ser de no máximo de 3,5% e para a força de avanço, de 6,5%.

A Figura 109 mostra os resultados obtidos experimentalmente e simulados com o modelo de força de furação para a força de corte utilizando as brocas Standard e do Tipo A e C. Diferentemente do aço Ck45 onde o alívio do Tipo A resultou em uma pequena variação da força, no aço ESP65 este alívio provocou uma redução em média de 51% nas forças. Já para o alívio do Tipo C esta redução atingiu um valor em torno de 40% da força obtida para a furação em cheio com a broca Standard. Com relação aos valores simulados, a broca Standard apresenta valores cerca de 7% maiores que os medidos, enquanto que o valor simulado para o alívio do Tipo A é em média 136% maior e para o Tipo C cerca de 72% maior que os valores medidos. Uma das características encontradas a partir da análise dos resultados medidos para os diferentes tipos de alívio, em relação à geometria Standard da broca helicoidal, é que enquanto a força de corte da geometria Standard gera um incremento linear de força com a variação do avanço da broca, a geometria do Tipo A e a geometria do Tipo C incrementam os valores de força de forma polinomial. Ou seja, os valores aumentam em proporções cada vez menores em relação ao avanço subsequente. Além da alteração da geometria imposta pelos alívios do Tipo A e C, no caso do aço ESP65 existe também a influência dos elementos de liga que fazem com que as forças sejam menores, reforçando assim a necessidade de implementação de um fator de compensação no modelo de força que leve em conta as diferenças nas propriedades mecânicas dos diferentes aços. Isto porque somente com o ajuste da força específica de corte e do coeficiente de Kienzle de corte, entre os processos de torneamento e furação, não é compensado o efeito da melhora na usinabilidade em termos de força principalmente na região do gume principal.

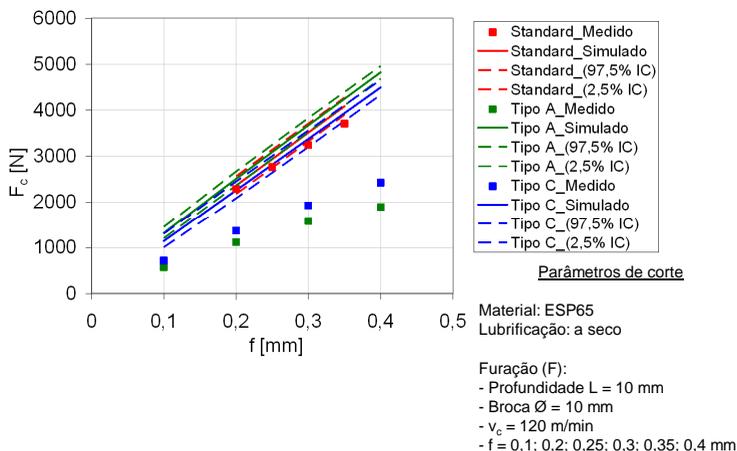


Figura 109 – Comparação do efeito de diferentes tipos de alívio do gume transversal sobre a força de corte na furação em cheio.

Já na direção de avanço, aonde a maior contribuição na força vem da região do gume transversal, o efeito da melhor usinabilidade do aço ESP65 é mais expressivo na broca com geometria Standard, onde o gume representa 28% do diâmetro da broca. Como relatado anteriormente, os valores de força do torneamento são relativamente menores se comparados com os da furação. No caso da redução do gume transversal utilizando os alívios do tipo A (12% do diâmetro) e C (3% do diâmetro), a diferença entre as forças medidas e simuladas é sensivelmente menor, como mostra a Figura 110. A redução substancial do gume transversal, em conjunto com a alteração geométrica da região de transição entre os gumes principal e transversal, possibilita uma redução das solicitações sobre os gumes da broca. Em termos da força de avanço para o aço EPS65 isto representa uma redução de 75% da força para a broca com alívio do Tipo A e de 57% para o alívio do Tipo C. Com relação aos valores simulados pelo modelo de força de furação, o alívio do Tipo A apresenta um valor simulado cerca de 87% maior que o medido, enquanto que para o Tipo C os valores são em média 14% menores que os medidos. Da mesma forma que na força de corte medida para as brocas com alívio do gume transversal, a força de avanço não mantém a proporcionalidade de crescimento com o aumento do avanço da broca, isto faz com que os valores simulados tenham uma inclinação diferente dos valores medidos, levando a erros cada vez maiores para

avanços maiores. Este fato se apresenta como uma deficiência do modelo de força em sua atual configuração.

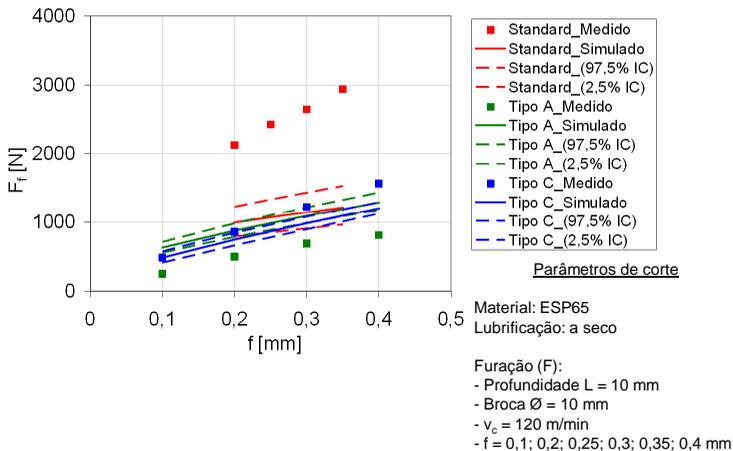


Figura 110 – Comparação do efeito de diferentes tipos de alívio do gume transversal sobre a força de avanço na furação em cheio.

7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 Conclusões

O objetivo deste trabalho foi, primordialmente, a modelagem das forças de usinagem na furação utilizando-se de dados experimentais obtidos a partir de ensaios de torneamento. Para tal, foi utilizado o modelo de força de Kienzle, desenvolvido originalmente para descrever o comportamento das forças no processo de torneamento, na obtenção dos dados de entrada de força dos processos de torneamento e furação. Levando-se em conta que cada combinação de material/ferramenta apresenta características específicas para a variação dos coeficientes do modelo de força de Kienzle, foram criadas as condições de contorno que possibilitaram a correlação entre os processos de torneamento e de furação, permitindo desta forma o ajuste dos dados de força oriundos do processo de torneamento, em dados simulados de força na furação.

Com relação à modelagem das forças, o modelo de força de furação desenvolvido focou essencialmente a ponta da broca helicoidal, considerando os gumes transversal, principal e secundário, como sendo os principais responsáveis pelo momento torçor e pela força de avanço durante o processo de furação. Na região dos gumes principal e transversal foi utilizado o modelo de força de Kienzle, enquanto que para o gume secundário foi atribuído um fator de ajuste que leva em conta o atrito das guias da broca com as paredes do furo, o atrito dos cavacos com os canais da broca e também com as paredes do furo, possibilitando assim que o somatório de todas as parcelas abordadas pelo modelo resulte nos valores de força da furação em cheio.

Na região do gume principal o modelo de força de Kienzle adaptado ao processo de furação apresenta bons resultados simulados da força de avanço e do momento torçor. Evidencia-se, assim, que o método empregado utilizando as diferenças geométricas entre as ferramentas de corte de torneamento e furação, mais especificamente entre os ângulos de saída normal γ_n , e o ângulo de inclinação lateral λ_s , permite o ajuste dos valores das forças específicas de corte e de avanço, correspondentes ao torneamento, para valores equivalentes ao processo de furação. Já na região do gume transversal, o emprego do modelo de força também apresentou resultados satisfatórios, porém com uma discrepância maior dos valores simulados devido as limitações encontradas na aplicação do modelo de força de Kienzle na região

central da broca onde a geometria é extremamente negativa e os valores de velocidade de corte tendem a zero.

A validação do modelo utilizando diferentes diâmetros de broca, diferentes materiais da peça e diferentes tipos de afiação de alívio do gume transversal se mostrou adequada e apresentaram em geral bons resultados, uma vez que permitiu avaliar o modelo de força em diferentes condições de utilização do processo de furação.

Com relação à variação do diâmetro da broca, a variação dimensional gerou resultados simulados dentro da tolerância especificada de 95% de intervalo de confiança. Para a força de corte, a banda de incerteza apresenta uma distância constante dos limites inferior e superior em relação ao resultado de força simulado, restringindo a margem de incerteza com o aumento do avanço. Ou seja, para avanços pequenos a margem é grande ($f = 0,1$ mm, cerca de 15%) enquanto que para avanços grandes a margem diminui ($f = 0,25$ mm, cerca de 8%). Já a força de avanço apresenta uma banda de incerteza constante, em termos percentuais, em relação aos valores simulados, o que faz com que a mesma tenha uma distância cada vez maior com o aumento do avanço. Este fato evidencia a instabilidade do processo de torneamento do aço Ck45 na direção de avanço.

Da mesma forma, para os ensaios com diferentes aços, a força de corte apresenta bons resultados simulados. Uma análise mais detalhada da banda de incerteza gerada para os três aços mostra que o efeito dos elementos de liga e a melhora da usinabilidade dos aços ESP65 e ETG100 em relação ao aço Ck45. Além dos primeiros apresentarem valores de força de corte menores, a banda de incerteza é mais restrita, devido à homogeneidade das propriedades mecânicas no material e a repetibilidade da medição de força no torneamento do segmento D9. Já na direção de avanço, o modelo de força baseado no aço Ck45 não se adéqua aos outros dois aços, ESP65 e ETG100, apresentando valores simulados menores que os medidos. Este fato mostra que a força de avanço é mais sensível à melhora da usinabilidade no processo de torneamento que no processo de furação, sendo que os valores da força específica do torneamento são muito menores que os da furação para os aços ESP65 e ETG100, se comparados com o aço Ck45, não permitindo assim que o modelo tenha ajustados os valores esperados para o processo de furação. Igualmente é possível verificar o efeito da homogeneidade do material e, conseqüentemente, a repetibilidade da medição de força para os três aços.

Finalmente, com relação à aplicação de uma afiação de alívio do gume transversal, os ensaios de furação realizados com os aços Ck45 e

ESP65 mostram o efeito positivo na redução dos esforços principalmente na direção de avanço. Tanto na direção de corte como na direção de avanço faz-se necessária ainda a implementação no modelo de força de furação, de uma compensação para o tamanho da região de geometria negativa do gume transversal remanescente em relação ao tamanho que o mesmo teria sem a afiação de alívio, visto que o modelo considera uma distribuição uniforme das forças para esta região. Também é vital a adoção de um fator que descreva a usinabilidade dos aços correlacionado com suas propriedades mecânicas, no sentido de aumentar e ajustar a precisão do modelo proposto.

Faz-se necessária ainda uma melhor adaptação da correção geométrica do torneamento com ângulo da saída nulo em relação à furação com ângulo de saída extremamente negativo, além de um melhor entendimento dos mecanismos de formação de cavaco.

A utilização de segmentos cilíndricos apresentou-se como um método eficaz e de fácil aplicabilidade tanto nos ensaios de furação como nos de torneamento. Assim, tornar-se-á possível, no futuro, uma padronização neste tipo de experimento, podendo o mesmo ser aplicado para diferentes geometrias de brocas, diâmetros, revestimentos e materiais de peça. Além disso, com a segmentação feita ao longo dos gumes transversal e principal, são identificadas as regiões que sofrem maiores solicitações mecânicas. Com essa informação é então possível a proposição de modificações geométricas na ponta da broca que minimizem esses esforços, como por exemplo, aplicação de afiações especiais para o alívio do gume transversal, bem como a aplicação de outros materiais à ferramenta de corte e novos revestimentos. Outra possibilidade que o modelo permite é a aplicação de dados retirados diretamente de livros e tabelas, dos quais podem ser obtidos os coeficientes do modelo de força de Kienzle.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Como relatado anteriormente, o desenvolvimento do atual modelo de força foi baseado no modelo de força desenvolvido por Kienzle, e torna possível o ajuste dos coeficientes encontrados no processo torneamento para o processo de furação. Pelo fato de o modelo apresentar ainda algumas limitações, o que restringe um pouco a sua aplicação, são feitas algumas sugestões para trabalhos futuros e que permitam o aprimoramento do atual modelo, fazendo com que o trabalho desenvolvido tenha uma continuidade:

- Aprimorar o modelo com a adequação do tamanho do gume transversal de brocas com alívio em relação à broca com geometria Standard.
- Verificar e corrigir, se for o caso, o efeito de desgaste das brocas, uma vez que o atual modelo não contempla este aspecto. Foram utilizadas somente ferramentas de corte novas nos processos de torneamento e furação.
- Adotar uma adequação do modelo em relação às diferenças das propriedades mecânicas existentes entre os materiais, principalmente no caso de adição e elementos de liga e/ou tratamentos térmicos que melhoram a sua usinabilidade.
- Com relação a variante do processo de torneamento em que foram utilizadas pastilhas com geometria especial na região do gume principal com bons resultados, verificar a viabilidade do emprego de uma ferramenta que tenha a mesma geometria negativa do ângulo de saída correspondente ao gume transversal.
- Na região do gume transversal, implementar a integral das forças ao longo do gume, utilizando um maior número de valores para os coeficientes de Kienzle. Atualmente a força é calculada utilizando-se um único valor, com distribuição homogênea dos esforços.
- Realizar estudos com interrupção súbita do processo de corte, utilizando um equipamento QSD (*Quick Stop Device*), para descrever de forma precisa os fenômenos que ocorrem durante a formação do cavaco, principalmente na região do gume transversal, e assim permitir uma melhor adequação do modelo para esta região.

8 REFERÊNCIAS

- 1 TÖNSHOFF, H.K., *et al.* *Machining of Holes - Developments in drilling Technology*. CIRP Annals, Vol. 43, Issue 2, 1994. pp. 551-561.
- 2 BORK, C.A.S. *Otimização de Variáveis de Processo para a Furação do Aço Inoxidável Austenítico DIN 1.454*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1995. 127 p.
- 3 STRENKOWSKI, J.S.; HSIEH, C.C.; SHIH, A.J. *An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, 2004. pp. 1413–1421.
- 4 CASTILLO, W.J.G. *Furação Profunda do Ferro Fundido Cinzento GG25 com Brocas de Metal-duro com Canais Retos*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005. 134 p.
- 5 CHEN, W.C. *et al.* *Design optimization of a split-point drill by force analysis*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 58, 1996. pp. 314-322.
- 6 ELHACHIMI, M.; TORBATY, S.; JOYOT, P. *Mechanical modelling of high speed drilling. 1: predicting torque and thrust*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 39, 1999. pp. 553-568.
- 7 YANG, J.A.; JAGANATHAN, V.; DU, R. *A new dynamic model for drilling and reaming processes*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, 2002. pp. 299–311.
- 8 KIM, K.W.; AHN, T.K. *Force Prediction and Stress Analysis of a Twist Drill from Tool Geometry and Cutting Conditions*. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol. 6, Nr.1, 2005. pp. 65-72.

- 9 HSIEH, J.; LIN, P.D. *Mathematical Model of Multiflute Drill Point*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, 2002. pp. 1181-1193.
- 10 STEPHENSON, D.A.; AGAPIOU, J.S. *Calculation of Main Cutting Edge Forces and Torque for Drills with Arbitrary Point Geometries*. International Journal of Machine Tools Manufacture, Vol. 32, No. 4, 1992. pp.521-538.
- 11 PAUL, A.; KAPOOR, S.G.; DEVOR, R.E. *Chisel edge and cutting lip shape optimization for improved twist drill point design*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, 2005. pp. 421-431.
- 12 KÖNIG, W.; KLOCKE, F. *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*. Editora Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 7. korrigierte Auflage, Aachen, Alemanha, 2002. 471 p.
- 13 TEIXEIRA, C.R. *Influência dos erros geométricos de afiação nas brocas helicoidais de aço rápido na qualidade dos furos produzidos*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1995. 110 p.
- 14 SPUR, G. *Beitrag zur Schnittkraftmessung beim Bohren mit Spiralbohrern unter Berücksichtigung der Radialkräfte*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Technische Hochschule Braunschweig, Braunschweig, Alemanha, 1960. 132 p.
- 15 STEMMER, C.E. *Ferramentas de Corte II*. Editora da UFSC, 3a Ed., Florianópolis, Brasil, 2005. 314 p.
- 16 SCHROEDER P.T. *Widening Interst In Twist Drills*. Disponível em <<http://mmsonline.com/articles/099805.html>>. Acesso em 10.07.2008.
- 17 ZEILMANN, R.P. *Furação da Liga de Titânio TiAl6V4 com Mínimas Quantidades de Fluido de Corte*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2003. 206 p.

- 18 DIN 8589-2. *Fertigungsverfahren Spanen Teil 2: Bohren - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 2003. 12 p.
- 19 CHILDS, T. *et al. Metal Machining: Theory and Applications*. Editora Arnold, London, Inglaterra, 2000. 408 p.
- 20 DIN 8589-0. *Fertigungsverfahren Spanen Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 2003. 8 p.
- 21 DIN ISO 5419. *Spiralbohrer: Benennungen, Definitionen und Formen (ISO 5419:1982)*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1998. 17 p.
- 22 TANDON, P.; GUPTA, P.; DHANDE, S.G. *Geometric Modeling of Fluted Cutters*. Journal of Computing and Information Science in Engineering, Vol. 8, 2008.
- 23 WATSON, A.R. *Geometry of Drill Elements*. International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 25, No. 3, 1985. pp. 209-227.
- 24 DIN 6582. *Begriffe der Zerspantechnik: Ergänzende Begriffe am Werkzeug-am Schneidteil und an der Schneide*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1988, 12 p.
- 25 ASM INTERNATIONAL. *Metals Handbook - Machining*. Vol. 16, 9th Edition, Editora Materials Park, Ohio, USA, 1989. 643 p.
- 26 DIN 6581: *Begriffe der Zerspantechnik: Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1985. 42 p.
- 27 DIN 1414-1. *Technische Lieferbedingungen für Spiralbohrer aus Schnellarbeitsstahl Teil 1: Anforderungen*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1998. 19 p.
- 28 FISCHER, U. *et al. Tabellenbuch Metall*. Editora Europa Lehrmittel, Auflage 43, 2005. 422 p.
- 29 HSIEH, J.F., LIN, P.D. *Drill Point Geometry of Multi-Flute Drills*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol.26, 2005. pp. 466-476.

- 30 STEMMER, C.E., 2005, *Ferramentas de Corte I*, 6a Ed., Editora da UFSC, Florianópolis, 249 p.
- 31 TIKAL, F.; KAMMERMEIER, D. *Vollhartmetallbohrer und -fräser*. Editora Verlag Moderne Industrie, Landsberg, Alemanha, 1993. 72 p.
- 32 SPUR, G.; STÖFERLE, Th. *Handbuch der Fertigungstechnik Band 3/1 Spanen*. Editora Carl Hanser Verlag München Wien, München, Alemanha, 1979. 647 p.
- 33 CAMPOS, D.D.V. *Análise Teórico-experimental da Deflexão de Ferramentas no Fresamento de Topo*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.
- 34 DIN 1836. *Werkzeug-Anwendungsgruppen zum Zerspanen*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1984. 4 p.
- 35 PAUCKSCH, E. *Zerspantechnik*. Editora Viewegs Fachbücher der Technik, 11. überarbeitete Auflage, Braunschweig, Alemanha, 1992. 404 p.
- 36 ARMAREGO, E.J.A.; WRIGHT, J.D. *Predictive Models for Drilling Thrust and Torque - a comparison of three Flank Configurations*. CIRP Annals, Vol. 33, Issue 1, 1984. pp. 5-10.
- 37 EDWARDS, R. *Cutting tools*. Editora Maney Materials Science, 1th Ed., London, 1993. 224 p.
- 38 CASTRO, P.R.A. *Aspectos Tecnológicos da Usinagem a Seco e com Mínima Quantidade de Fluido de Corte na Furação com Broca Helicoidal*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001. 180 p.
- 39 DIN 6580. *Begriffe der Zerspantechnik: Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1985. 14 p.
- 40 GROTE, K.-H.; FELDHUSEN, J. *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. Editora Springer, Ausgabe 21, Berlin, 2005. 1856 p.

- 41 DIN 1412. *Spiralbohrer aus Schnellarbeitsstahl: Anschliffformen*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 2001. 2 p.
- 42 RISSE, K. *Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, Alemanha, 2006. 137 p.
- 43 KE, F.; NI, J.; STEPHENSON, D.A. *Continuous chip formation in drilling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, 2005. pp. 1652-1658.
- 44 JAWAHIR, I.S.; LUTTERVELT, C.A. *Recent Developments in Chip Control Research and Applications*. CIRP Annals, Vol. 42, Issue 2, 1993. pp. 659-693.
- 45 MELLINGER, J.C. *et al. Modeling Chip-Evacuation Forces and Prediction of Chip-Clogging in Drilling*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, 2002. pp. 605-614.
- 46 MELLINGER, J.C. *et al. Modeling Chip-Evacuation Forces in Drilling for Various Flute Geometries*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 125, 2003. pp. 405-415.
- 47 VENKATESH, V.C.; XUE, W. *A study of the built-up edge in drilling with indexable coated carbide inserts*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 58, 1996. pp. 379-384.
- 48 DOLINSĚK S. *Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 133, 2003. pp. 63-70.
- 49 TÖNSHOFF, H.K; HOLLMANN, C. *Hochgeschwindigkeits-spanen*. Editora Wiley-VCH Verlag, Weinheim, Alemanha, 2005. 527 p.
- 50 BACH, Fr.-W. *et al. Spanwurzelnuntersuchungen beim HSC-Bohren*, VDI-Z - Integrierte Produktion, Springer VDI Verlag, Nr. 1, 2003. pp. 20-23.

- 51 DIN 6584. *Begriffe der Zerspantechnik: Kräfte Energie Arbeit Leistungen*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1982. 9 p.
- 52 WITTE, L. *Spezifische Zerspankräfte beim Drehen und Bohren*, Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, Alemanha, 1980. 143 p.
- 53 ROCHA, A.S. *Determinação de um Modelo de Força de Usinagem para a Furação a Partir do Modelo de Força de Usinagem no Torneamento*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1984. 117 p.
- 54 BACH, Fr.-W. *et al. Kontaktflächenanalyse beim Hochgeschwindigkeits-Bohren*. VDI-Z Integrierte Produktion, Springer VDI Verlag, 2004. pp. 30-32.
- 55 KOEHLER, W. *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universität Dortmund, Dortmund, Alemanha, 2004. 128 p.
- 56 OHBUCHI, Y.; OBIKAWA, T. *Finite Element Modeling of Chip Formation in the Domain of Negative Rake Angle Cutting*. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 125, 2003. pp. 324-332.
- 57 VAN LUTTERVELT, C.A. *et al. Present situation and future trends in modelling of machining operations*. CIRP Annals, Vol. 47, Issue 2, 1998. pp. 587-626.
- 58 AVGOUSTINOV, N. *Modelling in Mechanical Engineering and Mechatronics*. Editora Springer London, London, Inglaterra, 2007. 226 p.
- 59 ASTAKHOV, V.P.; OSMAN, M.O.M. *An analytical evaluation of the cutting forces in self-piloting drilling using the model of shear zone with parallel boundaries. Part 1: Theory*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36, No. 11, 1996. pp. 1187-1200.

- 60 FREITAS Fº, P.J. *Introdução à Modelagem e Simulação de Sistemas c/ Aplicações em Arena*. Editora Visual Books, 2001. 322 p.
- 61 ROBINSON, S. *Simulation: The Practice of Model Development and Use*. Editora John Wiley & Sons, Inglaterra, 2004. 336 p.
- 62 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, 2001. 94 p.
- 63 VAN LUTTERVELT, C.A.; PENG, V. *Symbiosis of Modelling and Sensing to Improve the Accuracy of Workpieces in Small Batch Machining Operations*. International Journal Advanced Manufacturing Technology, Vol. 15, 1999. pp. 699-710.
- 64 SÖHNER, J. *Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universität Karlsruhe, Karlsruhe, Alemanha, 2003. 147 p.
- 65 THAM, M. *Overview of Mechanistic Modelling Techniques*. Disponível em <http://lorien.ncl.ac.uk/ming/dynamics/modelling.pdf>. Acesso em 23.11.2007. 6 p.
- 66 MERCHANT, M.E. *Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip*. Journal of Applied Physics, Vol. 16, Nr. 5, 1945. pp. 267-275.
- 67 DAWIN, J.P. *Machining-Fundamentals and Recent Advances*. Editora Springer, 1. Auflage, Berlin, 2008. 361 p.
- 68 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, 2006. pp. 83-89.
- 69 TRENT, E.; WRIGHT, P. *Metal Cutting*. Editora Butterworth-Heinemann, 4th ed., 2000. 446 p.

- 70 MACKERLE J. *Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976-1996)*. Journal of Material Processing Technology, Vol. 86, 1999. pp. 17-44.
- 71 TSAI H.H.; HOCHENG, H. *On-line identification of thermally-induced convex deformation of the workpiece in surface grinding*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 121, 2002. pp. 189-201.
- 72 CRICHIGNO FILHO, J.M. *Simulação numérica do processo de lapidação plana como ferramenta para otimização do processo*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1994. 136 p.
- 73 WIRIYACOSOL, S.; ARMAREGO, E.J.A. *Thrust and Torque Prediction in Drilling from a Cutting Mechanics Approach*. CIRP Annals, Vol. 28, Issue 1, 1979. pp. 87-91.
- 74 HAMADE, R.F.; SEIF, C.Y.; ISMAIL, F. *Extracting cutting force coefficients from drilling experiments*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, 2006. pp.387-396.
- 75 ZHANG, W.; HE, F.; XIONG, D. *Parameterized Geometric Design for Complex Helical Drill Point*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 127, 2005. pp. 319-327.
- 76 PAUL, A.; KAPOOR, S.G.; DEVOR, R.E. *A Chisel Edge Model for Arbitrary Drill Point Geometry*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 127, 2005. pp. 23-32.
- 77 REN, K.; NI, J. *Analyses of Drill Flute and Cutting Angles*. International Journal Advanced Manufacturing Technology, Vol. 15, 1999. pp.546-553.
- 78 WEINERT, K. *Spanende Fertigung*. Editora Vulkan-Verlag GmbH, 3. Ausgabe, Essen, Alemanha, 2001. 630 p.
- 79 STEPHENSON, D.A. *Material characterization for metal cutting force modeling*. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 111, 1989. pp. 210-219.

- 80 CHANDRASEKHARAN, V. *A model to predict the three-dimensional cutting force system for drilling with arbitrary point geometry*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), University of Illinois, Illinois, 1996. 178 p.
- 81 JAGANATHAN, V. *A Study on the Dynamics of Drilling and Reaming*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). University of Windsor, Windsor, Canada, 1998. 95 p.
- 82 ALTINTAS, Y. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge University Press, Cambridge, Inglaterra, 2000. 298 p.
- 83 DARGNAT, F.; DARNIS, PH.; CAHUC, O. *Energetical Approach for Semi-Analytical Drilling Modelling*. Proceedings 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, 2005. pp. 183-190.
- 84 WATSON, A.R. *Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. III - drilling model for chisel edge*. International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 25, No. 4, 1985. pp. 377-392.
- 85 WATSON, A.R. *Drilling Model for Cutting Lip and Chisel Edge and Comparison of Experimental and Predicted Results. I - Initial Cutting Lip Model*. Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 25. Nr. 4, 1985. 347-365. 1985
- 86 KOCH, K.-F. *Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, Alemanha, 1996. 167 p.
- 87 ARMAREGO, E.J.A.; CHENG, C.Y. *Drilling with Rake Face and Conventional Twist Drills - I: Theoretical Investigation*. International Journal of Machine Tool Design and Research, Vol. 12, 1972. pp. 17-35.
- 88 LIN, C.G.I.; OXLEY, P.L.B. *Mechanics of Oblique Machining: Predicting Chip Geometry and Cutting Forces from Work Material Properties and Cutting Conditions*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 186, 66/72, 1972. pp. 813-820.

- 89 ALBRECHT, P. *New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process - Part I- The Ploughing Process in Metal Cutting*. Journal of Engineering for Industry, 1960. pp. 348-357.
- 90 Balzers. *BALINIT® HELICA für den optimalen Dreh beim Bohren*. Disponível em http://www.oerlikonbalzerscoating.com/bde/documents/broschures/BALINIT_HELICA_HQ002DE_0609.pdf>. Acesso em 20.06.2008.
- 91 KRENN, A. *Optical Measurement of Indexable Inserts*. Revista G.I.T. Imaging & Microscopy, Nr. 04, 2005, pp. 40-41.
- 92 SCHMID, H.; VALENTIN, J. *Konfokalmikroskop- Präzise und schnelle Messung*. Revista PRAXIS PROFILINE – Berührungslose Messtechnik, 2006. pp.60-61.
- 93 BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. *Advanced Cutting Technology*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 52, Issue 2, 2003. pp. 483-507.
- 94 TIKAL, F.; HOLSTEN, S. *Neue Anforderungen erfordern neue Werkzeuge*. VDI-Zeitung, Nr. 3, 2006. pp. 44-46.
- 95 HSIEH, J.F. *Mathematical model for helical drill point*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 45, 2005. pp. 967-977.
- 96 BIENEMANN, R. *Evaluation der Schneidkantenbelastung beim Gewindebohren schwer zerspanbarer Werkstoffe*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universität Kassel, Kassel, Alemanha, 2009. 165 p.
- 97 DIN 1414-2. *Technische Lieferbedingungen für Spiralbohrer aus Schnellarbeitsstahl Teil 2: Prüfung*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1998. 9 p.
- 98 VIJAYARAGHAVAN, A. *Automated Drill Design Software*. Disponível em http://www.eecs.berkeley.edu/~sequin/CS285/PAPERS/drill_modeling.pdf>. Acesso em 15.02.2009. 13 p.

- 99 VIJAYARAGHAVAN, A.; DORNFELD, D.A. *Automated Drill Modeling for Drilling Process Simulation*. Journal of Computing and Information Science in Engineering, Vol. 7, Issue 3, 2007. pp. 276-282.
- 100 KYRATSIS, P.; BILALIS, N.; ANTONIADIS, A. *CAD based Predictive Models of the Underformed Chip Geometry in Drilling*. World Academy of Science, Engineering and Technology, Vol. 52, 2009. pp. 318-324.
- 101 DIN 6539. *Vollhartmetall-Spiralbohrer mit durchgehendem Zylinderschaft: Masse*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, Alemanha, 1991. 3 p.
- 102 VINCE, J.A. *Mathematics for Computer Graphics*. Editora Birkhäuser, 2. Ausgabe, 2006. 248 p.
- 103 ISO 3002-2. *Basic quantities in cutting and grinding - Part 2: Geometry of the active part of cutting tools – General conversion formulae to relate tool and working angles*. Editora ISO, 1st. Edition, Suíça, 1982. 40 p.
- 104 EHMANN, K.F. *Grinding wheel profile definition for the manufacture of drill flutes*. CIRP Annals, Vol. 39, Issue 1, 1990. pp. 153-156.
- 105 *Das Seileck / Das Prinzip*. Disponível em <http://mb-s1.upb.de/LTM/TME/Vorlesung/Kapitel_04_6_2_Beispiel_Seileck_1.pdf>. Acesso em 06.07.2007.
- 106 *Das Seileck / Ein Beispiel*. Disponível em <http://mb-s1.upb.de/LTM/TME/Vorlesung/Kapitel_04_6_2_Beispiel_Seileck_2.pdf>. Acesso em 06.07.2007.
- 107 Böge, A. *Technische Mechanik*. Editora Vieweg+Teubner, 28. Auflage, Wiesbaden, Alemanha, 2009. 427 p.
- 108 SCHROETER, R.B. *Usinagem de ultraprecisão de elementos ópticos transmissivos no espectro infravermelho*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1997. 194 p.

- 109 DONATELLI, G.D.; ICHIYAMAB, B.; SANTARELLI, E.L. *Consideraciones Metrologicas en la Determinacion de la Tenacidad a la Fractura de Polimeros*. Jornadas SAM 2000 - IV Coloquio Latinoamericano de Fractura y Fatiga, 2000. pp. 695-702.
- 110 ISO 3685. *Tool-life testing with single-point turning tools*. Editora ISO, 2st. Edition, Suíça, 1993. 56 p.
- 111 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, 2005. pp. 5-15.
- 112 SILVA, P.W. *et al.* *Geração de Incertezas de Funções Redutíveis ao Primeiro Grau Ajustadas pelo Método dos Mínimos Quadrados*. Revista Brasileira de Ensino de Física, Vol. 21, Nr. 3, 1999. PP. 341-349.
- 113 BOEIRA, A.M.G. *et al.* *On-line chip speed measurement in the turning process*. Proceedings of the 37th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems, Florianópolis, Brasil, 2005. 7 p.
- 114 PATTEN, J.; FANG, N.; PARKER, M. *Advanced Machining of Alternative Materials*. Conference Manufacturing Technology Summit, 2004. 11p.
- 115 BERSCH, B.; FRÖBER, H.; WEISE, H. *Optimierung der Zerspanbarkeit von Automatenstahl*. Journal of Materials Technology, Vol. 7, 1976. pp. 181-189.
- 116 ESSEL, I. *Machinability Enhancement of Non-Leaded Free Cutting Steels*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, Alemanha, 2006. 137 p.