

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

DIEGO ALEJANDRO NEIRA MORENO

**VALIDAÇÃO DE UM DISPOSITIVO DE INTERRUÇÃO
SÚBITA DA FURAÇÃO COM BROCAS HELICOIDAIS PARA
ANÁLISE DA RAIZ DE CAVACO**

Florianópolis
2013

Diego Alejandro Neira Moreno

**VALIDAÇÃO DE UM DISPOSITIVO DE INTERRUPÇÃO
SÚBITA DA FURAÇÃO COM BROCAS HELICOIDAIS PARA
ANÁLISE DA RAIZ DE CAVACO**

Dissertação submetida ao Programa de
Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica da Universidade Federal de
Santa Catarina para a obtenção do
Grau de Mestre em Engenharia
Mecânica
Orientador: Prof. Dr. Rolf Bertrand
Schroeter

Florianópolis
2013

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

Neira Moreno, Diego Alejandro

Validação de um dispositivo de interrupção súbita da furação com brocas helicoidais para análise da raiz de cavaco / Diego Alejandro Neira Moreno ; orientador, Rolf Bertrand Schroeter - Florianópolis, SC, 2013.
212 p.

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

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Furação. 3. Brocas helicoidais. 4. Dispositivos de interrupção súbita. 5. Raízes de cavaco. I. Schroeter, Rolf Bertrand . II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Diego Alejandro Neira Moreno

**VALIDAÇÃO DE UM DISPOSITIVO DE INTERRUÇÃO
SÚBITA DA FURAÇÃO COM BROCAS HELICOIDAIS PARA
ANÁLISE DA RAIZ DE CAVACO**

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

Florianópolis, 12 de abril de 2013.

Prof. Júlio César Passos, Dr.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.
Orientador

Prof. Walter Lindonfo Weingaertner, Dr.-Ing.

Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph.D.

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

Dedico este trabajo a toda mi familia en Colombia y a todos mis amigos en la amañadora ciudad de Florianópolis.

AGRADECIMENTOS

Eu agradeço ao Brasil e todas suas instituições pelo imenso apoio e a oportunidade de estudo.

Ao professor Rolf Bertrand Schroeter por seus conhecimentos e sua infinita paciência durante a orientação deste trabalho.

Aos integrantes do grupo SIMUS do Laboratório de Mecânica de Precisão pela ajuda na revisão deste trabalho.

Ao colega Denis Boing, do Laboratório de Ensaios e Desenvolvimento de Produtos da UNIFEBE, pela ajuda na realização das medições de dureza e rugosidade.

Ao grupo da Vila da Pipoca e sua líder, formada em Biblioteconomia, a senhorita Brenda Dayana Gonzalez Isami.

“O sucesso nasce do querer, da determinação e persistência em se chegar a um objetivo. Mesmo não atingindo o alvo, quem busca e vence obstáculos, no mínimo fará coisas admiráveis.”

(José de Alencar)

RESUMO

A furação com brocas helicoidais é um dos processos de usinagem mais empregados pela indústria metal-mecânica, sendo que as operações de furação podem representar mais de 50% do total das operações de usinagem. Assim, novos métodos que auxiliem no planejamento deste processo, bem como o desenvolvimento de novas brocas e máquinas-ferramentas que tornem a furação mais eficiente, adquirem grande importância. A modelagem e simulação de fenômenos que ocorrem durante a usinagem, como por exemplo das forças de usinagem, apresenta uma crescente relevância. Entretanto, a modelagem das forças na furação com brocas helicoidais é limitada pela dificuldade de visualizar o que ocorre na região central do furo. Além disso, a complexidade da modelagem das forças no âmbito do gume transversal de brocas helicoidais é aumentada pelas alterações das propriedades mecânicas ocorridas na região central de furos, causadas pelas elevadas taxas de deformação e que afetam as forças de usinagem. Neste contexto, é proposta neste trabalho uma metodologia para analisar o material na região central do furo, de forma que possam ser verificadas as alterações de dureza, entre outras, bem como a influência destas sobre a resistência do material e, conseqüentemente, sobre as forças de usinagem. A metodologia consiste na obtenção de raízes de cavaco na região do gume transversal de brocas helicoidais através do emprego de um dispositivo de interrupção súbita (QSD) desenvolvido para este fim. Este dispositivo mostrou-se funcional e com boas características de reprodutibilidade, permitindo a preservação das raízes de cavaco para o posterior estudo das mesmas. A partir dos corpos de prova obtidos através de ensaios de furação e com o emprego do QSD desenvolvido, foi efetuado o corte transversal das raízes dos cavacos e realizaram-se análises metalográficas e medições de dureza Vickers nesta região. Desta forma torna-se possível avaliar a deformação e o encruamento provocados no material usinado para diferentes condições de usinagem. Como material para os corpos de prova foi utilizado o aço ABNT 1045, devido à sua ampla utilização na indústria metal-mecânica, e na realização dos experimentos foram empregados três tipos de brocas helicoidais com diferentes afiações (Standard, Tipo A e Tipo C), duas velocidades de avanço (0,1 e 0,4 mm) e duas velocidades de corte (30 e 69 m/min). A partir das análises realizadas sobre as raízes dos cavacos, foi verificado um aumento significativo da dureza do material na região central do furo para todas as condições de usinagem. Os resultados das medições de dureza das raízes dos cavacos apresentaram, entretanto,

desvios padrões elevados, de forma que não foram possíveis conclusões acerca das diferenças individuais entre os efeitos provocados por cada condição de usinagem testada no experimento. A metodologia proposta para a análise de raízes de cavaco deverá permitir uma melhoria nos modelos de forças através da adoção de coeficientes de correção nos quais sejam consideradas as alterações de propriedades mecânicas do material em função das condições de usinagem e geometria da broca.

Palavras-chaves: furação, brocas helicoidais, gume transversal, raiz de cavacos, dispositivo de interrupção súbita (QSD), forças de corte.

ABSTRACT

The drilling with twist drills is one of the most employed machining processes in the metalworking industry, which can represent more than 50% of all machining operations. Thus, new methods that assist the process planning, and the development of new drills and machine tools as well, have great importance to make the drilling process more efficient. The modelling and simulation of phenomena that occur during machining, such as machining forces, have a growing relevance. However, the modelling of machining forces in drilling with twist drills is limited by the difficult visualization of what occurs in the centre of the hole. Moreover, the complexity of modelling the forces of the chisel edge is increased by changes in the mechanical properties occurring in the centre of the hole been drilled due to the high rates of plastic deformation which affect machining forces. The methodology consists in obtaining chip roots formed by the chisel edge through the sudden stop of the drilling process by a quick-stop device designed for this purpose. This device proved to be functional with good reproducibility characteristics, allowing the preservation of the chips roots for their further study. With drilling tests using the QSD were obtained chip root samples which were cut in a cross section to make its metallographic analysis and Vickers hardness measurements. This way, it becomes possible to analyse the deformation and the work hardening induced by different machining conditions. The material chosen to obtain the chip roots was the ABNT 1045 steel, due to its extensive use in the industry, and during the experiments were used three different types of twist drill geometries (Standard, Type A, Type C), two feed rates (0,1 and 0,4 mm) and two cutting velocities (30 and 69 m/min). From the analysis of the chip root's hardness measurements a considerable significant increase of material's hardness in the central region of the hole been drilled was detected. However, the hardness measurements showed higher standard deviations that did not make possible to detect the individual effects of each machining condition tested. The proposed methodology for the chip root analysis should allow an improvement in the predictive force models through the adoption of correction factors which consider the changes in mechanical properties of the material as a function of the cutting conditions and the twist drill geometry.

Keywords: drilling, twist drill, chisel edge, chip roots, quick-stop device (QSD), cutting forces.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Furadeira manual antiga com arco de madeira.	38
Figura 2 - Melhoras na broca helicoidal patentadas por Stephen Morse em 1863.	39
Figura 3 - Broca Corodril 860 de Sandvik Coromant	40
Figura 4 - Aplicações típicas do processo de furação.	41
Figura 5 - Tipos de furos.	42
Figura 6 - Variações do processo de furação.....	43
Figura 7 - Materiais para ferramentas de corte.....	47
Figura 8 - Atributos geométricos da ponta de brocas helicoidais.....	52
Figura 9 - Fabricação das brocas helicoidais.....	53
Figura 10 - Ângulo de saída e ângulo de inclinação do gume principal de brocas helicoidais no sistema de referência ferramenta na mão.....	55
Figura 11 - Distribuição do ângulo de saída normal normal e do ângulo de inclinação do gume principal das brocas helicoidais no sistema de referência ferramenta na mão.....	57
Figura 12 - Tipos de ângulo de hélice para brocas helicoidais.....	57
Figura 13 - Variações no perfil e a forma do gume principal das brocas helicoidais.....	58
Figura 14 - Afição duplo tronco de cone, elipsoidal e hiperbólica de brocas helicoidais.	60
Figura 15 - Gume transversal de brocas helicoidais com afiação de duplo tronco de cone, afiação elipsoidal e afiação hiperbólica.....	61
Figura 16 - Distribuição do ângulo de saída ao longo do gume transversal de brocas de afiação hiperbólica.....	62
Figura 17 - Distribuição do ângulo de inclinação ao longo do gume transversal de brocas helicoidais.	63

Figura 18 - Brocas com superfícies de incidência quadráticas e brocas com superfícies planas de incidência.	64
Figura 19 –Geometria da broca helicoidal com gume transversal definido por quatro superfícies planas no sistema de referência ferramenta na mão.	65
Figura 20 – Variação do ângulo de saída e do ângulo de incidência normal ao gume transversal de brocas helicoidais com superfícies planas de incidência para diferentes ângulos de ponta.	67
Figura 21 - Tipos de ponta definidos pela norma DIN 1412	68
Figura 22 - Comparação entre a região contato teórico e real entre o gume transversal de brocas helicoidais e o material da peça no centro do furo.....	70
Figura 23 - Curva Tensão vs. Deformação de um aço dúctil.	72
Figura 24 - Defeitos pontuais presentes na rede cristalina.....	73
Figura 25 - Efeitos do endurecimento por solução sólida sobre a resistência de um aço de baixo carbono.....	74
Figura 26 - Variação do limite de escoamento de um aço baixo carbono com o tamanho de grão ferrítico para diversas temperaturas de ensaio.....	76
Figura 27 - Regiões de deformação e geração de calor na usinagem.	77
Figura 28 - Deformação plástica do aço S45C na usinagem com ângulo de saída de -45° e uma velocidade de corte igual a $5\mu\text{m/s}$	80
Figura 29 - Efeito da geometria do gume transversal sobre o torque e as forças de avanço.	81
Figura 30 - Tensão de escoamento do aço CS 1114 de fácil usinagem <i>versus</i> a taxa de deformação.....	82
Figura 31 - Simulação da distribuição da temperatura no gume principal, e no gume transversal de brocas helicoidais.....	84
Figura 32 - Diferentes métodos de abertura em dispositivos de interrupção súbita.....	86

Figura 33 - Amostras de cavaco obtidas por Dolinsek.....	89
Figura 34 - Características de uma superfície gerada por torneamento duro.....	90
Figura 35 - Protótipo do QSD.....	92
Figura 36 - Matriz morfológica elaborada na fase de projeto informacional para a concepção do QSD.....	94
Figura 37 - Componentes do QSD.....	95
Figura 38 - Estados do dispositivo, armado (a) e aberto (b).....	95
Figura 39 - Análise das tensões sobre o gatilho e no pino de aço ABNT 1045.....	100
Figura 40 - Diagrama de corpo livre aplicado ao gatilho.....	101
Figura 41 - Dispositivo de Interrupção Súbita (QSD).....	103
Figura 42 - Fresadora ROMI POLARIS F400 do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP)-UFSC.....	105
Figura 43 - Fresa para facear Coromill 245L com 6 pastilhas de metal-duro.....	107
Figura 44 - Resultados dos pré-testes do QSD.....	109
Figura 45 - Planejamento de corte do sobrematerial dos corpos-de-prova.....	110
Figura 46 - Diâmetro da broca <i>Standard</i> , da broca Tipo C e da broca Tipo A na região do gume transversal.....	111
Figura 47 - Corpo-de-prova fixado na morsa hidráulica da fresadora CNC após a eliminação do sobrematerial mediante uma operação de faceamento.....	113
Figura 48 - Corte dos corpos de prova para análise da integridade da superfície.....	114
Figura 49 - Embutido do corpo de prova.....	115
Figura 50 - Seção transversal das superfícies geradas pelo processo de fresamento.....	116
Figura 51 - Resultado das medições de dureza na subsuperfície dos corpos-de-prova fresados.....	116

Figura 52 – Corte do sobrematerial dos corpos-de-prova.	117
Figura 53 - Etapas da obtenção e preparação das raízes de cavaco. ...	119
Figura 54 - Metodologia para a medição de dureza na raiz do cavaco.	121
Figura 55 –Efeito do aumento do avanço por gume sobre o tamanho da raiz do cavaco.....	124
Figura 56 – Efeito da geometria do gume transversal sobre a morfologia e o tamanho da raiz do cavaco do gume transversal.	125
Figura 57 - Regiões de deformação e linhas de escorregamento nas raízes de cavaco obtidas com a broca Tipo A.	127
Figura 58 - Regiões de deformação e linhas de escorregamento nas raízes de cavaco obtidas com a broca Tipo C.....	128
Figura 59 – Regiões de deformação e linhas de escorregamento nas raízes de cavaco obtidas com a broca <i>Standard</i>	129
Figura 60 – Dureza média das raízes dos cavacos e do material-base com intervalos de confiança de 95%	130
Figura 61 - Comparação entre a dureza média agrupada das raízes dos cavacos e a dureza do material-base.....	131
Figura 62 - Efeitos dos fatores principais sobre a dureza na raiz do cavaco.	134
Figura 63 - Interações entre os fatores principais em função da dureza média das raízes dos cavacos.	135

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 - Capacidades do processo de furação com brocas helicoidais.	44
Quadro 2 - Tipos de aço-rápido mais utilizados na fabricação de brocas helicoidais.	49
Quadro 3 - Componentes das forças exercidas pelos gumes da broca helicoidal.	70
Quadro 4 - Concepção do QSD.	93
Quadro 5 - Composição química e propriedades mecânicas do aço ABNT1045.	107
Quadro 6 - Características geométricas das brocas utilizadas no experimento.	108
Quadro 7 - Planejamento experimental para a seleção do parâmetro de usinagem no fresamento dos corpos de prova.	113
Quadro 8 - Planejamento experimental para a obtenção das raízes dos cavacos do gume transversal.	118

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - ANOVA entre diferentes condições de ensaio.....	132
Tabela 2 - ANOVA dos fatores de influência.	133

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas

A_r	[m ²]	Área de contato
C_{ct}	[mm]	Distância entre os gumes principais
D_{cp}	[mm]	Diâmetro de corpo de prova
E	[Pa]	Módulo de elasticidade
F_{ac}	[N]	Força de acionamento do QSD
F_{ap}	[N]	Força de aperto
F_{at}	[N]	Força de atrito
F_{mol}	[N]	Força exercida pelas molas
F_f	[N]	Força de avanço
I	[kg.m ²]	Momento angular de inércia do gatilho
IC_s	[mm]	Intervalo de confiança superior
K_{re}	[Pa]	Constante plástica de resistência
HB		Dureza Brinell
HV		Dureza Vickers
L_{cp}	[mm]	Comprimento do corpo de prova
L_{2-3}	[mm]	Comprimento do gume transversal
L_{2-4}	[mm]	Comprimento total dos gumes transversais da broca helicoidal
P	[N]	Força de “sulcamento”
P_n		Plano normal ao gume principal
P_r		Plano de referência

P_s		Plano do gume principal
Pt	[μm]	Distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo medida sobre o perfil primário da superfície serrada.
R_p	[mm]	Raio até um ponto localizado no gume principal
S_{sus}	[Pa]	Resistência ao cisalhamento
T	[N.mm]	Torque exercido pelo gume transversal
T_{es}	[Pa]	Tensão de escoamento

Letras minúsculas

a_p	[mm]	Profundidade de avanço
d	[mm]	Diâmetro da broca
d_i	[μm]	Média das diagonais principais da indentação de referência
d_{ac}	[mm]	Distância até o ponto de aplicação da força de acionamento
d_{at}	[mm]	Distância até o ponto de aplicação da força de atrito entre o pino e o gatilho
f	[mm]	Avanço
f_z	[mm]	Avanço por dente
h	[mm]	Espessura do cavaco
m	[kg]	Massa das partes móveis do QSD (pinos, gatilhos e batentes)
n_e		Coefficiente de encruamento
r	[mm]	Distância radial até algum ponto do gume transversal ou do gume principal da broca

t	[s]	Tempo de abertura
$v_{c0,3}$	[mm/s]	Velocidade de corte a 0,3 mm do eixo de rotação da broca
v_{cgt}	[m/min]	Velocidade máxima de corte no gume transversal
v_f	[mm/s]	Velocidade de avanço
v_{fz}	[mm/s]	Velocidade de avanço por gume
x_t	[mm]	Deformação do corpo de prova

Letras gregas

α		Nível de significância
α_{eft}	[°]	Ângulo de incidência efetivo do gume transversal
α_{nt}	[°]	Ângulo de incidência do gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
α_{np}	[°]	Ângulo de incidência do gume principal no sistema de referência ferramenta na mão
α_{np1-1}	[°]	Ângulo da superfície principal de incidência no sistema de referência ferramenta na mão
α_{np2-2}	[°]	Ângulo da superfície secundária de incidência no sistema de referência ferramenta na mão
β_{gt}	[°]	Ângulo de cunha do gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
γ_{eft}	[°]	Ângulo de saída efetivo do gume transversal
γ_{np}	[°]	Ângulo de saída normal ao gume principal no sistema de referência ferramenta na mão
$\gamma_{np}(r)$	[°]	Ângulo de saída normal ao gume principal como função da distância radial r no sistema de referência ferramenta na mão

γ_{nt}	[°]	Ângulo de saída normal ao gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
η	[°]	Ângulo da direção efetiva de corte
ΔL	[mm]	Diâmetro da região de indentação
κ_r	[°]	Ângulo de direção do gume principal no sistema de referência ferramenta na mão
κ_{rgt}	[°]	Ângulo de direção do gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
λ_{gp}	[°]	Ângulo de inclinação do gume principal no sistema de referência ferramenta na mão
$\lambda_{gp}(r)$	[°]	Ângulo de inclinação do gume principal como função da distância radial r no sistema de referência ferramenta na mão
λ_{gt}	[°]	Ângulo de inclinação do gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
μ	[°]	Coefficiente de atrito
ν		Constante de Poisson do material
ν_{cl}	[°]	Ângulo da ponta do gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
ζ	[°]	Ângulo da ranhura em “V” dos mordentes do QSD
φ	[°]	Ângulo de hélice da broca.
ψ	[°]	Ângulo do gume transversal no sistema de referência ferramenta na mão
ω	[rad/s ²]	Aceleração angular

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	33
2	ESTADO DA ARTE	37
2.1	História do Processo de Furação	37
2.2	Fundamentos do Processo de Furação.....	40
2.2.1	Tipos de furo e variações do processo	42
2.2.2	Dimensões, tolerâncias e rugosidades típicas	44
2.2.3	Máquinas de Furação	45
2.3	Materiais da Broca e Revestimentos	46
2.3.1	Brocas de aço-rápido (HSS).....	47
2.3.2	Brocas de metal-duro (MD).....	49
2.3.3	Revestimentos para brocas helicoidais	50
2.4	Geometria da Broca Helicoidal	51
2.4.1	Geometria do gume principal.....	54
2.4.2	Geometria do gume transversal.....	58
2.5	Modelagem das Forças de Usinagem.....	68
2.6	O Processo de Encruamento.....	71
2.6.1	Fatores independentes do processo de usinagem	73
2.6.2	Fatores dependentes do processo de usinagem	76
2.7	Obtenção de Raízes de Cavaco na Furação.....	84
2.7.1	O uso do QSD na usinagem	85
2.7.2	Corte das amostras de cavaco	87
3	DESENVOLVIMENTO DO QSD	91
3.1	Projeto Informacional.....	91
3.2	Projeto Conceitual	93
3.3	Projeto Preliminar	96

3.3.1	Força de aperto	96
3.3.2	Dimensionamento das molas	98
3.3.3	Análise das solicitações mecânicas	99
3.3.4	Cálculo da força de acionamento.....	101
3.4	Concepção Final do Dispositivo	102
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	105
4.1	Materiais	105
4.1.1	Máquinas-ferramentas	105
4.1.2	Material de medição e preparação metalográfica	106
4.1.3	Material dos corpos de prova.....	106
4.1.4	Ferramentas de corte.....	107
4.2	Métodos.....	108
4.2.1	Validação do QSD mediante a obtenção de amostras	108
4.2.2	Corte do sobrematerial das amostras de cavaco	110
	a) Corte de amostras por fresamento de faceamento.....	112
4.2.3	Procedimento para a análise exploratória das raízes dos cavacos na região do gume transversal	118
	a) Planejamento do experimento exploratório	118
	b) Metodologia de preparação da raiz do cavaco.....	119
	c) Metodologia de medição de dureza na raiz do cavaco.....	120
5	RESULTADOS DA ANÁLISE EXPLORATÓRIA DAS RAÍZES DE CAVACO NA REGIÃO DO GUME TRANSVERSAL	123
5.1	Tamanho e Morfologia das Raízes de Cavaco.....	123
5.2	Linhas de Escorregamento e Regiões de Deformação na Região do Gume Transversal	126
5.3	Análise Estatística das Medições de Dureza.....	129

5.3.1	Efeitos das condições de usinagem.....	131
a)	Análise comparativa entre as médias de dureza	131
b)	Fatores que influenciam o encruamento na região do gume transversal	132
5.3.2	Efeitos dos fatores principais	133
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES	137
6.1	Sugestões para Trabalhos Futuros.....	139
	REFERÊNCIAS.....	141
	ANEXO – A. Micrografias das raízes de cavaco obtidas nos testes experimentais.....	153
	ANEXO – B. Resultados das medições de dureza Vickers HV1 nas raízes de cavacos e no material-base.....	157
	ANEXO – C. Desenvolvimento de um dispositivo de parada súbita para processos de furação. Artigo submetido e aceito para publicação no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2013.....	159
	ANEXO – D. Análise das características do cavaco na região do gume transversal para diferentes condições de usinagem e geometrias de brocas. Artigo submetido e aceito para publicação no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2013.....	179
	ANEXO – E. Influência do processo de preparação de amostras por serramento sobre a microestrutura da raiz de cavacos. Artigo submetido e aceito para publicação no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2013.	193

1 INTRODUÇÃO

O processo de furação é um dos processos de usinagem mais importantes na indústria metal-mecânica, e tem importantes aplicações que vão desde o seu uso doméstico até complexas cirurgias na área médica. Em algumas indústrias, o número de operações de furação e o tempo utilizado nelas podem superar 50% do total das operações de usinagem, quando comparado com outros tipos de processos, como o torneamento e o fresamento. Na indústria aeronáutica, o processo de furação é de enorme importância, devido à sua utilidade na fabricação de grandes componentes, como asas de aviões que, em alguns casos, podem ter mais de 45 mil furos. Na indústria automotiva, o processo também é muito empregado, por exemplo, na fabricação de blocos de motor e outros inúmeros componentes [1–4].

Atualmente, a tecnologia disponível permite copiar rapidamente qualquer produto, aumentando a competitividade do mercado da indústria metalmeccânica. Para que uma empresa possa participar ativamente nesse mercado, esta deve possuir a flexibilidade para oferecer maior variedade de produtos de alta qualidade e ter a capacidade de se adaptar rapidamente aos requerimentos dos clientes. A flexibilidade e a rapidez de adaptação dependem da tomada rápida de decisões no planejamento das atividades de manufatura, no qual os modelos matemáticos e a simulação dos processos de usinagem são uma ferramenta importante, já que o principal objetivo destes é prever o resultado das operações de usinagem, como a rugosidade, a camada afetada das peças usinadas, as forças de usinagem, o tempo e custos de usinagem, para facilitar o planejamento de atividades e a integração eficientemente do projeto com a manufatura, entre outros aspectos [5–7]. Neste contexto, a modelagem e simulação de fenômenos relacionados com os mecanismos de formação de cavaco na usinagem têm grande importância [5, 8].

Vários pesquisadores têm desenvolvido modelos preditivos de força aplicados ao processo de furação. No entanto, as previsões da força de avanço distam dos dados reais por conta do encruamento do material da peça causado pelas intensas deformações plásticas provocadas pelos esforços impostos pela geometria da broca [9–13]. Devido a isso, faz-se necessário desenvolver uma metodologia de análise da região do gume transversal para determinar os fatores mais influentes sobre o fenômeno de encruamento do material e, finalmente, incluir os novos coeficientes nos modelos matemáticos para melhorar seu grau de predição [14].

Em função das características topológicas e da cinemática da operação, a região do gume transversal na furação com brocas helicoidais torna-se inacessível. No entanto, o uso de um dispositivo de interrupção súbita do processo conhecido como *quick-stop device* (QSD) permite a obtenção de raízes de cavaco ainda aderidas aos corpos de prova. Com a manutenção da raiz do cavaco, torna-se possível analisar a influência das variáveis de entrada nos fenômenos ocorridos durante a formação do cavaco na região do gume transversal. Ao correlacionar estas variáveis com as mudanças nas propriedades mecânicas do material, torna-se possível entender melhor os mecanismos de formação de cavaco na região do gume transversal e o comportamento das componentes de força na furação.

Neste trabalho propõe-se uma metodologia para verificar o encruamento do material sendo usinado na região do gume transversal das brocas helicoidais com o objetivo de determinar a influência dos parâmetros de usinagem e da geometria da broca sobre o aumento das forças de avanço na furação. Para isto, foi desenvolvido um dispositivo de interrupção súbita do processo de furação para a obtenção de raízes de cavaco, e foi proposta uma metodologia para a análise das mudanças das propriedades do material mediante medições de dureza Vickers na seção transversal das raízes dos cavacos.

No projeto do QSD foram aplicados alguns dos fundamentos das fases do projeto informacional, do projeto conceitual e do projeto preliminar que fazem parte do modelo de Desenvolvimento Integrado de Produtos (PRODIP). Nessas fases do processo de desenvolvimento do QSD foi elaborada uma pesquisa bibliográfica para definir as especificações do QSD. Após definir as especificações do QSD estas foram empregadas para desenvolver um modelo virtual do dispositivo. Sobre este modelo virtual foi elaborada uma análise das solicitações mecânicas e cinemáticas do QSD para a seleção das dimensões e materiais dos componentes do dispositivo. Uma vez fabricado o dispositivo, foi testado seu funcionamento na obtenção de amostras de raízes de cavaco em testes de furação, nos quais foram utilizados distintos parâmetros de corte e brocas helicoidais.

Não obstante, para realizar as medições de dureza na seção transversal das raízes dos cavacos, foi necessário desenvolver um método para cortar adequadamente os corpos de prova de tal forma que o processo de corte selecionado não alterasse a microestrutura da raiz do cavaco modificada pelo processo de furação. Para evitar com segurança as possíveis alterações na peça, foram realizados testes de corte

empregando os processos de fresamento e de serramento para analisar os efeitos produzidos sobre o material sendo usinado. A partir destes estudos foi escolhido o sobrematerial de usinagem mais conveniente para o seccionamento das amostras de raízes de cavaco.

Finalmente foi projetado um experimento fatorial do tipo $3 \times 2 \times 2$, no qual os fatores avaliados foram três tipos de brocas helicoidais com diferentes afiações (*Standard*, Tipo A e Tipo C), duas velocidades de avanço (0,1 e 0,4 mm) e duas velocidades de corte (30 e 69 m/min). A variável de resposta escolhida para verificar o efeito dos parâmetros de corte e da geometria da ferramenta sobre a resistência do material da peça na região central do furo foi a dureza em escala Vickers das raízes dos cavacos.

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

- Capítulo 1 - Introdução: faz uma descrição da importância do processo de furação na indústria e explica a importância da modelagem das forças de furação no planejamento das operações de usinagem na indústria metal-mecânica. Também são apresentados os objetivos do projeto e as etapas correspondentes do seu desenvolvimento;
- Capítulo 2 – Estado da Arte: apresenta-se uma revisão bibliográfica ampla sobre diferentes aspectos relacionados ao processo de furação com brocas helicoidais, como a história do processo de furação, as aplicações e capacidades típicas do processo, a geometria da broca e os efeitos dela sobre o desempenho do processo, as máquinas-ferramentas empregadas na furação, os efeitos do processo de furação sobre o material sendo usinado, os modelos preditivos de força empregados na furação com brocas helicoidais e o uso dos dispositivos de interrupção súbita na furação;
- Capítulo 3 – Desenvolvimento do QSD: é descrito o método empregado para o desenvolvimento do dispositivo de interrupção súbita necessário para a obtenção das raízes dos cavacos;
- Capítulo 4 – Materiais e Métodos: são descritos os equipamentos de medição e preparação metalográfica, máquinas-ferramentas, o material dos corpos de prova e as brocas helicoidais empregadas na elaboração dos testes experimentais. Em seguida, é descrita a metodologia

concernente à obtenção, preparação e análise das raízes dos cavacos obtidas mediante a técnica de interrupção súbita do processo de furação;

- Capítulo 5 – Resultados da Análise Exploratória das Raízes dos Cavacos: são apresentados e discutidos os resultados obtidos da análise de microscopia óptica e da análise estatística das medições de dureza nas raízes dos cavacos;
- Capítulo 6 – Conclusões e Sugestões: contém a síntese do que foi elaborado no trabalho. Também são propostas sugestões para novos trabalhos relacionados ao tema;

2 ESTADO DA ARTE

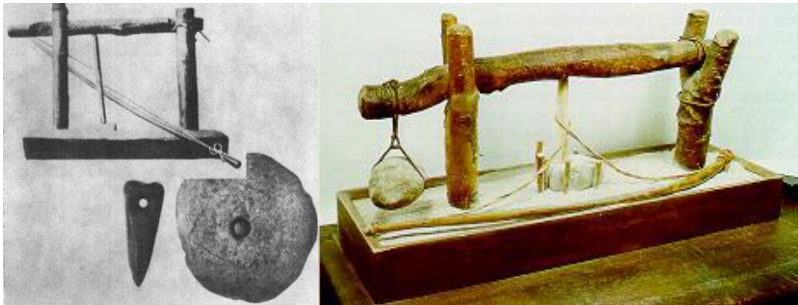
2.1 História do Processo de Furação

Desde a Pré-História, a partir da aparição do homem até o ano 5000 a.C. aproximadamente, o ser humano esforçou-se para desenvolver diversos tipos de ferramentas que lhe permitissem obter comida e proteção necessárias para sobreviver e se adaptar ao ambiente que o rodeava. Neste cenário, o homem usou a sua criatividade e inteligência para fabricar as suas ferramentas aproveitando os diferentes materiais disponíveis no seu entorno (pedra, madeira, osso etc.). O homem, no seu papel de artesão, resolveu o problema de realizar furos na fabricação de diversos utensílios empregando brocas feitas com pontas de pedra ou outros materiais duros, fixadas a uma haste de madeira. Fazer furos com ferramentas primitivas deste tipo requeria muita paciência e um esforço enorme, sobretudo quando utilizada apenas com as mãos. Por causa disto, geralmente o processo era feito juntamente com pó abrasivo para incrementar a taxa de remoção [15–18].

Durante a Era do Cobre e a Era do Bronze, com o descobrimento do metal, o homem desenvolveu novas técnicas para fabricar melhores ferramentas e armas de guerra. O bronze é uma liga metálica basicamente de cobre e estanho, que demonstrou ter resistência mecânica superior, tornando-se o material preferido para substituir o cobre em artefatos bélicos [15, 18].

Nessa época, devido ao sucesso dos materiais metálicos para fabricar ferramentas de corte com melhores propriedades mecânicas, substituíram-se as ferramentas feitas com ponta de pedra e haste de madeira por outras com pontas metálicas, mais afiadas e resistentes [18]. Mais tarde, descobriu-se que adaptando um arco de madeira e enrolando um fio na haste da ferramenta era possível fazê-la girar mais rápido e por tempos mais prolongados. No Antigo Egito, usou-se também um braço de alavanca para aplicar uma força maior na haste da ferramenta e, desta forma, aumentar a taxa de remoção do processo. A capacidade dessas furadeiras primitivas era limitada e só servia para furar materiais mais moles que o bronze [14, 16–18]. A Figura 1 mostra as furadeiras primitivas empregadas no Antigo Egito.

Figura 1 - Furadeira manual antiga com arco de madeira.



FONTE: [14, 18].

Antes da chegada de Revolução Industrial, apesar de se possuir os conhecimentos tecnológicos para fabricar máquinas-ferramentas capazes de utilizar maiores velocidades de corte, esta era limitada pela ausência de materiais que pudessem resistir às altas temperaturas alcançadas durante o processo [14, 15, 18–20]. Devido a isto, o desenvolvimento dos processos de usinagem baseou-se em melhorar a precisão das máquinas-ferramentas e a geometria das ferramentas de corte.

No começo da Revolução Industrial, aproximadamente em 1750, percebeu-se a necessidade de um novo tipo de máquina capaz de trabalhar por tempo indeterminado para se adaptar às exigências da produção em massa que caracterizou aquela época e ferramentas de corte com maiores tempos de vida. A primeira máquina deste tipo é atribuída a John Wilkinson, que em 1775 fabricou a primeira mandriladora de uso industrial, representada para corrigir erros de forma na fabricação de cilindros para máquinas a vapor [16, 21, 22].

A mandriladora de Wilkinson significou um avanço importante para o projeto de futuras máquinas de furação, no entanto as ferramentas daquela época limitavam a sua capacidade de produção. Apesar de serem feitas de aço, as ferramentas eram muito ineficientes, pois consistiam apenas em uma lâmina. Elas quebravam-se e desgastavam-se continuamente, possuíam baixa rigidez e produziam furos com erros de forma acentuados cuja correção aumentava os custos de produção [1, 17, 19, 23–27].

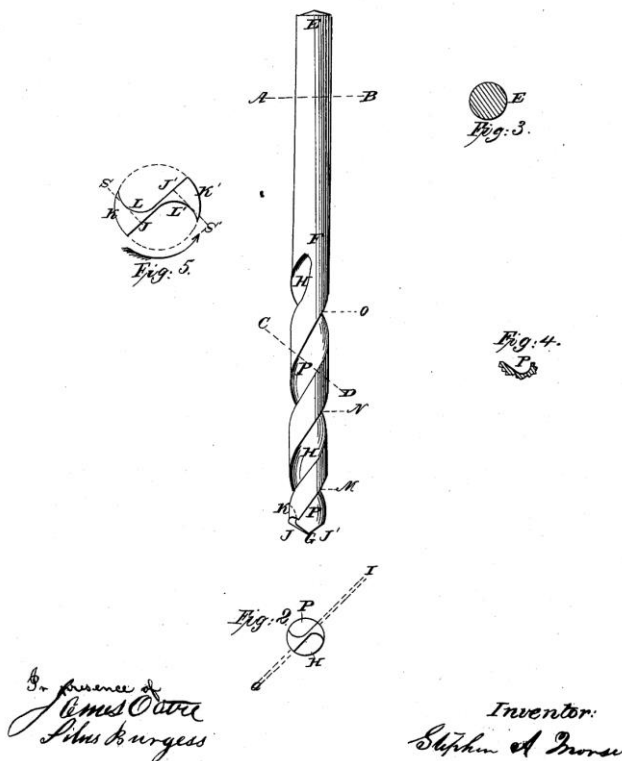
Em 1863 Stephen Morse [23] percebeu o baixo desempenho das brocas existentes nesse período, e propôs um novo método de fabricação

de brocas que desenvolveu a geometria que se tornou a base para as brocas helicoidais atuais, como ilustrado na Figura 2.

Figura 2 - Melhoras na broca helicoidal patentadas por Stephen Morse em 1863.

No. 38,119.

Patented Apr. 7, 1863.



FONTE: [23].

Essa nova broca era feita a partir de uma barra cilíndrica com duas ranhuras em lados opostos. Quando era aplicada uma força de torção na barra, as ranhuras formavam uma hélice helicoidal ao longo do corpo da ferramenta [23].

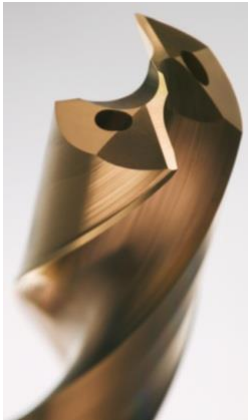
A broca helicoidal de Stephen Morse demonstrou superar grande parte das desvantagens das brocas antigas. A broca resultante era mais rígida, o que permitia fazer furos com menos erros de forma. Quando

era afiada da forma apropriada, a geometria dos gumes permanecia inalterada. Além disso, as ranhuras helicoidais melhoraram o transporte dos cavacos a partir do interior do furo, característica que permitiu diminuir as frequentes quebras das ferramentas [23, 25, 28].

Desde as inovações propostas por Morse, a broca helicoidal tem sido submetida a numerosas pesquisas, modificações geométricas, novos avanços em materiais e revestimentos para aumentar a sua resistência contra o desgaste e evitar as mudanças nas suas propriedades mecânicas devido às altas temperaturas [1, 29]. Atualmente, a broca helicoidal é considerada uma das ferramentas de geometria definida mais utilizadas e complexas na indústria metalmeccânica [14, 20, 29–31].

A Figura 3 apresenta uma broca moderna de alto desempenho, fabricada de metal-duro, com dutos para refrigeração e revestimento para incrementar a resistência ao desgaste.

Figura 3 - Broca Corodrill 860 de Sandvik Coromant



FONTE: [32]

2.2 Fundamentos do Processo de Furação

Atualmente, o processo de furação é definido como um processo de fabricação por usinagem com ferramenta de geometria definida, utilizado geralmente para realizar furos cilíndricos em diversos materiais que podem ser tanto materiais metálicos como não metálicos [14].

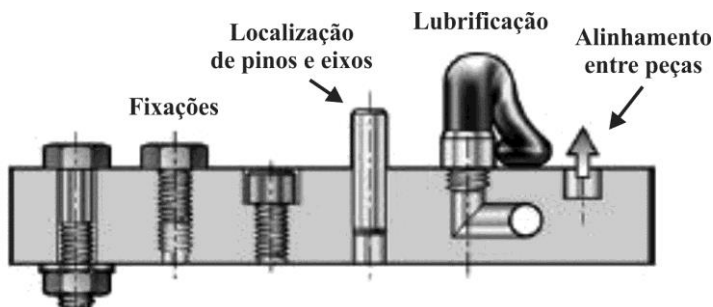
O processo de furação, por ser uma das últimas etapas na fabricação de componentes, deve ter um alto nível de confiabilidade e, portanto, a broca e o método de furar devem-se adaptar às características

do material da peça, à qualidade do furo e à produtividade do processo, já que estes aspectos têm efeito importante no desempenho do processo e do produto final. Devido à ampla gama de requerimentos e aplicações diferentes existe um grande número de geometrias e materiais de brocas para adaptar o processo de furação a todo tipo de cenários possíveis, o que dificulta o projeto, a seleção e o estudo deste tipo de ferramentas de corte [1, 3].

Entre as indústrias que mais utilizam o processo de furação estão as indústrias aeronáutica, automobilística, aeroespacial, fabricação de moldes e matrizes e fabricação de equipamentos eletrônicos. A furação também possui importantes aplicações médicas e domésticas. Esse uso abrangente do processo de furação é devido ao papel fundamental do furo na composição de qualquer equipamento [4, 11, 15, 20, 29, 33–39].

Difícilmente é possível encontrar uma peça que não precise de um furo que cumpra pelo menos uma das funções apresentadas a Figura 4.

Figura 4 - Aplicações típicas do processo de furação.



FONTE: [40]

As principais funções dos furos são [1, 2, 30, 41, 42]:

- Fixação: fixar dois materiais que não podem ser soldados ou colados, mas podem apenas ser unidos por elementos mecânicos como parafusos, rebites, pinos etc.
- Lubrificação: furos que servem para a circulação de fluidos refrigerantes e lubrificantes, essenciais para um funcionamento adequado de máquinas, como motores de combustão interna.

- **Localização e alinhamento:** furos que servem para instalar elementos mecânicos no lugar desejado, como molas, pinos, eixos e válvulas.

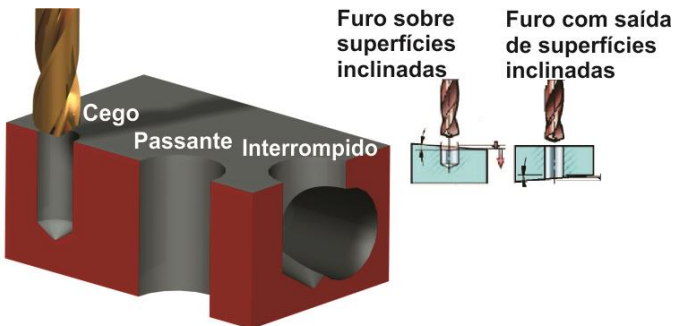
De fato, existem outros processos que poderiam servir para realizar furos em diversos materiais, como por exemplo, a eletroerosão, corte com laser, corte com jato abrasivo e processos alternativos como as técnicas de conformação. No entanto, o processo de furação com brocas helicoidais é o mais utilizado devido à sua simplicidade na operação, eficiência e baixo custo, quando comparado com outros processos [3, 30, 43].

Para vários fabricantes, a furação é a única opção para produzir furos por causa do tamanho da peça, a sua forma, o seu manuseio, a relação entre o comprimento e o diâmetro do furo, o tamanho do furo e da sua localização, e por ter a capacidade de obter tolerâncias que não são possíveis com outros processos [1].

2.2.1 Tipos de furo e variações do processo

Na fabricação de componentes, às vezes é necessário fazer furos sobre superfícies irregulares, perpendiculares ao eixo da broca helicoidal e de forma ininterrompida dentro do material sólido. A Figura 5 mostra alguns dos diferentes tipos de furo que podem ser feitos mediante operações de furação com brocas helicoidais [43].

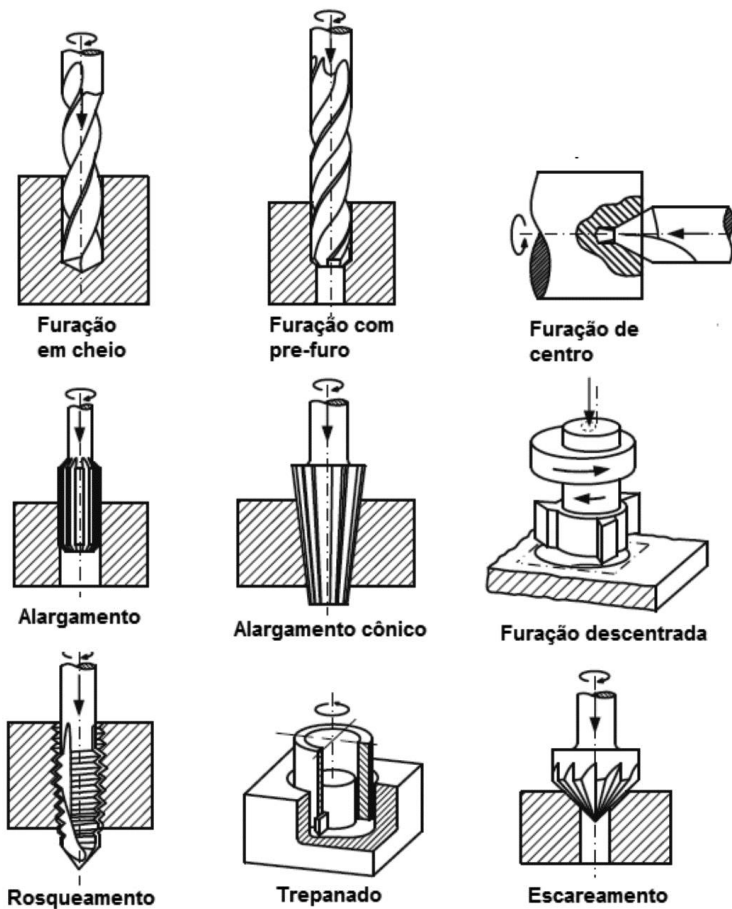
Figura 5 - Tipos de furos.



FONTE: [44, 45]

Além das diferentes variações na geometria da ferramenta, também existem variações do processo de furação. Estas variações do processo têm por objetivo adaptar o furo aos requisitos de uma determinada aplicação. A Figura 6 apresenta algumas das variações do processo de furação.

Figura 6 - Variações do processo de furação.



FONTE: [2]

2.2.2 Dimensões, tolerâncias e rugosidades típicas

O processo de furação, como acontece com qualquer outro processo de usinagem, possui uma faixa de aplicações e capacidades que permitem, sob certas condições, realizar algumas tarefas específicas que podem cumprir alguns requerimentos. Portanto, na furação com brocas helicoidais só é possível fazer furos com determinadas dimensões, tolerâncias e rugosidades.

O Quadro 1 apresenta as dimensões, tolerâncias, rugosidades e profundidades usuais para o processo de furação com broca helicoidal.

Quadro 1 - Capacidades do processo de furação com brocas helicoidais.

Diâmetros (mm)	Tipo de broca
0,025-20	Broca inteira
10-30	Broca com ponta intercambiável
12-152	Brocas com pastilhas intercambiáveis de metal-duro.
Tolerâncias, rugosidades e profundidades típicas	
Tolerâncias	IT7-IT13
Rugosidades	1,6 - 6,3 Ra
Profundidades	Até 30 vezes o diâmetro da broca (broca helicoidal inteira)

FONTE: [35, 39, 46-49]

Tradicionalmente, o processo de furação é considerado um processo de desbaste, e poder realizar furos com tolerâncias mais estreitas e melhor acabamento de superfície é algo mais desafiante quando comparado com outros processos de usinagem [24,45].

Normalmente quando os requerimentos geométricos para o furo estão além da capacidade do processo, precisa-se utilizar outras operações de usinagem antes e depois da furação com broca helicoidal. Um exemplo das operações de usinagem prévias à furação com broca helicoidal são aquelas que permitem acondicionar as superfícies que vão ser furadas para evitar o desvio da broca helicoidal no instante da penetração do material, como a elaboração de um pré-furo com uma broca de centro, e operações de fresamento para eliminar superfícies inclinadas ou irregulares [22, 27, 39]. Existem vários exemplos de operações posteriores à furação, como o alargamento, o mandrilamento,

a calibragem pela passagem forçada de esferas, a lapidação ou o brochamento [27].

Com respeito à profundidade de furo obtível com brocas helicoidais, existe uma profundidade típica de 5 vezes o diâmetro da broca a partir da qual existe o risco de quebrar a ferramenta, devido às dificuldades da ferramenta de corte para retirar o cavaco do furo. Para estes comprimentos de furo recomenda-se utilizar brocas com dutos internos para aplicar fluido lubrificante através da ferramenta, ou vários ciclos de furação para remover os cavacos do furo e dos canais helicoidais da broca [27, 32].

Embora já existam brocas helicoidais para furos com profundidade maior que 30 vezes o diâmetro da broca [49], quando são precisos furos ainda mais profundos são empregadas furadeiras especiais e um tipo de broca especial, conhecida como broca canhão, cujos canais são retos e geralmente possuem uma cavidade interna para fornecer fluido lubrificante com alta pressão que ajuda a transportar os cavacos para fora do furo [2, 27].

Segundo Klocke [2], é difícil definir um limite que permita diferenciar uma relação específica entre o comprimento da broca e o seu diâmetro que sirva de referência para distinguir claramente entre as operações de furação profunda e furação convencional com broca helicoidal. Segundo Astakhov [1], para uma relação de L/d (razão entre o comprimento da broca L e seu diâmetro d) igual a 8 já existem condições para que o processo seja considerado de furação profunda.

2.2.3 Máquinas de Furação

As furadeiras em geral são classificadas da seguinte forma:

- Furadeira manual;
- Furadeira de bancada;
- Furadeira de coluna;
- Furadeira radial;
- Furadeira multifuso;
- Máquinas de comando numérico;
- Furadeiras para furos profundos.

As furadeiras manuais e de bancada são utilizadas para realizar furos de diâmetro pequeno (entre 0,25 e 12 mm). Estas furadeiras, também conhecidas como furadeiras sensitivas, caracterizam-se pelo controle do avanço em modo manual. O seu uso é amplo em oficinas de

manutenção e de produção devido à sua versatilidade, e por conta de seu pequeno tamanho estas máquinas podem ser consideradas portáteis [33, 42].

As furadeiras radiais e de coluna são de maior tamanho quando comparadas com as furadeiras de bancada e geralmente são apoiadas no chão. Em ambas as máquinas há várias velocidades no eixo-árvore, e além de poderem realizar operações de furação, também podem realizar alargamento, rosqueamento, escareamento e rebaixamento dos furos, entre outras operações. Enquanto que as furadeiras de coluna são empregadas para realizar furos geralmente maiores que 50 milímetros de diâmetro em peças relativamente pequenas, as furadeiras radiais são empregadas na furação de grandes peças [33, 42].

As furadeiras multifuso são empregadas na produção em massa de peças muito pesadas que requeiram um número elevado de operações simultâneas de furação e rosqueamento em diferentes partes da peça. Este seria um caso no qual uma máquina com apenas um fuso não poderia realizar uma produção econômica, já que seria necessário um número elevado de operações [33].

As máquinas-ferramentas de comando numérico são máquinas controladas por computador e projetadas para o desenvolvimento de múltiplas operações de usinagem sem a intervenção contínua de um operador, e seguem trajetórias previamente programadas com precisão elevada, altas velocidades de avanço e velocidades de corte, aptas para ambientes de produção em massa. É comum que algumas dessas máquinas-ferramentas possuam braços robóticos que realizam as trocas de ferramentas automaticamente, agarrando as ferramentas de corte desde armários com um repertório amplo de ferramentas de todo tipo, entre estas, as brocas helicoidais, para logo serem instaladas no porta-ferramenta da máquina.

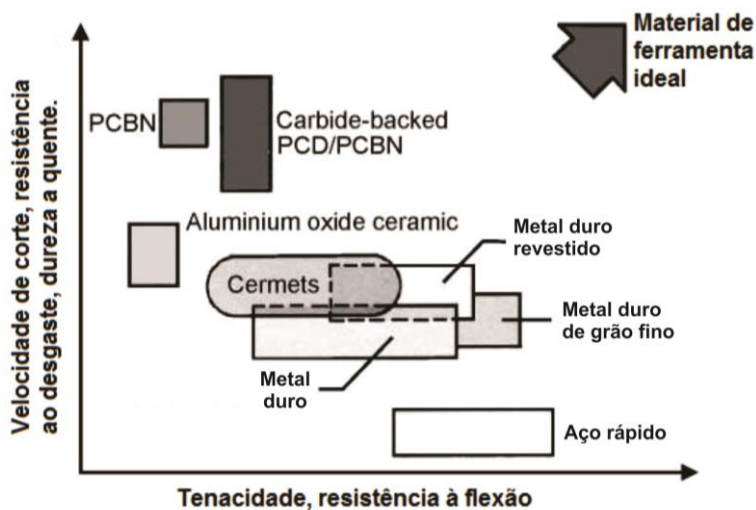
2.3 Materiais da Broca e Revestimentos

Diferentes tipos de materiais são empregados na produção de brocas helicoidais, e suas propriedades mecânicas são aproveitadas para obter o melhor desempenho possível com a ferramenta de corte. Espera-se que mediante o emprego de diferentes materiais e revestimentos, a ferramenta de corte possa resistir às solicitações mecânicas e de temperatura inclusive em altas velocidades de corte.

Conforme mostra a Figura 7, o melhor material para ser empregado como ferramenta de corte deve apresentar uma relação de

compromisso ideal entre suas propriedades mecânicas quando empregadas altas velocidades de corte. Atualmente, existem diversos materiais para a elaboração de ferramentas de corte, como o nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) para a usinagem de materiais duros como o ferro fundido ou o diamante policristalino (PCD) para a usinagem de materiais compósitos abrasivos e madeira [50]. Não obstante, estes materiais são pouco utilizados na fabricação de brocas helicoidais. Recentemente, vários fabricantes de ferramentas de corte estão ingressando no mercado brocas com inçerto de diamante policristalino (PCD) [51]. Os materiais mais empregados na fabricação das brocas helicoidais inteiriças são o metal-duro (MD) e o aço-rápido (HSS) [14].

Figura 7 - Materiais para ferramentas de corte.



FONTE: Figura adaptada de [50]

2.3.1 Brocas de aço-rápido (HSS)

O uso de ferramentas de HSS começou com seu desenvolvimento por Frederik Taylor no ano 1900. Naquela época, Taylor e outro engenheiro chamado Maunsel White pesquisaram sobre o desenvolvimento de novos aços ligados e tratamentos térmicos com o objetivo de obter uma ferramenta com a capacidade de manter a sua dureza em uma faixa de temperatura entre 250 e 600 graus Celsius.

Taylor e White fizeram testes experimentais variando os compostos químicos do aço Mushet, o material mais empregado naquele momento como ferramenta de corte. Incrementando a porcentagem de cromo e tungstênio, Taylor e White aumentaram a resistência contra o desgaste das ferramentas de corte nas altas temperaturas geradas em velocidades de corte maiores que as utilizadas com o aço Mushet [2].

O aço-rápido (HSS) é um aço com cinco elementos de liga fundamentais: tungstênio, molibdênio, vanádio, cobalto e cromo. Estes elementos de liga formam carbonetos, dispersos na matriz martensítica do aço. Os carbonetos outorgam ao material boa tenacidade e dureza em altas temperaturas. O aço-rápido possui uma dureza entre 60 e 67 HRC até os 600°C. Também é um material fácil de retificar, que o torna adequado para a fabricação de uma ampla variedade de ferramentas de corte, como as brocas helicoidais [2, 35]. Atualmente, as brocas de aço-rápido são empregadas em operações de furação com solicitações de alta tenacidade e resistência à flexão, devido à existência de vibrações causadas por cortes intermitentes ou porque a furadeira disponível para realizar a operação não possui a rigidez suficiente para usar brocas de metal-duro. Geralmente, esse caso corresponde às furadeiras antigas. Hoje, nas máquinas-ferramentas mais modernas pode-se empregar tanto brocas de aço-rápido quanto de metal-duro. A desvantagem do aço-rápido consiste na mudança das suas propriedades mecânicas em temperaturas próximas a 600°C. Devido a isso as brocas deste material só devem ser empregadas com baixas velocidades de corte para evitar o desgaste prematuro da ferramenta [1–3]

O aço-rápido é classificado em quatro grupos numerados desde 1 até 4, dependendo principalmente do teor de tungstênio e de molibdênio. O grupos 3 e 4 são os mais empregados na fabricação das brocas helicoidais devido à tenacidade e da dureza a quente que possui o aço-rápido destes grupos [2].

O Quadro 2 apresenta a composição e nomenclatura dos grupos 3 e 4 da classificação do aço-rápido. A nomenclatura, segundo a norma ISO, começa com as letras HS seguidas dos números que representam o teor dos elementos W, Mo, V e Co [2].

Quadro 2 - Tipos de aço-rápido mais utilizados na fabricação de brocas helicoidais.

Grupo	Composição	Código do material	Nomenclatura ISO W-Mo-V-Co
3	6% W+5% Mo	1.3343	HS6-5-2 “HSS Universal”
		1.3344	HS6-5-3
		1.3243	HS6-5-2-5
4	2% W+9% Mo	1.3247	HS2-9-1-8
		1.3348	HS2-9-2

FONTE: [2]

2.3.2 Brocas de metal-duro (MD)

O metal-duro é um importante material para ferramentas utilizado na indústria moderna, desde sua apresentação no ano 1927, devido à combinação de dureza a quente, resistência ao desgaste e tenacidade, combinação possível de se obter pela variação de sua composição. É um produto da metalurgia do pó, designado também algumas vezes como carboneto de tungstênio sinterizado. Os seus constituintes fundamentais são misturados na forma de pó e submetidos a um processamento que compreende compressão, sinterização e retificação, resultando um produto consolidado e denso, com as características de resistência mecânica, dureza e tenacidade adequadas para o emprego em ferramentas de corte [2]. O metal-duro é formado basicamente por dois constituintes: um carboneto extremamente duro e de alta resistência ao desgaste, como o carboneto de tungstênio (WC), de titânio (TiC), e de tântalo (TaC), entre outros; e o segundo constituinte corresponde a um elemento aglomerante, ou ligante, que usualmente é o cobalto (Co), ou níquel (Ni) [2].

As brocas de metal-duro atuais possuem uma tenacidade próxima das brocas de aço-rápido e alta rigidez, o que é favorável para realizar furos com melhor precisão e qualidade de superfície. Diferentemente das brocas de aço-rápido, as brocas de metal-duro possuem uma resistência ao desgaste mais alta, devido à sua dureza, e podem manter estáveis suas propriedades mecânicas em altas temperaturas de usinagem, o que as torna adequadas para seu uso com altas velocidades de corte [2, 3, 14, 52].

2.3.3 Revestimentos para brocas helicoidais

As demandas em produtos e processos de produção são os fatores que promovem o desenvolvimento de novas tecnologias de corte. Inovações como o emprego de novos materiais, junto à necessidade do emprego de processos de usinagem mais ecológicos, o incremento da flexibilidade e menos custos de fabricação exigem o uso de processos com um alto desempenho que exercem grandes esforços mecânicos sobre as ferramentas de corte [53].

O emprego de velocidades de corte e avanços mais altos que permitam a diminuição dos tempos de usinagem é limitado pela capacidade que possuem as ferramentas de corte para suportar as solicitações mecânicas durante o processo de usinagem e de manter inalteradas suas propriedades mecânicas em altas temperaturas de usinagem. Não obstante, existe uma grande variedade de revestimentos que visam atenuar as debilidades das ferramentas de corte para o aprimoramento de suas propriedades mecânicas e, portanto, do desempenho do processo de usinagem [2].

Estes revestimentos atuam principalmente de duas formas diferentes para reduzir o desgaste da ferramenta de corte. Uma delas é atuando diretamente sobre a resistência contra o desgaste da ferramenta para protegê-la dos fenômenos de adesão, abrasão, oxidação, difusão e fadiga, entre outros. A segunda forma consiste em alterar as condições de contato entre o cavaco e a ferramenta para diminuir o atrito, a geração de calor e a transferência de calor à ferramenta [53].

Basicamente, no mercado existem quatro grupos de revestimento. O grupo mais popular corresponde aos revestimentos de titânio (TiN, TiC e Ti(C,N)). A fase metálica destes revestimentos, geralmente é complementada com outros metais como o Al ou o Cr, os quais servem para aumentar propriedades como a dureza e a resistência à oxidação. O segundo grupo é representado pelos revestimentos cerâmicos, como o Al_2O_3 . Os dois últimos tipos de revestimentos correspondem aos revestimentos de altíssima dureza baseados no uso de diamantes policristalinos, e os revestimentos lubrificantes, os quais são revestimentos que possuem baixo coeficiente de atrito [53]. Para a deposição destes revestimentos são particularmente empregados os processos de deposição física de vapor (PVD) ou deposição química de vapor por plasma (Plasma-CVD) devido que estes usam temperaturas menores que 500 graus Celsius, produzindo menos alterações no substrato das ferramentas de corte [3].

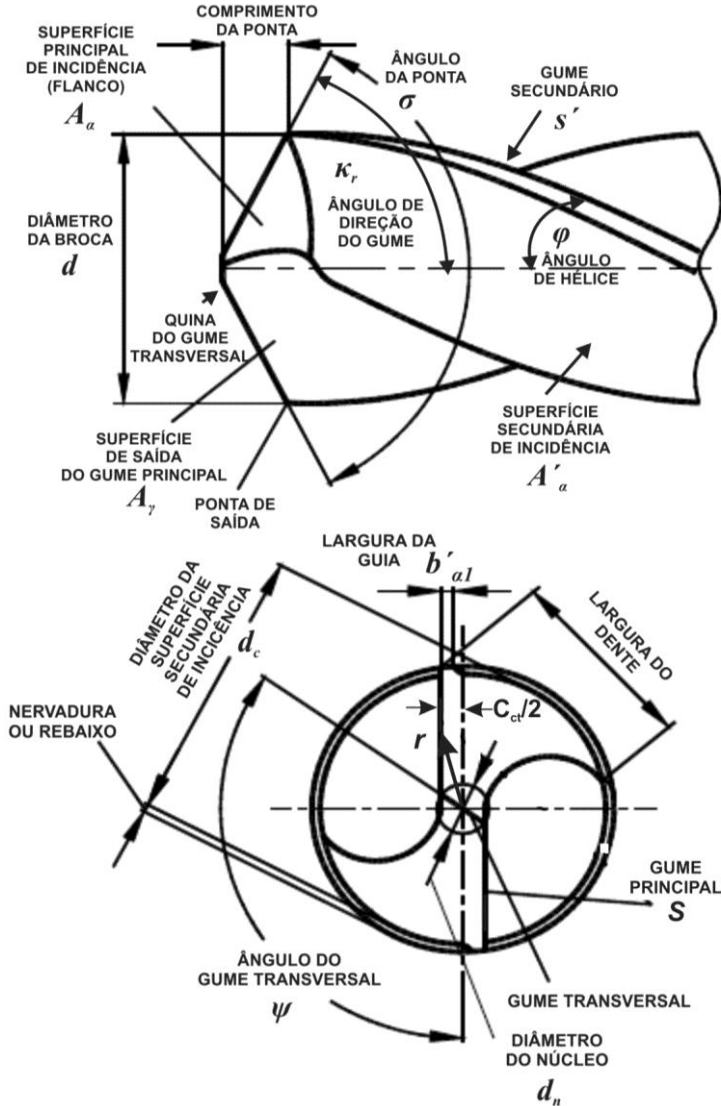
2.4 Geometria da Broca Helicoidal

A geometria das brocas helicoidais modernas, em aspectos gerais, é similar à broca projetada por Morse no ano 1863, no entanto estas ferramentas têm sido submetidas a inúmeras pesquisas e melhoras na sua geometria. No mercado atualmente existe uma ampla variedade de diferentes tipos de geometrias e materiais para este tipo de ferramenta, devido à necessidade se adaptar às diversas condições de usinagem e aos requisitos do projeto [2, 3, 25, 29]. Considerando todas as opções disponíveis, o processo de seleção da ferramenta de corte adequada resulta em uma tarefa que apresenta algumas dificuldades. Não obstante, os *handbooks* e os catálogos de ferramentas de corte fornecem recomendações que ajudam na seleção adequada da broca helicoidal entre os diversos tipos de afiações, materiais de brocas, parâmetros de corte e meios lubri-refrigerantes que permitirão obter o melhor resultado possível do processo de furação [25, 46, 54, 55]. A Figura 8 mostra a maioria dos atributos geométricos básicos das brocas helicoidais e a correspondente nomenclatura destas partes.

As brocas podem ser fabricadas mediante diferentes processos, como conformação, fresamento e retificação, sendo o último o mais empregado. A quantidade de geometrias possíveis atualmente para brocas helicoidais é produto dos avanços tecnológicos dos processos de retificação CNC. A modelagem matemática da geometria da broca permite às máquinas-ferramentas CNC serem comandadas de forma automática e com alta precisão, para gerar os atributos geométricos necessários para a ferramenta de corte, com mínimos erros de simetria. Adicionalmente, o processo de retificação produz superfícies de boa qualidade e possui a capacidade de usinar materiais de altíssima dureza, o que resulta conveniente quando são fabricadas ou afiadas brocas de metal-duro [27, 38, 56–59].

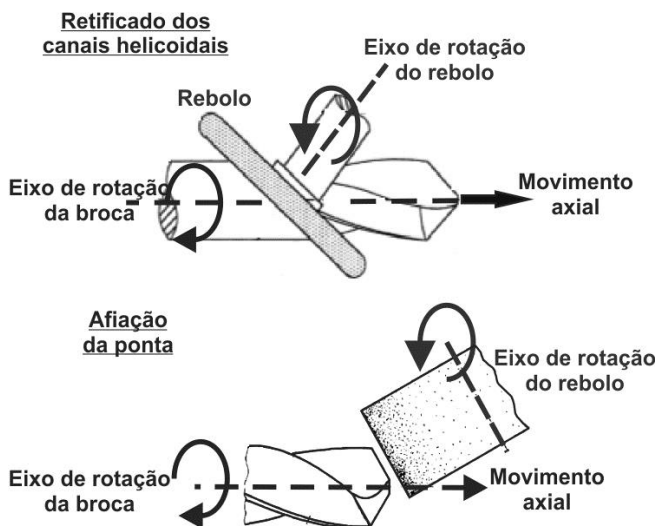
Conforme mostra a Figura 9, na fabricação dos canais helicoidais das brocas mediante o processo de retificação, uma peça cilíndrica gira e avança em direção ao rebolo para gerar os canais helicoidais, cuja geometria depende do perfil do rebolo abrasivo. A Figura 9 também mostra o tipo de afiação mais comum empregado em brocas helicoidais, a afiação de duplo tronco de cone. Não obstante, existem diversos métodos de afiação que definem a geometria do gume transversal [1, 3, 9, 12, 60, 61]

Figura 8 - Atributos geométricos da ponta de brocas helicoidais.



FONTE: Figura adaptada de [1]

Figura 9 - Fabricação das brocas helicoidais.



FONTE: Figura adaptada de [62, 63]

O perfil do rebolo para a retificação dos canais helicoidais da broca deve ser projetado visando o aprimoramento do transporte eficiente dos cavacos para fora do furo [24, 58]. Logo, para reduzir o atrito entre a superfície da ferramenta com a parede do furo, a broca é retificada no seu diâmetro externo com uma leve conicidade, de forma que este é maior na ponta e menor na haste. Também, para reduzir as vibrações, é retificado um rebaixo que gera a superfície secundária de incidência e as guias helicoidais localizadas na periferia da ferramenta de corte [27]. Finalmente, a geometria da ponta da broca e do gume transversal dependerá do método de afiação empregado.

Na ponta da broca helicoidal estão localizados o gume transversal e o gume principal, também denominados elementos ativos da ferramenta. Estes gumes são responsáveis pela formação do cavaco e sua complexidade geométrica tem efeito significativo sobre os fenômenos envolvidos com os mecanismos de formação do cavaco [12, 34, 61, 64, 65]. Portanto, na modelagem e simulação das forças de usinagem no processo de furação, a caracterização adequada dos atributos geométricos do gume principal e do gume transversal das brocas helicoidais é de grande importância. Portanto, vários pesquisadores ao longo dos anos têm proposto diversas fórmulas

matemáticas para modelar a geometria do gume principal e do gume transversal das brocas helicoidais; uma tarefa que segue apresentando muitas dificuldades devido à complexidade geométrica das brocas, além dos diversos tipos de brocas existentes [1, 11–14, 66].

Astakhov [1] usou as propriedades do produto escalar e do produto vetorial para deduzir expressões matemáticas que modelam os diversos atributos geométricos das brocas helicoidais modernas. Algumas destas equações serão abordadas nas seguintes secções para descrever a geometria do gume principal e do gume transversal das brocas helicoidais modernas.

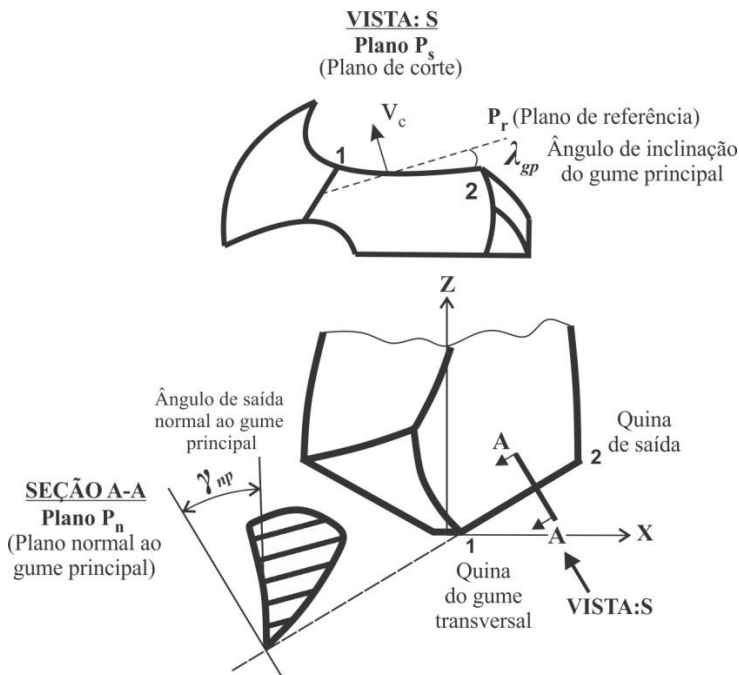
2.4.1 Geometria do gume principal

O gume principal possui várias características geométricas que influenciam sobre os mecanismos de formação do cavaco e nas forças de usinagem, como a distribuição do ângulo de saída (γ_{np}), a distribuição do ângulo de inclinação (λ_{gp}), o perfil do gume principal e sua secção transversal.

A Figura 10 descreve a localização do ângulo de inclinação (λ_{gp}) e do ângulo de saída (γ_{np}) do gume principal de uma broca helicoidal. O ângulo de inclinação (λ_{gp}) é medido sobre o plano denominado Plano P_s ou Plano de corte, conforme mostra a Figura 10. Sobre este plano, o ângulo de inclinação (λ_{gp}) está entre o gume principal e o plano de referência P_r , o qual é perpendicular à velocidade de corte naquele ponto do gume principal e o plano P_s . Por outro lado, a medição do ângulo de saída (γ_{np}) sobre algum ponto do gume principal é feito em um plano normal ao gume principal, o qual é denominado de Plano P_n [1, 14]. Nas brocas helicoidais, o ângulo de saída e o ângulo de inclinação mudam ao longo dos gumes principais. Segundo Astakhov [1] a partir da Equação (1) e Equação (2) pode-se determinar estas distribuições para qualquer tipo de broca helicoidal que possua superfícies planas de incidência.

A Equação (1) descreve a distribuição do ângulo de saída ao longo do gume principal (γ_{np}) com relação ao sistema de referência ferramenta na mão como função de cinco variáveis. Entre as variáveis estão a distância radial desde o centro da broca até algum ponto do gume transversal (r), o diâmetro da broca (d), o ângulo de hélice (φ), o ângulo de direção do gume principal (κ_r), e a distância (C_{ct}).

Figura 10 - Ângulo de saída e ângulo de inclinação do gume principal de brocas helicoidais no sistema de referência ferramenta na mão.



FONTE: Figura elaborada pelo autor deste trabalho.

$$\gamma_{np}(r) = \tan^{-1} \left[\begin{array}{l} \left(\frac{2 * r}{d} * \tan \varphi \right) \frac{1 - \text{sen } \kappa_r * \text{sen} \left(\tan^{-1} \frac{C_{ct}}{2 * r} \right)}{\text{sen } \kappa_r * \cos \left(\tan^{-1} \frac{C_{ct}}{2 * r} \right)} \\ - \left(\frac{C_{ct}}{2 * r} * \cos \kappa_r \right) \end{array} \right] \quad (1)$$

A Equação (2) descreve a distribuição do ângulo de inclinação ao longo do gume principal (λ_{gp}) com relação ao sistema de referência ferramenta na mão como função de três variáveis. Neste caso, as variáveis correspondem à distância (C_{ct}) até algum ponto do gume principal, o ângulo de direção do gume principal (κ_r), e a distância radial desde o centro da broca até algum ponto do gume transversal (r).

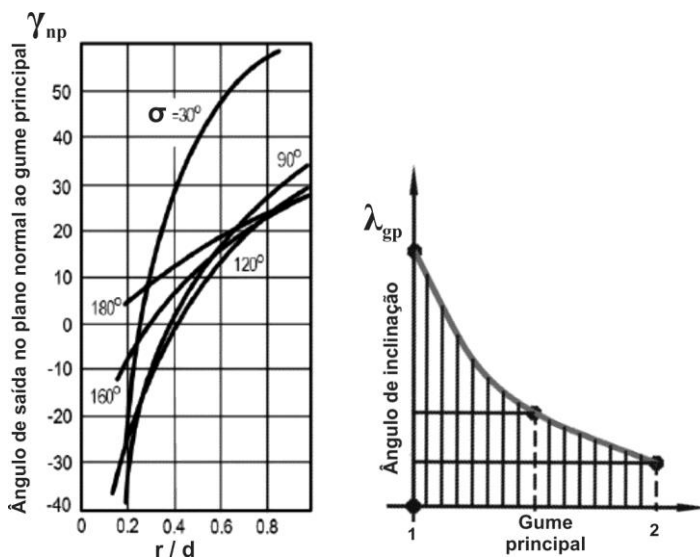
$$\lambda_{gp}(r) = -\text{sen}^{-1}\left(\frac{C_{ct} * \text{sen } \kappa_r}{2 * r}\right) \quad (2)$$

A Figura 10 mostra a distribuição do ângulo de saída e do ângulo de inclinação ao longo do gume principal das brocas helicoidais. Verifica-se como a distribuição do ângulo de saída muda quando empregados diferentes ângulos de ponta (σ), mas mantendo constantes todas as outras variáveis que definem a magnitude do ângulo de saída ao longo do gume principal, segundo a Equação (1). Todas as distribuições do ângulo de saída mostradas na Figura 11 indicam que na periferia da broca os ângulos de saída são altamente positivos, enquanto que os ângulos localizados na proximidade do gume transversal apresentam valores altamente negativos até -40° para uma broca com um ângulo de ponta (σ) igual a 30° . Observa-se também que para ângulos de ponta cada vez maiores, os ângulos de saída ao longo do gume tornam-se mais uniformes.

A função do ângulo de inclinação (λ_{gp}) é direcionar a saída do cavaco, não obstante, diferentemente das ferramentas de corte com ângulos de corte constantes, a distribuição do ângulo de inclinação ao longo do gume principal das brocas helicoidais é difícil de ser visualizado. Conforme mostra a Figura 11, o ângulo de inclinação possui um valor mínimo na periferia da broca, e um valor máximo na união do gume principal com o gume transversal da broca [1].

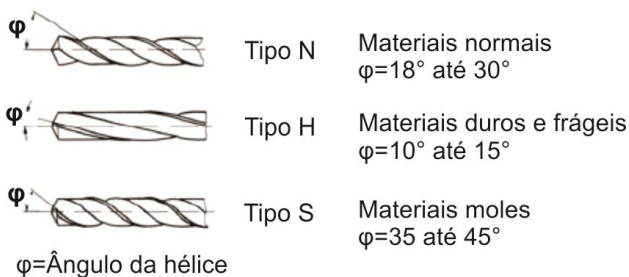
Assim, como com a distribuição do ângulo de saída ao longo do gume principal é afetada pela mudança do ângulo da ponta da broca (σ), a mudança do ângulo de hélice (φ) afeta esta distribuição de forma diretamente proporcional [1, 60]. Dependendo do ângulo de hélice, as brocas são classificadas por Tipo, conforme mostra a Figura 12. Finalmente, ângulo da ponta da broca e seu ângulo de hélice devem ser escolhidos segundo as propriedades mecânicas do material da peça [33].

Figura 11 - Distribuição do ângulo de saída normal normal e do ângulo de inclinação do gume principal das brocas helicoidais no sistema de referência ferramenta na mão.



FONTE: Figura adaptada de [1].

Figura 12 - Tipos de ângulo de hélice para brocas helicoidais.

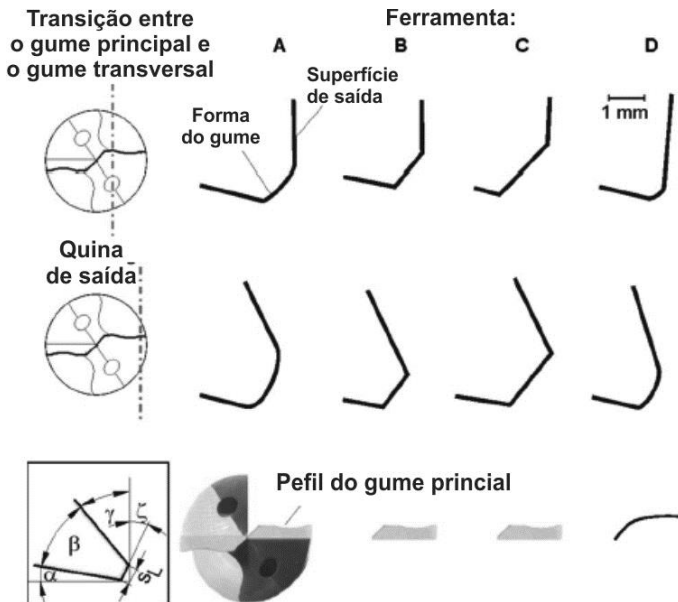


FONTE: Figura adaptada de [5]

A outra característica a ser ressaltar corresponde ao perfil e a forma dos gumes principais. O perfil do gume principal é definido como a união da superfície do canal helicoidal e a superfície de incidência,

portanto, a geometria do gume principal dependerá dos atributos geométricos destas duas superfícies [67]. Atualmente, existem brocas cujos gumes principais podem possuir um perfil reto ou ostentar complexos perfis curvos, podendo até mesmo possuir algum tipo de preparação especial para modificar a forma da aresta de corte, conforme mostra a Figura 13. Estas alterações tanto no perfil como na forma da secção transversal do gume principal visam uma diminuição e melhor distribuição das forças de usinagem ao longo do gume, objetivando um o desgaste uniforme do gume [1, 25, 37, 68].

Figura 13 - Variações no perfil e a forma do gume principal das brocas helicoidais.



FONTE: [37]

2.4.2 Geometria do gume transversal

O gume transversal é formado pela intersecção de duas ou mais superfícies que compõem as faces de incidência localizadas na ponta da broca helicoidal, portanto, todas as características geométricas do gume transversal dependem do tipo de afiação empregado para formar aquelas

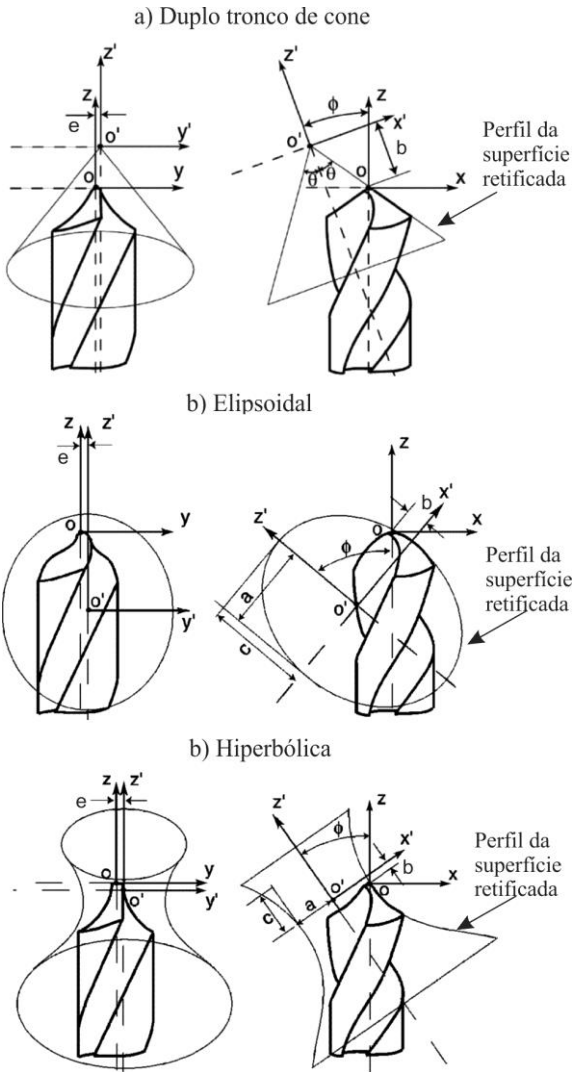
superfícies [1, 9, 12, 69]. Qualquer tipo de afiação afeta de maneira diferente os atributos geométricos do gume transversal das brocas helicoidais. Inclusive, para um mesmo tipo de afiação é possível obter resultados diversos sobre todos os atributos geométricos do gume transversal, quando alterada a posição relativa da superfície do rebolo abrasivo com respeito ao eixo da broca [70].

A afiação de duplo tronco de cone é a mais empregada nas brocas *Standard*. No entanto, conforme mostra a Figura 14, além da afiação de duplo tronco de cone existem outros tipos de afiações, como a afiação hiperbólica, a cilíndrica e a elipsoidal, as quais geram complexas superfícies quadráticas. Também existem outros tipos de afiações que visam gerar apenas superfícies planas de incidência [1, 3, 9, 12, 60, 61]. As diferentes constantes e perfis mostrados na Figura 14 descrevem a posição relativa entre o eixo de rotação do rebolo abrasivo e o eixo da broca helicoidal nos planos XY e ZY, além da geometria que deve ter o rebolo para gerar a geometria desejada para as superfícies de incidência.

Conforme mostra a Figura 15, as brocas com superfícies de incidência de geometria quadrática, devido ao resultado de uma afiação de duplo tronco de cone, elíptica ou elipsoidal, possuem um gume transversal cujo perfil tem uma característica forma de “S”, quando este é observado sobre um plano perpendicular ao eixo de rotação. Na afiação de duplo tronco de cone, a intersecção das superfícies quadráticas de incidência forma, aparentemente, uma linha reta, não obstante possui uma forma de “S” menos acentuada, quando comparada como a afiação elipsoidal e a hiperbólica [12, 70].

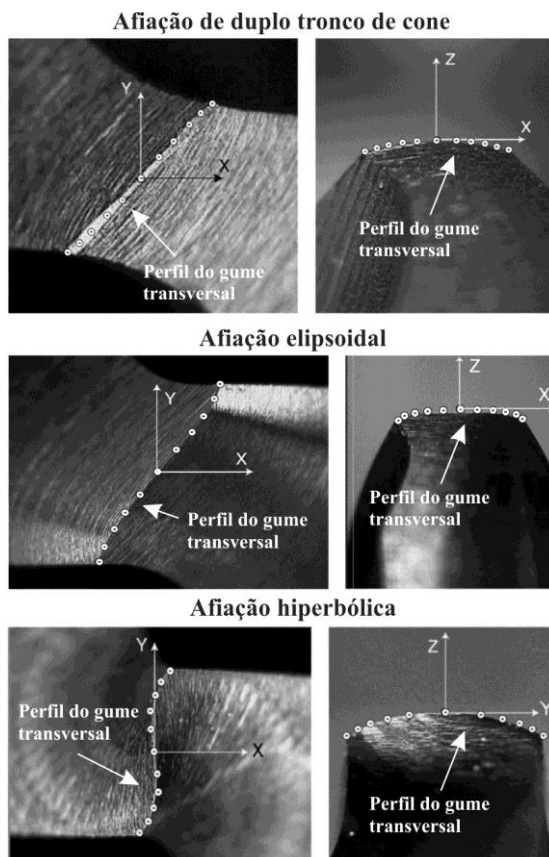
Outro dos aspectos importantes destes tipos de afiações trata do efeito da geometria da ponta do gume transversal sobre as vibrações da broca na penetração do material da peça [66]. Tradicionalmente, quando empregadas brocas de afiação de duplo tronco de cone ou elipsoidal, é necessário realizar um pré-furo com broca de centro para minimizar os erros de forma do furo, provocados pela vibração da broca na penetração do material. Esta vibração é provocada por um perfil de gume transversal que dificulta a penetração do material da peça e a presença de ângulos de saída altamente negativos no gume transversal da broca. Conforme mostra a Figura 15, existem diferentes perfis de gume transversal, os quais dependem do tipo de afiação da broca. Diferentemente das brocas com afiação de duplo tronco de cone e afiação elíptica, as brocas de afiação hiperbólica possuem um perfil de gume transversal que diminui as vibrações e elimina a opção de realizar o pré-furo guia [12].

Figura 14 - Afição duplo tronco de cone, elipsoidal e hiperbólica de brocas helicoidais.



FONTE: Figura adaptada de [12]

Figura 15 - Gume transversal de brocas helicoidais com afiação de duplo tronco de cone, afiação elipsoidal e afiação hiperbólica.

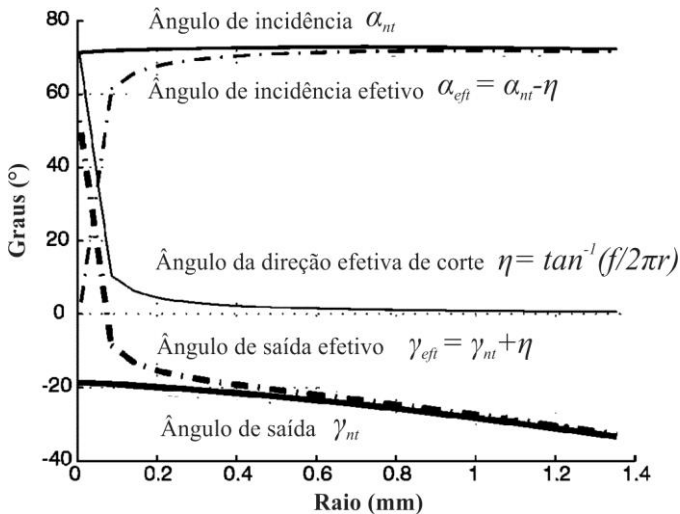


FONTE: Figura adaptada de [12]

A cinemática do processo de usinagem altera o sistema de referência empregado para medir os ângulos da ferramenta de corte, e devido a isso são empregados dois sistemas de referência. O sistema de referência ferramenta na mão é empregado para medir os ângulos estáticos da ferramenta de corte. Este sistema de referência é de importância para o projeto, execução, controle e reparo das ferramentas de corte. O segundo sistema de referência, o sistema de referência efetivo, é de grande importância para definir a geometria da parte de

corte da ferramenta durante o processo de usinagem. Neste sistema de referência os ângulos da ferramenta de corte são definidos com relação à direção efetiva de corte durante a usinagem [1]. A Figura 16 mostra a distribuição do ângulo de saída e do ângulo de incidência ao longo do gume transversal das brocas com afiação hiperbólica, com relação ao sistema de referência ferramenta na mão e o sistema de referência efetivo.

Figura 16 - Distribuição do ângulo de saída ao longo do gume transversal de brocas de afiação hiperbólica.



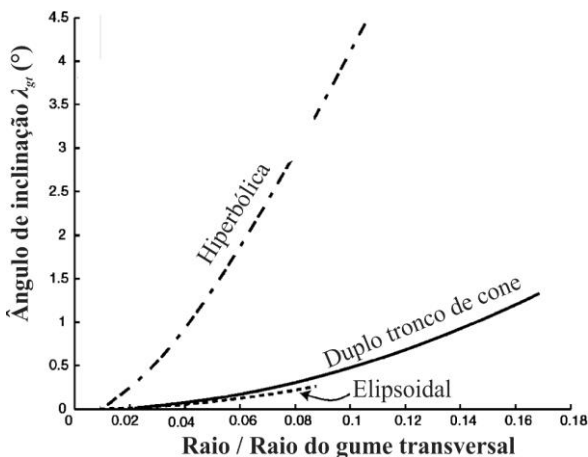
FONTE: figura adaptada de [12]

A distribuição do ângulo de saída estático é decrescente, mantendo-se ângulos altamente negativos entre -20° e -40° , onde os ângulos de saída mais negativos estão próximos à quina de saída do gume transversal, enquanto que os ângulos menos negativos estão localizados na proximidade do centro da broca. Não obstante, a distribuição do ângulo de saída ao longo do gume transversal das brocas com afiação hiperbólica e das brocas com afiação de duplo tronco de cone pode ser crescente ou decrescente ao longo do gume. Isso vai depender da posição relativa entre o rebolo abrasivo e a broca helicoidal durante o processo de afiação das superfícies de incidência [12, 13, 70]. Com relação às brocas de afiação elipsoidal, sabe-se que possuem um ângulo de saída estático ainda mais negativo, quando comparado com as

brocas de afiação hiperbólica e com a afiação duplo tronco de cone, podendo chegar até -57° . Não obstante, nas brocas com afiação elipsoidal o ângulo de saída estático permanece constante ao longo do gume transversal [12, 70].

A distribuição do ângulo de inclinação ao longo do gume transversal apresenta ângulos crescentes desde o centro da broca até a quina do gume transversal. Para verificar isso, a Figura 17 compara a distribuição do ângulo de saída ao longo do gume transversal de brocas com afiação hiperbólica, duplo tronco de cone e elipsoidal. A broca com afiação hiperbólica possui maiores ângulos de inclinação, quando comparada com as brocas de afiação de duplo tronco de cone e as de afiação elipsoidal. Entretanto, estas duas brocas possuem ângulos similares de inclinação [12].

Figura 17 - Distribuição do ângulo de inclinação ao longo do gume transversal de brocas helicoidais.

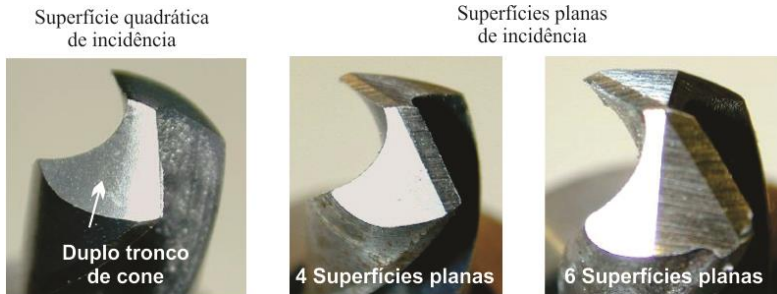


FONTE: figura adaptada de [12]

Na Figura 18 é comparada uma broca com afiação de duplo tronco de cone, a qual possui duas superfícies quadráticas de incidência que dão forma à geometria do gume transversal, com brocas que possuem quatro e seis superfícies planas de incidência. Verifica-se o efeito que tem o tipo de afiação sobre a geometria do gume transversal da broca. O gume transversal das brocas com superfícies planas de incidência tem um ângulo de ponta ($2\nu_{cl}$) claramente definido, conforme mostra a Figura 18, que reduz as vibrações na penetração do material da

peça. Devido a isso, estas brocas chamam-se autocentrantes e não precisam de um pré-furo guia, como as brocas com afiação de duplo tronco de cone ou de afiação elipsoidal [1, 14, 71]. A Figura 19 mostra os atributos geométricos das brocas helicoidais cujo gume transversal está formado por quatro superfícies planas de incidência.

Figura 18 - Brocas com superfícies de incidência quadráticas e brocas com superfícies planas de incidência.



FONTE: [72]

Como a afiação com quatro faces é muito empregada nas brocas de alto desempenho, serão apresentadas as equações elaboradas por Astakhov [1] para o cálculo dos atributos mais importantes do gume transversal formado por quatro superfícies planas de incidência.

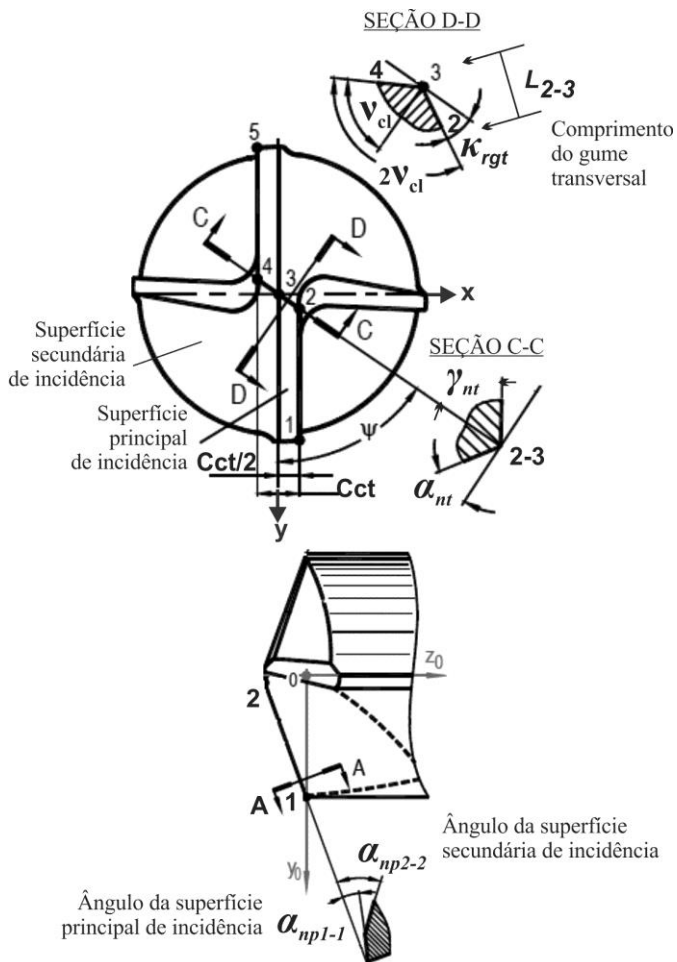
Ângulo do gume transversal (ψ)

$$\psi = \tan^{-1} \left(\frac{2 * \text{sen } \kappa_r}{\tan \alpha_{np2-2} + \tan \alpha_{np1-1}} \right) \quad (3)$$

Ângulo de incidência do gume transversal (α_{nt})

$$\alpha_{nt} = \tan^{-1} \left(\frac{\cos \kappa_{rgt}}{\tan \kappa_r * \text{sen } \psi} \right) \quad (4)$$

Figura 19 – Geometria da broca helicoidal com gume transversal definido por quatro superfícies planas no sistema de referência ferramenta na mão.



FONTE: Figura adaptada de [1]

Ângulo de saída do gume transversal (γ_{nt})

$$\gamma_{nt} = \alpha_{nt} - 90^\circ \quad (5)$$

Comprimento do gume (L_{2-3})

$$L_{2-3} = L_{3-4} = \frac{C_{cl}}{2 * \text{sen } \psi * \text{cos } \kappa_{rgt}} \quad (6)$$

Ângulo da ponta do gume (v_{cl})

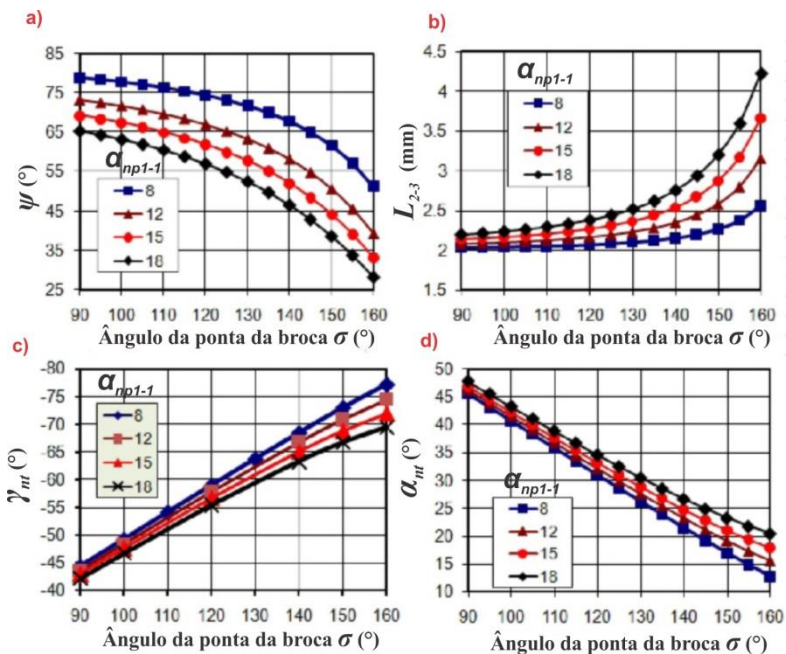
$$v_{cl} = 90^\circ - \tan^{-1} \left(\frac{(\tan \alpha_{np2-2} - \tan \alpha_{np1-1}) * \text{sen } \psi}{2 * \text{sen } \kappa_r} \right) \quad (7)$$

Diferentemente das outras, as brocas afiadas com superfícies planas de incidência não possuem um ângulo de inclinação porque seu valor é nulo, entretanto, o ângulo de saída (γ_{nt}) é constante ao longo do gume transversal [1, 14]. Naturalmente, o valor deste ângulo e outros atributos característicos do gume transversal, como o ângulo do gume transversal (ψ), o ângulo de incidência (α_{nt}) e o comprimento do gume transversal (L_{2-3}) são funções das variáveis construtivas da broca. Conforme mostra a Equação (3) até a Equação (7), as variáveis construtivas deste tipo de broca são o ângulo da ponta da broca (σ), o ângulo da superfície de incidência principal (α_{np1-1}) e o ângulo da superfície de folga secundária (α_{np2-2}) [1].

A Figura 20 apresenta a variação do ângulo do gume transversal (ψ), o comprimento (L_{2-3}), o ângulo de saída (γ_{nt}), e o ângulo de incidência do gume transversal (α_{nt}) como função das variáveis construtivas da broca. Na Figura 19 b) verifica-se que com este tipo de afiação também são obtidas brocas helicoidais cujo gume transversal possui um ângulo de saída altamente negativo.

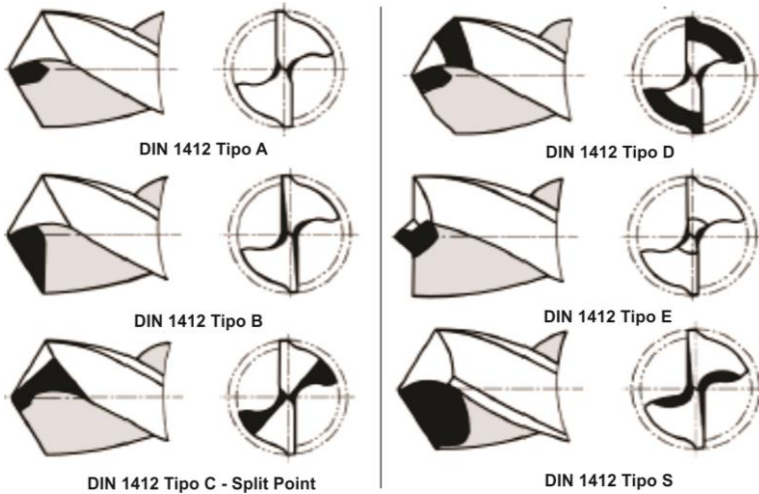
A presença de ângulos de saída negativos no gume transversal das brocas helicoidais gera um aumento significativo da força de avanço na furação. A deflexão da broca, provocada pelo aumento da força de avanço, limita o uso de velocidades de avanço maiores devido ao perigo de falha catastrófica da ferramenta, ou a geração de uma qualidade de superfície deficiente na parede do furo. [1]. Por essa razão, além da afiação padrão pode-se encontrar brocas helicoidais com alterações geométricas no gume transversal e no gume principal que visam diminuir de forma significativa a força de avanço na furação [1, 2, 25, 68]. Conforme mostra a Figura 21, a norma DIN 1412 apresenta vários destes tipos de afiações especiais.

Figura 20 – Variação do ângulo de saída e do ângulo de incidência normal ao gume transversal de brocas helicoidais com superfícies planas de incidência para diferentes ângulos de ponta.



FONTE: figura adaptada de [1]

Figura 21 - Tipos de ponta definidos pela norma DIN 1412 .



FONTE: Figura adaptada de [1]

2.5 Modelagem das Forças de Usinagem

Os primeiros trabalhos de pesquisa referentes à modelagem e simulação das forças de usinagem no processo de furação começaram com simples modelos empíricos, devido à falta de computadores e sistemas de medição, como os que existem atualmente [73].

Embora os modelos empíricos sejam simples e não possam explicar os mecanismos de formação do cavaco em cada um dos gumes da broca helicoidal, esta simplicidade os torna apropriados para estimar rapidamente as forças de usinagem no chão de fábrica [9, 74]. Um exemplo deste tipo de modelo é a variante do modelo de Kienzle para calcular as forças de usinagem, entre outros [2, 14].

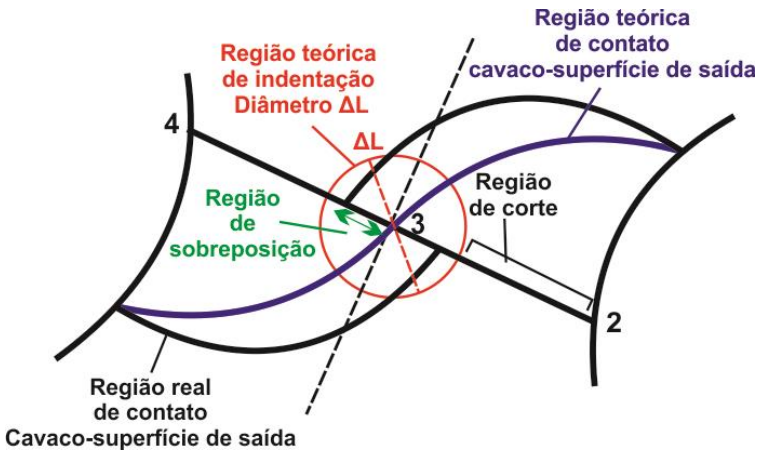
Assim como o modelo de Kienzle, geralmente os modelos empíricos são função dos parâmetros de corte e dos atributos geométricos da broca reconhecidos por afetar amplamente as forças de usinagem e que podem ser medidos facilmente no chão de fábrica, como o diâmetro da broca, o ângulo da ponta e o ângulo da hélice. Outros modelos empíricos mais sofisticados podem incluir fatores relacionados com algumas das propriedades mecânicas do material da peça, como a sua dureza [2, 64, 74, 75].

Depois dos avanços concernentes ao desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte, novas máquinas-ferramenta CNC e metodologias de planejamento do processo de usinagem assistidas por computador, a tomada de decisões está fundamentada na simulação dos resultados das operações de usinagem mediante modelos matemáticos mais precisos. Devido a isso tornou-se muito importante o estudo dos mecanismos de formação do cavaco [35, 76, 77].

Neste contexto, visando um melhor entendimento sobre os modelos de corte que melhor representam os processos de formação de cavaco na região do gume transversal de brocas helicoidais, Oxford *apud* Williams e Ehmann [9, 73], através de testes de furação com brocas helicoidais de 4 faces de incidência, fotos da região do gume transversal e da análise metalográfica de amostras de raízes de cavacos, identificou a existência de duas regiões no fundo do furo, denominadas região de indentação e região de corte. Foram denominadas dessa maneira porque a indentação e o corte são os modelos que melhor descrevem os processos empregados pelo gume transversal para formação do cavaco no fundo do furo. Na região primária, ou região de indentação, o gume transversal atua como um indentador que provoca a extrusão do material. Na região secundária, ou região de corte, o gume transversal corta o material, não obstante, com ângulos de saída altamente negativos. Nas duas regiões a deformação plástica do material é extensiva [9, 12, 66, 78–80].

A Figura 22 mostra a representação da região de indentação e de corte no fundo do furo. A linha 2-4 representa o comprimento total do gume transversal. O ponto 3 representa o centro do furo. A linha azul com forma de “S” representa o perímetro de contato entre o cavaco e a superfície de saída do gume transversal, não obstante, nos testes experimentais revelou-se a existência de uma região de sobreposição entre os dois cavacos formados pelo gume transversal. A circunferência cujo diâmetro abarca aquelas regiões de sobreposição representa a região de indentação. Aquilo que não está dentro da região de indentação representa a região de região de corte [9].

Figura 22 - Comparação entre a região contato teórico e real entre o gume transversal de brocas helicoidais e o material da peça no centro do furo.



FONTE: Figura adaptada de [9]

A presença de uma deformação plástica extensiva do material na região de indentação e a região de corte do gume transversal coincide com um aumento considerável da força de avanço. Conforme mostra o Quadro 3, a componente da força de avanço aporta até 75% do total da força de avanço, devido ao processo de encruamento por deformação plástica do material. Entretanto, a componente do momento torçor do gume transversal é pequena, com um aporte que pode ser até 14% do total do momento torçor exercido pela broca helicoidal [2].

Quadro 3 - Componentes das forças exercidas pelos gumes da broca helicoidal.

	Momento torçor (%)	Força de avanço(%)
Gume principal	65-75	17-25
Gume transversal	10-14	65-75
Guia e superfície secundária de incidência	15-20	7-8

FONTE: quadro adaptado de [2]

Os diferentes modelos preditivos das forças de usinagem, na furação com brocas helicoidais, elaborados até agora por diversos autores, podem simular com precisão aceitável as componentes das

forças de corte e de avanço do gume principal da broca. Não obstante, os problemas persistem na modelagem da componente das forças de avanço do gume transversal, devido a fatores microestruturais do material da peça, fatores geométricos do gume transversal, e as baixas velocidades de corte presentes na proximidade do eixo de rotação da broca. Nas condições de usinagem existentes na região do gume transversal, estes fatores ativam diversos mecanismos que aumentam a resistência mecânica do material. Este fenômeno é conhecido como encruamento e é o responsável pelo aumento significativo da força de avanço na furação. A modelagem da componente das forças de avanço do gume transversal das brocas helicoidais é muito complexa, devido ao comportamento do processo de encruamento nas condições de usinagem existentes na região do gume transversal. Por isso, a pesquisa dedicada a entender o processo de encruamento na região do gume transversal é relevante na simulação da componente das forças de avanço do gume transversal [2, 3, 9, 11, 14, 20, 55, 69, 73, 81, 82].

2.6 O Processo de Encruamento

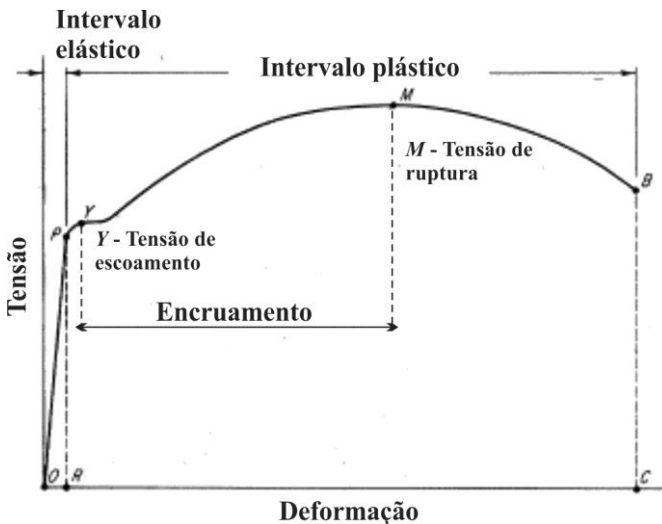
Quando um material policristalino é submetido a um estado de tensões é provocado nele a geração e o movimento de um tipo de defeito cristalino conhecido como discordância. O movimento destas discordâncias, através dos planos cristalinos de maior densidade atômica planar, fornece como resultado a deformação plástica do material [83].

Não obstante, para continuar ainda mais a deformação é necessário o uso de mais tensão, devido a certos obstáculos que dificultam o movimento das discordâncias através do material, o que aumenta sua resistência mecânica. Este aumento na resistência mecânica do material é definido como o processo de encruamento por deformação plástica. Neste processo de encruamento, além do aumento da resistência mecânica do material, também se verifica um aumento da sua dureza. Portanto, eventualmente o aumento de dureza em um material é utilizado para verificar um processo de encruamento e, conseqüentemente, um aumento da resistência mecânica do material.

Os obstáculos que dificultam o movimento das discordâncias são a conseqüência da interação e multiplicação de diferentes tipos de defeitos cristalinos presentes no material, os quais definem suas propriedades mecânicas e seu comportamento quando deformado plasticamente [83–85].

O processo de encruamento de um aço pode ser verificado através de um ensaio de tração mecânica a uma taxa de deformação quase-estática em temperatura ambiente, na qual pode-se registrar a curva de tensão-deformação do material. Conforme mostra a Figura 23, quando a tensão aplicada sobre o corpo de prova ultrapassa a tensão de escoamento verifica-se que o material do corpo de prova aumenta a resistência no intervalo plástico até a tensão de ruptura.

Figura 23 - Curva Tensão vs. Deformação de um aço dúctil.



FONTE: figura adaptada de [84]

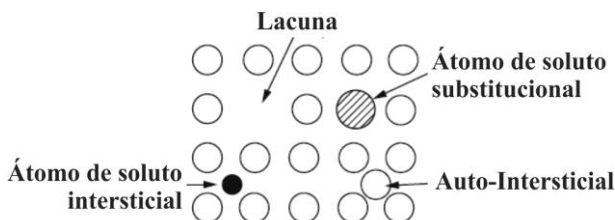
O processo de encruamento do material sendo usado é afetado basicamente por dois tipos de fatores: os fatores independentes do processo de usinagem e os fatores dependentes do processo de usinagem [86]. Os fatores independentes correspondem aos defeitos microestruturais do material da peça [86]. A quantidade destes defeitos determina as propriedades mecânicas do material e sua usinabilidade. Estas propriedades podem ser alteradas se o material for submetido a um tratamento térmico prévio ao processo de usinagem [84]. Os fatores dependentes do processo de usinagem são as variáveis do processo que podem ser escolhidas livremente, como os parâmetros de usinagem, a geometria da ferramenta de corte [86].

2.6.1 Fatores independentes do processo de usinagem

Além das mesmas discordâncias, entre os diferentes tipos de defeitos cristalinos que dificultam seu movimento durante a deformação do material, existem dois grandes grupos de defeitos cristalinos; os defeitos pontuais, e os defeitos interfaciais. Quanto maior é a quantidade de defeitos cristalinos dentro do material, maior será sua resistência mecânica e, portanto, mais difícil a usinagem a partir do critério da força necessária para efetuar o corte.

O grupo dos defeitos pontuais é formado pelas lacunas, os defeitos auto-intersticiais e as soluções sólidas. A Figura 24 mostra um exemplo da disposição destes defeitos pontuais dentro da rede cristalina de um material [83, 85, 87].

Figura 24 - Defeitos pontuais presentes na rede cristalina.



FONTE: figura adaptada de [85]

A lacuna é considerada o defeito mais simples que existe, e corresponde à ausência de um átomo na estrutura cristalina do material. Este tipo de defeito aparece no processo de solidificação do material como resultado de perturbações locais durante o crescimento dos cristais ou devido à reordenação atômica de um cristal já formado como consequência da mobilidade dos átomos. A quantidade de lacunas é proporcional à temperatura do material, de forma que, quanto maior a temperatura, maior será a quantidade de lacunas [83, 85, 87].

Os auto-intersticiais são átomos que mudam de posição para se localizar nos interstícios da rede cristalina. Os interstícios são os pequenos espaços vazios entre os demais átomos da rede cristalina. Devido a que os átomos são de maior tamanho que os interstícios, os auto-intersticiais aumentam a tensão entre os átomos localizados na sua proximidade. Este tipo de defeito é pouco comum, e geralmente aparece nas redes cristalinas pouco compactas, ou em materiais constituídos por

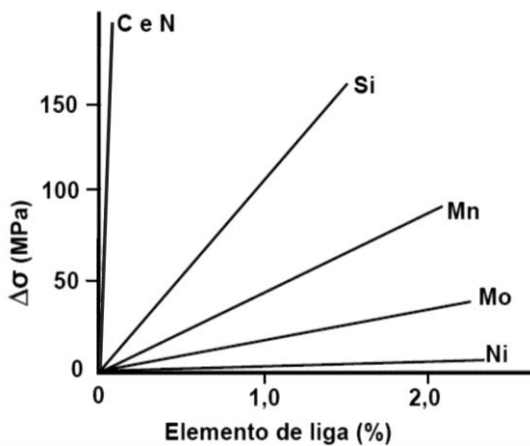
elementos de liga que possuem átomos com diferente diâmetro atômico [83, 85].

Uma forma de aumentar a quantidade de lacunas e de auto-intersticiais é o uso de tratamentos térmicos, como o processo de têmpera. Por outro lado, a deformação plástica do material aumenta de igual maneira a quantidade de lacunas e auto-intersticiais. Entretanto, a deformação plástica também aumenta a quantidade de outro tipo de defeitos cristalinos, como as discordâncias [83, 85, 87].

Eventualmente, em algumas aplicações, além do carbono o aço precisa de elementos de liga finamente distribuídos para melhorar suas propriedades mecânicas. Estes elementos de liga formam soluções sólidas que podem ser substitucionais ou intersticiais.

A Figura 25 mostra os efeitos de diferentes elementos de liga sobre a resistência de um aço. Verifica-se que os elementos que principalmente influenciam o aumento da resistência do material são o carbono e o nitrogênio quando empregado em processos de endurecimento de superfícies [88].

Figura 25 - Efeitos do endurecimento por solução sólida sobre a resistência de um aço de baixo carbono.



FONTE: figura adaptada de [88]

Os defeitos interfaciais, ou defeitos de fronteira, são contornos de grão e normalmente separam regiões do material que possuem diferentes estruturas cristalinas ou diferentes orientações cristalinas. As superfícies

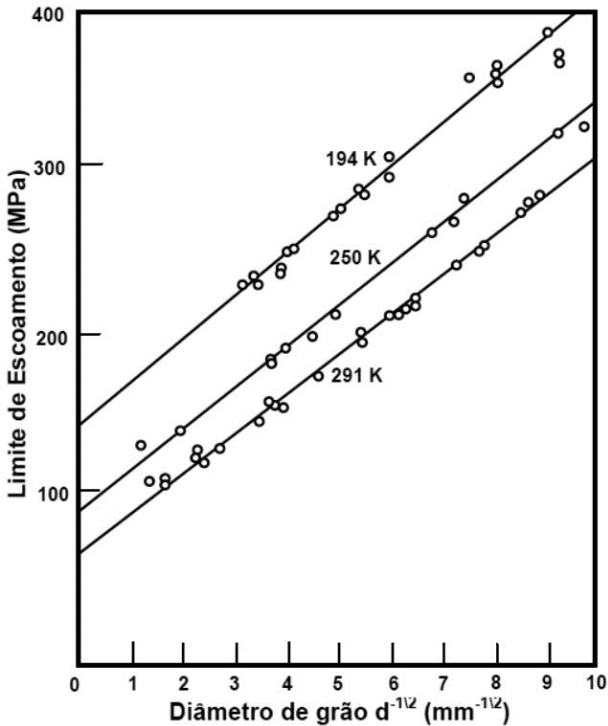
externas e os contornos de grão são considerados defeitos de fronteira [83].

As superfícies externas são os limites mais evidentes. As superfícies externas são consideradas uma imperfeição porque representam o fim da estrutura cristalina, onde os átomos estão em um estado de energia superior devido a que não estão ligados ao número máximo de átomos vizinhos mais próximos [83].

Os contornos de grão possuem um papel importante na deformação plástica dos materiais policristalinos. Os contornos de grão são o limite que separa dois cristais que possuem diferentes orientações cristalinas. Na região limite, que na realidade possui várias distâncias atômicas de comprimento, há um desalinhamento na transição da orientação entre dois cristais. Em baixas temperaturas, menores que a de cristalização do material, os contornos de grão atuam como obstáculos frente ao movimento das discordâncias. Portanto, quanto menor o tamanho dos grãos maior será o aumento da resistência do material no processo de encruamento por deformação plástica [83–85, 88].

A Figura 26 serve de exemplo para mostrar a relação entre a resistência do material, o tamanho dos grãos, e a temperatura de um aço de baixo carbono. Quando a microestrutura do material possui grãos finos, a resistência mecânica do material aumenta, inclusive em diferentes temperaturas [88].

Figura 26 - Variação do limite de escoamento de um aço baixo carbono com o tamanho de grão ferrítico para diversas temperaturas de ensaio.



FONTE: figura adaptada de [88]

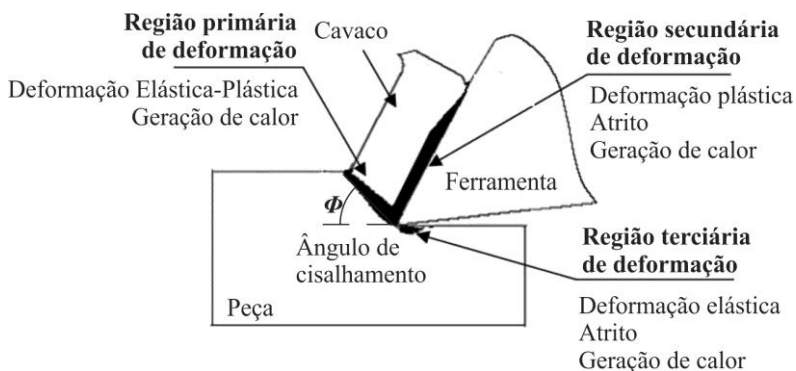
2.6.2 Fatores dependentes do processo de usinagem

Além das imperfeições presentes na microestrutura do material, os fatores dependentes do processo de usinagem, como a geometria da ferramenta, e os parâmetros de corte, afetam o processo de encruamento do material da peça [86]. Estas duas variáveis geralmente são escolhidas dependendo do material da peça, e definem a magnitude da deformação plástica do material, a taxa de deformação, e a temperatura de usinagem. Enquanto o ângulo de saída da ferramenta de corte define a deformação plástica do material, a velocidade de corte e o avanço determinam a taxa de deformação do material sendo usinado e a temperatura de usinagem. A correlação destes fatores e as imperfeições microestruturais do material da peça alteram suas propriedades mecânicas nas principais

regiões de deformação na formação do cavaco e alteram o comportamento do fenômeno de encruamento do material, o que determina o aumento ou a diminuição das forças de usinagem. As regiões principais de deformação correspondem aos lugares onde acontece a maior parte da deformação plástica do material sendo usinado e onde grande parte do trabalho de deformação plástica é transformado em calor. A maior parcela deste calor gerado na usinagem é transferida ao cavaco e outras parcelas menores são transferidas ao interior da peça e à ferramenta de corte.

A Figura 27 mostra as principais regiões de deformação plástica, e de geração de calor na usinagem. Na região primária de deformação acontece a maior parte da deformação plástica do material que logo é praticamente transformada em calor [2, 89].

Figura 27 - Regiões de deformação e geração de calor na usinagem.



FONTE: figura adaptada de [89]

A região primária de deformação é o lugar onde acontece a maior parte da deformação plástica do material [89]. A temperatura de usinagem geralmente é menor nesta região, quando comparada com a temperatura de usinagem na região secundária de deformação porque o calor gerado na região primária de deformação é apenas provocado pelo aumento da energia interna do material em forma de discordâncias e a geração de defeitos microestruturais [2, 90].

A região primária de deformação é formada por diversos planos de deslizamento em consequência das componentes de cisalhamento dos esforços de compressão e de tensão provocados pela deflexão do cavaco causada pela ferramenta de corte [90, 91]. O arranque do material que

formará o cavaco acontece no plano de deslizamento onde a tensão de cisalhamento é máxima e cujo ângulo de cisalhamento é denominado (Φ) [2, 90, 91]. A magnitude deste ângulo é específica para cada condição de usinagem e depende principalmente da taxa de deformação do material, da temperatura de usinagem e da geometria da ferramenta de corte. Devido a isso, o ângulo de cisalhamento (Φ) guarda uma relação importante com o processo de encruamento do material sendo usinado e, por tanto, das forças de usinagem. Isso torna a magnitude do ângulo de cisalhamento um indicador do grau de deformação plástica do material sendo usinado e um fator importante em vários modelos matemáticos para simular as forças de usinagem [35, 91–93].

Geralmente, a magnitude do ângulo de cisalhamento (Φ) é diretamente proporcional à temperatura de usinagem provocada pelo atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte e inversamente proporcional à deformação do material sendo usinado, devido ao aumento do ângulo de saída da ferramenta de corte [2, 35, 93–96]. Ensaios experimentais, simulações computadorizadas e a análise metalográfica de raízes de cavaco obtidas com dispositivos de interrupção súbita indicam que a diminuição do ângulo de cisalhamento (Φ) corresponde ao aumento da resistência mecânica do material e das forças de usinagem, como consequência do trabalho de deformação plástica que encrua o material da peça. Por outro lado, quando se verifica um aumento do ângulo de cisalhamento (Φ) significa que para as condições de corte empregadas o material sendo usinado está sendo submetido a uma menor deformação plástica [90, 97, 98].

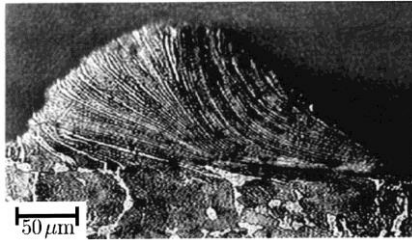
Nos casos em que o ângulo de saída da ferramenta de corte é positivo o ângulo de cisalhamento (Φ) aumenta. Isso é consequência da diminuição dos esforços de compressão sobre o cavaco, que diminuem a deformação plástica do material sendo usinado e mudam as condições do atrito entre o cavaco e superfície de saída da ferramenta de corte. Quanto mais positivo o ângulo de saída da ferramenta de corte, menor será o comprimento de contato entre a superfície de saída e o cavaco e menor será a força de atrito. Esta redução também é possível mediante o emprego de meios lubrificantes [2, 35, 53, 90, 91, 99]. Por outro lado, quando são empregadas altas velocidades de corte, a alta temperatura de usinagem na região secundária de deformação, provocada pelo atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte, diminui tanto a resistência mecânica como a deformação plástica do material sendo usinado na região de

cisalhamento, o que traz como consequência o aumento do ângulo de cisalhamento (Φ) [35, 97].

Caso o ângulo de saída da ferramenta de corte seja altamente negativo, como os existentes no gume transversal das brocas helicoidais, o material da peça é deformado extensivamente e como consequência disso verifica-se um ângulo de cisalhamento (Φ) sempre muito pequeno, embora sejam empregadas altas velocidades de corte, pois os ângulos de saída altamente negativos aumentam de forma considerável a pressão hidrostática que a ferramenta de corte exerce sobre o material da peça. Komanduri [100] aportou evidências importantes sobre este fenômeno através de testes de torneamento ortogonal de tubos de aço, nos quais foram empregadas ferramentas de corte com um ângulo saída altamente negativo de até -85° . Nestes experimentos verificou-se que com o aumento do ângulo de saída da ferramenta de corte ocorre um incremento proporcional de todas as componentes das forças de corte, sobretudo, da componente das forças de avanço, o que leva a um aumento da pressão hidrostática. Nos experimentos com ferramentas de corte com ângulos de saída extremadamente negativos de aproximadamente -80° a pressão hidrostática sobre o material da peça foi alta ao ponto de não formar cavaco. Entre outros fenômenos, também verificou-se que o aumento da temperatura de usinagem, em consequência do aumento da velocidade de corte, provoca a diminuição da resistência mecânica do material e, portanto, das forças de usinagem [96, 100, 101].

A Figura 28 mostra a deformação plástica extensiva de uma raiz de cavaco, gerada na usinagem do aço AISI 1045 com um ângulo de saída de -45° , e uma velocidade de corte de apenas $5\mu\text{m/s}$ [102]. Na figura pode-se observar a pouca inclinação do plano de cisalhamento gerado pelo ângulo de saída altamente negativo da ferramenta de corte em aquelas condições de usinagem específicas.

Figura 28 - Deformação plástica do aço S45C na usinagem com ângulo de saída de -45° e uma velocidade de corte igual a $5\mu\text{m/s}$.



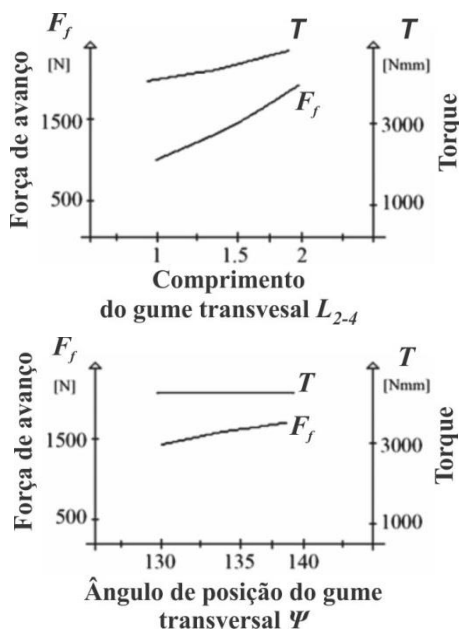
FONTE: [102]

Na furação com brocas helicoidais, além do ângulo de saída, outros atributos geométricos do gume transversal influenciam o processo de encruamento do material no fundo do furo; o comprimento do gume transversal (L_{2-3}) e o ângulo do gume transversal (ψ). A Figura 29 apresenta a simulação da componente do torque, e das forças de avanço do gume transversal na furação do aço AISI 1020, referente às mudanças destes atributos geométricos. Verifica-se que as componentes do torque e das forças de avanço do gume transversal aumentam de forma proporcional ao aumento do comprimento do gume transversal (L_{2-3}), seu ângulo (ψ), e seu ângulo de cunha. O modelo preditivo de força empregado na simulação foi elaborado por Armarego *apud* Audy [103], e funciona a partir de uma base de dados recolhidos de grandes quantidades de ensaios experimentais de corte ortogonal, devido às dificuldades de medir separadamente a influência de cada um dos atributos geométricos do gume transversal de brocas helicoidais sobre as forças de usinagem [55, 76, 103].

Outros dos fatores principais que afetam o processo de encruamento do material sendo usinado são a taxa de encruamento e a temperatura de usinagem. Estes fatores são determinados pela velocidade de corte. Quanto maior a velocidade de corte, maiores serão a taxa de encruamento e a temperatura de usinagem. Nas velocidades de corte empregadas atualmente na usinagem, a taxa de encruamento e a temperatura de usinagem fazem o material da peça se comportar de forma diferente das condições quase-estáticas dos ensaios de tração ou das condições de deformação presentes nos processos de conformação [86]. Na usinagem com ferramentas de corte de geometria definida, a interação entre a resistência mecânica do material, a taxa de deformação,

e a temperatura de usinagem é tão complexa que, devido a isso, os processos de usinagem ainda não são inteiramente compreendidos [89].

Figura 29 - Efeito da geometria do gume transversal sobre o torque e as forças de avanço.



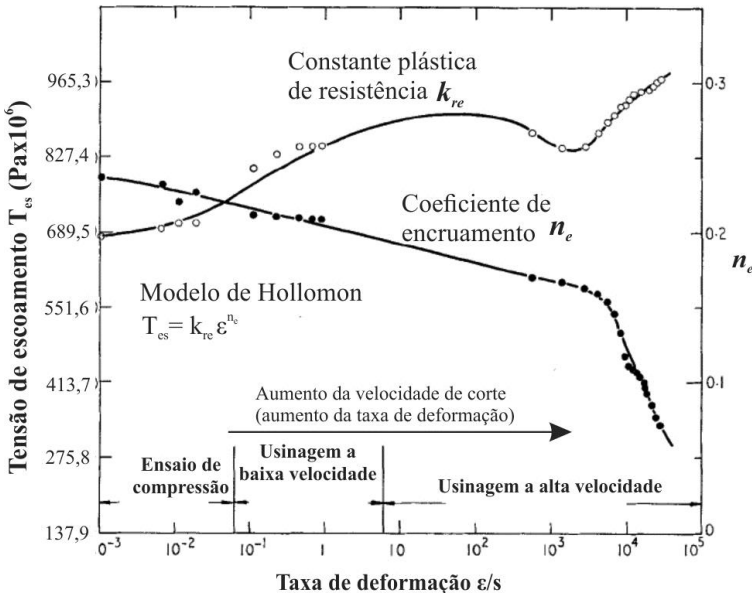
FONTE: Figura adaptada de [103]

Em baixas velocidades de corte, ou seja, baixas taxas de deformação, o aumento da resistência mecânica do material, provocada pelo processo de encruamento, predomina sobre a diminuição da resistência mecânica do material provocada pela temperatura de usinagem. Neste tipo de condições de usinagem, nas quais são empregadas baixas velocidades de corte, a relação entre a resistência do material e a taxa de deformação apresenta uma tendência linear, similares às tendências observadas nos ensaios de tração mecânica quando empregadas diferentes taxas de deformação, e diferentes temperaturas de ensaio [89, 99].

Oxley e Stevenson [99] estudaram a influência da taxa de deformação e da temperatura sobre o fenômeno de encruamento e a tensão de escoamento do aço CS 1114 de fácil usinagem. Para analisar

essa influências, foram empregados ensaios de compressão onde as taxas de deformação são baixas e ensaios de usinagem por torneamento ortogonal para testar a influência de maiores taxas de deformação, mediante o aumento da velocidade de corte. Durante aqueles ensaios, foram realizadas medições da tensão de escoamento no plano de cisalhamento (T_{es}) dos corpos de prova para serem empregados no cálculo da constante plástica de resistência (k_{re}) e do coeficiente de encruamento (n_e) correspondentes ao modelo de tensão-deformação de Hollomon. Os resultados desses cálculos são apresentados na Figura 30. Pode-se verificar que o aumento da velocidade de corte e, portanto, da taxa de deformação do material leva a um aumento da temperatura que altera o comportamento do fenômeno de encruamento do material, diminuindo seu efeito sobre a tensão de escoamento do material, facilitando o movimento das discordâncias através dos planos de cisalhamento.

Figura 30 - Tensão de escoamento do aço CS 1114 de fácil usinagem *versus* a taxa de deformação.



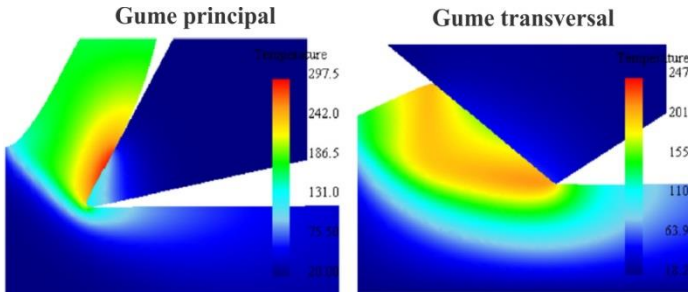
FONTE: Figura adaptada de [99]

Nos casos em que a velocidade de corte é maior, a geração de calor aumenta de forma significativa nas regiões de deformação plástica do material. Se a alta temperatura de usinagem for suficientemente alta pode provocar um efeito amolecedor que diminui resistência mecânica do material e, portanto, as forças de usinagem, sem importar aumento da resistência mecânica devido ao processo de encruamento por deformação plástica [89, 99].

O ângulo de saída da ferramenta de corte também possui uma influência sobre a distribuição da temperatura de usinagem na região primária de deformação. A distribuição da temperatura na formação do cavaco nos gumes principais, sobretudo na proximidade da periferia da broca, é similar às distribuições de temperatura presentes na usinagem com ferramentas de corte que possuem ângulos de saída positivos, onde a região primária e a região secundária de deformação são as principais fontes de calor e alta temperatura [35].

Devido às dificuldades para medir diretamente a temperatura de usinagem na região do gume transversal das brocas helicoidais [104, 105], pesquisadores como Wu e Han [4] têm elaborado simulações mediante o método de elementos finitos, baseados em modelos termo-elasto-plásticos para representar o comportamento da resistência do material sendo usinado e descrever a distribuição da temperatura na raiz do cavaco como funções da magnitude da geometria da ferramenta, dos parâmetros de usinagem, e das propriedades térmicas do material. A Figura 31 mostra o resultado da simulação da distribuição da temperatura de usinagem na região do gume transversal durante a furação do aço AISI 1045, com velocidade de corte igual a 17 m/min, e avanço de 0,224 mm. A ferramenta de corte empregada na simulação foi uma broca *Standard* de diâmetro 6,8 mm, com ângulo de ponta igual a 120°, ângulo de hélice de 28°, e um ângulo de posição do gume transversal igual a 55°. O resultado indica que, para as condições de usinagem simuladas, a maior temperatura de usinagem está localizada nos gumes principais de broca, devido principalmente ao calor gerado pelo atrito entre o cavaco e a superfície de saída do gume principal. A temperatura máxima nos gumes principais é 20% maior que a temperatura máxima presente no gume transversal. A distribuição da temperatura de usinagem na região do gume transversal é mais uniforme, quando comparada com a distribuição da temperatura presente no gume principal da broca [4].

Figura 31 - Simulação da distribuição da temperatura no gume principal, e no gume transversal de brocas helicoidais.



FONTE: [4]

2.7 Obtenção de Raízes de Cavaco na Furação

O entendimento dos mecanismos de formação do cavaco na usinagem, através do estudo das raízes dos cavacos, é de grande importância na modelagem e simulação dos processos de usinagem devido à relação existente entre aqueles mecanismos e vários fenômenos que são referentes ao desempenho do processo, como as forças de usinagem, o desgaste da ferramenta de corte e a temperatura de usinagem [106].

Estes fenômenos estão ligados às mudanças microestruturais experimentadas pelo material sendo usinado. Portanto, a análise das mudanças das propriedades mecânicas e metalúrgicas do material permite ampliar o entendimento dos processos de usinagem e formular alternativas para sua otimização [82, 107].

Não obstante, verificar tais mudanças microestruturais no material da peça não é fácil, já que o processo de furação acontece sob condições desfavoráveis devido ao espaço limitado para a remoção do cavaco, a dificuldade de dissipar o calor, o atrito entre o cavaco e a parede do furo e a presença de distintos mecanismos de corte por conta da geometria complexa da broca helicoidal, além do processo acontecer sob condições em que não é possível observar a formação do cavaco [3, 4, 108].

Atualmente, a análise dos efeitos do processo de furação sobre a microestrutura do material da peça é possível através da análise metalográfica de amostras de raízes de cavaco obtidas mediante um

dispositivo de interrupção súbita, também conhecido pelas siglas QSD (*quick-stop device*) [20, 82, 106, 109].

2.7.1 O uso do QSD na usinagem

Os dispositivos de interrupção súbita, conhecidos pelas siglas QSD (*quick-stop device*), são instrumentos de pesquisa desenvolvidos para a coleta de amostras de raízes de cavaco. As amostras de raízes de cavaco, obtidas pela interrupção súbita do processo, são cavacos parcialmente formados aderidos aos corpos de prova [106, 110].

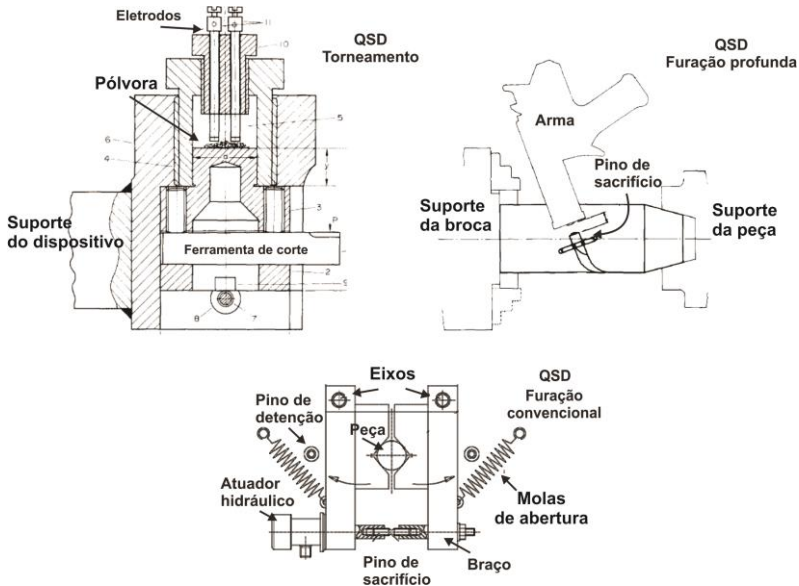
O material que está na proximidade da raiz do cavaco é retirado utilizando-se outros processos de usinagem, como o serramento, o fresamento, ou a eletroerosão [82, 109]. Qualquer que seja o processo utilizado, se deve considerar a seleção do sobrematerial de usinagem adequado para que fatores como temperatura e deformações plásticas não modifiquem a microestrutura da raiz do cavaco, já que o objetivo principal é estudar apenas as alterações no material provocadas pelo processo anterior [111].

Segundo Satheesha *et al* [110], existem dois métodos utilizados na obtenção de cavaco, que podem ser divididos nos que provocam a fratura da ferramenta de corte, ou a fratura de um pino de sacrifício, e nos métodos baseados em eliminar o movimento relativo entre a peça e a ferramenta. Geralmente, o primeiro método é utilizado quando os testes experimentais envolvem o uso de peças com grande inércia que dificilmente podem ser aceleradas instantaneamente, enquanto que o método de reduzir o movimento relativo é o método mais aplicado nos casos em que o corpo de prova tem dimensões e peso reduzidos.

Na literatura existem relatos de diversos projetos de QSD que utilizam o método de redução da velocidade relativa para sua aplicação em diferentes processos de usinagem, a maioria deles para o processo de torneamento [112]. Entre estes dispositivos está o QSD projetado e fabricado no ano 2003 por Eliene Lucas [113], no Laboratório de Mecânica de Precisão – (LMP) da Universidade Federal de Santa Catarina – (UFSC) para o estudo da formação de cavaco na usinagem do ferro fundido nodular ferrítico. Grande parte destes projetos se destaca pela sua complexidade devido ao número de peças que formam o dispositivo e o emprego de tecnologia custosa como sistemas hidráulicos, sistemas magnéticos, ou recursos perigosos como a pólvora para garantir um acionamento instantâneo. O acionamento do dispositivo é comumente feito mediante a ruptura de um pino de

sacrifício que deve ser substituído toda vez que é operado o QSD. A Figura 32 apresenta diferentes métodos de abertura propostos por diversos pesquisadores para a sua aplicação em processos de torneamento e furação [106].

Figura 32 - Diferentes métodos de abertura em dispositivos de interrupção súbita.



FONTE: Figura adaptada de [82, 112, 114]

Para que um QSD funcione satisfatoriamente, deve-se cumprir os seguintes requisitos gerais [112, 115]:

- O tempo transcorrido desde o acionamento do dispositivo até a interrupção total do processo deve ser pequeno;
- A distância de separação relativa entre a ferramenta e o corpo de prova deve ser pequena;
- As modificações geométricas e metalúrgicas na raiz do cavaco induzidos pela ação do dispositivo devem ser mínimas;
- As vibrações induzidas pelo corte do material e o acionamento do dispositivo devem ser mínimas;

- O dispositivo deve ter boas características dinâmicas e estáticas para a fixação da ferramenta ou do corpo de prova;
- A ferramenta não deve ser danificada pelo processo de acionamento;
- O dispositivo deve ser seguro e fácil de usar, deve ser confiável e oferecer boa reprodutibilidade nos resultados.

Não é possível projetar um QSD que possa cumprir com todos os requisitos anteriores ao mesmo tempo, o que significa que são necessárias algumas relações de compromisso.

Para o caso específico da furação com brocas helicoidais, já existem alguns aspectos práticos a serem levados em conta no projeto de um QSD para este processo de usinagem. Um deles é usar um sistema de abertura bilateral para evitar um desequilíbrio nas forças que atuam sobre o sistema peça-ferramenta de corte que possa quebrar a broca, principalmente para ferramentas de materiais frágeis, como metal-duro. O uso de massas pequenas e bem distribuídas ajuda na diminuição do momento de inércia rotacional, o que favorece uma abertura súbita do dispositivo, e para o corpo de prova recomendam-se geometrias cilíndricas [82].

2.7.2 Corte das amostras de cavaco

Quando obtidas as amostras de cavaco, o material restante dos corpos de prova deve ser cortado cuidadosamente para que a microestrutura da raiz do cavaco não seja alterada, já que o estado de deformação plástica do cavaco corresponde ao objeto de estudo para analisar os efeitos do processo de usinagem sobre a microestrutura do material da peça; e a relação entre a deformação e as variáveis de desempenho do processo, como as forças de corte e a temperatura de usinagem.

São vários os métodos que podem ser empregados para cortar o sobrematerial dos corpos de prova. Entre os métodos de corte mais frequentemente utilizados estão o corte com disco abrasivo, o processo de eletroerosão a fio e o serramento. A escolha do processo do corte depende de vários aspectos, como o tamanho do corpo de prova, sua complexidade geométrica, e a precisão requerida para realizar o corte no lugar necessário sem alterar a microestrutura da raiz do cavaco devido à deformação plástica do material e à temperatura de usinagem [82, 109, 116–118].

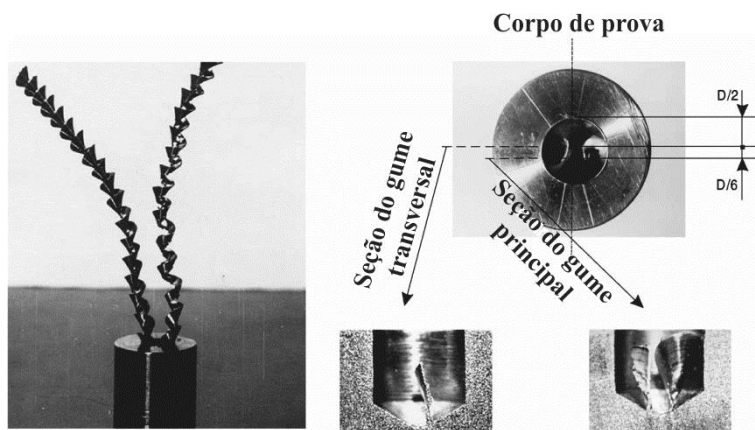
O corte de materiais por disco abrasivo é muito empregado na indústria e na preparação de amostras para sua posterior análise micrográfica, devido à capacidade deste processo de usinagem para cortar uma grande variedade de materiais duros. Os discos de corte estão formados por um material aglomerante que mantém juntas grandes quantidades de grãos abrasivos de alta dureza que atuam como pequenas ferramentas de corte. Nas máquinas pequenas de corte por disco abrasivo empregadas nos laboratórios de análise micrográfica, o disco é instalado no eixo de um motor elétrico de alta rotação. Logo, o corpo de prova é fixado e de forma manual se faz avançar o corpo de prova contra o disco de corte. Embora sejam empregadas grandes quantidades de fluido lubri-refrigerante na região de corte, deve-se ter especial cuidado de não aplicar muito esforço sobre o disco abrasivo para não aumentar demasiadamente a temperatura de usinagem. Geralmente, a superfície usinada se caracteriza por ter um bom acabamento, o que reduz o número de posteriores operações de lixamento [118]. Neste tipo processo, considerado uma variante do processo de retificação, a integridade da superfície gerada no corte depende de quatro grupos de variáveis. Em um grupo estão as propriedades mecânicas e térmicas do material sendo usinado. Um segundo grupo corresponde aos parâmetros de usinagem, o método de dosificação do líquido lubri-refrigerante e o estado do disco abrasivo. No terceiro grupo é formado pelas características do disco abrasivo, como as propriedades do material dos grãos abrasivos e do material aglomerante. O último grupo de variáveis é formado pelas características da máquina de corte, como sua rigidez, estabilidade e balanço [119].

A eletroerosão a fio é um processo de usinagem que permite realizar cortes de elevada precisão em materiais de elevada dureza, não obstante, os materiais devem ser condutores da eletricidade. Neste processo não existe um contato físico entre a ferramenta de corte e o corpo de prova. O corte é feito pela erosão do material através de fortes descargas elétricas. Dependendo da energia de descarga a camada afetada pode atingir até 1mm (principalmente as trincas) [82, 109, 116, 120, 121]. A Figura 33 é um exemplo das amostras de cavaco do processo de furação com brocas helicoidais que logo foram cortadas empregando o processo de eletroerosão a fio.

Diferentemente do processo de eletroerosão a fio e do processo de corte com disco abrasivo, o serramento é um processo de usinagem com ferramenta de corte de geometria definida. A ferramenta de corte é uma lâmina dentada chamada de serra, que usualmente é confeccionada

inteiramente com aço-rápido, ou possuir insertos de metal-duro. Os dentes da serra estão posicionados alternadamente para facilitar a saída dos cavacos da região de corte, e geralmente o processo de corte é acompanhado com algum fluido lubrificante para evitar o aquecimento do material da peça, e o subsequente desgaste da ferramenta de corte. A escolha adequada da geometria dos dentes da serra e dos parâmetros de corte depende do material da peça. Atualmente, existe pouca pesquisa relacionada ao processo de serramento, em comparação com outros processos de usinagem. Praticamente, o processo de serramento é relegado ao corte da matéria-prima que logo será usinada com algum outro processo [2, 122–124]. Como é comum nos processos de usinagem com ferramenta de corte de geometria definida, a integridade da superfície usinada no processo de serramento depende principalmente da geometria da ferramenta, dos parâmetros de corte e da rigidez da serra.

Figura 33 - Amostras de cavaco obtidas por Dolinsek.

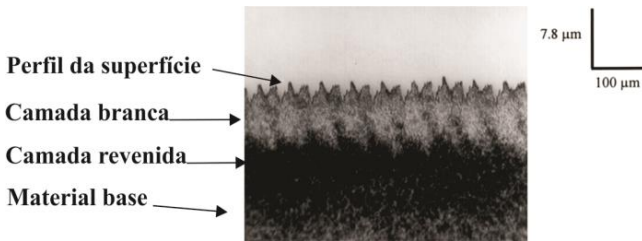


FONTE:[82]

Considerando que a maioria dos processos de corte afeta a microestrutura do material da raiz do cavaco, resulta conveniente realizar uma análise dos efeitos do processo de corte escolhido sobre a microestrutura do material em diferentes condições de corte. Desta forma pode-se escolher o sobrematerial de usinagem mais adequado que evite que os efeitos do processo de corte atinjam a região de interesse [117, 118].

A Figura 34 é um exemplo das alterações topográficas e metalúrgicas na superfície de um material geradas por um processo de torneamento duro. Nela pode-se distinguir claramente o perfil da superfície usinada e as camadas que sofreram transformação de fase devido à temperatura e aos esforços mecânicos gerados no corte.

Figura 34 - Características de uma superfície gerada por torneamento duro.



FONTE: [125]

Após cortado o sobrematerial do corpo de prova, a amostra da raiz do cavaco é embutida em baquelite ou alguma resina especial para este propósito e depois passa por um tratamento de acondicionamento para a respectiva análise metalográfica. O tratamento de acondicionamento está amplamente documentado e existem muitas recomendações sobre este tema [117, 118]. Este consiste em várias etapas de lixamento nas quais são empregadas lixas com diversas granulometrias. A primeira etapa começa com uma lixa de granulometria grossa que possui alta capacidade abrasiva para remover rapidamente os efeitos produzidos pelo processo de corte do material restante do corpo de prova. As etapas seguintes são para diminuir gradativamente a rugosidade da superfície da raiz do cavaco mediante o emprego de lixas com granulometria mais fina. Finalmente, é feito o polimento utilizando um pano com pó abrasivo de alumina, deixando a superfície da raiz do cavaco refletante. Finalmente, a superfície polida da amostra é atacada com ácido para ressaltar as faces da microestrutura do material e torná-las visíveis através do microscópio para observar a deformação plástica na raiz do cavaco [117, 118].

3 DESENVOLVIMENTO DO QSD

Para desenvolver o QSD para o processo de furação com brocas helicoidais, optou-se por seguir de modo geral e com algumas adaptações o modelo PRODIP de desenvolvimento de produtos, o qual foi elaborado pelo NEDIP (Núcleo de Desenvolvimento Integrado de Produtos), grupo da UFSC na área de gerenciamento de projetos. O PRODIP consiste na aplicação de um método sistemático, com um sólido embasamento científico, que permite ao projetista definir e incluir os requerimentos do usuário no processo de desenvolvimento de produtos, que neste caso é o QSD. O processo de desenvolvimento consistiu em três macrofases conhecidas como Projeto Informacional, Projeto Conceitual e Projeto Preliminar [126].

3.1 Projeto Informacional

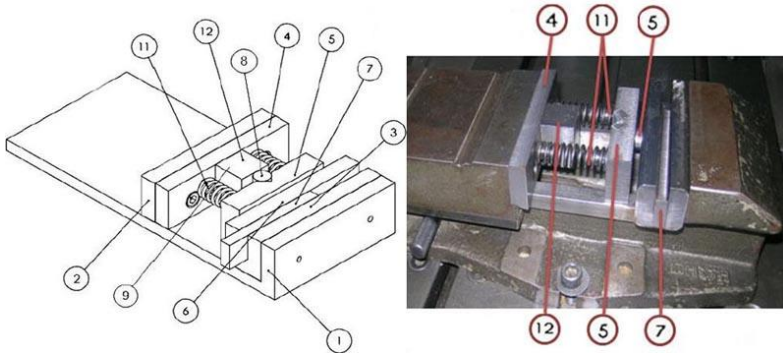
Entre as diversas atividades referentes às pesquisas sobre furação com brocas helicoidais, um primeiro QSD foi desenvolvido no Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC. Este dispositivo, fabricado inteiramente de aço ABNT 1045, foi montado em uma morsa hidráulica fixada na mesa da máquina-ferramenta escolhida para realizar os testes de furação, uma máquina fresadora de comando numérico ROMI POLARIS F400.

Conforme mostra a Figura 35, o princípio de funcionamento do dispositivo estava baseado na compressão de duas molas helicoidais (11) e no disparo do gatilho (7) que permite o deslocamento do mordente móvel (5), liberando o corpo de prova (8) e interrompendo assim o processo de furação.

O dispositivo foi testado e validado, permitindo a obtenção de resultados satisfatórios apenas para baixas velocidades de corte, visto que para velocidades mais altas a abertura do dispositivo não acontecia com a rapidez suficiente. Além disso, devido à abertura unilateral do mordente do dispositivo, apresentaram-se rupturas frequentes nas ferramentas durante os testes com brocas de metal-duro. Uma hipótese sobre a fonte deste problema foi o desequilíbrio momentâneo das forças laterais sobre a broca, que eram grandes o suficiente para provocar a falha catastrófica da ferramenta. Estas quebras tornavam os ensaios custosos e de baixa reprodutibilidade. Foi verificada também deformação plástica do pino e do gatilho, pois a área de contato entre os componentes é reduzida paulatinamente no processo de disparo, gerando

grandes tensões localizadas que deformam os componentes plasticamente.

Figura 35 - Protótipo do QSD



FONTE: Figura adaptada de [127].

Frente a estes problemas, foi elaborada uma compilação de toda a informação referente aos inconvenientes apresentados no QSD anterior, além de uma pesquisa bibliográfica sobre os QSD elaborados por outros autores para diferentes processos de usinagem. Também foi elaborado um levantamento das informações relevantes sobre os demais requisitos que um novo dispositivo deveria ter para que este pudesse se adaptar a todas as exigências dos experimentos de furação.

Através da análise dessa informação disponível foram definidas os requisitos de projeto do QSD. Estes requisitos foram classificados em diferentes categorias baseadas em aspectos cinemáticos, dinâmicos, construtivos, de fixação, de segurança e de operação, e em seguida foram avaliados do ponto de vista da sua importância. No total, foram compilados 20 requisitos diferentes que foram transformados em especificações do projeto, para que fossem de mais utilidade nas etapas seguintes do processo de desenvolvimento do novo QSD.

O novo QSD deve ser fabricado com os materiais e a geometria mais convenientes para que a sua vida útil seja ampla (mais de 3 anos); sua dureza seja suficiente para evitar deformações nos componentes sujeitos a maiores solicitações mecânicas; deve apresentar alta rigidez para diminuir as vibrações e evitar interferências na formação do cavaco, ou a quebra da ferramenta de corte. No entanto, o dispositivo deve apresentar uma baixa massa (inferior a 15 kg) e pequeno volume (menos de $0,05 \text{ m}^3$) para que, caso necessário, o QSD possa ser

transportado e instalado em diversas máquinas fresadoras CNC. O dispositivo também deve ser de funcionamento simples, para que sua operação e manutenção sejam fáceis. Não deve ser necessária muita força para armar o dispositivo e a velocidade de abertura deve ser alta (tempo de abertura estimado em 1 ms).

3.2 Projeto Conceitual

Foram apresentadas diferentes ideias e opções para projetar um dispositivo que pudesse cumprir com as especificações do projeto definidas através da pesquisa bibliográfica prévia sobre os distintos QSD dos processos de usinagem. Foi elaborada uma matriz morfológica, conforme mostra a Figura 36, na qual foram listadas as diferentes propostas de solução para que o QSD pudesse cumprir com cada uma das especificações do projeto definidas anteriormente, tendo em conta os recursos disponíveis no laboratório. Estas propostas foram também analisadas e foram escolhidas as que satisfaziam a maioria das especificações do projeto.

A escolha das propostas resultou em um cenário mais claro de como deveria ser constituído o QSD. O Quadro 4 apresenta as diferentes características que definem a concepção do dispositivo.

Quadro 4 - Concepção do QSD.

Fixação do QSD	Morsa
Restrição para engatilhar	Gatilho
Fixação do corpo de prova	Flange
Energia para fixação do corpo de prova	Hidráulica
Modo de acionamento	Manual
Energia de liberação	Molas
Tipo de abertura	Bilateral

FONTE: Desenvolvida pelo autor deste trabalho.

A Figura 37 apresenta as partes do projeto conceitual do novo dispositivo. Para o entendimento do dispositivo, faz-se a vista explodida das peças para evidenciar a montagem do QSD. Os componentes numerados do QSD são os seguintes:

1. Parafuso Allen sextavado M4 (L =10 mm)
2. Mordente em “V”
3. Molas de abertura

4. Parafuso Allen sextavado M6 (L =12 mm)
5. Parafuso Allen sextavado M4 (L =12 mm)
6. Batente
7. Pino
8. Parafuso Allen sextavado M5 (L =35 mm)
9. Gatilho
10. Parafuso Allen sextavado M6 (L =16 mm)
11. Batente de perfil “U”
12. Batedor
13. Parafuso Allen sextavado M5 (L =16 mm)

Figura 36 - Matriz morfológica elaborada na fase de projeto informacional para a concepção do QSD.

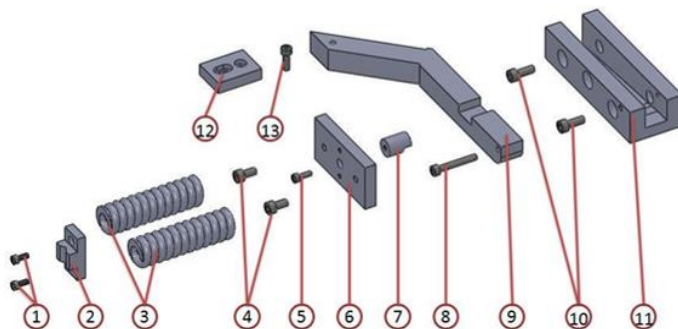
Funcões	Possíveis soluções			
	Parafuso	Engate rápido	Mesa magnética	Morsa
Fixação do QSD na máquina				
Restrição para engatilhar o QSD	Pino de sacrifício	Gatilho	Trava	
				
Fixação do CP	Pinça	Placa de castanhas	Morsa	Mandril
				
Força de aperto do CP	Força hidráulica	Força pneumática	Força magnética	Força mecânica
				
Energia de acionamento	Acionamento Manual	Energia elétrica	Energia potencial elástica	Energia hidráulica
				

FONTE: Desenvolvida pelo autor deste trabalho.

O dispositivo apresenta simetria geométrica, consequência do conceito de abertura bilateral. Os dois lados do dispositivo são iguais e opostos. Para compor o mordente, aparafusa-se o mordente em “V” (2), o batente (6) e o pino (7). O gatilho (9) é posicionado dentro do batente de perfil “U” (11) e este rotaciona em torno do parafuso (8). O

dispositivo é armado ao elevar o gatilho (9), impedindo o movimento do pino (7), e por conseguinte do mordente como um todo. A morsa é então fechada comprimindo-se as molas de abertura (3), que agem sobre os batentes (6).

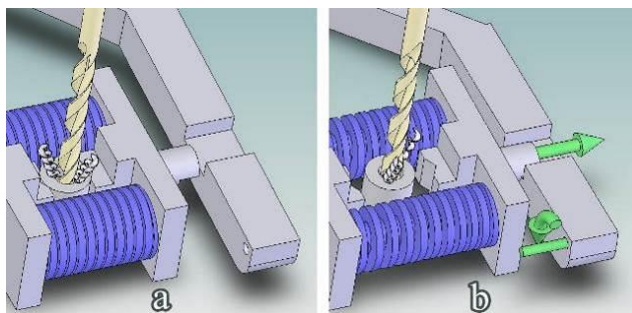
Figura 37 - Componentes do QSD.



FONTE: [127]

Conforme a Figura 38, verifica-se que ao disparar o gatilho, aplicando-se um golpe sobre sua extremidade, o mesmo é rotacionado para baixo, permitindo que os mordentes transladem. Visto que estão sendo pressionados pelas molas helicoidais, os mordentes se abrem rapidamente, permitindo que o corpo de prova gire livremente com a broca.

Figura 38 - Estados do dispositivo, armado (a) e aberto (b).



FONTE: Figura adaptada de [127].

3.3 Projeto Preliminar

Com o objetivo de implementar no novo QSD os requerimentos estabelecidos na etapa informacional, foi planejado um procedimento de quatro etapas. A primeira etapa consiste em determinar a força de aperto necessária para manter fixo o corpo de prova nos mordentes do dispositivo antes do instante da abertura. A segunda etapa consiste em dimensionar as molas segundo o tempo desejado de separação dos mordentes, o qual depende da quantidade de deformação plástica sofrida pelo material do corpo de prova devido à força de aperto. A terceira etapa consiste em analisar os efeitos da força exercida pelas molas e da força de aperto sobre a integridade dos componentes do dispositivo, sobretudo aqueles que devem suportar maiores solicitações mecânicas, como os pinos e os gatilhos mostrados na Figura 37. Finalmente, a quarta etapa consiste em estimar a força necessária para o acionamento do dispositivo.

3.3.1 Força de aperto

Para que o corpo de prova permaneça estático durante a operação de furação, a força de atrito entre os mordentes e o corpo de prova deve ser igual, ou maior do que a força de avanço, como aparece expressado na Equação(8), na qual F_f representa a força de avanço.

$$(F_{at} = S_{sus} * A_r + P) > F_f \quad (8)$$

Pode-se definir a força de atrito (F_{at}) como a força de avanço (F_f) necessária para cisalhar as asperezas aderidas e elasticamente intercaladas nas superfícies de contato entre o corpo de prova e os mordentes do dispositivo, a maneira de permitir o movimento de deslizamento [128]. Neste caso, a aderência é consequência das forças normais exercidas pelos mordentes em “V” sobre o corpo de prova cilíndrico, as quais comprimem as superfícies em contato uma contra a outra e cria deformações e adesões. Por outro lado, a força de atrito (F_{at}) também pode ser expressada como o produto da resistência ao cisalhamento (S_{sus}) do material menos resistente pela área de contato (A_r), somada a uma força de “sulcamento” (P). A força de sulcamento (P) se deve a partículas livres que penetram as superfícies, e é considerada desprezível quando comparada à força de cisalhamento,

podendo, portanto, ser ignorada para facilitar a estimação da força de atrito entre os mordentes e o corpo de prova [128].

A Equação (8) mostra que independente do material empregado no corpo de prova e na fabricação dos mordentes do dispositivo a força de atrito é proporcional à área de contato entre as superfícies, a qual é acrescentada através de quatro pontos de contato contra os mordentes em V e o aumento de uma força de aperto mediante com o uso da morsa hidráulica na qual estará instalado o QSD.

As morsas hidráulicas garantem as forças de aperto necessárias para deformar as molas e, ao mesmo tempo, manter fixo o corpo de prova durante os testes de furação. Não obstante, a estimação da força de aperto mínima adequada para realizar qualquer teste de furação sem importar a magnitude da velocidade de corte ou do avanço é de grande importância para estabelecer uma força de projeto que sirva para o dimensionamento adequado dos componentes do dispositivo, de modo que estes possam suportar as maiores solicitações mecânicas dos ensaios experimentais.

Para estimar o valor desta força foi deduzida a Equação (9) a partir da Equação (8) e demais fórmulas de engenharia disponíveis nos livros sobre projeto de máquinas [128] que permitiram relacionar as áreas de contato (A_r) entre o corpo de prova e os mordentes do dispositivo com as propriedades mecânicas de seus materiais e algumas constantes geométricas. Conforme mostra a Equação (9), esta é função do diâmetro do corpo de prova (D_{cp}) e seu comprimento (L_{cp}), da constante de *Poisson* (ν) e do módulo de elasticidade (E) do material do corpo de prova e dos mordentes em “V”, da resistência ao cisalhamento do material menos resistente (S_{sus}), do ângulo (ζ) da ranhura em “V” dos mordentes e da força de aperto (F_{ap}) exercida pela morsa hidráulica.

$$F_{at} = 4 \sqrt{\frac{D_{cp} * L_{cp} * (S_{sus})^2 * (F_{ap})^2}{\pi * \text{sen}(\zeta/2)}} * \left[\frac{1-\nu_1}{E_1} + \frac{1-\nu_2}{E_2} \right] \quad (9)$$

Com o objetivo de realizar uma estimativa da força de aperto (F_{ap}), foram inseridos na Equação (9) os dados correspondentes a um corpo de prova com 20 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento, um ângulo de ranhura dos mordentes em “V” igual a 59°. O material dos mordentes e do corpo de prova é aço ABNT 1045, de forma que na Equação (10) foi inserida uma resistência ao cisalhamento aproximadamente igual a 620 MPa, um módulo de elasticidade

aproximado de 200 GPa e uma constante de *Poisson* igual a 0,28. Assumiu-se uma força de atrito (F_{at}) igual a 5,6 kN que, segundo o catálogo de ferramentas rotativas de *Sandvik Coromant* [129], é o valor correspondente à maior força nominal de avanço que é atingida em condições de usinagem ideais na furação com brocas helicoidais *Corodril Delta C* com diâmetro de 20 mm.

Como apresentam as Equações (10) e (11), a estimativa da força de aperto (F_{ap}) resulta em uma força aproximadamente igual a 3,8 kN.

$$5600 = 90,61 \sqrt{F_{ap}} \quad (10)$$

$$F_{ap} = \left(\frac{5600}{90,61} \right)^2 = 3,8 \text{ kN} \quad (11)$$

Não obstante, já que os dados fornecidos pelos catálogos de ferramentas de corte devem ser ajustados em consequência das possíveis alterações nas condições de usinagem ou desgaste da broca, selecionou-se, como de fator de segurança, uma força de aperto (F_{ap}) igual a 6 kN, que será empregada para o dimensionamento das molas de abertura e dos componentes com maior sollicitação mecânica.

3.3.2 Dimensionamento das molas

O dimensionamento das molas depende do tempo de abertura desejado dos mordentes do dispositivo, o qual deve ser curto o suficiente para evitar que a broca faça um giro completo que arranque inteiramente o material sendo usinado na região transversal da broca. O tempo de abertura dos mordentes é função da velocidade de abertura dos mordentes e da distância que estes devem percorrer para se separar completamente do corpo de prova. Esta distância corresponde à deformação causada sobre o corpo de prova pela força de aperto (F_{ap}).

Segundo Norton [128], pode-se calcular a deformação entre o corpo de prova e o mordente em “V” considerando o problema como se fosse um modelo de contato entre dois corpos cilíndricos onde um deles possui raio infinito. O equacionamento é função da força de aperto (F_{ap}) estimada em 6 kN, e das propriedades mecânicas do material do corpo de prova e do mordente em “V”, que neste caso é aço ABNT 1045. Fazendo-se os cálculos para determinar a deformação entre os mordentes do dispositivo e um corpo de prova com 20 mm de diâmetro

e 15 mm de comprimento, o valor máximo de deformação do corpo de prova devido à força de aperto é aproximadamente de $x_t = 0,1$ mm.

O tempo de abertura do dispositivo (t) pode ser estimado pelas equações de movimento retilíneo uniformemente variado e a segunda lei de Newton, segundo a Equação (12).

$$t = \sqrt{\frac{2 * x_t * m}{F_{mol}}} \quad (12)$$

O valor da deformação (x_t) foi definida anteriormente e a massa das partes móveis (m) possuem um valor de projeto de 0,6 kg. A força fornecida pelas molas (F_{mol}) deve propiciar uma alta aceleração ao dispositivo e, ao mesmo tempo, ter um valor que não dificulte a armação do dispositivo e que seja simples de acionar o gatilho. Analisando os valores do tempo de abertura (t) em função da força fornecida pelas molas (F_{mol}), dimensionaram-se as molas para que o par forneça 2,8 kN à abertura, resultando em um tempo de abertura de aproximadamente 0,3 milissegundos depois de acionado o dispositivo. Com este tempo de abertura será possível obter amostras de cavaco na maioria dos parâmetros de corte empregados no processo de furação com brocas helicoidais.

3.3.3 Análise das solicitações mecânicas

É necessário validar o comportamento desejado dos componentes do dispositivo quando submetidos às forças de aperto, sobretudo os gatilhos e os pinos do dispositivo, os quais deverão suportar maior solicitação mecânica, devido à soma da força de aperto (F_{ap}) e a força fornecida pelas molas (F_{mol}). Cada pino e cada gatilho devem suportar aproximadamente 8,8 kN

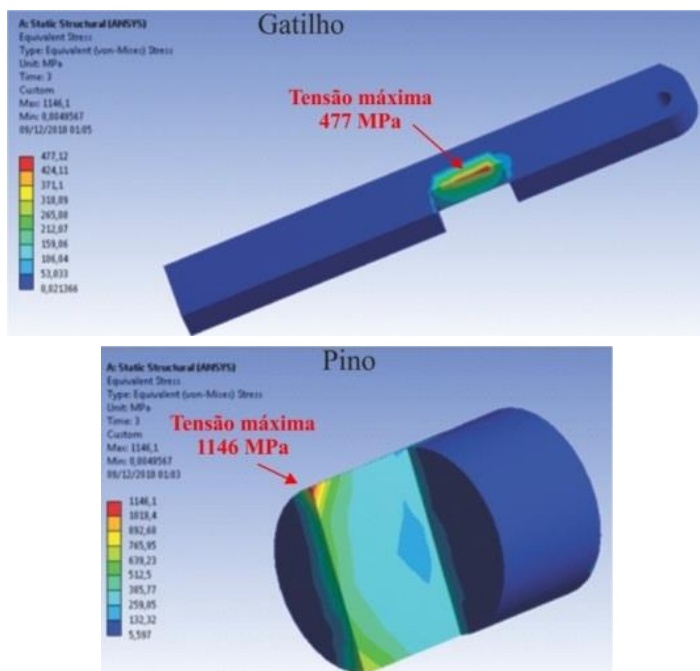
Para determinar se o pino e o gatilho reagem sem deformação plástica quando submetidos às forças de aperto, foram analisadas as tensões atuantes sobre os componentes do QSD com o método de elementos finitos usando o *software* ANSYS, conforme mostra a Figura 39.

Os resultados da análise de elementos finitos indicou que, enquanto no gatilho estimou-se uma tensão máxima aproximadamente de 480 MPa, a estimativa da tensão máxima do pino foi de aproximadamente 1150 MPa. Estas tensões atuam intensamente nas bordas dos componentes, porque a área de contato entre o pino e o

gatilho diminui durante o acionamento do dispositivo até perder gradualmente o contato. A diminuição da área de contato aumenta de forma gradativa a tensão sobre o componente.

A tensão máxima em ambos os componentes ultrapassa o limite de escoamento do material. Devido ao resultado desta análise, decidiu-se substituir o aço ABNT 1045 para a fabricação daqueles componentes e optar pelo aço AISI 4340 já que este material possui maior dureza e limite de escoamento mais elevado entorno de 900 MPa, o que resulta mais conveniente para reduzir a deformação plástica exagerada dos pinos e dos gatilhos durante o funcionamento do QSD.

Figura 39 - Análise das tensões sobre o gatilho e no pino de aço ABNT 1045.



FONTE: Figura adaptada de [127].

Outros componentes do QSD, como os mordentes em “V” e os batentes de perfil “U”, as tensões não ultrapassaram o limite de escoamento do material destes componentes. Portanto, as propriedades do aço ABNT 1045 são suficientes para que estes componentes possam suportar as solicitações mecânicas dos testes de furação.

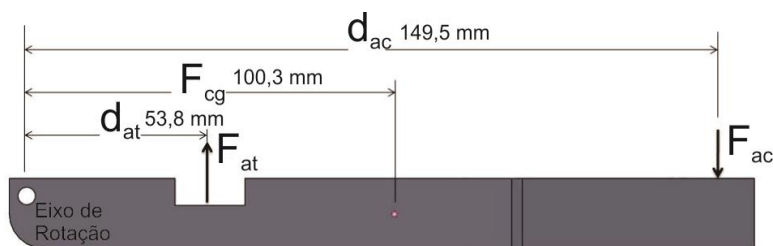
3.3.4 Cálculo da força de acionamento

Para determinar a força de acionamento do dispositivo, primeiro foi analisada a Equação (13) que apresenta a soma das forças atuantes sobre os gatilhos.

$$F_{ac} * d_{ac} - F_{at} * d_{at} = I * \omega \quad (13)$$

Quando aplicada uma força de acionamento com um golpe de martelo, atuam dois momentos de torção, conforme mostra a Figura 40: o momento causado pela força de acionamento (F_{ac}) e o momento de torção recorrente da força de atrito (F_{at}) entre as superfícies de contato do pino e do gatilho.

Figura 40 - Diagrama de corpo livre aplicado ao gatilho.



FONTE: Figura adaptada de [127].

O termo da força de atrito (F_{at}) e o termo da aceleração angular do gatilho (ω) são expandidos para transformar a Equação (13) na Equação (14).

$$F_{ac} * d_{ac} - (\mu * F_{ap}) * d_{at} = I * \left(\frac{2 * \theta}{t^2} \right) \quad (14)$$

Logo, a força de acionamento (F_{ac}) é isolada para obter a Equação (15), a qual serve para calcular esta força como função das variáveis do projeto.

$$F_{ac} = \frac{2 * I * \theta + \mu * F_{ap} * d_{at} * t^2}{d_{ac} * t^2} \quad (15)$$

Onde,

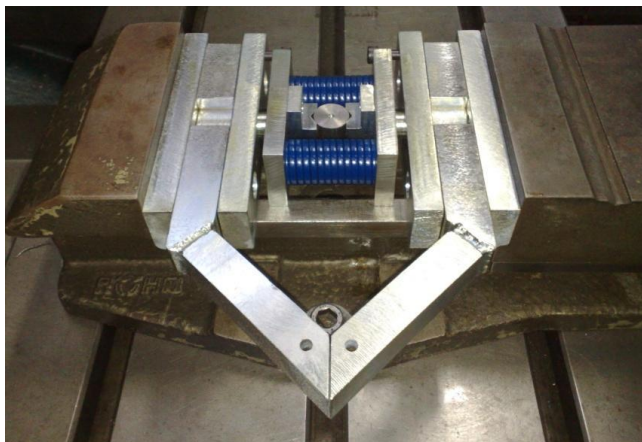
I	$= 9,82.10^{-3} \text{ kg.m}^2$	Momento de inércia dos gatilhos. Material: aço ABNT 4340;
θ	$= 8,726.10^{-2} \text{ rad}$	Ângulo de posicionamento dos gatilhos em relação à horizontal;
F_{ap}	$= 8,8.10^3 \text{ N}$	Força de aperto entre os pinos e os gatilhos;
μ	$= 0,23$	Coefficiente de atrito entre o pino e o gatilho;
d_{at}	$= 53,8.10^{-3} \text{ m}$	Comprimento do braço de alavanca medido entre o eixo de rotação do gatilho e a força de atrito;
d_{ac}	$= 194,3.10^{-3} \text{ m}$	Distância do eixo de rotação do gatilho até o ponto de aplicação da força de acionamento;
t	$= 0,005 \text{ s}$	Tempo de descida do gatilho.

O resultado da Equação (15) indica que a força de acionamento (F_{ac}) é aproximadamente de 914 N para um tempo de descida do gatilho (t) igual a 5 milissegundos. Para tempos de descida menores, por exemplo de 1 milissegundo, a força de acionamento necessária seria aproximadamente de 9400 kN.

3.4 Concepção Final do Dispositivo

QSD definitivo teve seu pino e gatilho fabricados em aço ABNT 4340 e demais componentes em aço ABNT 1045, sendo usinados e posteriormente submetidos à zincagem. O dispositivo foi montado em uma morsa hidráulica conforme Figura 41, que apresenta a disposição final do QSD em estado armado, com suas molas comprimidas e corpo de prova posicionado ao centro.

Figura 41 - Dispositivo de Interrupção Súbita (QSD).



FONTE: Figura adaptada de [127].

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os equipamentos, o material dos corpos de prova e as ferramentas de corte empregadas durante a elaboração da parte experimental deste trabalho. Também são descritas as diferentes metodologias implementadas para obter, preparar e analisar as raízes dos cavacos geradas pelo gume transversal das distintas brocas helicoidais avaliadas neste projeto.

4.1 Materiais

4.1.1 Máquinas-ferramentas

Todos os ensaios de furação para a obtenção das raízes dos cavacos e o corte transversal destas, através da eliminação do sobrematerial dos corpos de prova mediante operações de fresamento de faceamento, foram realizadas na fresadora CNC de três eixos da marca ROMI, modelo POLARIS F400 da Figura 42, instalada no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). A máquina dispõe de uma árvore vertical com rotação máxima de 6000 rpm e potência de 15 kW.

Figura 42 - Fresadora ROMI POLARIS F400 do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP)-UFSC



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

4.1.2 Material de medição e preparação metalográfica

Para a preparação metalográfica de todas as amostras de raízes de cavaco utilizaram-se uma lixadora e uma embutidora marca ARCOTEC, e um microscópio de metalografia marca OLYMPUS BX60M equipado com uma câmera digital conectada a um computador com um *software* para capturar as imagens da microestrutura das amostras vistas através do microscópio e realizar sua correspondente análise de microscopia óptica.

A avaliação da camada afetada no aço ABNT 1045, gerada pelo processo de fresamento no corte do sobrematerial das amostras de raízes de cavaco, foi realizada através de medições de microdureza Vickers no Laboratório de Conformação Mecânica (LABCONF) da Universidade Federal de Santa Catarina com um microindentador SHIMADZU HMV-2.

Para a análise do encruamento do material sendo usinado na região do gume transversal das brocas helicoidais testadas foram realizadas diversas medições de microdureza Vickers em colaboração com o Laboratório de Ensaios e Desenvolvimento de Produtos do Centro Universitário de Brusque. Para estas medições foi utilizado um microindentador marca PANTEC, modelo MV 1000B calibrado devidamente para realizar indentações com cargas até 1 kg.

Também foi empregada uma câmera digital marca SONY CYBER-SHOT de 7,2 megapixels e o *software* de análise de imagens IMAGE J para medir o diâmetro de cada uma das brocas helicoidais empregadas com a finalidade de estimar a velocidade de corte em qualquer lugar do gume transversal das brocas.

4.1.3 Material dos corpos de prova

O material dos corpos de prova foi o aço ABNT 1045 trefilado. Todos os corpos de prova com forma cilíndrica foram cortados da mesma barra, cada um com dimensões de 19 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento. O Quadro 5 apresenta as propriedades mecânicas e químicas do material dos corpos de prova.

Quadro 5 - Composição química e propriedades mecânicas do aço ABNT1045.

Elementos químicos						
C	Si	Mn	P	S	Cr	Pb
0,45	0,25	0,65	---	0,25	---	---
Propriedades mecânicas						
Resistência de escoamento $R_{p0,2}$		≥ 490		N/mm^2		
Resistência máxima R_m		$=700-850$		N/mm^2		

FONTE: [14]

4.1.4 Ferramentas de corte

Para realizar as operações de fresamento de faceamento do sobrematerial das amostras de raízes de cavaco, foi empregado um corpo de fresa R245-063Q22-12H de passo fino marca SANDVIK COROMANT mostrada na Figura 43. Esta ferramenta tinha instaladas seis pastilhas de metal-duro com ângulo de saída $\gamma = +23^\circ$, ângulo de direção $K_r = 45^\circ$ e profundidade de corte máxima $a_p = 6$ mm.

Figura 43 - Fresa para facear Coromill 245L com 6 pastilhas de metal-duro.

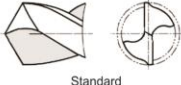




FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Para avaliar o efeito da geometria da broca helicoidal sobre o processo de encruamento na região do gume transversal das brocas helicoidais, foram escolhidas três tipos de brocas de 10 mm de diâmetro e geometrias de ponta diferentes. Conforme mostra o Quadro 6, estas brocas estão classificadas, segundo a norma DIN1412, como broca

Standard, broca Tipo A e broca Tipo C. A broca *Standard* possui uma afiação de duplo tronco de cone sem nenhum tipo de alteração no gume transversal. A broca Tipo A possui afiação de duplo tronco de cone com redução do gume transversal. A broca Tipo C possui afiação de duplo tronco de cone e afiação em cruz sobre o gume transversal. A afiação sobre o gume transversal das brocas helicoidais do Tipo A e do Tipo C visa, através da alteração da distribuição dos ângulos de saída altamente negativos existentes no gume transversal para outra distribuição de ângulos de saída menos negativos, reduzir as forças de avanço e melhorar a capacidade de centralização da broca.

Quadro 6 - Características geométricas das brocas utilizadas no experimento.

BROCA	ÂNGULO DA PONTA σ	DIÂMETRO DA BROCA d (mm)	TIPO DE AFIACÃO DIN 1412
LENOX TWILL TW104 DE AÇO RÁPIDO SEM REVESTIMENTO 	118°	10	 Standard
VONDER PLUS DIN338 DE AÇO RÁPIDO COM REVESTIMENTO 	135°	10	 Tipo C
SPHINX DE METAL DURO COM REVESTIMENTO DE TiAlN 	118°	10	 Tipo A

FONTE: Figura adaptada de [130].

4.2 Métodos

4.2.1 Validação do QSD mediante a obtenção de amostras

Para validar o funcionamento do dispositivo foi realizada a devida preparação do QSD antes de cada ensaio. Diversos procedimentos foram utilizados, entre eles a verificação contínua dos componentes, a lubrificação das superfícies de escorregamento e a centralização do eixo da broca com o centro do corpo de prova cilíndrico com emprego de um relógio comparador. Foram produzidas amostras segundo uma matriz de ensaios, contendo 24 experimentos diferentes, variando-se o avanço por gume, a velocidade de corte e tipo de afiação da ponta da broca. Os avanços testados foram de 0,005 até 0,4 mm por gume, com rotações de 318 até 3820 rotações por minuto.

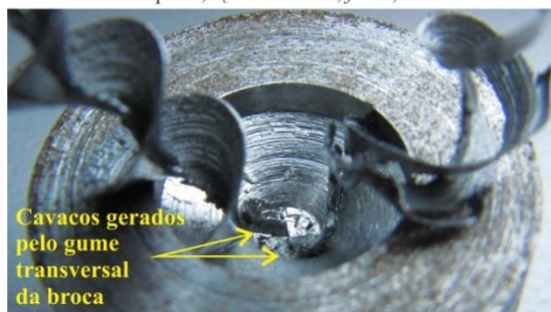
Através destes ensaios validou-se o bom funcionamento do QSD, na maioria das repetições, mediante a obtenção de amostras de raízes de cavaco formadas tanto pelo gume transversal quanto pelos gumes principais das brocas helicoidais. Verificou-se que podem ser obtidos diferentes tipos de cavacos na região do gume transversal, dependendo dos parâmetros de corte na região do gume transversal e da geometria do gume. Na Figura 44 são apresentadas duas amostras de raízes de cavacos as quais foram obtidas com os mesmos parâmetros de corte (velocidade de corte de 10 m/min e um avanço de 0,03 mm por gume) e dos tipos de broca diferentes, a broca *Standard* e uma broca com afiação especial Tipo A.

Figura 44 - Resultados dos pré-testes do QSD.

Broca Standard, $v_c=10$ m/min, $f=0,03$ mm



Broca Tipo A, $v_c=10$ m/min, $f=0,03$ mm



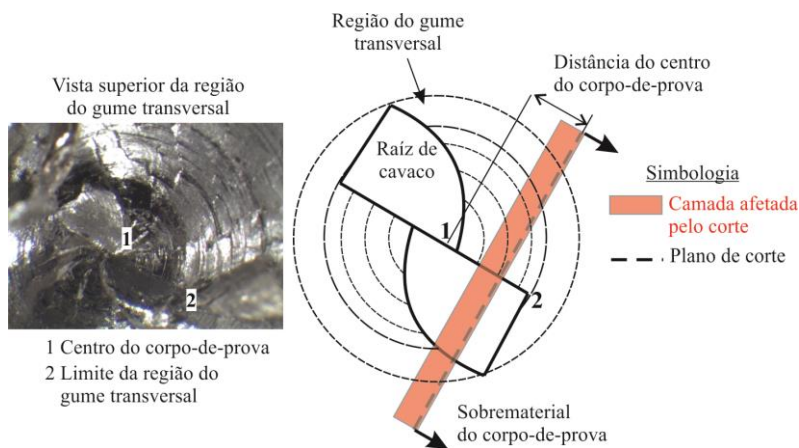
FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

4.2.2 Corte do sobrematerial das amostras de cavaco

Uma vez obtidas as amostras de cavaco mediante o uso do QSD, estas devem ser cortadas de forma apropriada para eliminar o sobrematerial do corpo-de-prova e desta forma poder observar a secção transversal das raízes dos cavacos sem alguma modificação na sua microestrutura, causada pela temperatura de usinagem e pelos esforços mecânicos gerados durante o processo de corte.

Devido ao desafio técnico que envolve a tentativa de realizar o corte do sobrematerial dos corpos-de-prova sobre um plano perpendicular à superfície usinada pelo gume transversal da broca e, portanto, perpendicular à raiz do cavaco, o corte do sobrematerial das amostras será feito sobre um plano paralelo à velocidade de avanço da broca e a uma distância aproximadamente igual à metade da raiz do cavaco medida a partir do centro do corpo-de-prova, conforme mostra a Figura 45.

Figura 45 – Planejamento de corte do sobrematerial dos corpos-de-prova.

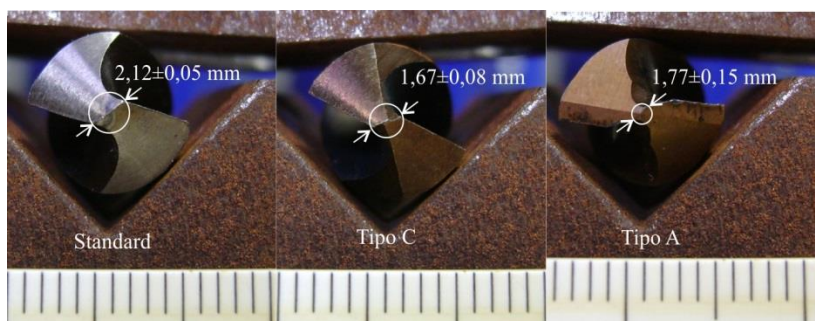


FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Para realizar o corte adequado do sobrematerial de todos os corpos-de-prova foram considerados dois aspectos: o diâmetro da região do gume transversal do furo e a profundidade da camada afetada pelo processo de corte do sobrematerial dos corpos-de-prova. Com relação ao tamanho da região do gume transversal do furo, foi assumido que seu diâmetro deve ser aproximadamente igual ao diâmetro do núcleo das

brocas. Então, foi medido o diâmetro do núcleo de cada broca aplicando a técnica da fotogrametria. Para isso, conforme mostra a Figura 46, cada broca foi apoiada sobre um prisma em “V” para fotografar várias vezes, com a câmera digital, a ponta de cada broca junto a uma escala em milímetros. Finalmente, com ajuda do *software* IMAGE J foi realizada a medição do núcleo de cada broca sobre as fotografias digitais. O resultado dessas medições indica que a broca Tipo A possui o núcleo mais pequeno, seguido da broca Tipo C e da broca *Standard*.

Figura 46 - Diâmetro da broca *Standard*, da broca Tipo C e da broca Tipo A na região do gume transversal.



FONTE: Figura elaborada pelo autor deste trabalho.

Após da medição do diâmetro do núcleo de cada broca, realizou-se o estudo da profundidade da camada afetada pelo processo de corte do sobrematerial dos corpos-de-prova. A quantificação da profundidade desta camada afetada permitirá selecionar os parâmetros de corte mais convenientes para evitar que a camada afetada seja muito profunda alterando significativamente a microestrutura da raiz do cavaco aderido ao corpo-de-prova. Após o corte do sobrematerial dos corpos-de-prova a camada afetada é removida durante a preparação metalográfica da amostra mediante várias etapas de lixamento e de polimento. No caso de a camada afetada ser muito profunda, o plano de corte do sobrematerial do corpo-de-prova deve estar localizado além da região do gume transversal para diminuir o risco de alterar a microestrutura da raiz do cavaco.

No processo da escolha do método de corte do sobrematerial dos corpos-de-prova foram tidas em conta várias opções que dependeram das diferentes máquinas-ferramentas disponíveis nos laboratórios do

Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Pensou-se em máquinas que pudessem realizar a operação de corte de forma rápida, precisa e sem alterar a microestrutura da raiz do cavaco para preparar uma grande quantidade de amostras de cavaco, como é comum e necessário para a obtenção de resultados conclusivos através da análise estatística. Portanto, escolheu-se avaliar três opções: a cortadora de precisão com disco abrasivo de diamante, a fresadora CNC e a máquina de serra fita. A cortadora de precisão com disco abrasivo de diamante, habitualmente empregada nos laboratórios de metalografia para o corte de materiais de elevada dureza, possui velocidades de corte muito baixas que demora a preparação de uma grande quantidade de amostras. Na máquina de serra fita houve problemas para fixar as amostras de cavaco na morsa da máquina, já que estas não possuem as condições adequadas para fixar com rigidez as amostras de cavaco que possuem 20 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento. Devido a estes problemas para fixar as amostras, decidiu-se usar a mesma máquina fresadora CNC, na qual está instalado o QSD, para o corte do sobrematerial das amostras de cavaco mediante uma operação de fresamento de faceamento.

a) Corte de amostras por fresamento de faceamento

Devido ao fato de que foi possível fixar com rigidez os corpos-de-prova de 20 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento na morsa hidráulica instalada na mesa da máquina fresadora, a operação de fresamento de faceamento na mesma máquina fresadora CNC na qual está instalado o QSD pareceu a melhor opção para o corte do sobrematerial dos corpos-de-prova após a obtenção das raízes de cavaco.

Procedimento experimental

Utilizando a cor do cavaco como critério qualitativo de avaliação da temperatura de usinagem, diversos pré-testes de fresamento de corpos-de-prova de aço ABNT 1045 indicaram que na usinagem do material com uma velocidade de corte de 80 m/min, uma profundidade de 2 mm e avanços entre 0,016 e 0,050 mm por gume, o cavaco gerado não é azulado, o que indica uma baixa temperatura de usinagem. Com estes parâmetros de corte também se percebeu um bom acabamento das superfícies usinadas, o que permitiria reduzir o tempo de preparação das amostras de cavaco nas etapas de lixamento e polimento.

Devido a estas observações, aqueles parâmetros de corte foram escolhidos para serem selecionados, segundo a magnitude da camada afetada no aço ABNT 1045, para o corte do sobrematerial dos corpos-de-prova. O Quadro 7 mostra o planejamento experimental para a seleção do parâmetro de usinagem. A diferença entre os parâmetros testados é apenas o avanço. Para validar apenas a profundidade da camada afetada pelo processo de fresamento de faceamento na eliminação do sobrematerial dos corpos-de-prova, foram empregados corpos-de-prova sem raízes de cavaco aderidas.

Quadro 7 - Planejamento experimental para a seleção do parâmetro de usinagem no fresamento dos corpos de prova.

Parâmetro de corte	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_p (mm)
F-80-0,016-2	80	0,016	2
F-80-0,050-2	80	0,050	2

FONTE: [127]

Na Figura 47 pode-se observar a ferramenta de corte empregada para cortar o sobrematerial dos corpos-de-prova e como estes foram fixados na morsa hidráulica da fresadora CNC durante os testes de fresamento de faceamento.

Figura 47 – Corpo-de-prova fixado na morsa hidráulica da fresadora CNC após a eliminação do sobrematerial mediante uma operação de faceamento.

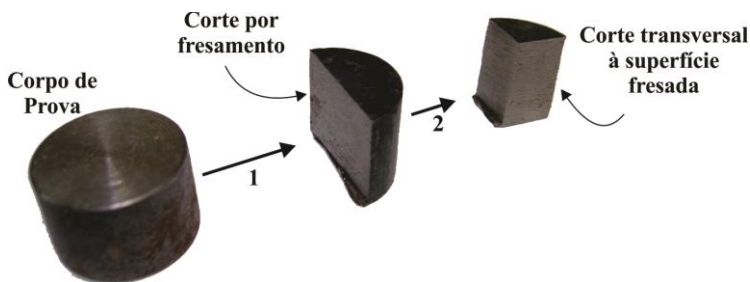


FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Para a análise da integridade da superfície usinada dos corpos-de-prova, foi feito um corte transversal à superfície gerada pela operação de

fresamento, conforme mostra a Figura 48. Esta operação de corte transversal foi feita com uma cortadeira elétrica de bancada com disco abrasivo de Al_2O_3 acompanhada com abundante fluido lubri-refrigerante composto por água e 5% de emulsão de óleo para evitar as alterações microestruturais do corpo de prova devido ao aquecimento excessivo [127].

Figura 48 - Corte dos corpos de prova para análise da integridade da superfície.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

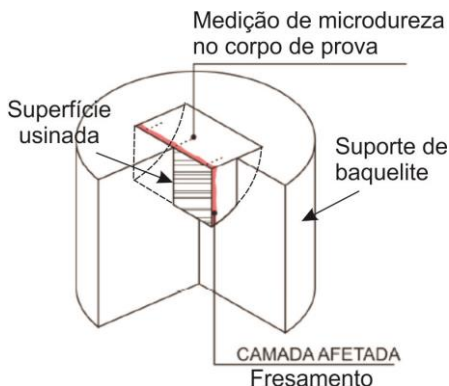
Conforme mostra a Figura 49, depois de reduzir os corpos de prova a $\frac{1}{4}$ do seu tamanho original, eles são embutidos em baquelite de forma que a superfície do segundo corte fique exposta, para que desta forma seja possível observar a seção transversal da superfície fresada e medir o comprimento da camada afetada pelo processo de fresamento através de medições de dureza Vickers [127].

Depois do processo do embutimento, os corpos de prova são lixados e polidos. Uma vez finalizada esta etapa de preparação, as superfícies são atacadas por uma solução de Nital 2% com o objetivo de revelar sua microestrutura, para poder realizar a microscopia óptica e a medição da camada afetada [127].

A medição do comprimento da camada afetada foi feita mediante uma série de medições de dureza Vickers a partir de $30\ \mu\text{m}$ da superfície usinada em direção ao material base com carga de $0,5\ \text{kg}$. As medições foram realizadas afastadas entre si também $30\ \mu\text{m}$, até obter leituras de dureza similares à dureza do material base na fase perlítica ($270\ \text{HV}_{0,5}$) [127].

Com o uso da microscopia óptica e um *software* de análise de imagens, são fotografadas as seções transversais das superfícies usinadas visando observar uma camada visivelmente afetada pelo processo de fresamento.

Figura 49 - Embutido do corpo de prova.



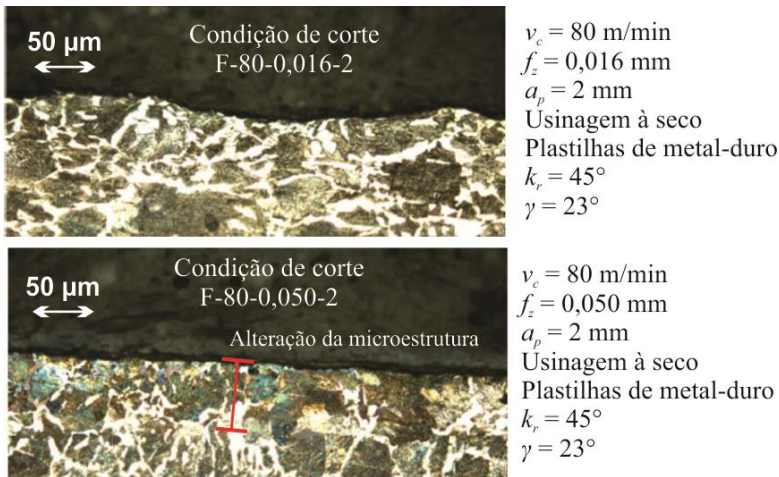
FONTE: Figura adaptada de [131]

Resultados

A Figura 50 apresenta a seção transversal das superfícies geradas pelo processo de fresamento. Pode-se observar que com o parâmetro de corte F-80-0,50-2 obteve-se uma subsuperfície diferente, quando comparada com a subsuperfície obtida com o parâmetro de corte F-80-0,016-2 considerando-se a presença de uma microestrutura de cor ligeiramente mais escura como consequência de uma alteração microestrutural provocada pela temperatura de usinagem [127].

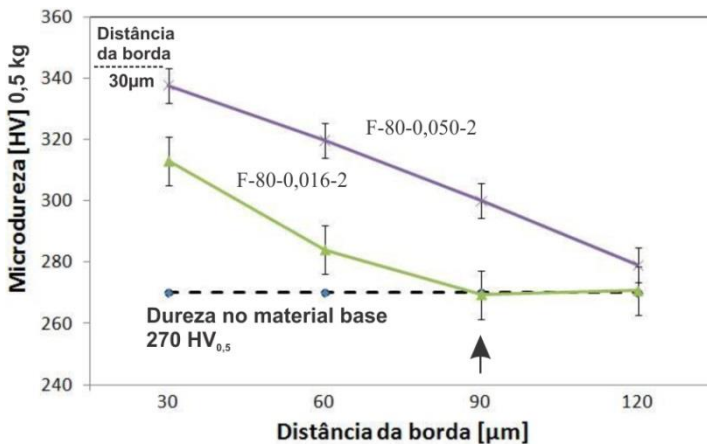
Para quantificar e comparar a profundidade da camada afetada pelos parâmetros de corte testados, foram realizadas diversas medições de microdureza Vickers distanciadas entre si 30 μm desde a superfície fresada em direção ao material base dos corpos-de-prova. Conforme mostra a Figura 51, com o parâmetro de usinagem F-80-0,016-2 obteve-se uma camada afetada de 90 μm , aproximadamente 25% menor comparada do que a obtida usando-se o parâmetro de corte F-80-0,50-2. Estes resultados indicam que no fresamento de faceamento do aço ABNT 1045 a velocidade de avanço é um fator importante no aumento da camada afetada.

Figura 50 - Seção transversal das superfícies geradas pelo processo de fresamento.



FONTE: Figura adaptada de [127]

Figura 51 - Resultado das medições de dureza na subsuperfície dos corpos-de-prova fresados.

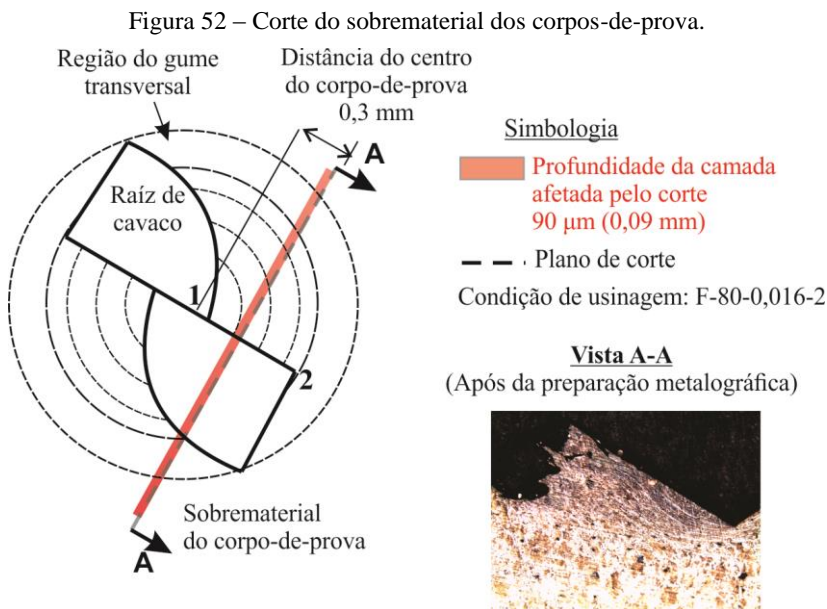


FONTE: Figura adaptada de [127]

A partir destes estudos sobre a camada afetada pelo processo de fresamento de faceamento do aço ABNT 1045 pode-se concluir que o

parâmetro de corte F-80-0,016-2 produz uma camada afetada de aproximadamente $90\ \mu\text{m}$, o que não representa um grande risco para a integridade microestrutural da raiz do cavaco do gume transversal quando realizado o corte do sobreamaterial dos corpos-de-prova com cavacos aderidos.

Para validar o funcionamento do processo de fresamento de faceamento, para o corte do sobreamaterial dos corpos-de-prova com cavacos aderidos, foram realizados vários testes, os quais validaram o funcionamento do processo. A Figura 52 mostra a distância desde o centro do corpo-de-prova a partir da qual foram realizados os cortes do sobreamaterial dos corpos-de-prova com cavaco aderido. Também, pode-se observar a microestrutura de uma raiz de cavaco formada pelo gume transversal de uma das brocas helicoidais empregadas nos testes de validação do QSD. Essa imagem foi obtida após o corte do sobreamaterial do corpo-de-prova em um plano paralelo à velocidade de avanço da broca distanciado aproximadamente $0,3\ \text{mm}$ do centro do corpo-de-prova e a posterior preparação metalográfica da amostra da raiz do cavaco.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Devido ao funcionamento do processo de fresamento de faceamento como método de corte do sobrematerial dos corpos-de-prova, esse processo será empregado com os futuros corpos-de-prova que serão utilizados na análise das raízes de cavaco.

4.2.3 Procedimento para a análise exploratória das raízes dos cavacos na região do gume transversal

a) Planejamento do experimento exploratório

Conforme mostra o Quadro 8, o planejamento experimental consiste em obter raízes de cavaco correspondentes a 12 condições de usinagem diferentes com o objetivo de analisar o efeito dos parâmetros de corte e da geometria da broca sobre o aumento da dureza do aço ABNT 1045 na região do gume transversal das brocas helicoidais.

Quadro 8 - Planejamento experimental para a obtenção das raízes dos cavacos do gume transversal.

Broca	$v_{c0,3} = 60 \text{ mm/s}$		$v_{c0,3} = 30 \text{ mm/s}$	
	$f_z = 0,05 \text{ mm}$	$f_z = 0,2 \text{ mm}$	$f_z = 0,05 \text{ mm}$	$f_z = 0,2 \text{ mm}$
	$v_{fz} = 1,59 \text{ mm/s}$	$v_{fz} = 6,36 \text{ mm/s}$	$v_{fz} = 0,79 \text{ mm/s}$	$v_{fz} = 3,18 \text{ mm/s}$
Standard	S-60-0,05	S-60-0,2	S-30-0,05	S-30-0,2
Tipo A	A-60-0,05	A-60-0,2	A-30-0,05	A-30-0,2
Tipo C	C-60-0,05	C-60-0,2	C-30-0,05	C-30-0,2

FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

As 12 condições de usinagem escolhidas correspondem à combinação de três tipos de broca (broca *Standard*, broca Tipo A e broca Tipo C), duas velocidades de corte (60 mm/s e 30 mm/s medidos a uma distância de 0,3 mm do eixo de rotação da broca) e dois avanços por gume (0,05 mm e 0,2 mm). As velocidades de corte e os avanços foram escolhidos com base nos parâmetros de corte típicos para as brocas.

Com este planejamento experimental, decidiu-se realizar duas réplicas por cada teste, ou seja, o mínimo necessário para reduzir um pouco o grau de incerteza das medições de dureza sobre as raízes dos cavacos e poder realizar uma análise estatística. Por isso este experimento deve-se considerar como um experimento exploratório sobre os efeitos dos parâmetros de corte e da geometria da broca sobre o

aumento da dureza do aço ABNT 1045 na região do gume transversal das brocas helicoidais. Como cada teste deverá ser repetido duas vezes, deverão ser obtidas um total de 24 amostras de raízes de cavaco.

b) Metodologia de preparação da raiz do cavaco

A Figura 53 mostra as etapas referentes à obtenção e preparação das amostras de raízes de cavaco.

Figura 53 - Etapas da obtenção e preparação das raízes de cavaco.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

A primeira etapa consiste na obtenção das raízes dos cavacos. Para isto, deve-se ter prontos os corpos de prova cilíndricos para que sejam fixados no QSD instalado na máquina fresadora CNC. A máquina-ferramenta deve estar programada para realizar a furação do corpo de prova com os parâmetros de corte estabelecidos no planejamento experimental. Durante a furação, o QSD é acionado para liberar subitamente o corpo-de-prova e permitir que gire junto com a broca helicoidal.

Na segunda etapa se valida a existência da raiz do cavaco e se faz o registro fotográfico. A validação da existência da raiz do cavaco do gume transversal aderida ao corpo de prova deve-se ao tamanho

minúsculo que este pode ter, podendo ser observada usando algum instrumento óptico de aumento, como um estereoscópio.

A terceira etapa começa após a obtenção de todas as amostras das raízes dos cavacos. Esta etapa consiste em retirar o sobrematerial dos corpos-de-prova que está além de uma distância aproximada de 0,3 mm do centro do corpo-de-prova, mediante uma operação de faceamento a seco na própria máquina fresadora usando o parâmetro de usinagem (F-80-0,016-2), o qual foi previamente estabelecido no estudo da camada afetada pelo processo de fresamento de faceamento do aço ABNT 1045.

Na quarta etapa, após o processo de embutimento para eliminar a camada afetada de aproximadamente 90 μm de profundidade, todas as amostras de cavaco devem passar por várias etapas de lixamento nas quais são empregadas lixas número 80 até 1200, e uma etapa de polimento com pó abrasivo de alumina com granulometria 0,3 e 0,1 μm .

Uma vez terminado o processo de lixamento e polimento, a microestrutura é revelada mediante um ataque químico com uma solução de Nital 2%. A microestrutura é fotografada usando-se um microscópio de metalografia com câmera e um *software* para análise de imagens. O resultado é uma micrografia na qual torna-se possível distinguir as regiões que possuem um alto grau de deformação plástica, que podem então ser caracterizadas quantitativamente por medições de microdureza Vickers.

Uma vez finalizada a preparação das raízes dos cavacos é aplicada a metodologia para determinar a dureza média destas mediante medições de microdureza Vickers usando uma carga de 1 kg durante 15 segundos.

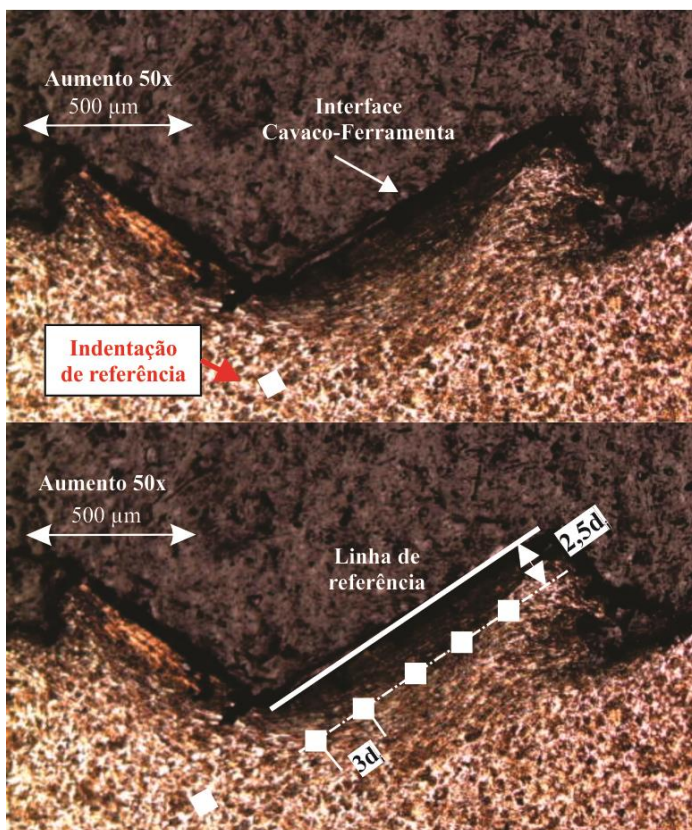
c) Metodologia de medição de dureza na raiz do cavaco

Na Figura 54 apresenta-se a metodologia empregada para medir o perfil de dureza na raiz do cavaco. A metodologia aplica as recomendações existentes sobre a forma adequada para realizar as indentações (ISO 6507-1, 1997) [132].

O primeiro passo consiste em realizar quatro medições de dureza distribuídas ao longo de material-base de cada corpo de prova. Estas medições servirão para determinar a dureza média representativa do material base do aço ABNT1045, e que logo será comparada com a dureza das raízes dos cavacos com o objetivo de confirmar o aumento do material na região do gume transversal e, portanto, confirmar com isto o êxito da metodologia para a preparação dos corpos de prova.

O segundo passo consiste em realizar as medições de dureza nas raízes dos cavacos para determinar a dureza média representativa de cada uma delas. Conforme mostra a Figura 54, faz-se uma linha imaginária de referência que representa a interface cavaco-ferramenta, e uma indentação de referência fora da região deformada para determinar a média de suas diagonais principais, ou pode-se utilizar alguma das indentações feitas anteriormente no material base do corpo de prova.

Figura 54 - Metodologia para a medição de dureza na raiz do cavaco.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Paralela à linha de referência, a uma distância igual a 2,5 vezes a média das diagonais principais da indentação de referência, são feitas 5 indentações afastadas entre si uma distância de 3 vezes a média das

diagonais principais da indentação de referência (d_i). Desta forma, as indentações ficam alinhadas ao longo dos grãos deformados. A carga selecionada para realizar as indentações foi de 1 kg para evitar variações amplas nas medições de dureza, visto que estas levam a resultados diferentes em função da carga aplicada. Uma vez seja determinada a dureza representativa de cada raiz de cavaco e do material-base torna-se possível uma análise estatística comparativa aplicando análise de variância ANOVA.

5 RESULTADOS DA ANÁLISE EXPLORATÓRIA DAS RAÍZES DE CAVACO NA REGIÃO DO GUME TRANSVERSAL

5.1 Tamanho e Morfologia das Raízes de Cavaco

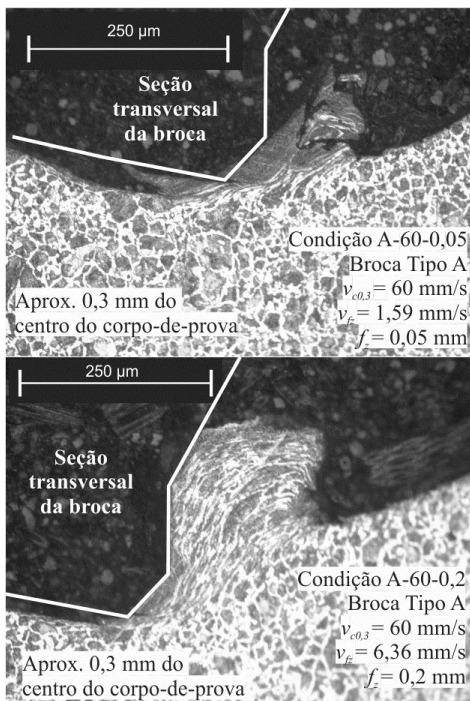
A primeira observação feita sobre a microestrutura das raízes de cavaco foi a diferença na morfologia e na deformação plástica destas quando empregados diferentes parâmetros de corte e tipos de brocas.

Com relação ao efeito do aumento do avanço por gume sobre a morfologia das raízes de cavaco, verificou-se através da análise de microscopia óptica da secção transversal das raízes dos cavacos que os cavacos melhor formados e de maior tamanho foram obtidos naquelas condições de corte onde foi empregado um avanço de 0,2 mm por gume. Este resultado esteve dentro do esperado, já que na furação com brocas helicoidais o aumento do avanço por gume supõe um aumento da secção transversal de corte e, portanto, um aumento do volume de material deformado plasticamente transformado em cavaco. Por outro lado, na análise de microscopia óptica das raízes de cavaco não foi possível determinar com clareza o efeito do aumento da velocidade de corte sobre a morfologia delas.

A Figura 55 apresenta a micrografia da secção transversal de duas raízes de cavaco obtidas com a broca de afiação Tipo A usando condições de usinagem com dois avanços por gume diferentes (0,05 mm e 0,2 mm), na qual pode-se verificar as diferenças na morfologia e no tamanho da secção transversal da raiz do cavaco devido ao aumento do avanço por gume de 0,05 mm a 0,2 mm. A linha tracejada representa a estimativa do perfil do gume transversal da broca Tipo A a uma distância de 0,3 mm do centro do eixo de rotação da broca.

Outro dos fatores mais importantes que teve influência na morfologia e no tamanho das raízes dos cavacos foi a geometria do gume transversal das brocas helicoidais. Evidentemente, conforme mostra a Figura 56, com a broca de afiação tipo A conseguiu-se a menor quantidade de material deformado plasticamente no fundo do furo. Isto levou à formação de um cavaco pequeno, quando comparado com os cavacos obtidos com a broca Tipo C e a broca *Standard* com afiação de duplo tronco de cone, os quais provocaram maior deformação plástica no material usinado.

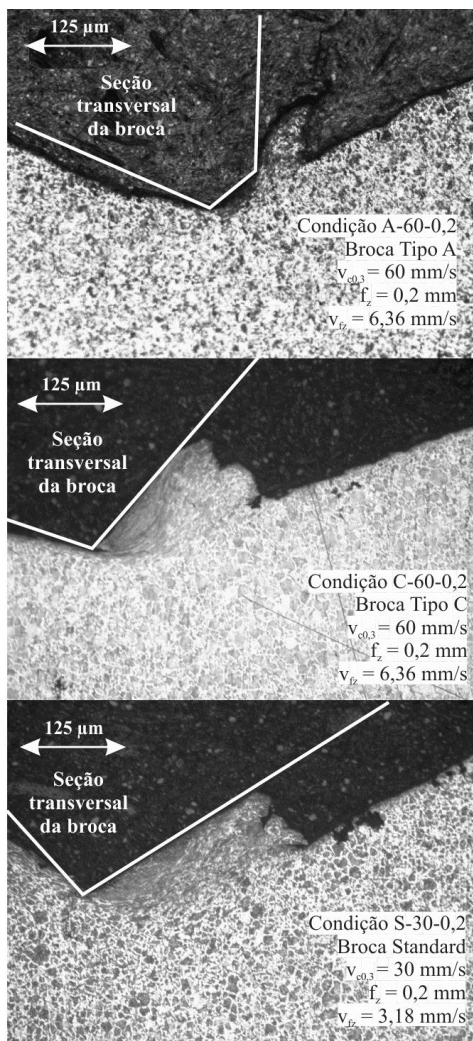
Figura 55 –Efeito do aumento do avanço por gume sobre o tamanho da raiz do cavaco.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

O argumento que pode explicar a influência da geometria das brocas sobre a morfologia das raízes de cavaco é fundamentado sobre a quantidade de material deformado em proporção ao tamanho do gume transversal e à distribuição dos ângulos de saída ao longo do gume transversal de cada tipo de broca. As brocas helicoidais Tipo A possuem um gume transversal pequeno com ângulos de saída negativos de até -20° , portanto, para este tipo de geometria a quantidade de material deformado na região do gume transversal é pequena, quando comparada com a deformação plástica provocada pela borca de afiação Tipo C e a broca *Standard* com afiação de duplo tronco de cone, cujos gumes transversais e ângulos de saída são mais negativos.

Figura 56 – Efeito da geometria do gume transversal sobre a morfologia e o tamanho da raiz do cavaco do gume transversal.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

5.2 Linhas de Escorregamento e Regiões de Deformação na Região do Gume Transversal

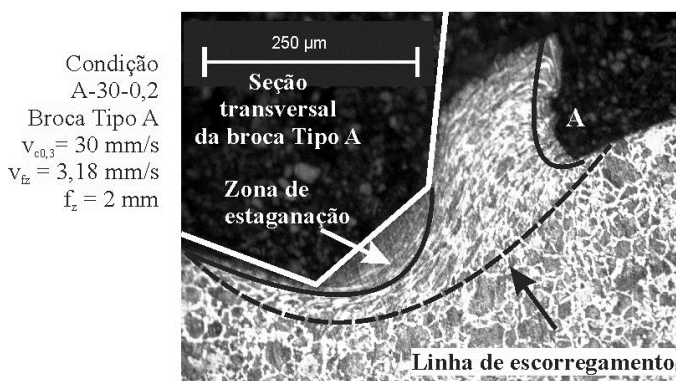
A linha de escorregamento define a fronteira entre o material-base e o material deformado plasticamente que forma a raiz do cavaco. Habitualmente, na usinagem com altas velocidades de corte e ferramentas de corte com ângulos de saída positivos, a linha de escorregamento é uma reta claramente definida denominada de plano de cisalhamento, a qual demarca claramente essa fronteira. Esta clara demarcação facilita, entre outras coisas, a aplicação de modelos matemáticos, como o modelo de força de Merchant, para a estimativa das forças de usinagem como função índice de recalque, o ângulo do plano de cisalhamento, a força específica de corte e o ângulo de saída da ferramenta de corte. Não obstante, conforme mostram as micrografias das raízes de cavaco obtidas com as brocas helicoidais Tipo A, Tipo C e *Standard*, verifica-se que a linha de escorregamento na região do gume transversal é curva e não uma reta, e há a existência de extensas regiões de altíssima deformação plástica, entre estas, zonas de estagnação de material, as quais indicam que o processo de arranque do material no fundo do furo por parte do gume transversal das brocas testadas é altamente ineficiente. Estas zonas de grande deformação plástica e as linhas curvas de escorregamento indicam que na região do gume transversal existem condições de usinagem excepcionais que tornam inadequada a aplicação do modelo desenvolvido por Merchant para tentar estimar a magnitude das forças de usinagem no fundo do furo. Frente a esse problema uma alternativa é o uso de algum modelo adaptado para ser aplicado nas condições de usinagem existentes na região do gume transversal onde a linha de escorregamento é curva e a ferramenta de corte possui ângulos de saída altamente negativos. No momento de decidir por algum modelo deve-se ter em conta que ao longo da região do gume transversal existem diferentes condições de usinagem e que o corte do sobrematerial do corpo-de-prova deve ser ortogonal à superfície usinada pelo gume transversal da broca.

Nas raízes de cavaco, sobretudo aquelas obtidas com um avanço de 0,2 mm por gume, pode-se observar zonas de estagnação e regiões de deformação. Para distinguir diferentes regiões de deformação entre si foram empregadas letras maiúsculas, conforme mostram as figuras seguintes.

Como era de se esperar, nas raízes de cavaco obtidas com as brocas Tipo A e Tipo C, estão presentes zonas de estagnação de material

adjacentes à superfície de saída do gume transversal, as quais são estruturas similares aos gumes posições, com a exceção que as zonas de estagnação são estruturas mais estáveis, e habitualmente se formam na usinagem com ferramentas que possuem chanfros ou ângulos de saída altamente negativos. Julgando pelo perfil que possui a interface de contato entre a raiz de cavaco e o gume transversal da broca, a uma distância aproximada de 0,3 mm do eixo da ferramenta, o gume transversal da broca Tipo A possui um chanfro, e adjacente a este chanfro está localizada a zona de estagnação, conforme mostrado na Figura 57.

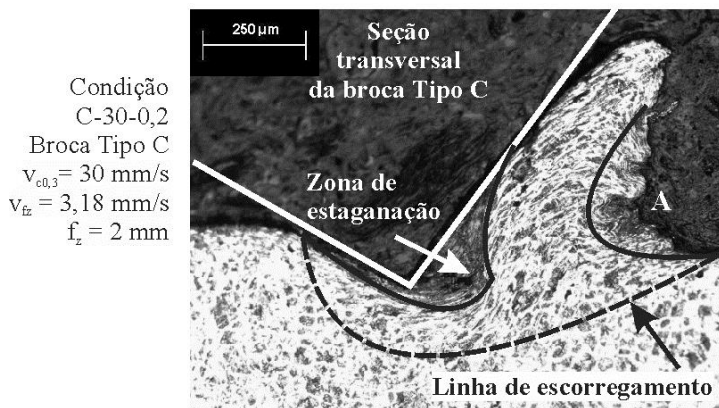
Figura 57 - Regiões de deformação e linhas de escorregamento nas raízes de cavaco obtidas com a broca Tipo A.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Conforme pode ser observado na Figura 58, diferentemente do gume transversal da broca Tipo A, o gume transversal da broca Tipo C não possui um chanfro, não obstante, os ângulos altamente negativos do gume transversal tornam possível a formação de uma zona de estagnação adjacente à superfície de saída do gume transversal da broca. Além das zonas de estagnação, pode-se observar uma região de deformação na parte posterior do cavaco adjacente à superfície usinada pelo gume transversal, a qual foi designada com a letra “A”. Aparentemente, esta região de deformação parece se formar por esforços de compressão produzidos no instante em que a parte posterior do cavaco se encontra com a superfície adjacente usinada pelo gume transversal.

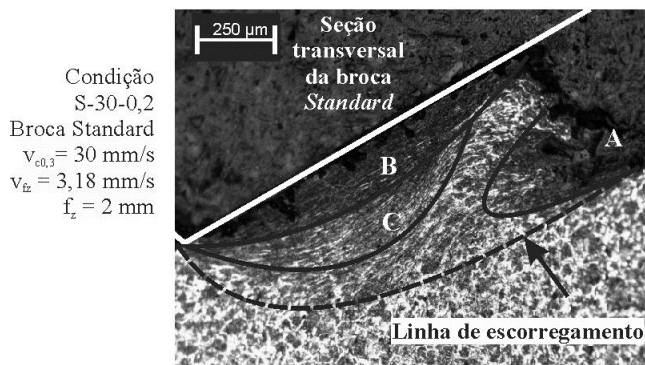
Figura 58 - Regiões de deformação e linhas de escorregamento nas raízes de cavaco obtidas com a broca Tipo C.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Com relação às raízes de cavaco formadas pelo gume transversal da broca helicoidal *Standard*, verificou-se que não há alguma zona de estagnação de material parecida àquelas zonas de estagnação presentes nas raízes de cavaco obtidas com as brocas Tipo A e Tipo C. Não obstante, estão presentes duas regiões de deformação muito extensas adjacentes à superfície de saída do gume transversal da broca, as quais foram denominadas com as letras “B” e “C”, conforme mostra a Figura 59. Também verifica-se a existência de uma região de deformação na parte posterior do cavaco, a qual foi denominada com a letra “A”. O grau de deformação plástica presente na raiz de cavaco formada pelo gume transversal da broca helicoidal *Standard* é evidentemente maior, quando comparado com o grau de deformação presente nas raízes de cavaco obtidas com as brocas Tipo A e Tipo C. Este alto grau de deformação plástica é um resultado esperado, como consequência dos grandes esforços de compressão exercidos sobre o material na peça no fundo do furo pelo gume transversal com ângulos de saída altamente negativos e a proporção da quantidade de material deformado com relação ao comprimento do gume transversal da broca helicoidal *Standard*.

Figura 59 – Regiões de deformação e linhas de escorregamento nas raízes de cavaco obtidas com a broca *Standard*.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

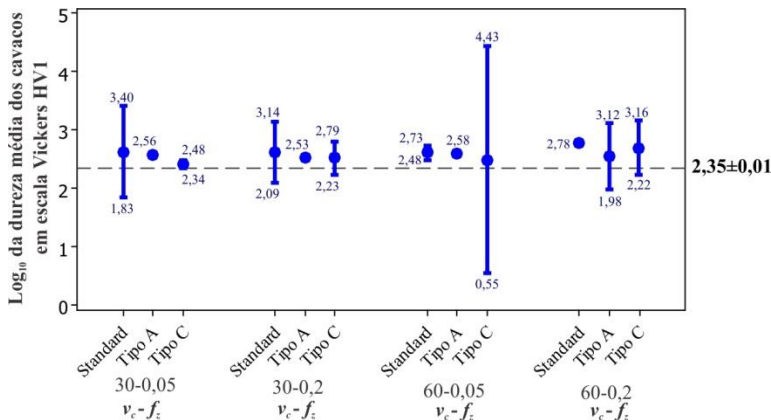
5.3 Análise Estatística das Medições de Dureza

Alguns cavacos ficaram muito pequenos, impossibilitando a realização de medições, e nos casos restantes só foi possível realizar três das cinco indentações planejadas. Embora tenham sido planejadas duas réplicas para cada tratamento, metade do espaço amostral obtido com as condições de usinagem (A-60-0,05), (A-30-0,05), (A-30-0,2) e (S-60-0,2) se mostrou inadequada para ser utilizada nas medições de dureza, pelo fato dos cavacos resultantes não terem uma área mínima de $0,1 \text{ mm}^2$ para realizar ao menos uma medição de microdureza Vickers com carga de 1 kg. Ao final, 20 dos corpos de prova ensaiados foram empregados para as medições de dureza.

A Figura 60 resume os resultados das medições de dureza no material-base e nas raízes dos cavacos. O desvio padrão para os testes (A-60-0,05), (A-30-0,05), (A-30-0,2) e (S-60-0,2) é zero, porque para estas condições de usinagem só foi possível realizar medições de dureza apenas em uma réplica, de forma que as durezas médias da raiz do cavaco não são consideradas representativas. Nesta figura há uma linha tracejada horizontal que representa a dureza média do material-base igual $226 \pm 8 \text{ HV}_1$. Este valor determinou-se com 84 medições de dureza realizadas sobre 21 amostras do material (4 medições por cada amostra). Através dessa linha tracejada pode-se verificar que a dureza média das raízes é maior que a dureza média do material-base e concorda com o grau de deformação plástica observada na microestrutura das raízes de

cavaco, quando comparada com o aspecto da microestrutura do material-base.

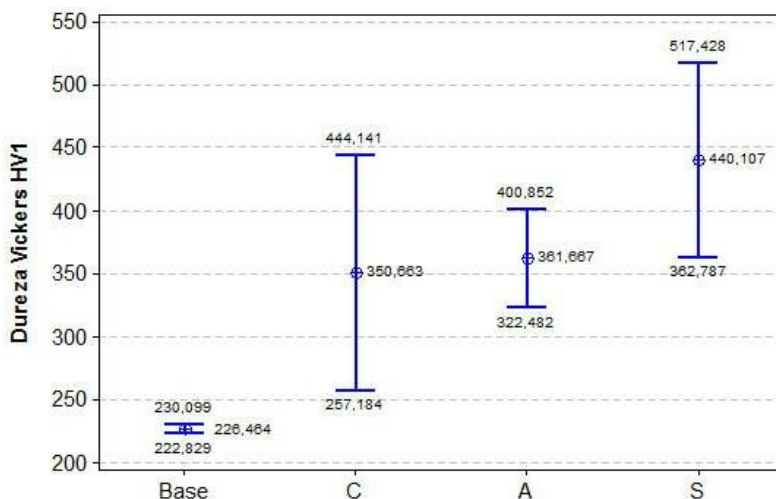
Figura 60 – Dureza média das raízes dos cavacos e do material-base com intervalos de confiança de 95%



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

A Figura 61 apresenta os dados das medições de dureza agrupados por tipo de broca e material-base. Este tipo de arranjo dos dados de dureza permite diminuir um pouco o grau de incerteza dos dados e apresentar, mediante um gráfico, com que tipo de broca conseguiu-se a maior dureza média com relação à dureza do material-base. Conforme mostra a figura, com todas as brocas helicoidais testadas foi evidente o encruamento do material usinado na região do gume transversal, já que os dados agrupados da dureza média das raízes de cavaco indicam que a dureza média do material usinado pelo gume transversal de cada uma das brocas testadas é maior que a dureza do material-base dos corpos-de-prova. Com a broca helicoidal Tipo C obteve-se um aumento de aproximadamente 35% da dureza do material-base, com a broca Tipo A o aumento foi em torno de 37% e com a broca *Standard* obteve-se a maior porcentagem de aumento na ordem de 48%. Estes resultados concordam com o grau de deformação plástica visto na microestrutura das raízes de cavaco.

Figura 61 - Comparação entre a dureza média agrupada das raízes dos cavacos e a dureza do material-base.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

5.3.1 Efeitos das condições de usinagem

Com os resultados das medições de dureza, foram realizadas análises de variância (ANOVA), com um nível de significância (α) de 5%, com o objetivo de validar diferenças estatisticamente significativas entre a dureza média das raízes de cavaco obtidas com as diferentes condições de usinagem testadas, e quais dos fatores influenciam significativamente o encruamento na região do gume transversal.

a) Análise comparativa entre as médias de dureza

Primeiro foi realizada a ANOVA para a análise comparativa entre a dureza média das raízes de cavaco. Para realizar esta análise estatística, foi estabelecida como hipótese que a dureza da raiz do cavaco é igual para todas as condições de usinagem testadas no experimento. Conforme mostra a Tabela 1, como resultado da análise estatística foi obtido um valor-P igual a 0,136%, que aceita essa hipótese como verdadeira por ser o valor-P menor que o nível de significância de 5%. Portanto, verifica-se que com a metodologia concebida neste

experimento exploratório não foi possível determinar diferenças estatisticamente significativas entre a dureza média das raízes de cavaco, devido ao alto grau de dispersão dos dados de dureza.

Tabela 1 - ANOVA entre diferentes condições de ensaio.

Fonte	Graus de Liberdade	Somas dos Quadrados	Média Quadrática	F	P
Condição de usinagem	11	125462	11406	2,20	0,136
Erro	8	41384	5173		
Total	19	166846			

FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

O alto grau de dispersão que apresentam alguns dados deve corresponder às diferentes regiões de deformação presentes nas raízes de cavaco. Isso indica que a forma mais apropriada para determinar a dureza média representativa da raiz do cavaco devem ser realizadas múltiplas medições de dureza Vickers nas diferentes regiões de deformação presentes nas raízes de cavaco; e não como foi concebido na metodologia proposta para este experimento exploratório, a qual consistiu em realizar uma série de medições sobre uma linha paralela à interface do cavaco e a superfície de saída do gume transversal. Isto deve ser uma informação importante na elaboração de modelos preditivos da componente de força do gume transversal de brocas helicoidais ou o cálculo de coeficientes de correção como função da dureza média representativa das raízes de cavaco da região do gume transversal.

b) Fatores que influenciam o encruamento na região do gume transversal

Nesta seção é apresentada a ANOVA efetuada para determinar o grau de influência dos fatores principais (avanço por gume, velocidade de corte e tipo de broca) sobre o fenômeno de encruamento na região do gume transversal. Para esta análise estatística foi estabelecida como hipótese que a dureza do material deformado nas raízes dos cavacos seria igual, independente das mudanças em qualquer dos níveis dos fatores principais para um nível de significância (α) igual a 5%. Efetivamente, conforme mostra a Tabela 2, todos os fatores

influenciaram sobre o fenômeno de encruamento no centro do furo, sendo que o resultado do valor-P para cada fator foi menor ou igual ao nível de significância (α) de 5%. Com estes resultados verifica-se que no processo de furação a geometria da ferramenta e os parâmetros de corte são fatores importantes no fenômeno de encruamento do material, o qual esteve dentro dos resultados esperados. Conforme os resultados apresentados do valor-P na Tabela 2, entre os fatores principais, a geometria da broca resultou ser o fator mais influente sobre o encruamento do material usinado na região do gume transversal, seguido da velocidade de corte e, por último, o avanço por gume.

Tabela 2 - ANOVA dos fatores de influência.

Fator	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Média Quadrática	F	P
Avanço	1	23195	23195	4,32	0,051
Velocidade	1	33124	33124	6,17	0,022
Broca	2	58039	29020	5,41	0,014
Erro	19	101931	5365		
Total	23				

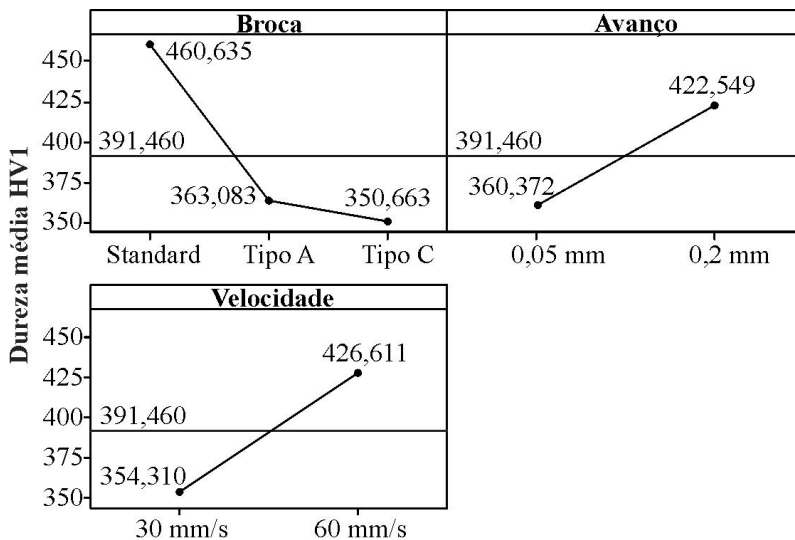
FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

5.3.2 Efeitos dos fatores principais

A Figura 62 mostra como as médias dos fatores influenciam o aumento da dureza do material na região central do furo, nas condições em que foram feitos os testes de furação.

A análise estatística das médias revela que com brocas de afiação especial (Tipo A e Tipo C) foi observada uma redução no grau de encruamento na raiz do cavaco em relação ao valor médio da dureza de todas as raízes de cavaco. Essas modificações geométricas na ponta das brocas acarretam uma diminuição do comprimento do gume transversal e mudanças na distribuição dos ângulos de saída negativos no mesmo.

Figura 62 - Efeitos dos fatores principais sobre a dureza na raiz do cavaco.



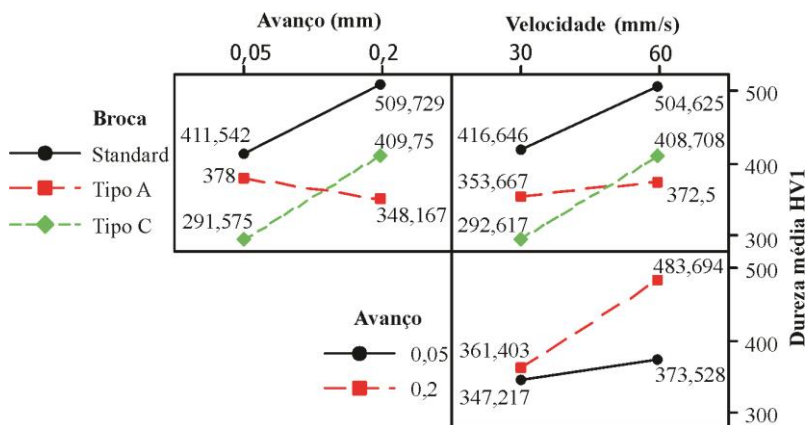
FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Com respeito ao efeito dos parâmetros de corte sobre a média da dureza das raízes dos cavacos, verificou-se que com o incremento da velocidade de corte ou da velocidade de avanço o encruamento do material da peça na região do gume transversal aumenta. A hipótese para este resultado está fundamentada na baixa temperatura de usinagem gerada pelo trabalho de deformação do material. Esta temperatura não é suficiente para reduzir a resistência mecânica do material, portanto, verifica-se um aumento da resistência do material, devido ao fenômeno de encruamento nas condições de usinagem presentes na região do gume transversal das brocas. Para a taxa de deformação e a quantidade de deformação plástica existentes na região do gume transversal, o comportamento do fenômeno de encruamento é similar ao comportamento deste nas condições presentes nos ensaios de tração ou de compressão mecânica com baixa taxa de deformação plástica.

A Figura 63 mostra as interações entre os fatores principais. Na interação entre o tipo de broca e a velocidade de avanço, verifica-se que com a broca *Standard* e a broca Tipo C houve um incremento da dureza na raiz do cavaco quando o avanço aumentou de 0,05 mm a 0,2 mm por gume. Por outro lado, a broca do Tipo A possui um comportamento inverso às outras geometrias com relação ao aumento do grau de

encruamento em função do aumento do avanço, no entanto, com uma intensidade menos pronunciada. Este caso é interessante porque a média dos fatores principais, conforme visto na Figura 62, indica que para avanços maiores a dureza da raiz do cavaco aumenta, mas não se mostra ser o caso particular da furação com a broca do Tipo A. Uma hipótese para este resultado está fundamentada no fato de que as médias de dureza das raízes de cavaco obtidas com a broca do Tipo A não são representativas do processo de furação com esse tipo de broca, visto que só foi possível realizar as medições de dureza em apenas uma raiz de cavaco para cada uma das condições de usinagem (A-60-0,05), (A-30-0,05) e (A-30-0,2), já que as outras réplicas tiveram cavacos tão pequenos que não foi possível realizar as indentações planejadas.

Figura 63 - Interações entre os fatores principais em função da dureza média das raízes dos cavacos.



FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

Na interação entre o tipo de broca e a velocidade de corte verifica-se que o aumento de dureza acompanha o aumento da velocidade de corte, fato ocorrido com todas as brocas. Para uma velocidade de corte de 30 m/min, o maior encruamento foi obtido com a broca Standard, seguido da broca Tipo A e, por último, a broca do Tipo C, com a qual foi verificado o menor grau de encruamento. Para uma velocidade de 60 m/min, a broca Standard também acarretou maior encruamento, seguido da broca do Tipo C e, finalmente, com a broca do Tipo A apresentando o menor grau de encruamento. No entanto, deve-se

considerar a falta de representatividade dos resultados obtidos com o uso da broca do Tipo A.

Na iteração entre a velocidade de corte e de avanço, verifica-se que para uma baixa velocidade de corte uma mudança no avanço não leva a um aumento significativo da dureza na raiz do cavaco. No entanto, quando é utilizada uma velocidade de corte maior, a dureza aumenta amplamente quando o avanço é incrementado até o valor de 0,2 mm por gume. A hipótese para este comportamento é que o aumento da velocidade de corte não gerou um aumento de temperatura suficiente que permitisse a diminuição da resistência do material.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

O QSD desenvolvido para o processo de furação com brocas helicoidais demonstrou ser funcional na obtenção de raízes de cavacos, para os parâmetros de usinagem que usualmente são empregados na furação e brocas de diferentes materiais. Diferentemente dos outros dispositivos existentes, o QSD desenvolvido é pequeno, simples de operar e fácil de manter, além de não precisar de elementos de sacrifício para seu acionamento. O QSD foi projetado e as molas de abertura foram dimensionadas para garantir uma velocidade de abertura de aproximadamente 0,3 milissegundos quando empregados corpos de prova de 20 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento. Na eventualidade de serem utilizados corpos de prova com um diâmetro maior, para garantir a velocidade de abertura quase instantânea, as molas devem ser trocadas por outras que possuam um índice de rigidez mais alto para compensar a perda de força elástica exercida pelas molas, devido à diminuição na compressão destas na medida em que a distância entre os mordentes aumenta pelo uso de corpos de prova com um diâmetro maior que 20 mm.

Após a fabricação e a validação do funcionamento do QSD, foi definido um método de preparação das amostras de cavaco com o objetivo de eliminar o sobrematerial das amostras sobre um plano paralelo ao avanço da broca e poder visualizar mediante microscopia óptica a secção transversal das raízes dos cavacos formados pelo gume transversal das brocas helicoidais. O método selecionado para a eliminação do sobrematerial das amostras foi uma operação de faceamento na mesma máquina fresadora CNC na qual esteve instalado o QSD, sobretudo pela precisão que oferece este tipo de máquina-ferramenta para cortar o sobrematerial das amostras de tamanho reduzido fixadas na morsa hidráulica instalada na fresadora.

Através da análise de microscopia óptica verificou-se a proporção direta entre o tamanho do gume transversal e a magnitude do avanço por gume com relação à quantidade de material deformado, como se evidenciou através do tamanho da seção transversal das raízes de cavaco a uma distância aproximada de 0,3 mm do centro dos corpos-de-prova. Por outro lado, o tamanho da seção transversal dos cavacos é inversamente proporcional à magnitude dos ângulos de saída altamente negativos presentes no gume transversal das brocas helicoidais. Portanto, quando mais negativo o ângulo de saída, maior será a pressão hidrostática exercida sobre o material usinado e menor será a seção

transversal das raízes de cavaco formados pelo gume transversal da broca.

Também se verificou, sobretudo nas raízes de cavaco de maior tamanho obtidas com um avanço de 0,2 mm por gume, que o processo de usinagem na região do gume transversal é um processo altamente ineficiente, devido às extensas regiões de deformação plástica, zonas de estagnação e linhas curvas de escorregamento observadas na microestrutura das raízes dos cavacos. O grau de deformação plástica do material usinado nas raízes de cavaco obtidas com as brocas Tipo C e Tipo A foi menor, quando comparado com a deformação plástica presente nas raízes de cavaco obtidas com a broca *Standard*, pelo fato de os ângulos de saída altamente negativos do gume transversal fazerem que a superfície de saída exerça grandes esforços de compressão sobre o material usinado no fundo do furo.

As linhas curvas de escorregamento observadas nas raízes dos cavacos indicam que o uso de algum modelo de força fundamentado na formação de cavaco a partir de um plano de cisalhamento claramente definido, como o modelo de Merchant, não seria a opção mais adequada para estimar as forças de usinagem na região do gume transversal. Além disso, deve-se levar em conta que ao longo da região do gume transversal as condições de usinagem são diferentes, como consequência da distribuição do ângulo de saída do gume transversal da broca e das mudanças da velocidade de corte. Portanto, para estimar a força total de usinagem na região do gume transversal, mediante a aplicação de algum modelo de força especialmente adaptado, se deve realizar a somatória das estimativas das forças de usinagem em diferentes pontos ao longo da região do gume transversal. Para isso, deve-se ter em conta que o corte do sobrematerial dos corpos-de-prova deve ser realizado em um sentido ortogonal ao gume transversal da broca, caso o modelo de força seja função de alguma variável empírica que se deva medir sobre a microestrutura das raízes de cavaco.

No caso de elaborar um modelo para estimar as forças de usinagem na região do gume transversal e determinar alguns coeficientes para o refinamento de um modelo existente como função da dureza média representativa do material encruado na região do gume transversal, devem ser realizadas múltiplas medições de dureza Vickers nas diferentes regiões de deformação presentes na raiz de cavaco.

Através da análise estatística da dureza média das raízes de cavacos pode-se concluir que a metodologia projetada para determinar a dureza média representativa das raízes de cavaco não é satisfatória,

devido a que a metodologia não levou em conta as variações de dureza presentes nas raízes de cavaco. A metodologia foi concebida como uma forma prática de estimar a dureza média das raízes de cavaco, não obstante, resultou em estimativas da dureza média das raízes de cavaco não representativas que não permitiram a obtenção de resultados conclusivos na análise estatística realizada para determinar efeitos de cada uma das condições de usinagem testadas sobre o encruamento do material usinado na região do gume transversal, devido a seu alto grau de dispersão.

6.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Recomenda-se automatizar o sistema de acionamento do QSD.
- Sugere-se continuar os estudos referentes ao encruamento do material na região central do furo com um maior número de réplicas por cada teste e múltiplas medições de dureza Vickers sobre as diferentes regiões de deformação presentes na microestrutura das raízes de cavaco, com o objetivo de diminuir as incertezas das medições da dureza média das raízes de cavaco, outras geometrias de brocas helicoidais e condições de usinagem.
- Devido às condições excepcionais de alta pressão hidrostática e alta temperatura de usinagem na região do gume transversal das brocas helicoidais durante a furação, recomenda-se realizar análises químicas tanto no gume transversal das brocas como no fundo do furo dos corpos-de-prova para estudar possíveis alterações químicas do material da ferramenta e da peça.
- Resolver o problema técnico de realizar o cortar do sobrematerial dos corpos-de-prova através de um plano ortogonal ao cavaco formado pelo gume transversal das brocas helicoidais.
- Adaptar ou implementar algum modelo matemático para estimar as forças de usinagem na região do gume transversal com grau aceitável de ajuste.
 - Recomenda-se a realização de ensaios de furação com meios lubrificantes para estudar a possível influência destes no processo de encruamento do material na região central do furo.

REFERÊNCIAS

- [1] ASTAKHOV, V. **Geometry of Single-Point Turning Tools and Drills: Fundamentals and Practical Applications**. 1 Edição. Editora Springer, New York, 2010. 565 p.
- [2] KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1: Lathing, Milling, Drilling**. 1 Edição. Editora Springer, 2011. 547 p.
- [3] TÖNSHOFF, H.; SPINTIG, W.; KÖNIG, W.; NEISES, A. **Machining of Holes Developments in Drilling Technology**. Annals of the CIRP. Vol. 43, 1994. pp. 551–561.
- [4] WU, J.; HAN, R. **A New Approach to Predicting the Maximum Temperature in Dry Drilling Based on a Finite Element Model**. Journal of Manufacturing Processes. Vol. 11, 2009. pp. 19–30.
- [5] LUTTERVELT, C.; CHILDS, T.; JAWAHIR, I.; KLOCKE, F.; VENUVIDNOD, P. **Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations Progress Report of the CIRP Working Group Modelling of Machining Operations**. CIRP Annals-. Vol. 47, 1998. pp. 587–626.
- [6] FERREIRA, J. **Capítulo 1: Conceitos Básicos Sobre Planejamento do Processo**. Editora Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1996. 22 p.
- [7] MARCONDES, F. **La Evolución de los Servicios de Mecanizado**. Disponível em:
http://www.metalmecanica.com/mm/secciones/MM/ES/MAIN/IN/ARTICULOS/doc_84019_HTML.html?idDocumento=84019.
- [8] KAPOOR, S.; CHANDRASEKHARAN, V.; DEVOR, R. **A Mechanistic Model to Predict the Cutting Force System for Arbitrary Drill Point Geometry**. Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 120, 1998. pp. 563–570.
- [9] WILLIAMS, R. **A Study of the Basic Mechanics of the Chisel Edge of a Twist Drill**. International Journal of Production Research. 1970. pp. 37–41.
- [10] WATSON, A. **Drilling Model for Cutting Lip and Chisel Edge and Comparison of Experimental and Predicted Results. II — Revised Cutting Lip Model**. International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 25, 1985. pp. 367–376.

- [11] CHANDRASEKHARAN, V. **A Model to Predict the Three-Dimensional Cutting Force System for Drilling with Arbitrary Point Geometry**. Tese de doutorado. University of Illinois, 1996. 178 p.
- [12] PAUL, A.; KAPOOR, S.; DEVOR, R. **A Chisel Edge Model for Arbitrary Drill Point Geometry**. Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 127, 2005. pp. 23–32.
- [13] BHATTACHARYYA, A.; CHATTOPADHYAY, A.; ROY, R. **Chisel-Edge Modification of Small HSS and Carbide Drills for Improved Machinability**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Vol. 30, 1981. pp. 21–25.
- [14] BOEIRA, A. **Modelagem e simulação das forças na furação com brocas helicoidais a partir de dados obtidos no torneamento de segmentos cilíndricos**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina, 2010. 179 p.
- [15] MARCONDES, F. **A história do Metal Duro**. 1 Edição. Editora Consultoria de Projetos e Artes Ltda., 1990. 237 p.
- [16] PAZ, E.; CECCARELLI, M.; OTERO, J. **A Brief Illustrated History of Machines and Mechanisms**. 1 Edição. Editora Springer, 2010. 228 p.
- [17] ROSSI, C.; RUSSO, F.; RUSSO, F. **Ancient Engineers' Inventions**. 1 Edição. Editora Springer, 2009. 321 p.
- [18] ARNDT, G. **The Development of Higher Machining Speeds Part 1**. Production Engineer. Vol. 49, 1970. pp. 470–477.
- [19] ZHANG, Q.; WANG, J. **Geometry, Specification, and Drilling Performance of a Plane Rake Faced Drill Point Design**. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science. Vol. 224, 2010. pp. 369–378.
- [20] SMITH, G. **Cutting Tool Technology: Industrial Handbook**. 1 Edição. Editora Springer, 2010. 613 p.
- [21] LACALLE, L.; LAMIKIZ, A. **Machine Tools for High Performance Machining**. 1 Edição. Editora Springer, 2009. 442 p.
- [22] HOFFMAN, P.; HOPEWELL, E.; JANES, B.; SHARP, K. **Precision Machining Technology**. 1 Edição. Editora DELMAR, 2011. 770 p.
- [23] MORSE, S. **Improvement in drill-bits**. Patente N° 38119, 1863, 2 p.

- [24] HAMMOND, E. **Modern Drilling Practice**. Editora Industrial Press, 1919. 225 p.
- [25] WANG, J.; ZHANG, Q. **A Study of High-Performance Plane Rake Faced Twist drills Part 1: Geometrical Analysis and Experimental Investigation**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 48, 2008. pp. 1276–1285.
- [26] PEELER, H. **Improved Method of Boring Gun-barrels**. Patente N° 6088, 1849, 2 p.
- [27] STEMMER, C. **Ferramentas de Corte 2**. 2 Edição. Editora DA UFSC, Florianópolis, 1992. 326 p.
- [28] FRENCH, L. **Deep Hole Drilling**. 2 Edição. Editora The Industrial Press, New York, 1910. 31 p.
- [29] DEVRIES, M.; CROSHECK, M.; NEGISHI, H. **An Investigation of the Cutting Mechanisms of the New Point Drill**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Vol. 37, 1988. pp. 73–78.
- [30] SCHNEIDER, G. **Drills & Drilling Operations**. Revista Tooling & Production. 2001. 11 p.
- [31] SALAMA, A.; ELSAWY, A. **The Dynamic Geometry of a Twist Drill Point**. Journal of materials processing technology. Vol. 56, 1996. pp. 45–53.
- [32] SANDVIK COROMANT. **Corokey 2010: Guia para Aplicação de Ferramentas**. 2010. 216 p.
- [33] YOUSSEF, H.; EL-HOFY, H. **Machining Technology: Machine Tools And Operations**. 1 Edição. Editora CRC Press, 2008. 672 p.
- [34] PIRTINI, M.; LAZOGLU, I. **Forces and Hole Quality in Drilling**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 45, 2005. pp. 1271–1281.
- [35] GRZESIK, W. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling and Applications**. Editora Elsevier, 2008. 445 p.
- [36] KURT, M.; BAGCI, E.; KAYNAK, Y. **Application of Taguchi Methods in the Optimization of Cutting Parameters for Surface Finish and Hole Diameter Accuracy in Dry Drilling Processes**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 40, 2008. pp. 458–469.

- [37] KOEHLER, W. **Analysis of the High Performance Drilling Process: Influence of Shape and Profile of the Cutting Edge of Twist Drills**. Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 130, 2008. pp. 1–7.
- [38] FETECAU, C.; STAN, F.; OANCEA, N. **Toroidal Grinding Method for Curved Cutting Edge Twist Drills**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 209, 2009. pp. 3460–3468.
- [39] ZELINSKI, P. **Sea Estratégico con sus Opciones para Mecanizado de Agujeros**. Revista Metalmecánica. 2011. 15–19 p.
- [40] SANDVIK COROMANT. **Hole types**. Disponível em: http://www.sandvik.coromant.com/es-es/knowledge/drilling/getting_started/initial_considerations/Pages/default.aspx.
- [41] CHEN, W. **Design Optimization of a Split-Point Drill by Force Analysis**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 58, 1996. pp. 314–322.
- [42] DA SILVA, A. **Influência do Ciclo de Furação na Usinabilidade do Ferro Fundido Cinzento GH190**. Defesa de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, 2010. 314 p.
- [43] GENG, H. **Manufacturing Engineering Handbook**. 1 Edição. Editora McGraw-Hill, 2004. 1088 p.
- [44] SANDVIK COROMANT. **Irregular Surfaces and Crosshole Drilling**. Disponível em: http://www.sandvik.coromant.com/en-us/knowledge/drilling/application_overview/general_drilling/irregular_surfaces_crosshole_drilling/Pages/default.aspx.
- [45] HEWITT, R. **Blind hole, Through hole, Interrupted Hole**. Disponível em: <http://www.manufacturinget.org/home/tech-1711-manufacturing-processes-1/drilling-and-related-hole-making-processes/>.
- [46] AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **ASM Handbook Volume 16: Machining**. 9 Edição. Editora ASM International, 1989. 960 p.
- [47] TSCHÄTSCH, H. **Applied Machining Technology**. Editora Springer, 2009. 398 p.
- [48] DAVIM, J. **Surface Integrity in Machining**. 1 Edição. Editora Springer, 2010. 227 p.

- [49] WALTER AG. **General Catalogue: Turning, Drilling, Threading, Milling, Adaptors**. 2012. 2148 p.
- [50] HEATH, P. **Developments in Applications of PCD Tooling**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 116, 2001. pp. 31–38.
- [51] SECO TOOLS. **PCD Drills**. Disponível em: <http://www.secotools.com/en/Global/Products/Holemaking/Drilling/PCD-Drills/>.
- [52] ZELINSKI, P. **Las Dinámicas de un Mejor Taladrado**. Disponível em: http://www.metalmecanica.com/mm/secciones/MM/ES/MAIN/IN/ARCHIVO/ARTICULOS/doc_8790_HTML.html?idDocumento=8790.
- [53] KLOCKE, F.; KRIEG, T. **Coated tools for metal cutting-features and applications**. CIRP Annals-Manufacturing Technology. Vol. 48, 1999. .
- [54] OBERG, E.; JONES, F.; HORTON, H.; RYFFEL, H. **Machinery 's Handbook**. 28 Edição. Editora Industrial Press, 2008. 3455 p.
- [55] ARMAREGO, E.; ZHAO, H. **Predictive Force Models for Point-Thinned and Circular Centre Edge Twist Drill Designs**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Vol. 45, 1996. pp. 65–70.
- [56] HSIEH, J. **Mathematical Model of Multiflute Drill Point**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 42, 2002. pp. 1181–1193.
- [57] KLOCKE, F.; KUCHLE, A. **Manufacturing Processes 2: Grinding, Honing, Lapping**. 1 Edição. Editora Springer, 2009. 433 p.
- [58] EHMANN, K.; DEVRIES, M. **Grinding Wheel Profile Definition for the Manufacture of Drill Flutes**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Vol. 39, 1990. pp. 153–156.
- [59] RADHAKRISHNAN, T.; KAWLRA, R. **A Mathematical Model of the Grinding Wheel Profile Required for a Specific Twist Drill Flute**. International Journal of Machine. 1982. pp. 239–251.
- [60] WATSON, A. **Geometry of Drill Elements**. International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 25, 1985. pp. 209–227.

- [61] TSAI, W.; WU, S. **Computer Analysis of Drill Point Geometry**. International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 19, 1979. pp. 95–108.
- [62] ARMAREGO, E.; ROTENBERG, A. **An Investigation of Drill Point Sharpening by the Straight Lip Conical Grinding Method-III. Drill Point Grinder Design Features**. Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 13, 1973. pp. 233–241.
- [63] HSIEH, J.; LIN, P. **Drill Point Geometry of Multi-Flute Drills**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 26, 2004. pp. 466–476.
- [64] ELHACHIMI, M. **Mechanical Modelling of High Speed Drilling. 1: Predicting Torque and Thrust**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 39, 1999. pp. 553–568.
- [65] YANG, J. **A New Dynamic Model for Drilling and Reaming Processes**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 42, 2002. pp. 299–311.
- [66] ZHANG, Q. **A Study of High Performance Twist Drill Design and the Associated Predictive Force Models**. Tese de Doutorado. University of New South Wales, 2007. 218 p.
- [67] DE ANDRADE, C. **Análise da Furação do Ferro Fundido Vermicular com Brocas de Metal-Duro com Canais Retos Revestidas com TiN e TiAlN**. Defesa de Mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina, 2005. 154 p.
- [68] WANG, J.; ZHANG, Q. **A Study of High-Performance Plane Rake Faced Twist Drills Part 2: Predictive Force Models**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 48, 2008. pp. 1286–1295.
- [69] DE BEER, C. **The Web Thickness of Twist Drills**. CIRP Annals. Vol. 18, 1970. pp. 81–86.
- [70] DEVRIES, M.; WU, S.; FUJII, S. **Analysis of the Chisel Edge and the Effect of the d -Theta Relationship on Drill Point Geometry**. Journal of Engineering for Industry. 1971. pp. 1093–1105.
- [71] GONZÁLEZ, W. **Furação Profunda de Ferro Fundido Cizento GC25 com Brocas de Metal-Duro com Canais retos**. Defesa de Mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina, 2005. 134 p.

- [72] **Drill Sharpening On The Quorn**. Disponível em: <http://modelengineneews.org/meng/quorn/drilljig.html#WSP12>.
- [73] GONG, Y.; LIN, C.; EHMANN, K. **Dynamics of Initial Penetration in Drilling: Part 1—Mechanistic Model for Dynamic Forces**. Journal of manufacturing science and. Vol. 127, 2005. .
- [74] WALSH, R.A. **Handbook of Machining and Metalworking Calculations**. Editora McGraw-Hill Prof Med/Tech, 2001. 400 p.
- [75] KARABAY, S. **Performance Testing of a Constructed Drilling Dynamometer by Deriving Empirical Equations for Drill Torque and Thrust on SAE 1020 Steel**. Materials & Design. Vol. 28, 2006. pp. 1780–1793.
- [76] ARMAREGO, E.; WHITFIELD, R. **Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Vol. 34, 1985. pp. 65–69.
- [77] OXLEY, P.L.B. **Modelling Machining Processes With a View to Their Optimization and to the Adaptive Control of Metal Cutting Machine Tools**. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing. Vol. 4, 1988. pp. 103–119.
- [78] 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, 1985. pp. 377–392.
- [79] JAGANATHAN, V. **A Study on the Dynamics of Drilling and Reaming**. University of Windsor, 1998. 95 p.
- [80] ARMAREGO, E.; CHENG, C. **Drilling with Flat Rake Face and Conventional Twist Drills – I. Theoretical Investigation**. International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 12, 1972. pp. 17–35.
- [81] SCHEY, J. **Procesos de Manufactura**. 3 Edição. Editora McGraw-Hill, 2002. 1003 p.
- [82] DOLINŠEK, S. **Work-Hardening in the Drilling of Austenitic Stainless Steels**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 133, 2003. pp. 63–70.
- [83] CALLISTER, W. **Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los Materiales**. Editora Editorial Reverté, 1995. 803 p.

- [84] AVNER, S.; ARACAMA, L.; BARTOLOMÉ, F. **Introducción a la metalurgia física**. 2 Edição. Editora McGraw-Hill, 1979. 687 p.
- [85] MEYERS, M.; CHAWLA, K. **Mechanical Behavior of Materials**. 2 Edição. Editora Cambridge University Press, 2009. 851 p.
- [86] JASPERS, S. **Material Behaviour in Metal Cutting: Strains, Strain Rates and Temperatures in Chip Formation**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 121, 2002. pp. 123–135.
- [87] SMITH, W. **Fundamentos de la Ciencia e Ingeniería de Materiales**. 3 Edição. Editora McGraw-Hill, 1999. 707 p.
- [88] ECKHARDT, M. **Relação entre Processo, Microestrutura e Propriedades Mecânicas na Furação por Escoamento de Aços de Baixo Carbono**. Tese de doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina, 2003.
- [89] ABUKHSHIM, N.; MATIVENGA, P.; SHEIKH, M. **Heat Generation and Temperature Prediction in Metal Cutting: A Review and Implications for High Speed Machining**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 46, 2006. pp. 782–800.
- [90] ASTAKHOV, V.P. **Tribology of Metal Cutting**. Editora Elsevier, 2006. 425 p.
- [91] OXLEY, P. **Mechanics of Metal Cutting**. International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 1, 1961. .
- [92] ASTAKHOV, V. **On the Inadequacy of the Single-Shear Plane Model of Chip Formation**. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 47, 2005. pp. 1649–1672.
- [93] VENTAKATESH, V.; IZMAN, S. **Precision Engineering**. Editora McGraw-Hill, New Delhi, 2007. 436 p.
- [94] CHENG, K. **Machining Dynamics Fundamentals, Applications and Practices**. Editora Springer, 2009. 341 p.
- [95] KÖNIG, W.; FRITSCH, R.; KAMMERMEIER, D. **Physically Vapor Deposited Coating on Tools: Performance and Wear Phenomena**. Surface and Coatings Technology. Vol. 49, 1991. pp. 316–324.
- [96] FANG, N. **Tool-Chip Friction in Machining with a Large Negative Rake Angle Tool**. Wear. Vol. 258, 2005. pp. 890–897.

- [97] BOISSE, P.; ALTAN, T.; LUTTERVELT, K. **Friction and Flow Stress in Forming and Cutting**. Editora Kogan Page Science, 2001. 177 p.
- [98] JASPERS, S. **Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour**. 1 Edição. Editora Technische Universiteit Eindhoven, 1999. 153 p.
- [99] STEVENSON, M.; OXLEY, P. **An Experimental Investigation of the Influence of Strain-Rate and Temperature on the Flow Stress Properties of a Low Carbon Steel Using a Machining Test**. Revista Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. . SAGE, 1970. 741–754 p.
- [100] KOMANDURI, R. **Some aspects of machining with negative rake tools simulating grinding**. International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 11, 1971. pp. 223–233.
- [101] OHBUCHI, Y. **Adiabatic Shear in Chip Formation with Negative Rake Angle**. International journal of mechanical sciences. Vol. 47, 2005. pp. 1377–1392.
- [102] 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.
- [103] AUDY, J. **A Study of Computer-Assisted Analysis of Effects of Drill Geometry and Surface Coating on Forces and Power in Drilling**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 204, 2008. pp. 130–138.
- [104] BONO, M.; NI, J. **A Method for Measuring the Temperature Distribution Along the Cutting Edges of a Drill**. Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 124, 2002. pp. 921.
- [105] BONO, M.; JUN, N. **The Location of the Maximum Temperature on the Cutting Edges of a Drill**. International Journal. Vol. 46, 2006. pp. 901–907.
- [106] WU, C.; WANG, K.; TSAI, L. **A New Electromagnetic Quick Stop Device for Metal Cutting Studies**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 29, 2005. pp. 853–859.
- [107] DOLINŠEK, S.; EKINOVIĆ, S.; KOPAČ, J. **A Contribution to the Understanding of Chip Formation Mechanism in High-Speed Cutting of Hardened Steel**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 157-158, 2004. pp. 485–490.

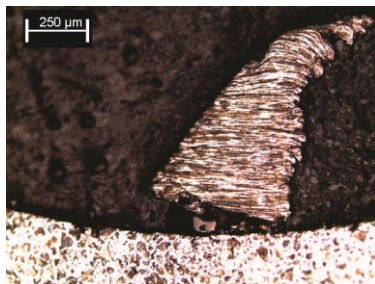
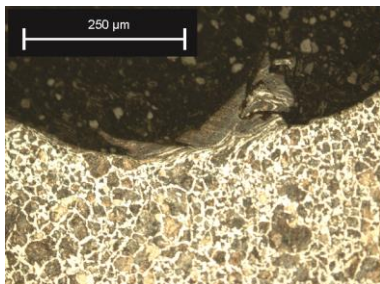
- [108] AGAPIOU, J.; DEVRIES, F. **On the Determination of Thermal Phenomena During Drilling-Part 1. Analytical Models of Twist Drill Temperature Distributions.** Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 30, 1990. pp. 203–215.
- [109] CHERN, G.-L. **Development of a New and Simple Quick-Stop Device for the Study on Chip Formation.** International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 45, 2005. pp. 789–794.
- [110] SATHEESHA, M.; JAIN, V.; KUMAR, P. **Design and Development of a Quick-Stop Device (QSD).** Precision Engineering. Vol. 12, 1990. pp. 205–212.
- [111] AWOPETU, O.; DAHUNSI, O. **The use of an Indirect Impact Quick-Stop Mechanism During the Turning of α -Titanium BT5 Alloy.** International Journal of Machining and Machinability of Materials. Vol. 3, 2008. pp. 80–90.
- [112] GRIFFITHS, B. **The Development of a Quick-Stop Device for Use in Metal Cutting Hole Manufacturing Processes.** International Journal of Machine Tool Design and. Vol. 26, 1986. pp. 191–203.
- [113] LUCAS, E. **Desenvolvimento de um dispositivo Quick-Stop e sua aplicação no estudo do formação na usinagem do ferro fundido nodular ferrítico.** Tese de doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina, 2003.
- [114] PHILIP, P. **Study of the Performance Characteristics of an Explosive Quick-Stop Device for Freezing Cutting Action.** International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 11, 1971. pp. 133–144.
- [115] ELLIS, J.; KIRK, R.; BARROW, G. **The Development of a Quick-Stop Device for Metal Cutting Research.** International Journal of Machine Tool Design and Research. Vol. 9, 1969. pp. 321–339.
- [116] GOSTIMIROVIC, M.; KOVAC, P.; SKORIC, B. **Effect of Electrical Pulse Parameters on the Machining Performance in EDM.** Indian Journal of Engineering & Materials Sciences. Vol. 18, 2012. pp. 411–415.
- [117] SAMUELS, L. **Metallographic Polishing by Mechanical Methods.** 2 Edição. Editora American Elsevier, 1971. 221 p.
- [118] GEELS, K. **Metallographic and Materialographic Specimen Preparation, Light Microscopy, Image Analysis, and Hardness Testing.** Editora ASTM International, 2007. 761 p.

- [119] JACKSON, M.J. **Machining With Abrasives**. Editora Springer, 2010. 423 p.
- [120] PUERTAS, I.; LUIS, C.J.; ÁLVAREZ, L. **Analysis of the Influence of EDM Parameters on Surface Quality, MRR and EW of WC-Co**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 153-154, 2004. pp. 1026–1032.
- [121] JESWANI, M. **Roughness and Wear Characteristics of Spark-Eroded Surfaces**. Wear. Vol. 51, 1978. pp. 227–236.
- [122] KO, T.J.; KIM, H.S. **Mechanistic Cutting Force Model in Band Sawing**. Vol. 39, 1999. pp. 1185–1197.
- [123] CHANDRASEKARAN, H.; SVENSSON, S. **On the Nature of Micro-Chipping of HSS Saw Teeth During Power Hack Sawing**. CIRP Annals. Vol. 33, 1984. pp. 75–80.
- [124] CHANDRASEKARAN, H.; SVENSSON, S.; NISSLE, M. **Tooth Chipping During Power Hack Sawing and the Role of Saw Material Characteristics**. CIRP Annals - Manufacturing Technology. Vol. 36, 1987. pp. 27–31.
- [125] OZEL, T.; ULUTAN, D. **Machining Induced Surface Integrity in Titanium and Nickel Alloys: A Review**. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 51, 2011. pp. 250–280.
- [126] BACK, N.; OGLIARI, A.; DIAS, A.; DA SILVA, J. **Projeto Integrado de Produtos: Planejamento, Concepção e Modelagem**. Editora Manole Ltda., 2010. 595 p.
- [127] SARATT, B. **Projeto de um dispositivo de parada súbita do processo de furação para análise da formação de cavaco na região do gume transversal**. Trabalho de pesquisa. Universidade Federal de Santa Catarina, 2011.
- [128] NORTON, R.L. **Projeto de Máquinas Uma Abordagem Integrada**. Editora Bookman, 2004. 931 p.
- [129] SANDVIK COROMANT. **Catálogo de Ferramentas Rotativas**. 2011.
- [130] NEIRA, D.; SCHROETER, R.; BOING, D.; BÜTTNER, H. **Análise das Características do Cavaco na Região do Gume Transversal para Diferentes Condições de Usinagem e Geometrias de Brocas**. Revista 7º Congresso brasileiro de engenharia de fabricação. 2013. 10 p.

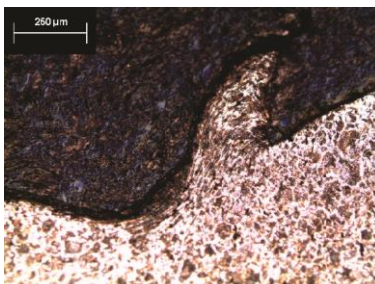
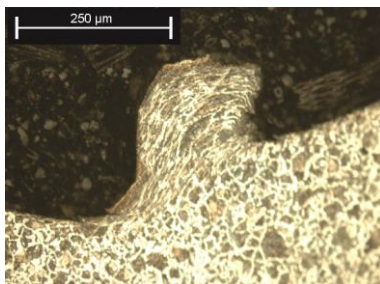
- [131] ZWIRTES, C. **Análise da Influência do Processo de Serramento na Preparação de Amostras para o Estudo da Raiz do Cavaco na Furação com Brocas Helicoidais**. Trabalho de conclusão de curso. Universidade Federal de Santa Catarina, 2011. 68 p.
- [132] ASOCIACIÓN MERCOSUR DE NORMALIZACIÓN (AMN). **Norma Mercosur NM ISO 6507-1: Método de Ensayo de Dureza Vickers**. 1 Edição. 2008. 30 p.

ANEXO – A. Micrografias das raízes de cavaco obtidas nos testes experimentais.

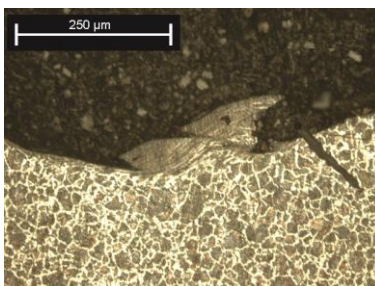
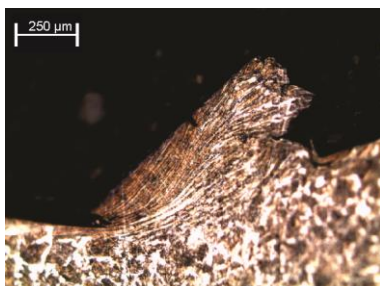
Condição A-60-0,05



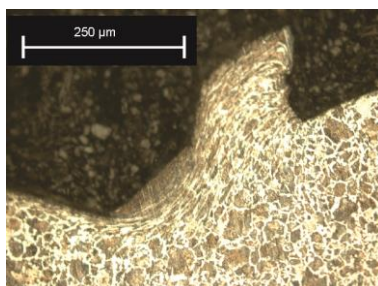
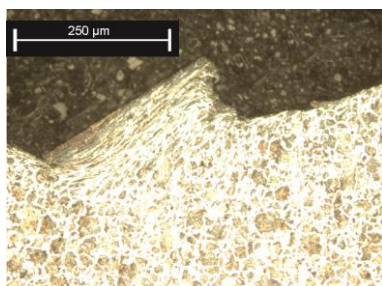
Condição A-60-0,2



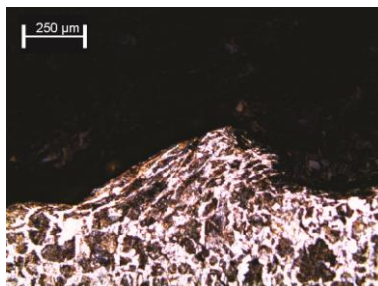
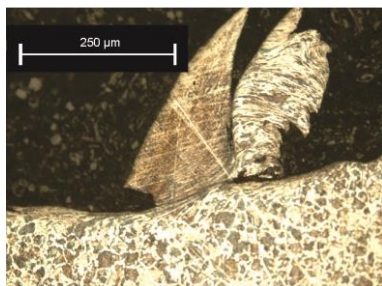
Condição A-30-0,05



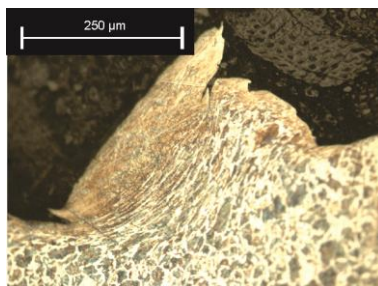
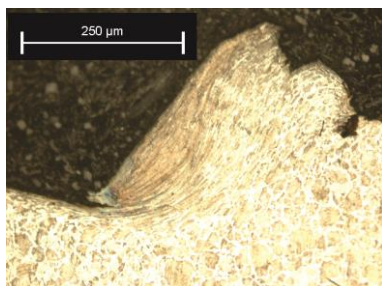
Condição A-30-0,2



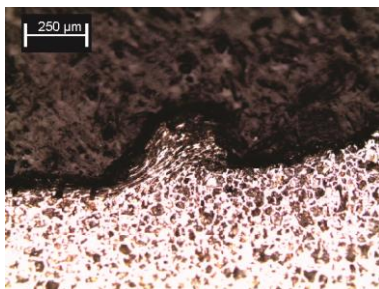
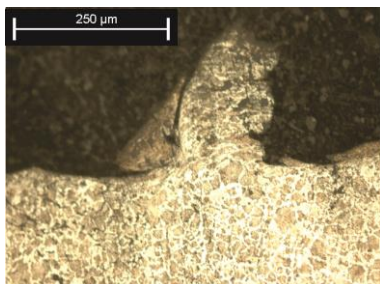
Condição C-60-0,05



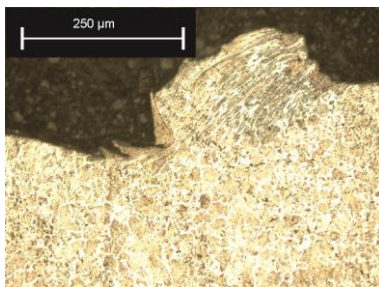
Condição C-60-0,2



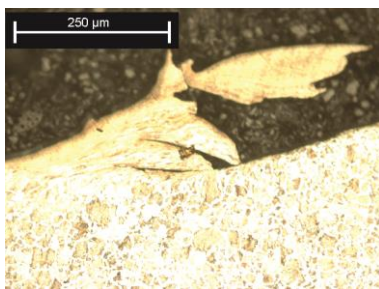
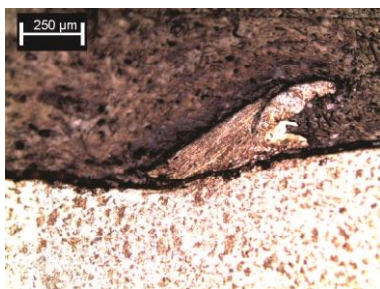
Condição C-30-0,05



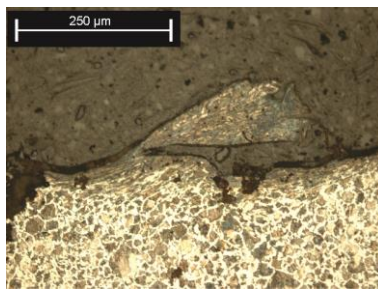
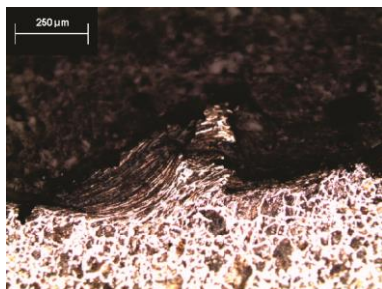
Condição C-30-0,2



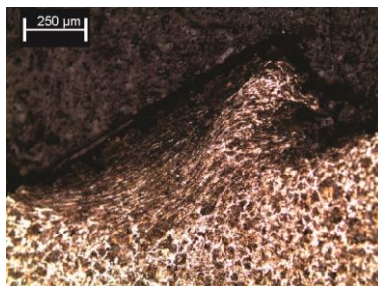
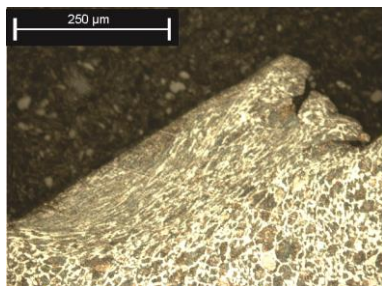
Condição S-60-0,05



Condição S-30-0,05



Condição S-30-0,2



ANEXO – B. Resultados das medições de dureza Vickers HV1 nas raízes de cavacos e no material-base.

Condição de Usinagem	Corpos de Prova	Dureza Média (HV1)	Desvio Padrão (HV1)	Intervalo de Confiança (HV1)
Material Base	21	226,46	17,06	7,77
A-60-0,05	1	389,00	0,00	0,00
A-60-0,2	2	356,00	51,85	465,85
A-30-0,05	1	367,00	0,00	0,00
A-30-0,2	1	340,33	0,00	0,00
C-60-0,05	2	326,67	156,03	1401,87
C-60-0,2	2	490,75	59,04	530,45
C-30-0,05	2	256,48	4,62	41,51
C-30-0,2	2	328,75	23,69	212,85
S-60-0,05	2	404,92	13,32	119,68
S-60-0,2	1	604,33	0,00	0,00
S-30-0,05	2	418,17	83,67	751,75
S-30-0,2	2	415,13	55,60	499,55

FONTE: Elaborado pelo autor deste trabalho.

ANEXO – C. Desenvolvimento de um dispositivo de parada súbita para processos de furação. Artigo submetido e aceito para publicação no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2013.

Bruno Sbravati, b.sbravati@gmail.com¹

Diego Alejandro Neira Moreno, dialneira@hotmail.com¹

Rolf Bertrand Schroeter, rolf@emc.ufsc.br¹

¹Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), UFSC, Caixa Postal-476
EMC, 88010-970 Florianópolis/SC.

Resumo: Na execução de furos cilíndricos de pequenos diâmetros, caracteristicamente até 12mm, a principal ferramenta empregada é a broca helicoidal. Neste tipo de ferramenta a complexidade geométrica e a impossibilidade de visualização do processo tornam difícil o estudo dos fenômenos que ocorrem durante o corte do material. Para este estudo é importante a preservação das raízes de cavaco geradas durante o corte, já que as mesmas podem na compreensão das alterações do material da peça por conta do processo de usinagem, como as mudanças microestruturais, que permitem relacionar o aumento da dureza do material em diferentes regiões do furo ao grau de deformação e à temperatura da usinagem, bem como os ângulos de cisalhamento nos cavacos obtidos, empregando-se técnicas de metalografia e medições de microdureza. Ao executar uma parada convencional dos movimentos executados pela máquina-ferramenta o corte não cessa instantaneamente, de forma que a usinagem acontece sob condições de corte diferentes das que ocorrem durante o processo, modificando assim as características da raiz de cavaco. Por este motivo torna-se essencial o desenvolvimento de um dispositivo que execute a parada súbita da furação. Este dispositivo, usualmente denominado de quick-stop device (QSD), é bastante empregado em ensaios de torneamento, todavia para ensaios de furação seu emprego ainda é pouco difundido. Com o objetivo de aumentar os conhecimentos nesta área, foi projetado, construído e testado um dispositivo de parada súbita para ensaios de furação com brocas helicoidais. O dispositivo de parada súbita desenvolvido mostrou-se funcional e com boas características de reprodutibilidade, permitindo a preservação das raízes de cavaco e o posterior estudo das mesmas, através da análise dos ângulos de cisalhamento e a verificação do grau

de encruamento na região do gume transversal, entre outros aspectos. Neste trabalho são discutidos e analisados os principais aspectos de projeto quanto à metodologia empregada para os ensaios de furação, assim como os resultados obtidos até o momento, empregando-se velocidades de corte de até 120 m/min e avanços de 0,3 mm para brocas de metal-duro.

Palavras-chave: *furação, broca helicoidal, raiz de cavaco, quick-stop device (QSD).*

1. INTRODUÇÃO

O processo de furação é um dos processos de usinagem mais importantes na indústria metal-mecânica, e tem importantes aplicações que vão desde o seu uso doméstico até complexas cirurgias na área médica. Em algumas indústrias, o número de operações de furação e o tempo utilizado nelas podem superar 50% do total das operações de usinagem, quando comparado com outros tipos de processos, como o torneamento e o fresamento. Na indústria aeronáutica, o processo de furação é de enorme importância, devido à sua utilidade na fabricação de grandes componentes, como asas de aviões que, em alguns casos, podem ter mais de 45 mil furos. Na indústria automotiva, o processo também é muito empregado, por exemplo, na fabricação de blocos de motor e outros inúmeros componentes (Tonshoff, Spintig e König, 1994; Zelinski, 2001).

Atualmente, devido à natureza altamente competitiva dos mercados metal-mecânicos, o meio produtivo percebeu a importância de fabricar produtos de alta qualidade, baixo custo e em grandes quantidades. Para enfrentar e adaptar-se a este cenário com todas as variáveis que envolvem os processos de usinagem, é cada vez mais importante o emprego de modelos matemáticos que sirvam como ferramenta para a tomada de decisões que vão desde a seleção de ferramentas de corte e parâmetros de corte, projeto de novas máquinas-ferramentas, predição de forças de corte, entre outros aspectos.

A modelagem e simulação de aspectos relacionados à formação de cavacos durante uma operação de usinagem têm, neste contexto, grande importância. Todavia, diferentemente de outros processos de usinagem, como os processos de torneamento e do fresamento, no processo de furação não é possível observar a formação do cavaco, fato

que o torna um dos processos mais difíceis para modelar e, portanto, um dos processos tecnologicamente menos compreendidos. Neste sentido, os dispositivos de parada súbita, mesmo não permitindo a observação da formação de cavaco dentro do furo em tempo real, permitem obter amostras que possibilitam a análise da microestrutura dos cavacos e inferir através dos mesmos como a broca corta o material. A partir destas informações torna-se possível uma maior compreensão de como as variáveis de processo afetam o desempenho da broca helicoidal durante a furação.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Dispositivos de Parada Súbita para Processos de Usinagem

O bom desempenho dos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida e sua modelagem dependem do entendimento dos mecanismos de formação do cavaco. Para isto podem ser aplicadas técnicas de interrupção súbita do processo com posterior aplicação de técnicas de metalografia para a verificação do grau de deformação do material durante o corte (Wu, Wang, e Tsai, 2005).

Os dispositivos de parada súbita, conhecidos pelas siglas QSD (*quick-stop device*), são instrumentos de pesquisa desenvolvidos para a coleta de amostras de raízes de cavaco. As amostras de raízes de cavaco, obtidas pela interrupção súbita do processo, são cavacos parcialmente formados aderidos aos corpos de prova, tal como apresentado na Fig. (1a) (Satheesha, Jain e Kumar, 1990; Wu et al., 2005).

O material que está na proximidade da raiz do cavaco é retirado utilizando-se outros processos de usinagem, como o serramento, o fresamento, ou a eletroerosão. Qualquer que seja o processo utilizado, deve-se considerar a seleção do sobrematerial de usinagem adequado para que fatores como temperatura e as deformações plásticas não modifiquem a microestrutura da raiz do cavaco, já que o objetivo principal é estudar apenas as alterações no material provocadas pelo processo anterior.

Terminada a remoção do material próximo à raiz do cavaco, embute-se o corpo de prova em baquelite conforme a Fig. (1b), para realizar a análise metalográfica da microestrutura da raiz do cavaco. A análise metalográfica servirá para estudar a relação da deformação plástica do material na região do centro do furo com o consumo da energia no processo de usinagem, as magnitudes das forças de corte, a

temperatura gerada no processo, a vida da ferramenta, o grau de encruamento do material e outros aspectos úteis na validação e formulação de modelos preditivos aplicados aos processos de usinagem.

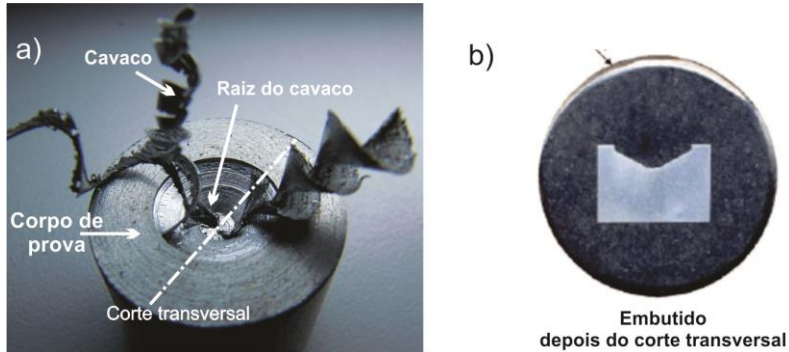


Figura 1. (a) Corpo de prova obtido na paráda súbita do processo de furação com broca helicoidal, (b) Corpo de prova cortado e embutido em baquelite.

Após o processo de embutimento do corpo de prova, este deve passar por várias etapas de lixamento nas quais são empregadas lixas número 80 até 1200, e uma etapa de polimento com pó abrasivo de alumina com granulometria 0,3 e 0,1 μm . Uma vez terminado o processo de lixamento e polimento, a microestrutura é revelada mediante um ataque químico com uma solução de Nital 2%. O resultado é uma micrografia na qual torna-se possível distinguir as regiões com alto grau de deformação, que podem então ser caracterizadas quantitativamente por medições de microdureza Vickers.

A Fig. (2) apresenta uma micrografia correspondente à região do centro de um furo feito com uma broca helicoidal, sendo perceptíveis as indentações feitas com uma ponta de diamante piramidal no processo de medição da dureza nas áreas com a microestrutura mais deformada.

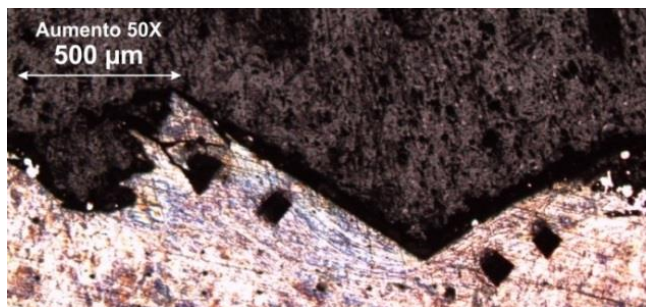


Figura 2. Raiz de cavaco na região do centro do furo.

2.2 Funcionamento dos Dispositivos de Parada Súbita (QSD)

Segundo Satheesha et al (1990), existem dois métodos utilizados na obtenção de cavaco que podem ser divididos nos que provocam a fratura da própria ferramenta de corte ou de um como um pino de sacrifício, e os métodos baseados em eliminar o movimento relativo entre a peça e a ferramenta. Geralmente, o primeiro método é utilizado quando os testes experimentais envolvem o uso de peças com grande inércia que dificilmente podem ser aceleradas instantaneamente, enquanto que o método de reduzir o movimento relativo é o método mais aplicado nos casos em que o corpo de prova tem dimensões e peso reduzidos.

Na literatura existem relatos de diversos projetos de QSD que utilizam o método de redução da velocidade relativa para sua aplicação em diferentes processos de usinagem, a maioria deles para o processo de torneamento (Griffiths, 1986). A maioria destes projetos se destaca pela sua complexidade devido ao número de peças que formam o dispositivo e o emprego de tecnologia custosa como sistemas hidráulicos, sistemas magnéticos, ou recursos perigosos como a pólvora para garantir um acionamento instantâneo. Para o acionamento do dispositivo, comumente é feita mediante a ruptura de um pino de sacrifício que deve ser substituído toda vez que seja acionado o QSD. A Fig. (3) apresenta diferentes métodos de abertura propostos por diversos pesquisadores para a sua aplicação em processos de torneamento e furação (Wu et al., 2005).

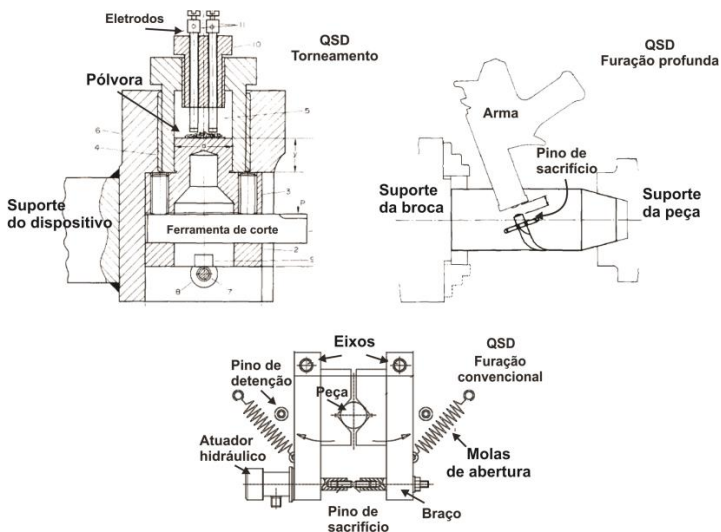


Figura 3. Diferentes métodos de abertura (Dolinšek, 2003; Griffiths, 1986; Philip, 1971).

2.3 Requerimentos Fundamentais do QSD

Para que um QSD funcione satisfatoriamente em qualquer processo, deve-se cumprir os seguintes requerimentos gerais (Ellis, Kirk, e Barrow, 1969; Griffiths, 1986):

1. O tempo transcorrido desde o acionamento do dispositivo até a parada total do processo deve ser pequeno;
2. A distância de separação relativa entre a ferramenta e o corpo de prova deve ser pequena;
3. As modificações geométricas e metalúrgicas na raiz do cavaco induzidos pela ação do dispositivo devem ser mínimas;
4. As vibrações induzidas pelo corte do material e o acionamento do dispositivo devem ser mínimas;
5. O dispositivo deve ter boas características dinâmicas e estáticas para a fixação da ferramenta ou do corpo de prova;
6. A ferramenta não deve ser danificada pelo processo de acionamento;
7. O dispositivo deve ser seguro e fácil de usar, deve ser confiável e oferecer boa reprodutibilidade nos resultados.

Não é possível projetar um QSD que possa cumprir com todos os requisitos anteriores ao mesmo tempo, o que significa que são necessárias algumas relações de compromisso.

Para o caso específico da furação com brocas helicoidais, já existem alguns aspectos práticos a serem levados em conta no projeto de um QSD para este processo de usinagem. Um deles é usar um sistema de abertura bilateral para evitar um desequilíbrio nas forças que atuam sobre o sistema peça-ferramenta de corte que possa quebrar a broca, principalmente para ferramentas de materiais frágeis, como metal-duro. O uso de massas pequenas e bem distribuídas ajuda na diminuição do momento de inércia rotacional, o que favorece uma abertura súbita do dispositivo, e para o corpo de prova recomendam-se geometrias cilíndricas (Dolinšek, 2003).

3. DESENVOLVIMENTO DO DISPOSITIVO DE PARADA SÚBITA (QSD)

Optou-se por seguir, de modo geral e com algumas adaptações, o modelo PRODIP de desenvolvimento de produtos, desenvolvido no NEDIP (Núcleo de Desenvolvimento Integrado de Produtos), grupo da UFSC na área de gerenciamento de projetos. O PRODIP (Processo de Desenvolvimento Integrado de Produtos) consiste na aplicação de um método sistemático, com um sólido embasamento científico, que permite ao projetista definir e incluir os requerimentos do usuário no processo de desenvolvimento de produtos, que neste caso seria o dispositivo de parada súbita (QSD). O processo de desenvolvimento consistiu em três macrofases conhecidas como Projeto Informacional, Projeto Conceitual e Projeto Preliminar (Ogliari, 2007).

3.1 Projeto informacional

Entre as diversas atividades referentes as pesquisas sobre furação com brocas helicoidais, um primeiro dispositivo de parada súbita foi desenvolvido no Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC. Este dispositivo, fabricado inteiramente de aço ABNT 1045, foi montado em uma morsa hidráulica fixada na mesa da máquina-ferramenta escolhida para realizar os testes de furação, uma máquina fresadora de comando numérico ROMI POLARIS F400.

Conforme aparece na Fig. (4), o princípio de funcionamento do dispositivo estava baseado na compressão de duas molas helicoidais

(11) e no disparo do gatilho (7) que permite o deslocamento do mordente móvel (5), liberando o corpo de prova (8) e interrompendo assim o processo de furação.

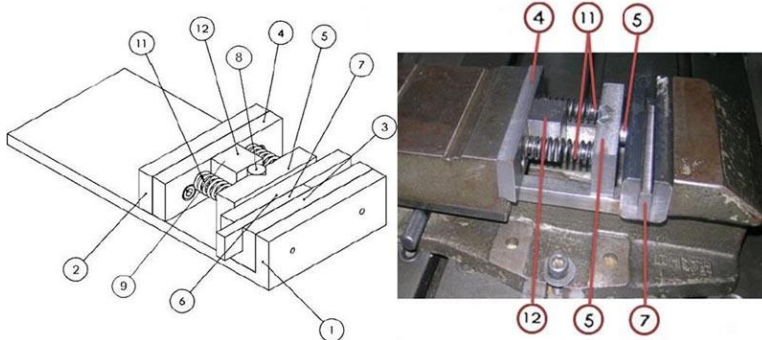


Figura 4. Protótipo do QSD desenvolvido.

O dispositivo foi testado e validado, permitindo a obtenção de resultados satisfatórios apenas para baixas velocidades de corte, porque para essas velocidades a abertura do dispositivo não acontecia com a rapidez suficiente. Além disso, devido à abertura unilateral do mordente do dispositivo, apresentaram-se rupturas frequentes nos testes com brocas de metal duro. Uma hipótese sobre a fonte desse problema foi o desequilíbrio momentâneo das forças laterais sob a broca, que resultava grande o suficiente para provocar a falha catastrófica da ferramenta. Estas quebras tornavam os ensaios custosos e de baixa reprodutibilidade.

Foi verificada também deformação plástica do pino e do gatilho, pois a área de contato entre os componentes reduz paulatinamente no processo de disparo, gerando grandes tensões localizadas que deformam os componentes plasticamente.

Frente a esses problemas, foi elaborada uma compilação de toda a informação referente aos inconvenientes apresentados no QSD anterior, bem como um levantamento das informações relevantes sobre os demais requisitos que um novo dispositivo deveria ter para que este pudesse se adaptar a todas as exigências do laboratório.

Aplicando a metodologia da Casa da Qualidade, os requisitos foram classificados em diferentes categorias baseadas em aspectos cinemáticos, dinâmicos, construtivos, de fixação, de segurança e de

operação, e em seguida foram avaliados do ponto de vista da sua importância. No total, foram compilados 20 requisitos diferentes que foram transformados em especificações de engenharia, para que sejam de mais utilidade nas seguintes etapas do processo de desenvolvimento do novo QSD.

O novo QSD deve ser fabricado com os materiais e a geometria mais convenientes para que a sua vida útil seja ampla (mais de 3 anos); sua dureza seja suficiente para evitar deformações nos componentes sujeitos a maiores solicitações mecânicas; com alta rigidez para diminuir as vibrações e evitar que interfiram na formação do cavaco no processo de furação, ou provoquem a quebra da ferramenta de corte. No entanto, o dispositivo deve ter um baixo peso (15 kg) e pequeno volume (0,05 m³) para que, caso necessário, este possa ser transportado e instalado em qualquer outra máquina-ferramenta. O dispositivo também deve ser simples no seu funcionamento, para que sua operação e manutenção sejam fáceis. Não deve ser necessária muita força para armar o dispositivo (menos de 5 KN) e a velocidade de abertura deve ser alta (tempo de abertura 1 ms).

3.2 Projeto Conceitual

Foram apresentadas diferentes ideias e opções para projetar um dispositivo que pudesse cumprir com as especificações do projeto definidas na fase anterior. Foi elaborada uma matriz morfológica na qual foram listadas as diferentes propostas de solução para cada uma das funções do QSD. Estas propostas foram também analisadas e foram escolhidas as que satisfaziam a maioria das especificações do projeto.

A escolha das propostas resultou em um cenário mais claro de como deveria estar constituído o QSD. A Tab. (1) apresenta as diferentes características que definem a concepção do dispositivo.

Tabela 6. Concepção do QSD.

Fixação do QSD	Morsa
Restrição para engatilhar	Gatilho
Fixação do corpo de prova	Flange
Energia para fixação do corpo de prova	Hidráulica
Sinal para acionamento	Manual
Energia de liberação	Molas
Tipo de abertura	Bilateral

A Fig. (5) apresenta as partes do projeto conceitual do novo dispositivo. Para o entendimento do dispositivo, faz-se a vista explodida das peças para evidenciar a montagem do QSD.

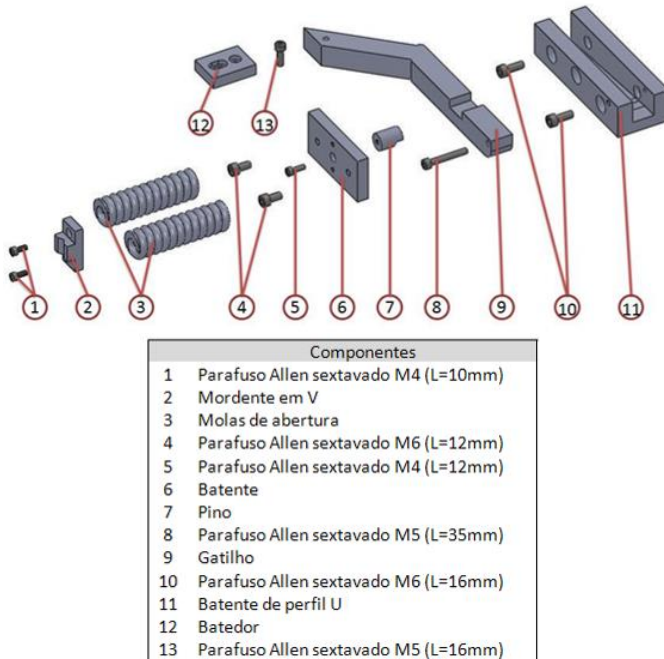


Figura 5. Componentes do QSD.

Primeiramente, o dispositivo ressalta sua simetria geométrica, consequência do conceito de abertura bilateral. Os dois lados do dispositivo são iguais e opostos. Para compor o mordente, parafusa-se o mordente em V (2), o batente (6) e o pino (7). O gatilho (9) é posicionado dentro do batente de perfil U (11) e este rotaciona em torno do parafuso (8). O dispositivo é armado ao elevar o gatilho (9) impedindo o movimento do pino (7), e por conseguinte do mordente como um todo. A morsa é então fechada comprimindo as molas de abertura (3), que agem sobre os batentes (6).

Conforme a Fig. (6), verifica-se que ao disparar o gatilho, aplicando-se um golpe sobre sua extremidade, é rotacionado para baixo, permitindo que os mordentes transladem. Visto que estão sendo

pressionados pelas molas helicoidais, os mordentes se abrem rapidamente, permitindo que o corpo de prova gire livremente com a broca.

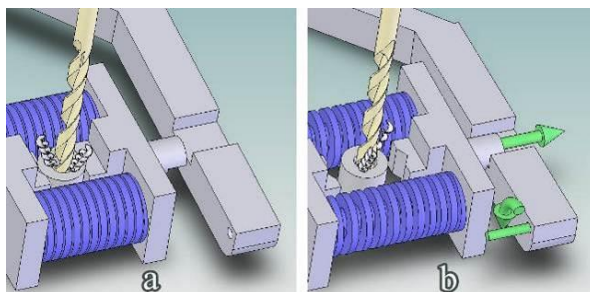


Figura 6. Estados do dispositivo, armado (a) e aberto (b).

3.3 Projeto Preliminar

Com o objetivo de implementar no novo QSD os requerimentos estabelecidos na etapa informacional, foi planejado um procedimento que envolve, principalmente, determinar as forças atuantes sobre o dispositivo para calcular a força necessária para fixar o corpo de prova, realizar a escolha adequada dos materiais dos componentes do dispositivo e das molas de abertura, e calcular a força necessária para ativar o dispositivo. O procedimento está composto por quatro partes: determinar a força necessária para fixar o corpo de prova durante os testes de furação, analisar as solicitações mecânicas dos componentes do dispositivo, calcular a força necessária para seu acionamento e, por último, calcular o tempo de abertura do dispositivo.

Força de Aperto

Para que o corpo de prova permaneça estático na furação, a força de atrito entre os mordentes e o corpo de prova deve ser igual à força de avanço, como aparece expressado na Eq. (1), na qual F_{ap} é a força de aperto, μ é o coeficiente de atrito entre os mordentes e o corpo de prova, e F_f é a força de corte no sentido do avanço.

$$F_{ap} * \mu \geq F_f \quad (1)$$

Segundo Norton (2004), assume-se que o coeficiente de atrito μ depende apenas dos materiais em contato. Usou-se este conceito para determiná-lo empiricamente. O valor de μ entre o corpo de prova e os mordentes é igual a 0,59.

Para calcular a força de avanço foi utilizado o modelo empírico apresentado na Eq. (2). Desenvolvido por Shawn e Oxford (Karabay, 2007), o modelo é função do material do corpo de prova, da velocidade de avanço e do diâmetro da broca.

Inserindo os seguintes os seguintes valores na Eq. (2), determina-se que a força de avanço para a qual deve ser projetado o QSD é 3,6 kN.

HB	= 165	Dureza Brinell dos corpos de prova usados nos testes de furação. AISI 1045.
F	= 0,3 mm	Velocidade de avanço.
d	= 10 mm	Diâmetro das brocas usadas nos testes de furação.

$$F_f = 12,501 * H_B * f^{0,8} * d^{0,8} - 0,02542 * H_B * d^2 = 3,27 \text{ kN} \quad (2)$$

Ao inserir o resultado da Eq. (2) e o coeficiente de atrito na Eq. (1), a força de aperto resultante é 6,1 kN, conforme aparece na Eq. (3).

$$F_{\text{ap}} = \frac{F_f}{\mu} = \frac{3,27}{0,59} = 5,54 \text{ kN} \quad (3)$$

Como a morsa disponível fornece até 14 kN, é possível gerar a força de aperto suficiente para manter fixo o corpo de prova nos testes de furação.

Análise das Solicitações Mecânicas

A partir do cálculo da força de aperto da Eq. (3), para determinar se o pino e o gatilho reagem sem deformação plástica quando submetidos às forças de aperto, foram analisadas as tensões que atuam nestes componentes do QSD com o método de elementos finitos usando o software ANSYS, conforme a Fig. (7).

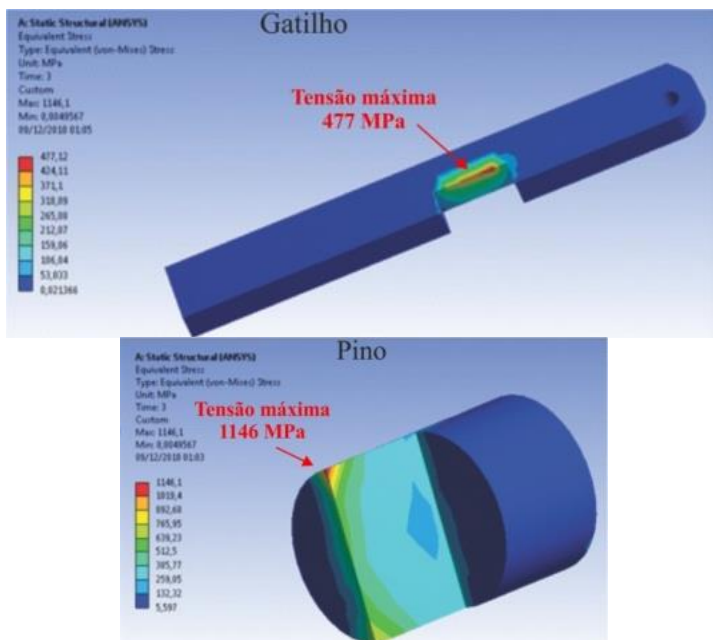


Figura 7. Análise das tensões sobre o gatilho e no pino de aço AISI 1045.

Os resultados da análise de elementos finitos indicou que, enquanto no gatilho estimou-se uma tensão máxima de 477 MPa, a estimativa da tensão máxima do pino foi 1146 MPa. Estas tensões atuam intensamente nas bordas dos componentes, como visto na Fig. (7). Devido ao resultado desta análise, decidiu-se optar pelo aço AISI 4340 ao invés do aço AISI 1045 para que os componentes tivessem maior dureza e limite de escoamento mais elevado.

Cálculo da Força de Acionamento

Para determinar a força de acionamento do dispositivo, primeiro foi analisada a Eq. (5) que expressa o momento angular de inércia do gatilho.

$$F_{ac} * d_{ac} - F_{at} * d_{at} = I * W \quad (5)$$

Quando aplicada uma força de acionamento com um golpe de martelo, atuam dois momentos de torção, conforme aparece na Fig. (8): o momento causado pela força de acionamento (F_{ac}) e o momento de torção recorrente da força de atrito (F_{at}).

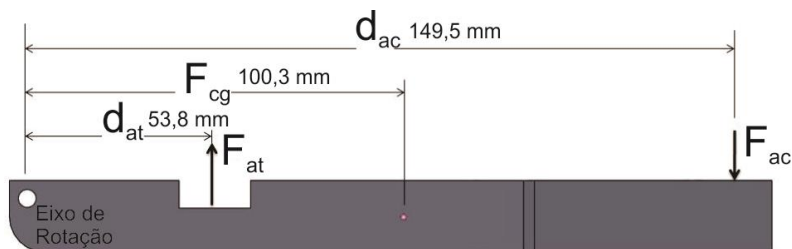


Figura 8. Diagrama de corpo livre aplicado ao gatilho.

O termo da força de atrito (F_{at}) e o termo da velocidade angular do gatilho (ω) são expandidos para transformar a Eq. (5) na Eq. (6).

$$F_{ac} * d_{ac} - (\mu * F_{ap}) * d_{at} = I * \left(\frac{2 * \theta}{t^2} \right) \quad (6)$$

Da Eq. (6), força de acionamento F_{ac} pode ser calculada conforme aparece na Eq. (7).

$$F_{ac} = \frac{2 * I * \theta + \mu * F_{ap} * d_{at} * t^2}{d_{ac} * t^2} \quad (7)$$

Onde,

I	$= 9,82 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	Momento de inércia do gatilho. Material: aço AISI 4340.
θ	$= 8,726 \cdot 10^{-2} \text{ rad}$	Ângulo de posicionamento do gatilho em relação à horizontal.
F_{ap}	$= 6,1 \cdot 10^3 \text{ N}$	Força de aperto entre o pino e o gatilho.
μ	$= 0,23$	Coefficiente de atrito entre o pino e o gatilho.
d_{at}	$= 53,8 \cdot 10^{-3} \text{ m}$	Comprimento do braço de alavanca medido entre o eixo de rotação do gatilho e a força de atrito.

d_{ac}	$= 194,3 \cdot 10^{-3} \text{ m}$	Distância do eixo de rotação do gatilho até o ponto de aplicação da força de acionamento.
t	$= 0,005 \text{ s}$	Tempo de descida do gatilho.

Da Eq. (7), a força de acionamento (F_{ac}) é 740, 5 N para um tempo de descida do gatilho de 5 ms.

Tempo de Abertura dos Mordentes

Segundo Norton (2004), pode-se calcular a deformação entre o corpo de prova e o mordente. Esta irá permitir a determinação do tempo de separação durante o disparo. Fazendo-se os cálculos para um corpo de prova com 20 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento, com uma força de aperto de 6 kN e considerando-se também a rugosidade, é possível estimar as tensões que ocorrem na região, possibilitando o cálculo do valor máximo de deformação, que na direção de abertura é de $x_t = 0,114 \text{ mm}$.

O tempo de abertura do dispositivo pode ser estimado pelas equações de movimento retilíneo uniformemente variado e a segunda lei de Newton, segundo a Eq. (8).

$$t = \sqrt{\frac{2 \cdot x_t \cdot m}{F_{mol}}} \quad (8)$$

A distância x_t foi definida anteriormente e a massa das partes móveis possuem um valor de projeto de 0,6 kg. A força fornecida pelas molas F_{mol} deve propiciar uma alta aceleração ao dispositivo e, ao mesmo tempo, ter um valor que não dificulte a armação do dispositivo e que seja simples de acionar o gatilho. Analisando os valores de t em função de F_{mol} , dimensionaram-se as molas para que o par forneça 2,8 kN à abertura, resultando num tempo de abertura de aproximadamente 0, 1 segundos.

Protótipo

QSD definitivo teve seu pino e gatilho fabricados em aço AISI 4340 e demais componentes em aço AISI 1045, sendo usinados e posteriormente submetidos à zincagem. O dispositivo foi montado em uma morsa hidráulica conforme Fig. (9), que apresenta a disposição

final do QSD em estado armado, com suas molas comprimidas e corpo de prova posicionado ao centro.



Figura 9. Dispositivo de Parada Súbita (QSD).

4. TESTES COM O DISPOSITIVO DE PARADA SÚBITA (QSD)

Para os ensaios de furação foram utilizadas brocas helicoidais de 10 mm de diâmetro, sendo brocas de aço-rápido do fabricante Irwin sem afiação do gume transversal e sem revestimento, além de brocas helicoidais de metal-duro do fabricante Sphinx com três tipos de afiação da ponta, uma delas Standart e as demais afiações com alívio de gume transversal, do Tipo A e Tipo C, revestidas com AlCrN. Como corpo de prova foram empregados os aços ABNT 1045, ESP 65 e ETG 100, sendo que os ensaios foram realizados em uma Fresadora CNC marca Romi Polaris F400.

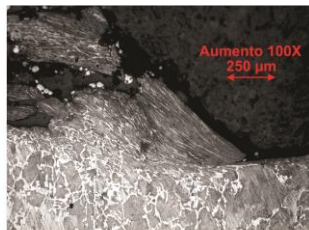
A devida preparação do dispositivo foi feita anteriormente ao ensaio, para assegurar a reprodutibilidade. Diversos procedimentos foram utilizados, entre eles a verificação contínua dos componentes, a lubrificação das superfícies de escorregamento e a centralização do eixo da máquina com o corpo de prova, com emprego de um relógio comparador. Foram produzidas amostras segundo uma matriz de ensaios, contendo 24 testes diferentes, variando-se avanço, velocidade de corte, material da peça e por fim material e tipo de afiação da ponta da broca.

Na Fig. (10), para o mesmo parâmetro de 10 m/min e avanço de 0,03 mm, nota-se a diferença na formação do cavaco entre uma broca Standard e uma broca com afiação especial Tipo A. A deformação dos grãos da microestrutura do material e medições de microdureza Vickers

sugerem um aumento da dureza do material na região do centro do furo por conta da deformação plástica, e ligado a isso, um aumento na força de avanço.



Broca tipo Standard de metal-duro
 Velocidade de corte: 10 m/min
 Avanço: 0,03 mm



Broca tipo A
 Velocidade de corte: 10 m/min
 Avanço: 0,03 mm

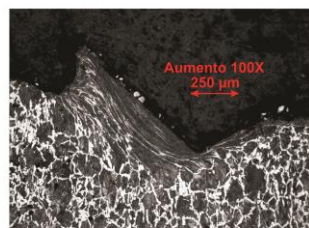


Figura 10. Testes do QSD para brocas tipo A e C, com corpos-de-prova de aço Ck45.

5. CONCLUSÕES

Com base nos testes realizados, conclui-se que o QSD desenvolvido permite a obtenção de raízes de cavaco pra diferentes parâmetros de corte, distintas geometrias de broca helicoidal e corpos de prova de diferentes materiais. Foram testados com êxito velocidades de avanço desde 0,01 mm até 0,4 mm e velocidades de corte entre 10 m/min e 120 m/min, sem fluido refrigerante.

Os artigos compilados destacam a importância da velocidade de interrupção do processo de usinagem para obter raízes de cavaco adequadas, cuja microestrutura represente fidedignamente as alterações provocadas pelo processo de usinagem.

Ressalta-se a conveniência da abertura bilateral do QSD e de realizar os furos o mais centralizado possível no corpo de prova para evitar a quebra da broca, principalmente quando usadas brocas de metal-duro. Estas medidas evitam o desequilíbrio das forças radiais que atuam sobre a ferramenta de corte no instante da abertura do QSD, responsável pela quebra da broca neste tipo de testes experimentais.

6. REFERÊNCIAS

- Agapiou, J. e Devries, F., 1990, “On the determination of thermal phenomena during drilling - Part 1. Analytical models of twist drill temperature distributions”, Vol. 30(2), pp. 203–215.
- Ellis, J., Kirk, R., e Barrow, G., 1969, “The development of a quick-stop device for metal cutting research”, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 9(3), pp. 321–339.
- Griffiths, B., 1986, “The development of a quick-stop device for use in metal cutting hole manufacturing processes” *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 26(2), pp. 191–203.
- Geels, K., 2007. “Metallographic and Materialographic Specimen Preparation, Light Microscopy, Image Analysis, and Hardness Testing”, *Editorial ASTM International*, p. 761.
- Karabay, S., 2006, “Performance testing of a constructed drilling dynamometer by deriving empirical equations for drill torque and thrust on SAE 1020 steel”, *Materials and Design*, Vol. 28 (6), pp. 1780-1793
- Norton, R., 2004, “Projeto de máquinas - uma abordagem integrada”, Editora Bookman, 2ª Edição, 936 p.
- Ogliari, A., 2007, “Projeto informacional de produtos. Metodologia de projeto em engenharia mecânica”, *Notas de Aula*, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- Paul, A., Kapoor, S. e DeVor, R., 2005, “A Chisel Edge Model for Arbitrary Drill Point Geometry”. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 127(1), pp. 23.
- Philip, P., 1971, “Study of the performance characteristics of an explosive quick-stop device for freezing cutting action”, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 11(2), pp. 133–144.
- Satheesha, M., Jain, V., e Kumar, P., 1990, “Design and development of a quick-stop device (QSD)”, *Precision Engineering*, Vol. 12(4), pp. 205–212.

- Schneider, G., e Cmfige, J., 2001, “Drills & Drilling Operations”, Revista Tooling & Production, 67 p.
- Tonshoff, H., Spintig, W., e König, W., 1994, “Machining of holes developments in drilling technology”, Manufacturing Technology, Vol. 43, pp. 551–561.
- Wu, C., Wang, K., e Tsai, L., 2005, “A new electromagnetic quick-stop device for metal cutting studies”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 29(9-10), pp. 853–859.
- Zelinski, P., 2001, “Las dinámicas de un mejor taladrado” Revista Metalmeccanica online.

ANEXO – D. Análise das características do cavaco na região do gume transversal para diferentes condições de usinagem e geometrias de brocas. Artigo submetido e aceito para publicação no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2013.

Diego Alejandro Neira Moreno, dialneira@hotmail.com¹

Rolf Bertrand Schroeter, rolf@emc.ufsc.br¹

Henning Büttner, s0526651@htw-berlin.de²

Denis Boing, denisboing@unifebe.edu.br³

¹Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Campus Universitário Trindade, Florianópolis, SC, 88010-970.

²Hochschule für Technik und Wirtschaft Berlin - HTW, Labor Fertigungstechnik, Wilhelminenhofstraße 75A, Berlin, 12459.

³Centro Universitário de Brusque - UNIFEBE, Laboratório de Ensaios e Desenvolvimento de Produtos, Rua Dorval Luz, 123, Brusque, SC, 88352-400.

***Resumo:** O processo de furação, apesar de ser um dos processos de usinagem mais antigos e empregados na indústria, ainda é pouco compreendido quando comparado com outros processos. Principalmente na região do gume transversal, que se localiza na ponta de brocas helicoidais e interliga os gumes principais, os fenômenos que ocorrem durante a usinagem são relativamente pouco conhecidos. Esta região apresenta grande importância, por ser responsável pela maior parte da força de avanço no processo de furação. Tal fato decorre principalmente da existência de ângulos de saída muito negativos e das baixas velocidades de corte, sendo que nesta região a ferramenta praticamente não realiza corte, e sim uma deformação plástica no material da peça, com subsequente extrusão na direção das regiões cortantes do gume principal. Em função desta deformação plástica, o material da peça pode sofrer encruamento, verificando-se em consequência disto modificações em suas propriedades, como dureza e força específica de corte, entre outras. Neste contexto, propõe-se uma metodologia para o estudo da raiz do cavaco com vistas ao estudo do encruamento na região do gume transversal na furação. Com o emprego da metodologia proposta busca-se determinar a influência dos parâmetros de usinagem e da*

geometria da broca sobre as alterações de propriedades do material usinado. Para atingir estes objetivos foram realizados ensaios de furação que, juntamente com o emprego de um dispositivo de parada rápida (quick-stop device), possibilitaram a obtenção de corpos-de-prova com raízes de cavaco apropriadas para o estudo do fenômeno de encruamento do material. Os corpos-de-prova foram preparados de forma a preservar a raiz do cavaco em termos da sua microestrutura, sendo posteriormente analisados por metalografia e por meio de medições de microdureza. Relacionam-se assim parâmetros de usinagem, características do material usinado e da ferramenta de corte às alterações de propriedades mecânicas na região do gume transversal. Tais conhecimentos visam permitir uma melhor predição das forças na furação e o desenvolvimento de modelos de forças neste processo com maior exatidão, obtidos por meio da adoção de coeficientes de correção para as forças no âmbito do gume transversal.

Palavras-chave: *broca helicoidal, gume transversal, raiz de cavaco, encruamento, quick-stop device (QSD).*

1. INTRODUÇÃO

O processo de furação, por ser muito usado na indústria, torna-se merecedor de pesquisas que visam melhorar o entendimento e a predição dos fenômenos que acontecem durante o mesmo. Os conhecimentos derivados destas pesquisas podem ser úteis para elaborar modelos matemáticos que auxiliam no desenvolvimento de melhores ferramentas de corte, máquinas-ferramentas e técnicas de usinagem, entre outros aspectos.

Vários pesquisadores têm desenvolvido modelos preditivos de força aplicados ao processo de furação. No entanto, as predições da força de avanço distam dos dados reais por conta do encruamento do material da peça causado pelas intensas deformações plásticas provocadas pelos esforços impostos pela geometria da broca. Devido a isso, faz-se necessário desenvolver uma metodologia de análise da região do gume transversal para determinar os fatores mais influentes sobre o fenômeno de encruamento do material e, finalmente, incluir os novos coeficientes nos modelos matemáticos para melhorar seu grau de predição (Boeira, 2010).

Em função das características topológicas e da cinemática da operação, a região do gume transversal na furação com brocas

helicoidais torna-se inacessível. No entanto, o uso de um dispositivo de parada súbita do processo conhecido como *quick-stop device* (*QSD*) permite a obtenção de raízes de cavaco ainda aderidas aos corpos de prova. Com a manutenção da raiz do cavaco, torna-se possível analisar a influência das variáveis de entrada nos fenômenos ocorridos durante a formação do cavaco na região do gume transversal. Ao correlacionar estas variáveis com as mudanças nas propriedades mecânicas do material, torna-se possível entender melhor os mecanismos de formação de cavaco na região do gume transversal e o comportamento das componentes da força de usinagem (Dolinšek, 2003; Ellis, Kirk e Barrow, 1969; Griffiths, 1986; Satheesha, Jain e Kumar, 1990).

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 O Processo de Furação com Brocas Helicoidais

A história do processo de furação com brocas helicoidais como atualmente são conhecidas começa no ano 1863, quando Stephen A. Morse recebeu a patente número 38119 com o nome *Improvements in Drill-Bits* por ter feito melhoras na manufatura deste tipo de ferramenta. Desde então, a broca helicoidal tem sido submetida a muitas pesquisas sobre novas geometrias e materiais para seu desenvolvimento. Atualmente o processo de furação com brocas helicoidais é aplicado na indústria metalmeccânica, em aplicações domésticas e até mesmo na medicina, totalizando um sem-número de geometrias para brocas que lhes permitem a adaptação diante de diversas situações possíveis. Também já estão disponíveis novos materiais e revestimentos que aumentam de forma significativa a vida da ferramenta (Astakhov, 2010; Morse, 1863).

A furação com broca helicoidal é considerada a forma mais popular, fácil, rápida e econômica de fazer furos em diversos materiais com tolerâncias e rugosidades próprias de um processo de desbaste. Só em aplicações nas quais o material da peça é de elevada dureza são necessários outros processos, como o processo de eletroerosão. Essas qualidades de rapidez e economia fazem com que as operações de furação possam ultrapassar 50% do total das operações de usinagem, como acontece na fabricação de componentes automotivos e aeronáuticos (Astakhov, 2010; Tonshoff, Spintig e König, 1994).

2.2 A Broca Helicoidal

A broca helicoidal é uma ferramenta caracterizada por sua complexidade geométrica quando comparada com outros tipos de ferramenta de corte, além de ser a ferramenta mais utilizada dentre todos os tipos de brocas. A Fig. (1) mostra as partes básicas de brocas helicoidais.

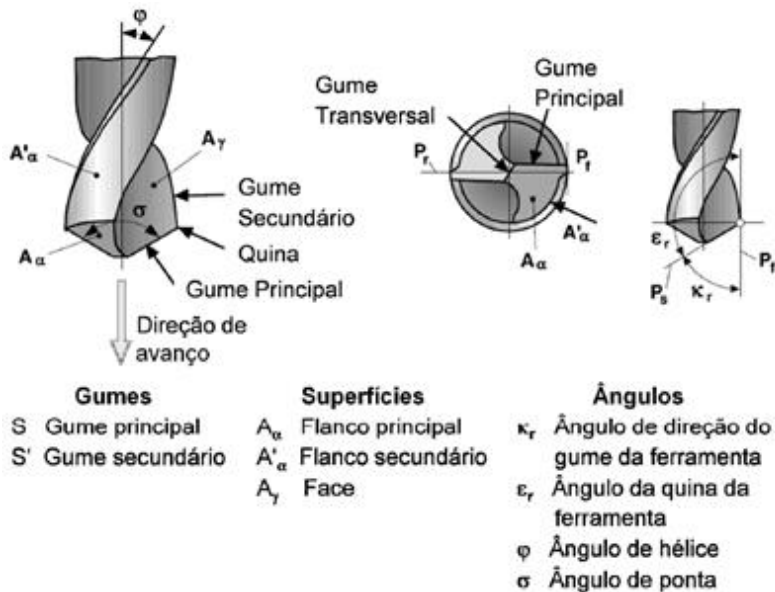


Figura 1. Partes básicas de brocas helicoidais (Boeira, 2010).

As brocas geralmente são fabricadas de aço-rápido (HSS) ou metal-duro (MD). A escolha do material da broca e da sua geometria dependerá sua aplicação. Em operações que exigem elevada dureza e resistência ao desgaste, opta-se frequentemente por brocas com revestimentos de TiAlN, TiCN ou TiN (Boeira, 2010).

A variação do ângulo de saída ao longo do gume principal e do gume transversal é uma das características que mais se destaca nas brocas helicoidais. A mecânica da formação do cavaco, as componentes das forças de usinagem e o desempenho geral da broca helicoidal no processo de furação são fortemente influenciados por essa geometria. No gume principal, os ângulos de saída podem variar desde 50 a -40 graus na região do início do gume transversal. Na região do gume transversal propriamente dito, os ângulos de saída são ainda mais

negativos quando comparados com os ângulos de saída ao longo do gume principal. Nesta região, podem variar de -50 até -60 graus, sendo que as velocidades de corte são baixas (Astakhov, 2010; Boeira, 2010).

As baixas velocidades de corte e os ângulos de saída muito negativos na região do gume transversal geram uma condição desfavorável para a formação do cavaco, de forma que a formação do cavaco é dificilmente considerada um processo de corte nesta região. A remoção do cavaco no centro do furo é consequência da combinação de dois processos: extrusão e corte oblíquo com ângulos muito negativos. Estes dois mecanismos geram deformações plásticas consideráveis que aumentam a dureza do material da peça na região do gume transversal, sendo que este aumento resulta em um acréscimo significativo na força de avanço (Watson, 1985).

Comparando as diferentes componentes das forças que atuam sobre os gumes da broca durante o processo de furação, o gume principal tem sua principal influência sobre o torque, enquanto o gume transversal influencia prioritariamente a força de avanço, sendo responsável por até 75% do valor total da mesma. Na Tab. (1) são apresentadas as parcelas de influência de cada gume sobre o torque e sobre a força total de avanço (Klocke, 2011).

Tabela 1. Componentes das forças sob os diferentes gumes da broca helicoidal (Klocke, 2011).

	Momento torçor (%)	Força de avanço(%)
Gume principal	65-75	17-25
Gume transversal	10-14	65-75
Guia e superfície secundária de incidência	15-20	7-8

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Materiais

O material empregado nos ensaios foi o aço Ck45 trefilado (ABNT 1045). Todos os corpos-de-prova foram cortados da mesma barra, cada um com dimensões de 19 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento. A Tab. (2) apresenta as propriedades mecânicas e químicas do material dos corpos de prova.

Tabela 2. Composição química e propriedades mecânicas do aço ABNT1045 (Boeira, 2010).

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Pb
Ck 45 – DIN 1.1191	0,45	0,25	0,65	---	0,25	---	---

Tabela 3. Propriedades mecânicas do aço ABNT 1045 (Boeira, 2010).

Material	Propriedades mecânicas		
	Ck 45 – DIN 1.1191	$R_{p0,2}$ (N/mm ²) = 490	R_M (N/mm ²) 700 - 850

Nos experimentos relatados neste trabalho foram utilizadas três brocas de 10 mm de diâmetro com as seguintes geometrias de ponta: Standard (sem afiação especial), broca Tipo A e Tipo C, segundo a classificação da norma DIN1412, conforme aparece na Fig. (2). As afiações das brocas Tipo A (*web thinning*) e Tipo C (*split point*) consistem em alterar o tamanho e a geometria do gume transversal, visando basicamente uma redução nas forças de avanço.

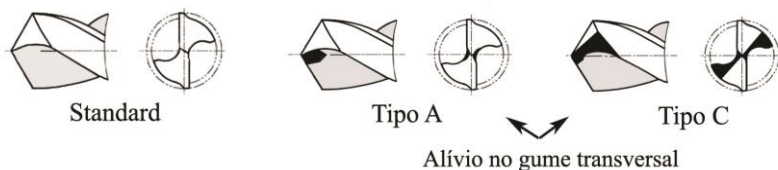


Figura 2. Características geométricas das brocas utilizadas no experimento.
Figura adaptada de Astakhov, 2010.

As afiações das brocas descritas como Tipo A e Tipo C correspondem a um alívio no gume transversal. Conforme Astakhov (2010) a afiação da ponta da broca helicoidal possui as seguintes 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.

O QSD utilizado foi projetado e fabricado no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da Universidade Federal de Santa Catarina. O dispositivo foi projetado para ser instalado na mesa da fresadora CNC ROMI Polaris F400, na qual foram realizados os testes de furação. Este QSD é composto por poucos elementos e seu

funcionamento é inteiramente mecânico, características que o diferenciam de outros dispositivos similares existentes para furação relatados na literatura, que dispõem de elementos de sacrifício e complexos sistemas hidráulicos ou magnéticos para a fixação e abertura instantânea do corpo de prova. Eliminando tais componentes, os custos de fabricação e operação são diminuídos significativamente.

A Fig. (3) apresenta o QSD utilizado para a obtenção das raízes de cavaco. É composto por dois mordentes, cuja função é a fixação dos corpos de prova cilíndricos, e duas molas, que permitem a sua abertura quase instantânea (na ordem de poucos microssegundos) quando acionadas. O acionamento rápido permite liberar o corpo de prova antes que a broca faça uma volta completa, o que resulta em raízes de cavaco aderidas ao corpo de prova. A baixa massa e pequeno tamanho do corpo de prova garantem que sua inércia estática seja suficientemente pequena para facilitar o giro quase instantâneo com pouca resistência junto à broca quando o corpo é liberado dos mordentes.

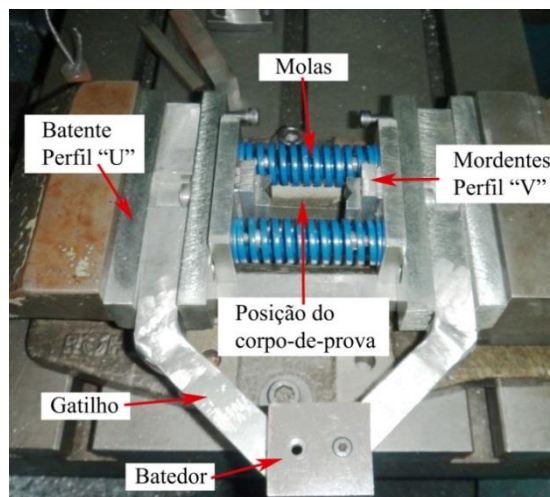


Figura 3. *Quick-stop device* empregado nos ensaios.

Uma vez preparados os corpos de prova, foram realizadas as medições de dureza na raiz do cavaco com um microdurômetro SHIMADZU HMV-2 calibrado devidamente para realizar indentações com cargas de 1 kg durante um tempo de 15 segundos.

3.2 Métodos

3.2.1. Projeto do Experimento

O projeto do experimento consistiu em testar 12 condições diferentes com duas repetições. As diferentes condições de ensaio corresponderam à combinação de três fatores: o tipo de broca, a velocidade de corte e o avanço. Enquanto que o fator “tipo de broca” possui três níveis (broca Standard, broca Tipo A e broca Tipo C), a velocidade de corte possui dois níveis (60 m/min, 30 m/min) e o avanço também dois níveis (0,1 mm e 0,4 mm). A Tab. (4) apresenta as combinações entre os parâmetros de corte e as geometrias das brocas estabelecidas no projeto do experimento.

Tabela 4. Projeto do experimento.

Tipo de broca	Velocidade de corte			
	60 m/min		30 m/min	
	Avanço		Avanço	
	(0,1 mm)	(0,4 mm)	(0,1 mm)	(0,4 mm)
Standard	1S	2S	3S	4S
Tipo A	1A	2A	3A	4A
Tipo C	1C	2C	3C	4C

As velocidades de corte foram escolhidas com base na velocidade de abertura do QSD, e os avanços foram determinados de acordo com a faixa recomendada pelos fabricantes das ferramentas. O projeto experimental tem como objetivo determinar a influência dos fatores supracitados no grau de encruamento da raiz do cavaco na região do gume transversal.

3.2.2. Metodologia para a Medição de Dureza na Raiz do Cavaco

A Fig. (4) representa as etapas de obtenção das raízes dos cavacos: a obtenção das raízes dos cavacos, a sua preparação, e as correspondentes etapas que constituem cada fase. Este conjunto de etapas dá forma à metodologia para a medição de dureza nas raízes dos cavacos obtidos pelo processo de furação.

Etapa 1: obtenção das raízes dos cavacos



Etapa 2: verificação da raiz do cavaco



Etapa 3: corte do corpo-de-prova



Etapa 4: embutimento e polimento

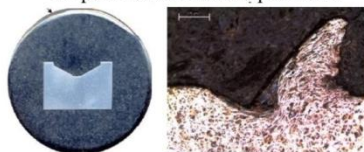


Figura 4. Etapas da obtenção e preparação das raízes de cavaco.

O primeiro passo da metodologia é a obtenção das raízes do cavaco. Nesta etapa, cada corpo de prova cilíndrico é fixado no QSD instalado na fresadora CNC. Logo, a máquina-ferramenta é programada para furar a peça usando a broca e os parâmetros de corte selecionados segundo o planejamento experimental, conforme aparece na Tab. (3). O QSD é acionado para liberar o corpo de prova dos mordentes do dispositivo e permitir seu giro juntamente com a broca helicoidal, de maneira que a raiz do cavaco fique aderida à peça.

Após os ensaios de furação dos corpos-de-prova, a segunda etapa consiste em realizar um registro fotográfico da morfologia dos cavacos ainda aderidos aos corpos-de-prova. A terceira etapa da metodologia consiste em fazer um corte transversal nos corpos-de-prova com auxílio da operação de fresamento. Neste trabalho, no corte dos corpos-de-prova, deixou-se um sobrematerial de 0,3 mm a partir do centro do furo para evitar a alteração da microestrutura do cavaco devido à temperatura ou os esforços mecânicos gerados pela operação de fresamento. Na quarta etapa, após o embutimento, os corpos-de-prova são lixados e polidos para ataque químico com Nital 2%, visando ressaltar a microestrutura do material. Na sequência, as raízes dos cavacos foram submetidas aos ensaios de microdureza Vickers.

3.2.3 Medição de Dureza na Raiz do Cavaco

Na Figura (5) mostra-se a metodologia para medir o perfil de dureza na raiz do cavaco. A metodologia aplica as recomendações existentes na norma ISO 6507-1 de 1997 para o ensaio de microdureza.

Primeiramente deve-se identificar uma linha de referência orientada na região da interface cavaco-ferramenta, bem como deve-se realizar uma indentação de referência para determinar a média de suas diagonais principais. Paralelamente à linha de referência, a uma distância igual a 2,5 vezes a média das diagonais principais de referência, são feitas cinco indentações com um distanciamento entre indentações de três vezes a média da diagonal principal de referência. Desta forma, as indentações ficam alinhadas ao longo dos grãos deformados. A carga selecionada para realizar as indentações foi de 1 kg para evitar variações amplas nas medições de dureza, visto que estas levam a resultados diferentes em função da carga aplicada.

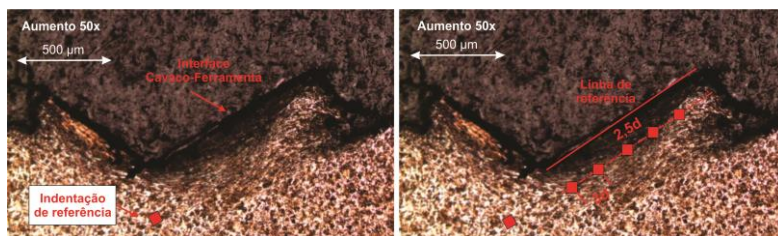


Figura 5. Metodologia para a medição de dureza na raiz do cavaco.

4. RESULTADOS

As análises dos resultados dos experimentos serão relacionadas com a morfologia dos cavacos e os efeitos principais das variáveis de entrada sobre a dureza da raiz do cavaco. A primeira análise refere-se à morfologia aleatória das raízes dos cavacos. Além das variáveis de entrada, as etapas de preparação dos corpos-de-prova podem provocar tal aleatoriedade. A morfologia aleatória dos cavacos pode estar relacionada ao dispositivo QSD, o qual não possui uma precisão angular e, desta forma, não é possível determinar a posição exata perpendicular ao gume transversal. A aleatoriedade na morfologia dos cavacos pode ainda ser relacionada com as etapas de preparação dos corpos-de-prova, pois o método utilizado não garante a visualização exata do ponto

central dos corpos-de-prova. A solução para o problema seria o desenvolvimento de um QSD com precisão angular, e o devido controle nas etapas subsequentes de preparação. A Fig. (6) mostra as raízes dos cavacos em dois tratamentos utilizados.

A aleatoriedade morfológica dos cavacos é um fator esperado em função dos fenômenos já conhecidos na região do gume transversal. Apesar da aleatoriedade, verifica-se que ambos os cavacos mostrados na Fig. (6) possuem elevadas taxas de deformação dos grãos. As maiores deformações são visualizadas próximas à interface cavaco-ferramenta. Tal fato decorre principalmente da existência de ângulos de saída muito negativos (-50 a -60 graus) e das baixas velocidades de corte, sendo que nesta região a ferramenta praticamente não realiza corte, e sim ocorre uma deformação plástica do material da peça, com subsequente extrusão na direção das regiões cortantes do gume principal. Em função desta deformação plástica, o material da peça sofre encruamento, verificando-se em consequências disto, modificações na sua microestrutura e em suas propriedades.

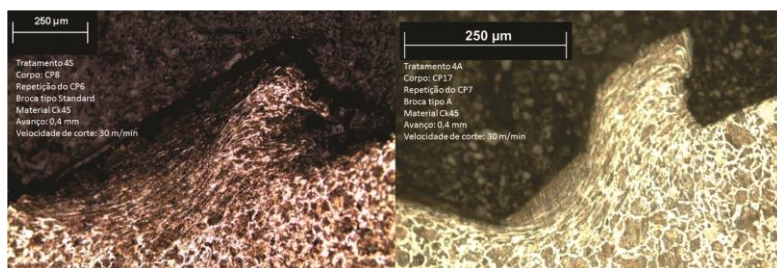


Figura 6. Raízes de cavaco obtidas com o tratamento 1C.

As variáveis de entrada utilizadas nos experimentos influenciaram no nível de deformação do material na região do gume transversal, analisados pela dureza nas raízes dos cavacos. Os efeitos dos fatores principais utilizados nos experimentos sobre a dureza dos cavacos pode ser verificado na Fig. (7).

Analisando o efeito do tipo de broca na dureza da raiz do cavaco, verifica-se uma tendência decrescente da broca standard para o Tipo C. Objetivando a redução na força de avanço, as brocas com afiação do Tipo A e Tipo C possuem alívio do gume transversal. Com isso, o gume transversal fica menos negativo, e conseqüentemente um menor esforço é necessário no gume transversal para a extrusão do material em direção

às regiões cortantes do gume principal. Estes fenômenos possuem concordância com a redução da área de contato entre a superfície de saída do gume transversal e o cavaco quando o ângulo de saída da ferramenta se torna menos negativo (brocas tipo A e C).

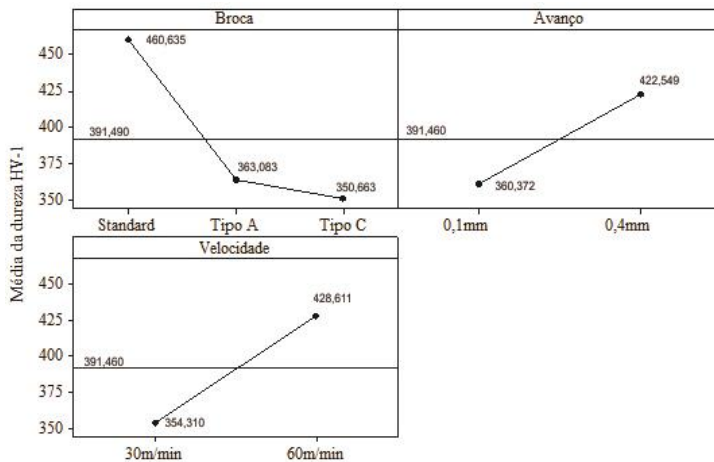


Figura 7. Efeitos dos fatores principais sobre a dureza na raiz do cavaco.

O aumento do avanço e da velocidade de corte promove um incremento no valor da dureza da raiz dos cavacos. Estes fenômenos já eram esperados, pois, com o aumento do avanço, uma maior parcela de material é deformada e direcionada para os gumes cortantes da broca a cada volta da ferramenta, enquanto que com o aumento velocidade de corte, maior é a velocidade de deformação do material, influenciando em maior dureza nas raízes dos cavacos, ou seja, maior grau de encruamento.

5. CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos e nos fenômenos visualizados nesta pesquisa pode-se concluir que:

- todas as raízes dos cavacos observadas possuíram morfologia aleatória, as quais foram relacionadas com os efeitos das variáveis de entrada, do sistema *QSD* e das etapas de preparação dos corpos-de-prova para a análise das raízes dos cavacos;

- o alívio no gume transversal em função das afiações Tipo A e Tipo C tendem a reduzir o valor de dureza na raiz do cavaco. Por outro lado, maiores valores de avanço e velocidade de corte promovem incremento na dureza das raízes dos cavacos;

- tanto a forma de afiação das brocas quanto os parâmetros de usinagem influenciam no grau de encruamento das raízes dos cavacos, tornando-as variáveis influentes no desenvolvimento de modelos preditivos de força de usinagem.

6. REFERÊNCIAS

- Astakhov, V., 2010, “Geometry of Single-Point Turning Tools and Drills: Fundamentals and Practical Applications”, Springer.
- Boeira, A., 2010, “Modelagem e simulação das forças na furação com brocas helicoidais a partir de dados obtidos no torneamento de segmentos cilíndricos”, Tese, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- Dolinšek, S., 2003, “Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 133(1-2), pp. 63–70.
- Ellis, J., Kirk, R. e Barrow, G., 1969, “The development of a quick-stop device for metal cutting research”, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol.9(3), pp. 321–339.
- Griffiths, B., 1986, “The development of a quick-stop device for use in metal cutting hole manufacturing processes”, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol.26(2), pp. 191–203.
- ISO 6507-1, 1997, “Metallic materials - Vickers harness test”, Norma ISO.
- Klocke, F., 2011, “Manufacturing Processes 1: Lathing, Milling, Drilling”, pp. 547, Springer.
- Morse, S., 1863, “Improvement in drill-bits”, Patente 38119 dos Estados Unidos.
- Satheesha, M., Jain, V. K. e Kumar, P., 1990, “Design and development of a quick-stop device (QSD)”, *Precision Engineering*, Vol. 12(4), pp. 205–212.
- Tonshoff, H., Spintig, W. e König, W., 1994, “Machining of holes developments in drilling technology”, *Manufacturing Technology*, Vol. 43, pp. 551–561.

Watson, A., 1985, "Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. I-initial cutting lip model", Vol. 25(4), pp. 347-365.

ANEXO – E. Influência do processo de preparação de amostras por serramento sobre a microestrutura da raiz de cavacos. Artigo submetido e aceito para publicação no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF 2013.

Cristian Zwirtes, zwirtes@gmail.com¹

Diego Alejandro Neira Moreno, dialneira@hotmail.com¹

Rolf Bertrand Schroeter, rolf@emc.ufsc.br¹

¹Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Campus Universitário Trindade, Florianópolis, SC, 88010-970.

Resumo: *O estudo do processo de furação com brocas helicoidais, um dos processos de usinagem mais antigos e empregados na indústria, é limitado pela dificuldade de visualização dos mecanismos de corte que ocorrem no interior do furo. Uma estratégia para realizar estes estudos é a preservação das raízes de cavaco pela interrupção da usinagem, para a qual são comumente empregados dispositivos de parada súbita, também chamados de quick-stop device (QSD). Entretanto, as raízes de cavaco obtidas através desta técnica exigem a preparação de amostras para posterior análise metalográfica. A preparação envolve realizar o corte transversal do corpo de prova para atingir rapidamente e com exatidão a seção transversal da raiz do cavaco sem alterar sua microestrutura. A necessidade de rapidez e precisão decorre do grande número de corpos de prova necessários ao estudo dos fenômenos que ocorrem no processo. Por outro lado, a capacidade de atingir a região mais próxima possível da raiz do cavaco sem que ocorra alteração na sua microestrutura está relacionada com a importância do estudo da microestrutura real afetada unicamente pelo processo de furação, sem que ocorra a influência do processo de preparação da amostra. Neste contexto, foi analisada a integridade da superfície de vários corpos de prova seccionados através do serramento. Foram empregadas diferentes condições de usinagem e a integridade das superfícies foram avaliadas através de medições de microdureza e rugosidade. A determinação do comprimento da camada afetada serve de base para a elaboração de uma metodologia para o estudo adequado das raízes de cavaco obtidas pela técnica de parada instantânea do processo de furação.*

Palavras-chave: *furação, broca helicoidal, integridade da superfície, raiz do cavaco, serramento.*

1. INTRODUÇÃO

O estudo do encruamento do material na região do gume transversal das brocas helicoidais é de grande importância para a elaboração de modelos matemáticos que possam simular de forma mais representativa as forças de usinagem, sobretudo nessa região onde o fenômeno de encruamento é responsável pelo 75% da força total de avanço na furação. Para analisar este fenômeno de encruamento na região do gume transversal foi desenvolvido no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC) um dispositivo de parada súbita para a obtenção de raízes de cavaco a partir de corpos de prova de aço ABNT 1045.

Para observar a seção transversal das raízes dos cavacos, deve ser retirado o sobrematerial dos corpos de prova mediante algum processo de corte. Este processo deve ser realizado cuidadosamente para que a microestrutura do cavaco não seja alterada e possam ser realizadas observações sobre as deformações plásticas reais sofridas pelo material na região do gume transversal, através da análise de microscopia óptica e de medições de microdureza sobre as regiões de deformação plástica presentes na seção transversal do cavaco. Neste sentido, o objetivo deste trabalho consiste em realizar um estudo da camada afetada e da rugosidade da superfície gerada pelo processo de corte com serra fita do aço ABNT 1045, a fim de determinar o sobrematerial de usinagem mais conveniente para retirar o sobrematerial dos corpos de prova. Deve-se evitar com o processo que a camada afetada atinja a microestrutura da secção transversal do cavaco, assim como as irregularidades da superfície gerada pelo processo de serramento não devem ser muito grandes. Desta foram é possível diminuir o tempo de preparação dos corpos de prova nas etapas de lixamento e de polimento, visando sua preparação metalográfica.

A camada afetada pelo processo de usinagem basicamente corresponde à porção de subsuperfície do material da peça usinada na qual existem alterações de ordem microestrutural, devido à temperatura de usinagem e os esforços mecânicos exercidos pela ferramenta de corte (Ozel e Ulutan, 2011). A Figura (1) mostra secção transversal de uma superfície usinada por torneamento na qual é possível observar as diferentes camadas do material afetado, devido à temperatura de usinagem.

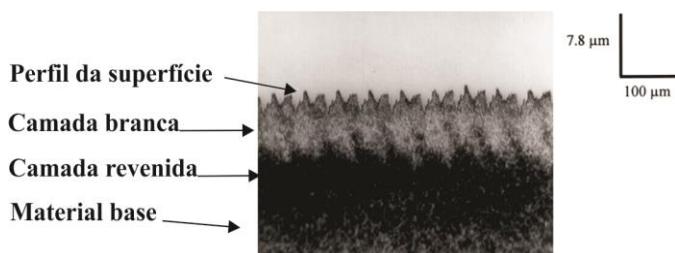


Figura 1. Integridade de uma superfície gerada por torneamento duro (Ozel e Ulutan, 2011).

Conforme mostra a Fig. (2), o conhecimento do sobrematerial de usinagem adequado no seccionamento dos corpos de prova permitirá identificar onde deverá estar o plano de corte para retirar o sobrematerial do corpo de prova sem alterar a microestrutura da raiz de cavaco do gume transversal.

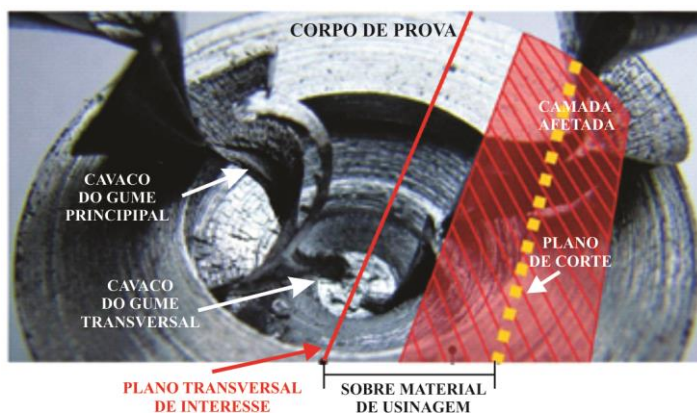


Figura 2. Esquema representativo da camada afetada pelo processo de corte.

1.1. O Processo de Serramento na Preparação de Amostras de Cavaco

São vários os métodos que podem ser empregados para cortar o sobrematerial dos corpos de prova. Entre os métodos de corte mais frequentemente utilizados estão o corte com disco abrasivo, o processo

de eletroerosão a fio e o processo de serramento. Realmente, pode ser empregado qualquer processo de usinagem para cortar o sobrematerial das amostras, não obstante, a escolha do processo do corte mais adequado depende de vários aspectos, como o tamanho do corpo de prova, sua complexidade geométrica, e a precisão requerida para realizar o corte no lugar necessário sem alterar a microestrutura da raiz do cavaco devido à deformação plástica do material e à temperatura de usinagem (Dolinšek, 2003; Chern, 2005; Geels, 2007).

No caso particular do corte do sobrematerial das amostras de cavaco do gume transversal de brocas helicoidais, o Laboratório de Mecânica de Precisão- LMP está testando diversos métodos de corte que possam cortar de forma fácil e rápida o sobrematerial das amostras de cavaco, sem alterar a microestrutura deste, já que frequentemente é necessária de uma grande quantidade de amostras para realizar análises estatísticas conclusivas.

Primeiramente foi escolhido o processo de fresamento para cortar o sobrematerial dos corpos de prova mediante uma operação de faceamento em uma fresadora CNC, devido à capacidade que possui tipo de máquina-ferramenta para realizar cortes com precisão e pela facilidade que para fixar com rigidez na morsa hidráulica instalada na mesa da máquina fresadora peças de pouco tamanho, como os corpos de prova usados no dispositivo de parada súbita desenvolvido no laboratório para obter as amostras de cavaco, os quais têm 20 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento. A Figura (2) mostra como exemplo o aspecto do corpo de prova, após a operação de faceamento para retirar o sobrematerial. A ferramenta de corte empregada nas operações de fresamento foi uma fresa de facear Coromill245 L com seis pastilhas de metal-duro com ângulo de saída $\gamma = +23^\circ$, ângulo de direção $\kappa_r = 45^\circ$ e profundidade de corte máxima $a_p = 6$ mm. Não obstante, os resultados destes testes indicaram que o corte adequado do sobrematerial dos corpos de prova de aço ABNT 1045 mediante uma operação de faceamento exige um sobrematerial de usinagem aproximadamente igual a 0,3 mm para manter a raiz do cavaco ainda aderida ao corpo de prova. Embora este método tenha-se mostrado funcional, o sobrematerial de usinagem igual a 0,3 mm resultou desvantajoso na preparação de um grande número de amostras de cavaco, devido ao tempo necessário para remover aquele sobrematerial de usinagem na etapa do lixamento, embora tinham sido empregadas lixas de granulometria grossa número 80 e uma lixadora de metalografia. Devido a pouca delicadeza do processo de fresamento para este tipo de

aplicações, decidiu-se testar o processo de serramento com máquina de serra fita para eliminar o sobrematerial dos corpos de prova.



Figura 3. Corpo de prova após a eliminação do sobrematerial mediante faceamento.

Geralmente, no chão da fábrica a principal função do serramento com máquinas de serra fita é o seccionamento ou corte de matéria prima. Todo produto que foi torneado, fresado ou usinado com qualquer outro processo de usinagem provavelmente começou sua vida em uma máquina de serrar. Atualmente, existe pouca pesquisa relacionada com o processo de serramento, em comparação com outros processos com ferramentas de geometria definida. Na indústria metalmeccânica, as máquinas de serra fita se destacam pelo baixo custo de operação, a alta eficiência em múltiplas aplicações, a confiabilidade e a alta durabilidade. No corte com serra fita, a formação do cavaco é contínua. Os dentes dessas ferramentas multicortantes de pouca espessura estão posicionados alternadamente para facilitar o movimento da serra e reduzir o atrito com o material sendo cortado. A lâmina dentada geralmente é de aço-rápido e está unida nos extremos com solda para formar um laço. Enquanto que a peça permanece fixa, o laço é tensionado com polias movimentadas por um motor elétrico para gerar o movimento de corte, e normalmente uma válvula hidráulica controla o movimento de avanço da serra relativo à peça (Geng, 2004).

As máquinas de serra fita possuem algumas características consideradas vantajosas no corte do sobrematerial de uma grande quantidade de amostras de cavaco do gume transversal de brocas helicoidais. Estas máquinas convencionais são fáceis de operar, possuem a potência suficiente para realizar o corte das amostras rapidamente, e quando é empregado meio lubrificante em

abundância, como é usual no corte de material por serramento, não são percebidas altas temperaturas de usinagem. Não obstante, diferentemente de uma morsa hidráulica instalada em uma fresadora CNC, a morsa das máquinas de serra fita convencionais não é apta para fixar com a rigidez suficiente peças de tamanho reduzido. Para superar este impasse foi necessária a construção de um simples adaptador capaz de fixar rigidamente os corpos de prova durante o corte na máquina de serra fita. O mesmo é constituído de duas partes principais, confeccionadas a partir de barras de aço 1045 em perfil L, e unidas por parafusos, conforme pode ser observado na Fig. (3) junto com a máquina de serra fita empregada nos pré-testes do serramento dos corpos de prova.

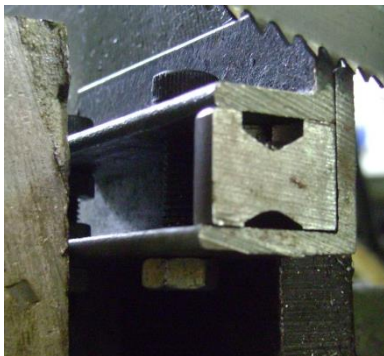


Figura 4. Fixação dos corpos de prova na máquina de serra fita.

Logo, após ter definido a forma de poder cortar os corpos de prova na máquina de serra fita, será projetado o experimento correspondente para a análise do efeito dos parâmetros de corte sobre a rugosidade da superfície usinada e avaliar se no serramento é gerada a temperatura de usinagem e os esforços mecânicos suficientes para alterar a microestrutura do aço ABNT 1045 em diferentes parâmetros de corte. A validação da camada afetada será realizada através de medições de microdureza na subsuperfície do material.

2. MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E MÉTODOS

2.1 Materiais

O aço Ck45 trefilado (ABNT 1045) foi utilizado neste trabalho. Todos os corpos de prova foram cortados da mesma barra, cada um com dimensões de 19 mm de diâmetro e 15 mm de comprimento, similares às dimensões dos corpos de prova empregados na obtenção de amostras de raízes de cavaco com o dispositivo de parada súbita. A Tabela (1) mostra as propriedades mecânicas e a composição química do material ensaiado.

Tabela 1. Composição química e propriedades mecânicas do aço ABNT1045 (Boeira, 2010).

Material	Elementos químicos						
Ck 45 DIN 1.1191	C	Si	Mn	P	S	Cr	Pb
	0,45	0,25	0,65	---	0,25	---	---

Material	Propriedades mecânicas		
Ck 45 DIN 1.1191	$R_{p\ 0,2}$ (N/mm ²)	R_m (N/mm ²)	A_5 (%)
	=490	700-850	=14

2.2. Equipamentos

Máquinas-ferramenta

Todos os processos de serramento foram realizados em uma máquina serra fita horizontal da marca Saw Master, modelo SM200M, instalada no Laboratório de Soldagem (LABSOLDA) – UFSC. A máquina dispõe de uma lâmina com dimensões de 20 x 0,85 x 2362 mm e configuração de 10 DPP. As velocidades de corte possíveis são de 24, 36, 48, 70 m/min, variadas por meio de polias escalonadas, e a potência da máquina-ferramenta é de 0,75 kW. O avanço do corte é gravitacional, controlado por meio de uma válvula, instalada em um cilindro que rege o curso deste movimento. A máquina ainda dispõe de sistema de refrigeração e limpeza da lâmina.

Equipamentos de Metalografia

Os demais equipamentos utilizados para análise metalográfica dos corpos seccionados foram os seguintes: uma lixadora e embutidora marca ARCOTEC, o microscópio metalográfico OLYMPUS BX60M

com software de análise de imagens para realizar micrografias da microestrutura dos corpos de prova e o microdurômetro SHIMADZU HVM-2 para determinar as possíveis mudanças de dureza nos corpos de prova devido ao processo de seccionamento. Para as medições de rugosidade das superfícies usinadas dos corpos de prova utilizou-se o rugosímetro HANDYSURF E, 35B calibrado adequadamente.

2.3. Métodos

Planejamento do Experimento

Para o experimento foram selecionados os parâmetros de corte com base nas capacidades da máquina-ferramenta. A máquina oferecia 4 velocidades de corte diferentes: 24, 36, 48 e 70 m/min e diversas velocidades de avanço mediante o controle de uma válvula hidráulica que regula a velocidade de descida da lâmina dentada. Foram escolhidas duas velocidades de corte: a mais baixa, de 24 m/min, e a mais alta, de 70 m/min. Igualmente, foram selecionadas duas velocidades de avanço: uma baixa, de 0,1 mm/seg e uma alta, 0,7 mm/seg. A Tab. (2) mostra as quatro condições de usinagem testadas no experimento, das quais foram feitas duas réplicas. Durante o corte dos corpos de prova foi empregado óleo em emulsão como meio lubrificante. No caso de serem encontrados efeitos importantes sobre a integridade superficial do material, os parâmetros de corte intermediários serão incluídos no teste experimental para realizar uma análise mais detalhada sobre as mudanças na integridade superficial ligadas às mudanças nas condições de usinagem.

Tabela 2. Projeto do experimento.

		Velocidades de corte Vc (m/min)			
		24	36	48	70
Avanço V _f (mm/s)	0,1	A			B
	0,2				
	0,5				
	0,7	C			D

Preparação dos Corpos de Prova

Para medir a rugosidade da superfície usinada e os efeitos microestruturais correspondentes a cada condição de corte, deveram-se realizar dois cortes em cada corpo de prova conforme a Fig. (5). Sobre a superfície gerada no primeiro corte serão realizadas as medições de rugosidade. Logo, para analisar as correspondentes mudanças microestruturais provocadas pelas condições de usinagem empregadas no primeiro corte, é realizado um segundo corte, desta vez perpendicular ao plano da superfície usinada.

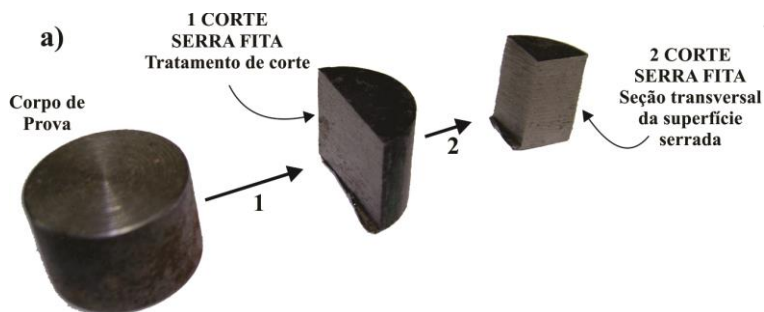


Figura 5. Sequência dos cortes do corpo de prova com serra fita.

Depois de reduzir o corpo de prova a 1/4 do seu tamanho original, ele é embutido em baquelite de maneira que a superfície do segundo corte fique exposta, tal como aparece na Fig. (6). Desta forma torna-se possível observar a seção transversal da superfície submetida à condição de usinagem planejada no projeto do experimento.



Figura 6. Embutido do corpo de prova.

Após o processo do embutimento, os corpos de prova são lixados e polidos. Uma vez finalizada esta etapa de preparação, as superfícies das amostras são atacadas por uma solução de Nital 2% (ácido nítrico + álcool PA) com o objetivo de revelar sua microestrutura, de modo a permitir a realização da microscopia óptica e as medições de dureza Vickers.

Com o uso da microscopia óptica e um software de análise de imagens, são fotografadas as seções transversais das superfícies usinadas visando observar uma camada visivelmente afetada pelo processo de serramento.

Medição da Rugosidade da Superfície Serrada

A metodologia trata sobre estimar a média da rugosidade representativa da superfície usinada obtida com cada condição de usinagem testada no experimento. Estas medições de rugosidade serão empregadas para realizar comparações estatísticas entre as rugosidades conseguidas com as diferentes condições de usinagem testadas e determinar qual é o parâmetro de usinagem que produz o melhor acabamento de superfície. Este parâmetro de corte será o escolhido para o corte do sobrematerial das amostras de cavaco, já que permitirá reduzir o tempo de preparação das amostras de cavaco na etapa do lixamento das irregularidades da superfície, caso não existam grandes alterações microestruturais provocadas pelo processo de serramento.

Conforme mostra a Fig. (7), a metodologia consiste em realizar 4 medições de rugosidade num comprimento de 4 mm, afastadas 2 mm entre elas e distribuídas ao longo da seção transversal da superfície serrada. O parâmetro de rugosidade escolhido foi parâmetro Pt, que segundo a norma NBR ISO 4287 (ABNT, 2002) corresponde à distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo medida sobre o perfil primário da superfície serrada.

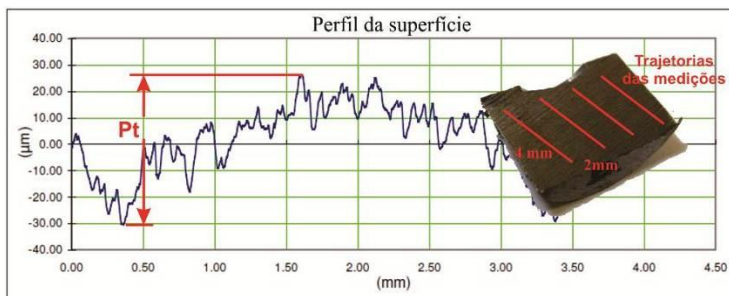


Figura 7. Perfil primário da superfície serrada.

Validação da Existência da Camada Afetada

Pode-se rapidamente validar a existência de uma camada afetada através da diferença entre a dureza do material na proximidade da superfície usinada e a dureza do material-base, conforme mostra a Fig. (8). Para determinar essa diferença, são feitas 9 medições de dureza Vickers com uma carga de 1 kg em pontos igualmente espaçados entre si, de forma mais próxima possível da superfície usinada dos corpos de prova. Segundo a norma ISO 6507, as medições devem estar afastadas da superfície usinada 2,5 vezes o valor da diagonal média de uma indentação de referência feita no material base do corpo de prova. O valor da média da dureza na subsuperfície do material é comparado estatisticamente com o valor da média da dureza do material base, que é igual a $226 \pm 8 \text{ HV}_1$. Este valor foi determinado depois de terem sido realizadas 21 medições de dureza em diferentes amostras do aço AISI 1045.

Para validar a existência de uma camada afetada provocada pelo processo de serramento, primeiramente serão analisados os corpos de prova usinados com a condição a condição de corte D, na qual foram empregadas a maior velocidade de avanço e a maior velocidade de corte. No caso de serem verificadas diferenças significativas entre a dureza do material na subsuperfície e no material-base, deve-se determinar o comprimento da camada afetada em todos os corpos de prova. Para isso, em cada corpo de prova, deverão ser efetuadas novas medições de dureza em direção ao material-base, até que a região não afetada pelo processo de serramento seja alcançada, conforme aparece na Fig. (8), levando-se em conta as recomendações da norma ISO 6507 respeito ao distanciamento das medições de dureza entre si.

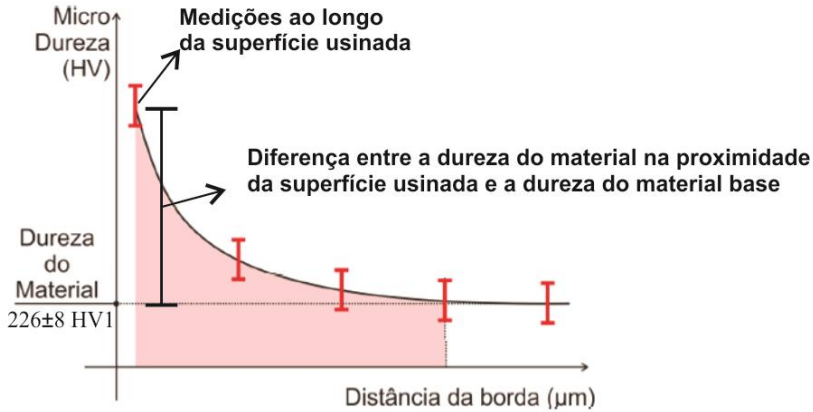


Figura 8. Metodologia para determinar o comprimento da camada afetada.

3. RESULTADOS

3.1 Análise das Medições de Rugosidade

A Figura (8) mostra as médias das medições do parâmetro P_t e seu correspondente intervalo de confiança de 95%, obtidos para cada condição de usinagem testadas no experimento. Nela, é possível observar a grande dispersão dos dados, o que significa que a rugosidade das superfícies serradas difere amplamente em distintas partes. Este não foi o caso para as superfícies obtidas com a condição B, com a qual foi obtida a menor dispersão das medições de rugosidade ao longo da superfície usinada e, também, a menor média de rugosidade quando comparada com as obtidas nas outras condições de usinagem.

Para comparar estatisticamente os resultados das medições feitas para cada condição de usinagem, foi realizada uma análise de variância ANOVA com nível de significância α de 5%, e cujos resultados são apresentados na Tab. (3). Foi considerado como hipótese inicial que a rugosidade da superfície obtida mediante o corte com serra fita tem um valor constante, independentemente dos parâmetros de corte utilizados. Obteve-se um valor P igual a 22,7%, que resultou menor que o nível de significância de 5%. Assim, a hipótese de igualdade entre as rugosidades das superfícies pode ser considerada correta. Isto significa que devido à dispersão dos dados, duas réplicas para cada teste experimental não foi evidência suficiente para determinar se existe uma

diferença clara entre as médias das rugosidades obtidas com cada condição de usinagem.

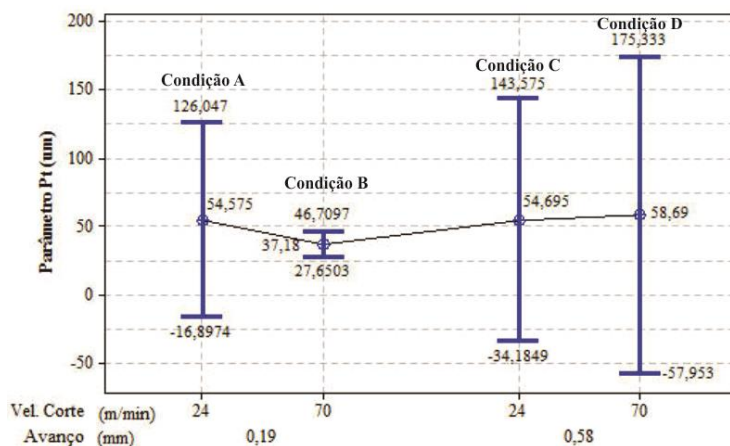


Figura 9. Resultados das medições de rugosidade P_t .

Tabela 3. Resultado da comparação entre as rugosidades obtidas com cada condição de corte.

Fator	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Média Quadrática	F	P
Fatores	3	552,5	184,2	2,23	0,227
Erro	4	330,8	82,7		
Total	7	883,3			

Apesar de não serem detectadas diferenças significativas, com a condição de usinagem B obteve-se uma rugosidade mais uniforme e com vales pouco profundos quando comparadas àquelas obtidas nas demais condições de usinagem. Isto vai permitir realizar o seccionamento das raízes dos cavacos mais próximo do plano de seccionamento desejado sem provocar alterações na microestrutura do cavaco, tendo-se como consequência uma maior rapidez e menos esforço no lixamento do corpo de prova na preparação para a análise metalográfica.

3.2 Análise das medições de Dureza

A análise de microscopia óptica em cada corpo de prova revelou que na subsuperfície dos corpos de prova não existe deformação evidente na microestrutura do material. Como exemplo a Fig. (10a) mostra a secção transversal da superfície usinada com a condição de usinagem D, na qual foram empregadas a máxima velocidade de avanço e a máxima velocidade de corte testada no experimento. Nesta figura, verifica-se que não existem camadas de material que apresentem microestruturas alteradas, devido a uma alta temperatura de usinagem, e os grãos localizados na proximidade da superfície usinada não mostram uma deformação plástica extensiva, devido a grandes esforços mecânicos exercidos pelos dentes da serra.

A Fig. (10b) mostra como foram feitas as medições na subsuperfície dos corpos de prova usinados com os parâmetros de D. Estes foram chamados de corpos de prova D1 e D2 respectivamente.

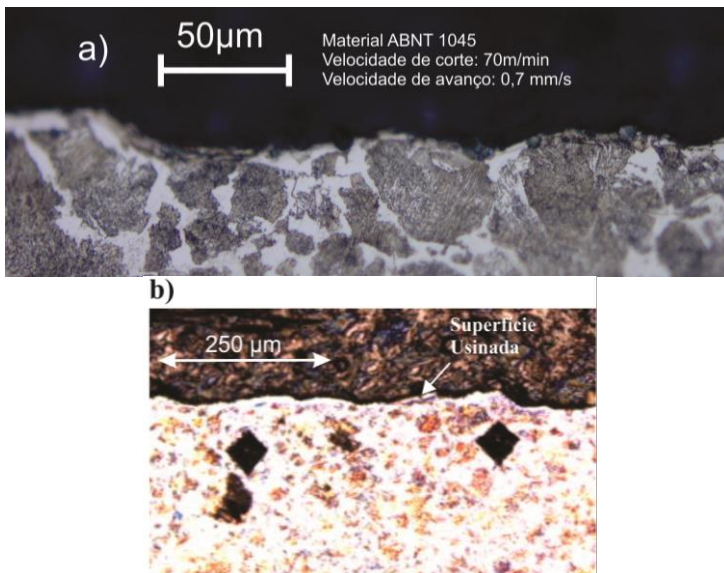


Figura 10. Micrografia da seção transversal da superfície cortada serra fita.

Os resultados das medições de dureza realizadas sobre os corpos de prova D1, D2 e no material base estão mostrados na Fig. (11). Nela aparecem as médias das medições e seus respectivos intervalos de confiança de 95%. Verifica-se que as duas réplicas da condição de usinagem D apresentaram durezas diferentes na microestrutura próxima

à superfície usinada, mesmo assim a dureza destas as duas réplicas não são diferentes respeito a dureza do material-base.

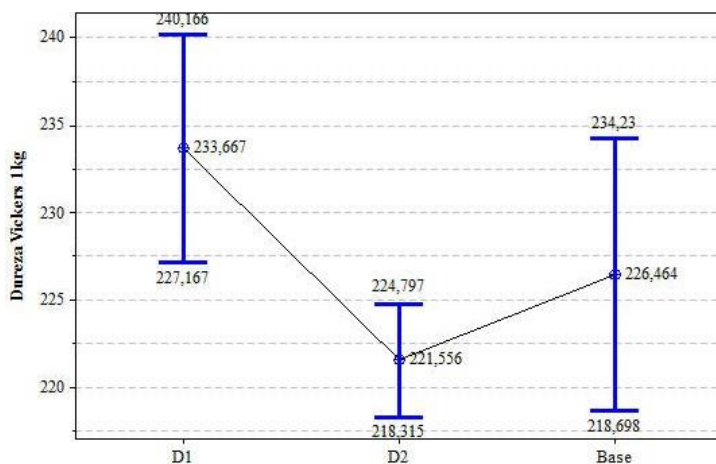


Figura 11. Resultados das medições de dureza.

Para validar se existem diferenças significativas entre as médias das medições de dureza, foi realizada uma análise de variância ANOVA com índice de significância de 5%. Formulou-se a hipótese de que a dureza é igual tanto na subsuperfície do material quanto no material base. Na Tab. (4) são apresentados os resultados da análise. Os resultados da análise levaram a um valor P igual 17%. Este valor, por ser maior do que o índice de significância α de 5%, significa que a hipótese de igualdade entre as medições de dureza é verdadeira. Portanto, não foram detectadas mudanças nas propriedades mecânicas no material geradas pelo corte com serra fita na condição de usinagem D. Este resultado concorda com a análise de microscopia óptica realizada sobre microestrutura das superfícies usinadas.

Já que a camada afetada pelo processo de corte é proporcional à severidade dos parâmetros de corte, é muito provável que não exista diferença entre a dureza do material localizado na proximidade da superfície usinada e a dureza do material-base nos corpos de prova restantes. Por tanto, não foram realizadas mais análises comparativas de dureza para validar a existência de uma camada afetada pelo processo de serramento.

Tabela 4. Resultado da comparação entre a dureza da subsuperfície e a dureza da base dos corpos de prova cortados com os parâmetros de corte D.

Fator	Graus de Liberdade	Soma dos Quadrados	Média Quadrática	F	P
Dureza	2	673	336	1,85	0,171
Erro	36	6536	182		
Total	38	7208			

Pode-se concluir a partir destes resultados que nas condições de usinagem testadas o processo de serramento não gera a temperatura de usinagem, nem os esforços mecânicos suficientes para provocar grandes alterações na microestrutura do material da proximidade da superfície usinada.

3.3 Sobrematerial de Usinagem no Seccionamento dos Corpos de Prova

Embora não tenham sido detectadas alterações profundas na microestrutura do material através da análise da microdureza do material na proximidade da superfície usinada, a camada afetada pode existir – mesmo que tenha dimensões muito pequenas. Portanto, com o objetivo de definir um sobrematerial de usinagem que permita eliminar rapidamente o material em excesso do corpo de prova sem alterar a microestrutura da raiz do cavaco, assumiu-se a magnitude da camada afetada diretamente proporcional à rugosidade da superfície usinada. Por tanto, foi escolhida a condição de usinagem B com a qual foi obtida uma média de rugosidade menor e mais uniforme ao longo da superfície usinada que as rugosidades obtidas através das outras condições de usinagem testadas no trabalho.

Para evitar as variações da rugosidades ao longo da superfície, o sobrematerial de usinagem recomendado para o corte dos corpos de prova deve ser igual ou um pouco maior ao intervalo de confiança superior da média da rugosidade P_t obtida com a condição de usinagem B, conforme mostra as Equações (1) e (2).

$$\text{Sobrematerial} \geq ICs \quad (1)$$

$$\text{Sobrematerial} \geq 0,046 \text{ mm} \quad (2)$$

Onde o intervalo de confiança superior de 95% (*ICs*) servirá como fator de segurança para evitar que os defeitos microestruturais que acompanham as irregularidades da superfície ultrapassem o plano de secionamento desejado ou alterem a microestrutura da raiz do cavaco.

Aproximando-se ao valor arredondado mais próximo, o sobrematerial deve ser igual ou maior que 0,05 mm. Um sobrematerial de usinagem maior que esse aumentara o tempo de remoção da rugosidade na etapa de lixamento e polimento.

4. CONCLUSÕES

A partir da análise estatística de medições de rugosidade, medições da microdureza do material localizado na proximidade das superfícies usinadas e da análise de microscopia óptica da secção transversal destas superfícies, conclui-se que para as condições de usinagem testadas neste trabalho o processo de serramento não provoca mudanças significativas na microestrutura do aço ABNT 1045, visto que a temperatura de usinagem nas operações de serramento não é significativamente alta para provocar tais alterações e tampouco foram encontradas deformações plásticas nos grãos da microestrutura do material localizado na proximidade das superfícies usinadas provocadas por esforços mecânicos exercidos sobre o material durante as operações de serramento. Sendo que todo processo de corte provoca algum tipo de alteração na microestrutura do material, neste caso alterações provocadas pelo processo possivelmente são muito pequenas e não puderam ser evidenciadas através das metodologias empregadas neste trabalho. Para evidenciar tais alterações propõe-se o emprego de medições de microdureza com cargas menores que 1 kg.

A partir dos resultados obtidos através destas análises, considera-se que a seleção dos parâmetros de serramento mais convenientes para o corte do sobrematerial das amostras de cavaco se limita àqueles parâmetros que gerem o melhor acabamento de superfície com uma distribuição uniforme da rugosidade ao longo da superfície, já que isto permitirá reduzir o tempo de preparação das amostras de cavaco na etapa do lixamento das irregularidades da superfície. No caso do aço ABNT 1045, recomenda-se usar a velocidade de corte mais alta

fornecida pela máquina de serra fita e uma baixa velocidade de avanço. A velocidade de avanço determina o tempo necessário para cortar o sobrematerial das amostras de cavaco.

Para uma velocidade de corte de 70m/min, uma velocidade de avanço igual a 0,1 mm/min e emulsão como meio lubri-refrigerante, é desejável um sobrematerial de usinagem mínimo igual a 0,05 mm para que as irregularidades da superfície no plano de corte não ultrapassem o plano transversal de interesse. Devido a que com máquinas de serra fita convencional existem dificuldades para alcançar precisões da ordem dos centésimos de milímetro, que deve-se afastar a lâmina dentada o suficiente do plano transversal de interesse apenas para que o sobrematerial de usinagem não seja grande demais e dificulte sua remoção por lixamento e polimento.

5. REFERÊNCIAS

- ABNT, 2002, “Especificações geométricas do produto (GPS)”, Norma NBR ISO 4287.
- Boeira, A., 2010, “Modelagem e simulação das forças na furação com brocas helicoidais a partir de dados obtidos no torneamento de segmentos cilíndricos”, Tese, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- Chern, G., 2005, “Development of a New and Simple Quick-Stop Device for the Study on Chip Formation”. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45(7-8) , pp. 789-794
- Dolinšek, S., 2003, “Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 133(1-2), pp. 63–70.
- Geels, K., 2007. “Metallographic and Materialographic Specimen Preparation, Light Microscopy, Image Analysis, and Hardness Testing”, Editorial ASTM International, p. 761.
- Geng, H., 2004, “Manufacturing Engineering Handbook”, McGraw-Hill.
- Ozel, T. e Ulutan, D., 2011, “Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review”, *International journal of machine tools & manufacture*. Vol. 51, pp. 250-280.

6. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

INFLUENCE ON THE CHIPS ROOT MICROSTRUCTURE OF THE PREPARING PROCESS OF SAMPLES USING SAWING

Cristian Zwirtes, zwirtes@gmail.com¹

Diego Alejandro Neira Moreno, dialneira@hotmail.com¹

Rolf Bertrand Schroeter, rolf@emc.ufsc.br¹

1Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, Laboratório de Mecânica de Precisão, Departamento de Engenharia Mecânica, Campus Universitário Trindade, Florianópolis, SC, 88010-970.

***Abstract:** The study of the drilling process with twist drills, one of the oldest machining processes employed in the industry, is limited due the difficulty on visualizing the cutting mechanisms that occurs inside the hole. The strategy to make those studies be possible is preserving chip root by interrupting the machining process using a quick-stop device (QSD). However, the chip roots obtained by this technique require special preparation for subsequent metallographic analysis. The treatment involves cutting the excess material near the chip root as fast and accurate as possible to obtain its cross-section without modifying the microstructure. The need for speed and accuracy results from the large number of specimens required for the study of phenomena occurring in the process. Moreover, the capability of approaching the region closest to the chip root without altering its microstructure is related to the importance of studying the microstructure affected only by the drilling process. In this work, the surface integrity was analyzed for many samples. Many machining conditions were employed and the affected layers were evaluated by hardness and surface roughness measurements. The knowledge about the magnitude of the affected layer can serve as a basis for develop an appropriate methodology for the study of the chips roots obtained by the technique of instant stopping of the drilling process.*

***Palavras-chave:** drilling, twist drill, chip root, surface integrity, band sawing.*

RESPONSIBILITY NOTICE

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.