

UNIVERSIDADE DE PASSO FUNDO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM PROJETO E PROCESSOS DE
FABRICAÇÃO - MESTRADO PROFISSIONAL

Felipe Tuset

EFEITOS DA MICROGEOMETRIA DE BROCAS HELICOIDAIS DE METAL
DURO NA FURAÇÃO A SECO DE FERRO FUNDIDO NODULAR GGG-50

Passo Fundo

2015

Felipe Tuset

**EFEITOS DA MICROGEOMETRIA DE BROCAS HELICOIDAIS DE METAL
DURO NA FURAÇÃO A SECO DE FERRO FUNDIDO NODULAR GGG-50**

Orientador: Prof. Dr. Luiz Airton Consalter

Co-orientador: Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Projeto e Processos de Fabricação da Universidade de Passo Fundo, como requisito para a obtenção do grau de Mestre em Projeto e Processos de Fabricação.

PASSO FUNDO

2015.

Felipe Tusset

**EFEITOS DA MICROGEOMETRIA DE BROCAS HELICOIDAIS DE METAL
DURO NA FURAÇÃO A SECO DE FERRO FUNDIDO NODULAR GGG-50**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Projeto e Processos de Fabricação da Universidade de Passo Fundo, como requisito para a obtenção do grau de Mestre em Projeto e Processos de Fabricação.

Data de aprovação: Dia 20 de março de 2015.

Os componentes da Banca examinadora abaixo aprovaram a Dissertação:

Professor Doutor Luiz Airton Consalter

Orientador - Universidade de Passo Fundo – PPGPPF

Professor Doutor Rodrigo Panosso Zeilmann

Coorientador - Universidade de Passo Fundo – PPGPPF

Professor Doutor Álisson Rocha Machado

Universidade Federal de Uberlândia - UFU

Professor Doutor José Antonio Portella

Universidade de Passo Fundo – PPGPPF

AGRADECIMENTOS

Agradeço em primeiro lugar à minha família, em especial à minha esposa Grasiane e meus filhos Matheus e Lucas pelo apoio, carinho e paciência com minha ausência nesse período. Também aos meus pais Edir e Violete pelo exemplo de vida que sempre me deram.

Aos meus professores e orientadores neste trabalho, Prof. Dr. Luiz Airton Consalter e Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann pelos ensinamentos, críticas e apoio.

À equipe técnica dos Laboratórios de Mecânica da UPF pela receptividade, apoio e incentivo dado ao meu trabalho de pesquisa.

À Universidade de Passo Fundo pela disponibilização dos laboratórios, equipamentos e equipe de apoio, possibilitando assim a realização desse trabalho de pesquisa.

Às empresas ARWI e WM Tools de Caxias do Sul, RS e ao Sr. Wilson D'Agostini por acreditar, financiar e disponibilizar o material e infraestrutura necessária ao desenvolvimento do trabalho.

À empresa STARA S.A. Filial Carazinho, RS e aos Srs. Jorge Ricardo Schwaab e Matheus Valiati pela disponibilização da matéria-prima e informações utilizadas na realização desse trabalho de pesquisa.

*“Se queres colher em um ano, deves plantar cereais.
Se queres colher em uma década, deves plantar
árvores, mas se queres colher a vida inteira, deves
educar e capacitar o ser humano.”*

KAWANTSU - Filósofo chinês - séc III AC

RESUMO

Este trabalho avaliou os efeitos da microgeometria na vida útil e tipos de desgastes ocorridos em brocas helicoidais de metal duro, aplicadas na furação a seco de ferro fundido nodular GGG-50, como alternativa para redução dos custos do processo e aumento da capacidade produtiva. A eliminação do líquido lubri-refrigerante em processos de furação impõe dificuldade de extração de cavacos, perda da lubricidade e do efeito de arrefecimento da ferramenta, dentre outros. Esses aspectos influenciam diretamente na vida útil das ferramentas de corte, para tal, se fazem necessárias alterações na macro e microgeometria do gume, que visam amenizar os efeitos provocados pela ausência do fluido lubri-refrigerante, reforçando o gume da ferramenta e prolongando sua vida útil. Tratamentos de arredondamento do gume das ferramentas de corte proporcionam uma melhor interação entre a ferramenta e o material da peça de trabalho, promovendo reforço da microgeometria e efeitos positivos na vida útil da ferramenta. Sob esse foco, foram realizados ensaios experimentais com três configurações de microgeometrias (R842, AGB2-R e AGB2-S) e dois tipos de revestimento (AlCrN e TiAlN). Como análises foram monitoradas a vida útil de cada condição, o mecanismo de desgaste e o efeito da microgeometria das ferramentas sobre esses desgastes. Os resultados apontaram para um aumento de 56% na velocidade de corte de 12% no avanço para o processo de furação a seco, quando comparados aos parâmetros usuais com aplicação de líquido lubri-refrigerante. A pesquisa também revelou que para aplicações em condições de extrema severidade, microgeometria do gume da ferramenta necessitam sofrer um tratamento de arredondamento para suportar esforços diferenciados e condições de trabalho não usuais.

Palavras-chave: microgeometria, gume, furação a seco, revestimento.

ABSTRACT

This study evaluated the effects of micro geometry in tool life and types of wear occurring in solid carbide drills, applied in dry drilling nodular cast iron GGG-50, as an alternative to reduce the process costs and increase the production capacity. The elimination of coolant in drilling processes imposes difficulty in chip extraction, loss of lubricity and the tool cooling effect, among others. These aspects have directly influence the tool life of cutting tools, to achieve this, make necessary changes in the macro and micro geometry the edge, which aim to reduce the effects caused by lack of lubrication and coolant, reinforcing the edge of the tool and prolonging its life . Treatment of rounding the cutting edge of the cutting tools provide better interaction between the tool and the material of the workpiece, promoting and enhancing micro geometry positive effect on tool life. Under this approach, experimental tests were performed with three types of micro geometries (R842, AGB2-R and AGB2-S) and two types of coating (AlCrN and TiNAl). The analyzes were monitored tool life of each condition, the wear mechanism and the micro geometry the effect of wear on these tools. The results indicated a 56% increase in cutting speed of 12% in feed for dry drilling process, compared to the usual parameters with application of coolant flood. The survey also revealed that for applications in extreme severity, micro geometry the tool edge need suffering a rounding treatment to support different efforts and unusual working conditions.

Keywords: micro geometry, edge, dry drilling, coating.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Linhas de tensão no ferro fundido	24
Figura 2 - Principais movimentos de corte na furação	25
Figura 3 - Tipos de furos.	26
Figura 4 - Partes de uma broca helicoidal DIN 1412.	27
Figura 5 – Principais ângulos de uma broca helicoidal.	29
Figura 6 - Tipos de afiações especiais de brocas.	30
Figura 7 - Microestrutura típica de um Cermet.	32
Figura 8 - Tamanhos de grão do carboneto de tungstênio.	34
Figura 9 - Revestimentos PVD sobre o metal duro: a) TiAlN monocamada; b) TiAlN	37
Figura 10 - Revestimento por PVD de TiAlN e WC/C sobre substrato de metal-duro.	38
Figura 11 - Mecanismos básicos de atrito: a) Adesão; b) Formação de micro rebarba e c) Deformação de asperezas (elástica e plástica).	40
Figura 12 - Esquema do contato entre a superfície da peça e a ferramenta de corte com um regime de tensão variável ao longo da face de ataque.	41
Figura 13 - Mecanismo de formação de cavaco: a) Representação bidimensional do corte ortogonal, ilustrando os principais parâmetros; b) Zonas de cisalhamento.	43
Figura 14 – Esquema sequencial de formação de cavacos em ferros fundidos.	45
Figura 15 - Forças de usinagem na furação.	46
Figura 16 - Decomposição das forças de usinagem na furação.	47
Figura 17 – Caracterização da microgeometria do gume e seus formatos.	51
Figura 18 – Processos aplicados ao tratamento de gumes.	52
Figura 19 – Efeitos do acabamento por arraste.	53
Figura 20 – Efeitos do acabamento por arraste após o revestimento da ferramenta.	54
Figura 21 – Esquema de aplicação da escova de FNA.	54
Figura 22 – Alterações teóricas no efeito da geometria do gume.	55
Figura 23 – Conceito do ponto de estagnação.	56
Figura 24 – Diagrama dos mecanismos de desgaste.	57
Figura 25 - Principais tipos de desgaste em brocas.	60
Figura 26 - Erros no processo de furação.	63
Figura 27 – Erro de circularidade.	64

Figura 28 - Tolerância de batimento radial.	66
Figura 29 - Tolerância de batimento axial.....	66
Figura 30 - Rebarba na saída do furo.	68
Figura 31 - Quebra da borda na saída do furo.	68
Figura 32 - Detalhes das marcas na parede do furo.....	69
Figura 33 – Comprimentos de medição de rugosidade.	70
Figura 34 – Exemplo de peças agrícolas com furos passantes $\varnothing 9$ mm.	74
Figura 35 - Metodologia experimental do projeto de pesquisa	75
Figura 36 - Geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios de furação.....	77
Figura 37 – Distribuição das amostras para metalografia e dureza.	78
Figura 38 - Dimensões e geometria da ferramenta R842.	81
Figura 39 – Detalhes construtivos da broca R842.....	81
Figura 40 - Detalhe da geometria da ponta da broca R842.	82
Figura 41 – Modificações propostas para geometria AGB2-R.	83
Figura 42 – Detalhes construtivos geometria AGB2-R.....	84
Figura 43 - Detalhes das brocas com geometria AGB2-R.	85
Figura 44 - Detalhes da geometria AGB2-S.....	86
Figura 45 - Detalhes das brocas afiadas com a geometria AGB2-S.....	86
Figura 46 – Distribuição da furação no corpo de prova.	90
Figura 47 – Detalhes da furação dos corpos de prova.....	91
Figura 48 - Micrografia GGG50 região 1 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x	92
Figura 49 – Micrografia GGG50 região 2 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.	92
Figura 50 - Micrografia GGG50 região 3 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.	93
Figura 51 – Micrografia GGG50 região 4 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.	94
Figura 52 - Micrografia GGG50 região 5, superfície (a); e região intermediária (b). Com ataque de nital 3% e aumento 100x.....	94
Figura 53 - Micrografia GGG50 região 6 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.	95

Figura 54 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 1.....	97
Figura 55 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 2.....	98
Figura 56 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 3.....	98
Figura 57 - Curvas de desgastes para brocas com geometria e cobertura original R842.....	99
Figura 58 – Tendência dos desgastes apresentados pela geometria R842	100
Figura 59 - – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 4.....	101
Figura 60 - Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 5.....	102
Figura 61 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 6.....	102
Figura 62 - Curvas de desgastes para brocas com geometria AGB2-R e cobertura TiNAl. .	103
Figura 63 – Tendência dos desgastes apresentados pela geometria AGB2-R.....	104
Figura 64 - Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 7.....	105
Figura 65 – Detalhe da fratura apresentada pela broca 8.	106
Figura 66 – Detalhe dos desgastes apresentados pela broca 8.	106
Figura 67 – Curva de vida para brocas com geometria AGB2-S e cobertura TiNAl.....	107
Figura 68 – Comparativo do custo por furo produzido.	109
Figura 69 – Comparativo do tempo de corte para os processos analisados.	110
Figura 70 – Equipamentos utilizados para caracterização do material da peça.	119
Figura 71 – Espectrômetro Spectromax-X	119
Figura 72 – Instrumentos de medição de diâmetro e rugosidade.	119
Figura 73 – Centro de usinagem vertical Romi D800	120
Figura 74 – Mandril hidráulico Tendo-E.....	120
Figura 75 – Equipamentos de aquisição de imagens e medição dos desgastes.....	120
Figura 76 – Vista do flanco, face e guia com as posições de medição para geometria R842.	123
Figura 77 – Vista do flanco, face e guia com as posições de medição para geometrias AGB2- R e S.	124

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Principais parâmetros de rugosidade.	70
Tabela 2 – Composição química do ferro fundido nodular GGG-50.....	77
Tabela 3 – Dados de corte recomendados pelo fabricante.	88
Tabela 4 – Delineamento dos dados de corte aplicados nos ensaios preliminares.....	88
Tabela 5 – Relação de ferramentas utilizadas nos ensaios complementares.	90
Tabela 6– Distribuição das inspeções executadas nos testes complementares	91
Tabela 7 - Valores de dureza para as amostras analisadas	95
Tabela 8 – Resultados das condições testadas nos ensaios preliminares.	96
Tabela 9 – Dados da análise econômica do processo.....	108
Tabela 10 – Parâmetros mensurados e calculados para geometria R842.....	123
Tabela 11 – Parâmetros mensurados e calculados para as geometrias AGB2-R e AGB2-S..	124

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
DIN	Deutsches Institut für Normung	(Instituto Alemão de Normatização)
NBR	Norma Brasileira	
MQL	Mínima Quantidade de Líquido	
HSS	High Speed Steel	(Aço Rápido)
CBN	Cubic Boron Nitride	(Nitreto de Boro Cúbico)
PCBN	Polycrystalline Cubic Boron Nitride	(Nitreto Policristalino de Boro Cúbico)
PCD	Polycrystalline Crystal Diamond	(Diamante Policristalino)
HR _c	Dureza Rockwell C	
MMC	Metal Matrix Composite	(Compósito de Matriz Metálica)
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Polymer	(Polímero Reforçado com Fibra de Carbono)
PVD	Physical Vapour Deposition	(Deposição Física de Vapor)
CVD	Chemical Vapour Deposition	(Deposição Química de Vapor)
ZAC	Zona Afetada pelo Calor	
GLP	Gás Liquefeito de Petróleo	
OSHA	Occupational Safety and Health Administration	(Orgão de Segurança e Saúde Ocupacional)
HV	Dureza Vickers	

LISTA DE SÍMBOLOS

(Unidades no sistema internacional)

a	Ângulo de incidência ou folga [°]
Cm	Desgaste do gume transversal (largura)
Ct	Desgaste do gume transversal (pico)
D	Diâmetro da broca [mm]
d	Ângulo de hélice [°]
Fc	Força de corte [N]
Fe	Força efetiva [N]
Ff	Força de avanço [N]
fn	Avanço de corte [mm/rotação]
Fp	Força passiva [N]
h	Rendimento do equipamento
Kc	Força específica de corte [N]
Kw	Desgaste de cratera
Mf	Momento fletor [N.m]
Mw	Desgaste nas guias da broca
Nc	Potência de corte [CV]
Ne	Potência efetiva [CV]
Nf	Potência de avanço [CV]
Pt	Lascamento
s	Ângulo de ponta [°]
V _B	Desgaste de flanco
V _c	Velocidade de corte [m/min]
V _e	Velocidade efetiva de corte [m/min]
V _f	Velocidade de avanço [mm/min]
ψ	Ângulo do gume transversal [°]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Justificativa	17
1.2	Objetivo geral	18
1.3	Objetivos específicos	19
1.4	Estrutura do trabalho	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1	Ferro fundido nodular	21
2.1.1	Usinabilidade do ferro fundido nodular	23
2.2	O processo de furação	24
2.3	Ferramentas de furar	27
2.3.1	Brocas helicoidais	27
2.4	Materiais das ferramentas de furar	30
2.4.1	Metal duro	31
2.4.2	Metal duro nano grão	34
2.5	Revestimentos em brocas de metal duro	36
2.6	O estudo do atrito	39
2.7	Tribologia no corte ortogonal	42
2.8	Força e potência de usinagem na furação	45
2.8.1	Temperatura no processo de furação	49
2.9	Tratamento de gumes	50
2.9.1	Métodos de tratamento de gumes	52
2.9.2	Efeitos do tratamento dos gumes na usinagem	55
2.10	Mecanismos de desgaste	56
2.10.1	Abrasão	58
2.10.2	Oxidação	58
2.10.3	Aderência	58
2.10.4	Difusão	59
2.10.5	Deformação plástica	59
2.11	Desgastes em brocas	59
2.12	Critérios de fim de vida	61
2.13	Qualidade na furação	63

2.13.1 Erros de Forma	64
2.13.2 Erros de posição	65
2.13.3 Erros de dimensão	66
2.13.4 Erros de acabamento.....	67
2.13.5 Qualidade superficial.....	69
2.13 Usinagem a seco	71
3 MATERIAIS E MÉTODOS	74
3.1 Introdução	74
3.2 Planejamento Experimental	74
3.2.1 Variáveis de entrada	75
3.2.2 Variáveis de saída.....	76
3.2.3 Corpos de prova.....	76
3.3 Equipamentos	79
3.4 Ferramentas de corte.....	80
3.4.1 Geometria R842.....	81
3.4.2 Geometria AGB2-R.....	82
3.4.3 Geometria AGB2-S	85
3.5 Critério de fim de vida	87
3.6 Ensaio de furação	87
3.6.1 Ensaio preliminares.....	88
3.6.2 Ensaio complementares	89
4 RESULTADOS	92
4.1 Análises metalográfica e de dureza	92
4.2 Resultados dos ensaios preliminares.....	95
4.3 Resultados dos ensaios complementares	96
4.3.1 Resultados com a ferramenta de geometria R842.....	97
4.3.2 Resultados com ferramenta de geometria AGB2-R	101
4.3.3 Resultados com ferramenta de geometria AGB2-S.....	105
1.4 Análise econômica para furação a seco.....	107
5 CONCLUSÕES.....	111
6 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS.....	114
REFERÊNCIAS	115

ANEXO A – EQUIPAMENTOS.....	119
ANEXO B – LAUDO DE ANÁLISES QUÍMICA E METALOGRAFICA	121
ANEXO C – CARACTERIZAÇÃO DAS GEOMETRIAS DE TOPO.....	123

1 INTRODUÇÃO

1.1 Justificativa

Das operações de usinagem a furação desempenha um importante papel, visto que, a maioria das peças possui ao menos um furo em sua forma construtiva. Esse furo pode ser oriundo do processo de obtenção do material (fundição, forjamento, injeção e outros), ou então, ser usinado por processo de furação ou fresamento. A furação ocupa um lugar de destaque, tanto pela sua enorme utilização, quanto pela dificuldade das operações. Estima-se que 30% de todas as operações de usinagem sejam furações. Considerando os furos realizados em componentes mecânicos, 60% de todas as aplicações de furação são de furos curtos, com uma profundidade de até 2,5 vezes o diâmetro da broca, sendo estas na sua maioria realizadas com a aplicação de brocas helicoidais (CASTILLO, 2005).

A furação é um processo que ocorre sob condições severas, segundo Stemmer (2001), essas condições ocorrem devido à velocidade de corte não ser uniforme na ponta da broca, e à dificuldade do fluido lubri-refrigerante atuar na cunha da ferramenta, tanto para refrigerar e lubrificar como para auxiliar na remoção dos cavacos. As ferramentas de furação (brocas) geralmente apresentam desgastes, pela perda progressiva de material nos gumes. Essa perda provoca alterações geométricas nessa região, mudando a interação entre a ferramenta e a peça de trabalho. A evolução desses desgastes pode comprometer o acabamento, a circularidade e a cilindridade dos furos. Além disso, à medida que os desgastes se agravam, há um aumento substancial da temperatura na região do corte, que pode causar uma falência por fadiga térmica, do material da ferramenta de corte.

As indústrias de máquinas agrícolas utilizam em seus produtos um número variado materiais, sendo o ferro fundido nodular GGG-50 um dos materiais mais utilizados. Essas peças posteriormente recebem operações de usinagem, sendo a furação uma dessas operações. São realizados furos cilíndricos que podem ser cegos ou passantes, furos para rosca ou furos de precisão para encaixe de outros elementos mecânicos como pinos, buchas ou rolamentos.

A busca por processos que apresentem um excelente desempenho, quanto à quantidade de peças produzidas por intervalo de tempo, menor quantidade de defeitos por unidade produzida e alcance das metas de comercialização, faz com que as indústrias busquem extrair

o máximo desempenho de cada processo. Dessa foram as ferramentas de corte necessitam dispor de propriedades, que atendam uma maior vida útil, eficiência e principalmente capacidade produtiva.

Outro fator relevante nos sistemas produtivos atuais é a redução dos resíduos do processo, no caso do processo de furação, um dos principais custos está ligado ao tratamento de resíduos. Trata-se do descarte do fluido lubri-refrigerante, que teve sua vida útil findada, seja por utilização, contaminação ou problemas de manuseio. Muito tem-se falado em processos que agridam o mínimo possível o meio ambiente e as pessoas, por isso várias frentes de pesquisa, trabalham com a possibilidade de aplicação de mínima quantidade de líquido (MQL) ou eliminação (usinagem a seco) da aplicação de fluidos lubri-refrigerantes na usinagem.

Novos desenvolvimentos em materiais para ferramentas de corte, tratamentos de gumes das ferramentas, revestimentos, geometrias e processos de fabricação, tem contribuído significativamente para o alcance desses objetivos citados anteriormente.

Na furação de ferros fundidos nodulares, é comum que as brocas aplicadas ao processo, tenham sua vida útil findada precocemente. Isso pode ocorrer devido às condições impostas pelo material da peça, como dureza, abrasividade, falhas e impurezas. Um final de vida útil precoce causa a elevação dos custos do processo.

Este trabalho se justifica pelo fato de que, a furação de ferros fundidos nodulares GGG-50 na indústria de máquinas agrícolas, tem uma participação expressiva nos custos de produção, seja pela má utilização das ferramentas de corte, pela baixa produtividade do processo ou pelo consumo excessivo dos fluidos lubri-refrigerantes aplicados nestas operações.

1.2 Objetivo geral

O objetivo geral dessa pesquisa é estudar os efeitos da microgeometria do gume, na vida útil de brocas de metal duro, aplicadas na furação de ferro fundido nodular GGG-50, com ausência de líquido lubri-refrigerante.

1.3 Objetivos específicos

Para o alcance do objetivo geral imposto anteriormente, é necessário o atendimento aos objetivos específicos listados a seguir:

- a) Compreender os efeitos da ausência de líquido lubri-refrigerante sob a vida útil da ferramenta;
- b) Identificar os parâmetros de corte adequados para a furação com ausência de líquido lubri-refrigerante;
- c) Estudar e compreender os efeitos da microgeometria e revestimento na furação de ferro fundido nodular GGG-50 sob o aspecto da vida útil da ferramenta.

As variáveis consideradas foram a geometria das ferramentas testadas e o tipo do revestimento aplicado nestas ferramentas. Os parâmetros utilizados como base de avaliação foram o desgaste de flanco (VB) e a vida útil da ferramenta. Os testes foram realizados no Laboratório de Usinagem da UPF em Passo Fundo - RS, as alterações de geometria, recondicionamento e revestimento ficaram ao cargo da WM Tools Indústria de Ferramentas com sede em Caxias do Sul – RS.

O presente trabalho foi dividido em 2 etapas. Na etapa 1, realizou-se a caracterização do material dos corpos de prova e das ferramentas a serem empregadas nos testes, através de técnicas ópticas convencionais e ensaios mecânicos. Também nesta etapa foram realizados os ensaios preliminares de furação, para analisar o efeito dos parâmetros de corte na vida útil da ferramenta e no acabamento superficial dos furos. Na etapa 2, foram realizados os ensaios complementares de furação com as diferentes microgeometrias do gume, onde foram monitorados os desgastes das ferramentas e geradas curvas de vida útil.

1.4 Estrutura do trabalho

Este trabalho está estruturado em seis capítulos, sendo este o de número 1. No capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica, referente aos conhecimentos teóricos abordados, para desenvolvimento e entendimento deste trabalho. No capítulo 3, são descritos detalhadamente os procedimentos adotados na etapa experimental, bem como todos os equipamentos e recursos necessários para tal. No capítulo 4, são apresentados e discutidos os

resultados obtidos com esta pesquisa. O capítulo 5 apresenta as principais conclusões desta dissertação. No capítulo 6 são sugeridos trabalhos futuros relativos ao tema, fechando dessa forma este trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta o resultado das pesquisas efetuadas, com o intuito de agregar conhecimento técnico, teórico e de resultados práticos. Realizado em publicações efetuadas sobre, ou com relação ao tema do presente trabalho. Buscou-se abordar os principais assuntos que envolvem o processo de furação, o material a ser usinado, a ferramenta de corte e, as peculiaridades da não aplicação de líquido lubri-refrigerante no processo de furação.

2.1 Ferro fundido nodular

O ferro fundido é uma liga de ferro, em mistura eutética com carbono e silício, formando uma liga metálica com concentração de carbono a partir de 2%, silício entre 1 e 3%, e outros elementos de liga. Foi descoberto por volta do ano 500 DC, e atualmente é um dos materiais mais empregados nas indústrias metal-mecânicas, dos mais diferentes ramos de atuação. De acordo com sua usinabilidade os ferros fundidos são classificados em 05 grupos: ferros fundidos cinzentos (GCI); ferros fundidos maleáveis (MCI); ferros fundidos nodulares (NCI); ferros fundidos vermiculares (CGI) e ferros dúcteis austemperados (ADI), (SANDVIK, 2010).

Ferro fundido nodular, também conhecido como ferro fundido dúctil, é obtido pela adição controlada de pequena quantidade de magnésio ou cério no ferro fundido de alto carbono em estado líquido, de modo a produzir a forma desejada de grafita, e contrabalancear o efeito de alguns elementos de liga indesejáveis, tais como o titânio, chumbo, bismuto e arsênio, que interferem no processo de nodularização. A estrutura normal do ferro nodular, no estado fundido bruto é constituída de uma matriz perlítica com grafita esferoidal, podendo apresentar ferrita ou cementita livre (CHIAVERINI, 2008). Devido à combinação de propriedades como elevada tenacidade, resistência à tração, ductilidade, resistência ao desgaste e à fadiga, tornou-se um material de engenharia competitivo, combinando propriedades antes encontradas somente nos aços.

Essas propriedades são resultado da morfologia da grafita esferoidal presente na microestrutura do material. O ferro fundido nodular é empregado na fabricação de componentes que necessitam de maior resistência mecânica e ao desgaste, em componentes

de máquinas como cames, virabrequins, carcaças de bombas, articulações de direção, entre outros.

Propriedades como dureza, limite de escoamento, limite de resistência, propriedades de fadiga, características de desgaste e usinabilidade dos ferros fundidos são influenciados pela quantidade de ferrita e perlita presente em cada fase na matriz metálica. A quantidade de cada fase é determinada, pela interação entre a taxa de resfriamento após a solidificação, e a composição química do fundido, ou posterior tratamento térmico. A taxa de resfriamento em ferros fundidos está relacionada com a seção transversal da peça fundida. Para velocidades baixas de resfriamento tem-se uma matriz ferrítica, ao passo que para velocidades altas de resfriamento tem-se uma matriz perlítica (CHIAVERINI, 2008 e CALLISTER, 2007).

A transformação da austenita pode ocorrer segundo a transformação eutética estável ou metaestável. A transformação eutética estável, que produz matriz ferrítica, pode ocorrer em maiores temperaturas e com baixas velocidades de resfriamento. O carbono que está disperso na matriz, difunde-se para partículas de grafita pré-existentes, fazendo com que a área ao redor do nódulo torne-se ferrítica. À medida que essa reação prossegue as distâncias para a difusão do carbono disperso na matriz, para o nódulo de grafita, ficam cada vez maiores, demonstrando a importância do número de nódulos para essa transformação. A transformação eutética metaestável resulta em matriz perlítica, ocorrendo em menores temperaturas do que a transformação eutética estável, e tendendo a se iniciar em regiões intercelulares, com maiores concentrações de elementos perlitizantes. As altas velocidades de resfriamento impossibilitam a difusão do carbono para os nódulos de grafita, (CALLISTER, 2007).

Para haver formação de ferrita durante o resfriamento é necessária a difusão do carbono presente na matriz para os nódulos de grafita. A taxa de resfriamento e o tempo de difusão são responsáveis pelas quantidades relativas de ferrita e perlita na matriz. Com um baixo número de nódulos o espaçamento entre os mesmos é bastante grande, aumentando as distâncias para a difusão do carbono, favorecendo a transformação segundo o sistema metaestável.

Em uma matriz com um elevado número de nódulos, as distâncias são pequenas para a difusão do carbono, favorecendo a transformação eutética estável. As altas taxas de resfriamento diminuem a formação da ferrita, pois o mecanismo de difusão é dependente do tempo. Quantidades pequenas de perlita são verificadas em regiões com um alto número de nódulos (SILVA e co-autores, 2006).

A taxa de resfriamento no material fundido é proporcional à seção transversal. Com o aumento da seção transversal, a taxa de resfriamento sobre a região de temperatura crítica irá diminuir. A baixa taxa de resfriamento durante a transformação da austenita favorece o equilíbrio de fases segundo a ferrita, e os nódulos de grafita. Em seções transversais pequenas, a taxa de resfriamento aumenta, aumentando o número de nódulos e produzindo acréscimo na quantidade de ferrita, em função das distâncias menores de difusão do carbono. A seção transversal e o número de nódulos de grafita possuem efeito negativo na quantidade de perlita, sendo que nas partes mais externas de uma peça fundida, há uma concentração de nódulos de grafita e um baixo percentual de perlita, (CHIAVERINI, 2008).

2.1.1 Usinabilidade do ferro fundido nodular

As propriedades mecânicas do ferro nodular são melhores, quando comparadas às do ferro fundido cinzento, porém isso implica em uma menor usinabilidade. No ferro nodular, os nódulos de grafita são mais efetivos que as lamelas, na resistência do material frente a linhas de tensão, como por exemplo, o plano de cisalhamento durante a usinagem.

A usinabilidade nos ferros fundidos em geral é melhorada devida à presença da grafita na estrutura, que atua como quebra-cavacos e aumenta a lubrificação entre a ferramenta de corte e a peça usinada. A grafita possui densidade muito baixa sendo considerada como vazios na matriz dos ferros fundidos (CHIAVERINI, 2008).

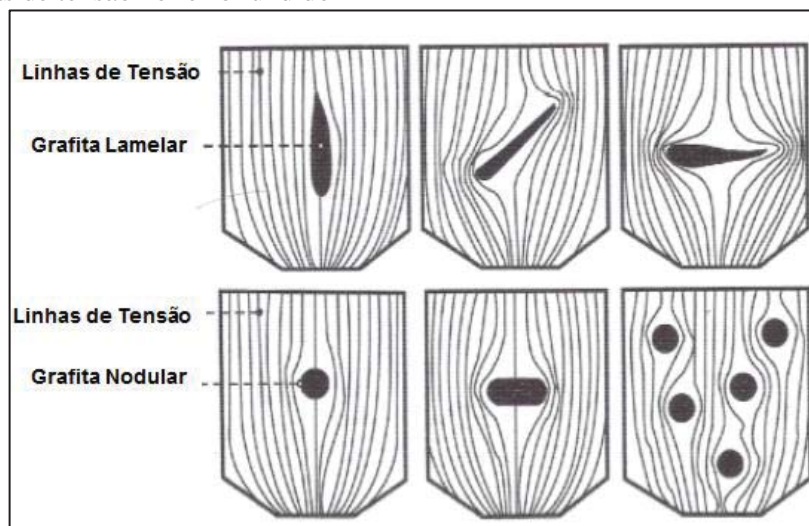
As propriedades mecânicas dos ferros fundidos dependem, em grande parte da quantidade, forma, tamanho e distribuição da grafita. Nos ferros fundidos nodulares, o controle da morfologia da grafita recebe uma atenção especial, para evitar a formação de partículas com formas degeneradas, em relação à esferoidal. Também para avaliar os efeitos destas morfologias nas propriedades do material. A estrutura cristalina e propriedades mecânicas da grafita, independem do seu formato lamelar ou esferoidal (SILVA e co-autores, 2006).

A grafita apresenta baixa resistência ao escorregamento em planos paralelos à base hexagonal da sua célula unitária, justificando a hipótese de que em todos os tipos de ferros fundidos, a grafita atua como um elemento enfraquecedor da matriz frente ao escorregamento. Essas características tem como efeito uma redução da área resistente da matriz metálica

provocando o efeito de estrangulamento, mas também determinam a concentração de tensões pontuais, gerando o efeito de entalhe (PEREIRA e co-autores, 2006) .

As linhas de fluxo de tensões na matriz metálica dos ferros fundidos são desviadas em torno das lamelas ou nódulos de grafita, conforme ilustrado na figura 1. O efeito de redução de seção resistente e de entalhe por causa da grafita, provoca a diminuição da resistência mecânica e ductilidade dos ferros fundidos, se comparado com um aço de mesma matriz metálica. A influência da diminuição da seção resistente é pequena quando comparada ao efeito de entalhe, (GOODRICH,2003).

Figura 1 - Linhas de tensão no ferro fundido



Fonte: Marmentini, [2009].

Segundo Guesser e co-autores, A diminuição do teor de silício em ferros fundidos nodulares resulta em diminuição da microdureza da ferrita e presença de cementita residual junto à periferia dos perfis. Em operações de torneamento, os ferros fundidos nodulares que têm menores teores de silício apresentaram melhor usinabilidade, esta, avaliada pelo desgaste de flanco de ferramentas de metal duro. Tal efeito é atribuído principalmente à diminuição do endurecimento da ferrita por solução sólida.

2.2 O processo de furação

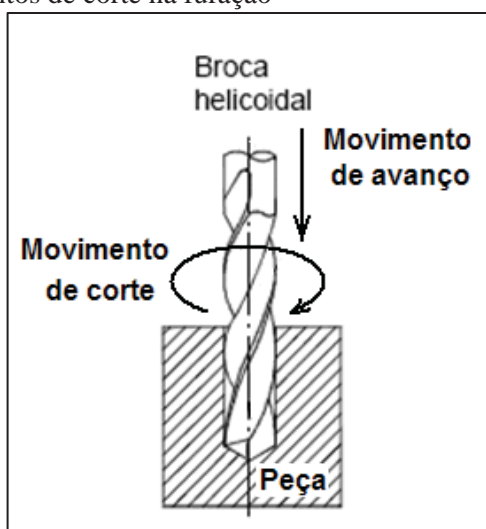
A Norma DIN 8589 define a furação como um processo com movimento rotativo principal, isto é, um processo de usinagem que apresenta movimento de corte circular. Em

condições gerais, é o método mais eficiente e econômico para obtenção de um furo em um material sólido. A ferramenta possui movimento de avanço apenas na direção do seu eixo de rotação, que mantém sua posição em relação à ferramenta e à peça (CASTILLO, 2005)

Segundo Ferraresi (2003), a furação é um processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de um furo geralmente cilíndrico, com auxílio de uma ferramenta geralmente multicortante com movimento de corte circular. Para tanto, a ferramenta ou a peça se deslocam segundo uma trajetória retilínea, coincidente ou paralela ao eixo principal da máquina.

A característica dos movimentos desenvolvidos pela ferramenta ou pela peça no processo de furação determinam as condições do processo, na figura 2 ficam exemplificados esses movimentos.

Figura 2 - Principais movimentos de corte na furação



Fonte: Ferraresi, (2003).

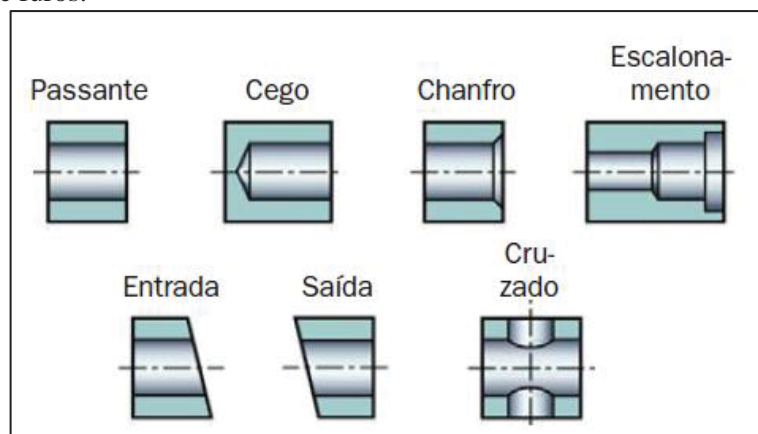
As operações de furação ocorrem sob condições severas de trabalho. Um dos motivos é a velocidade de corte, que não é uniforme ao longo do gume, variando de um valor máximo na quina até um valor nulo no centro da broca. O outro motivo é o acesso do líquido lubrificante, que chega com dificuldades ao gume da ferramenta, comprometendo as suas capacidades refrigerante, lubrificante e de transporte dos cavacos para fora da região de corte (STEMMER, 1992).

No processo de furação as características de formação e escoamento do cavaco, força de corte, desgaste da ferramenta e acabamento dos furos, são consideravelmente influenciados

pela geometria da ferramenta. A geometria por sua vez, deve ser apropriada ao tipo de material da ferramenta, material da peça a ser usinada e a rigidez da máquina (BOEHS et al., 2001).

Quanto ao seu formato, profundidade e aplicação, os furos obtidos pelo processo de furação podem ser distintos conforme ilustrado na figura 3, essas características afetam diretamente na seleção da ferramenta que será aplicada para sua execução.

Figura 3 - Tipos de furos.



Fonte: Adaptado de Sandvik, (2010).

Os furos quanto à sua condição de profundidade podem ser cegos (quando não ultrapassam ou vazam a peça de trabalho) ou passantes, como o nome sugere, quando transpõe a espessura da peça de trabalho. Nessas duas condições, os furos ainda podem possuir características diversas, como chanfros de entrada e saída, rebaixos ou escalonamentos, superfícies inclinadas tanto na entrada quanto na saída, podem ser cruzados (quando um furo intercepta o outro), ou ainda receber uma operação posterior de rosqueamento, mandrilamento ou alargamento.

O processo de furação possui algumas características particulares, listadas a seguir (STEMMER, 2001):

- a) A velocidade de corte é nula no centro da broca, chegando ao seu valor máximo na periferia (diâmetro máximo) da ferramenta;
- b) Apresenta dificuldade no transporte dos cavacos para fora da cavidade da broca;
- c) Distribuição inadequada de calor na região do corte;
- d) Quando não apresenta chanfro, a quina da broca está sujeita a desgastes excessivos;
- e) As guias da ferramenta se atritam com a parede do furo durante o processo.

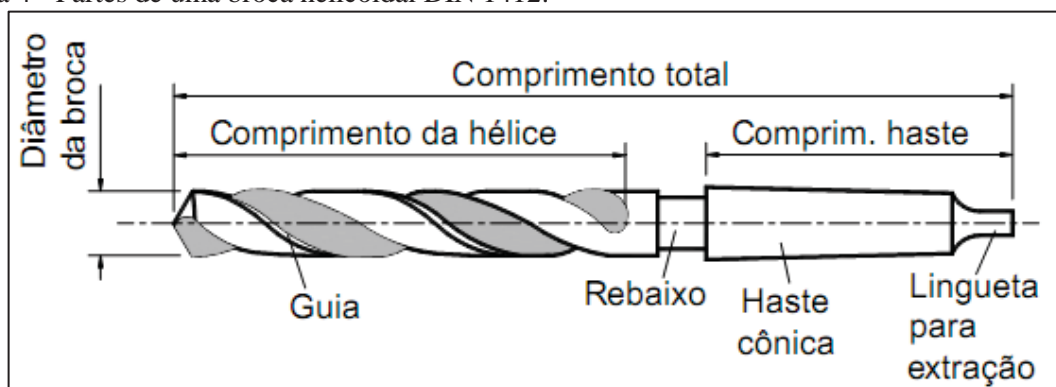
2.3 Ferramentas de furar

As brocas são as ferramentas aplicadas na execução de furos obtidos pelo processo de usinagem, elas podem variar quanto ao tipo e geometria do canal, quanto à geometria da ponta e o material do qual são construídas e quanto ao comprimento útil de furação (L/d). Possuem geralmente dois gumes principais, que podem ser analisados de forma análoga a uma ferramenta simples de torneamento. Os dois gumes principais são ligados pelo gume transversal (STEMMER, 1992). Alguns tipos de brocas destinadas à usinagem de ligas de alumínio possuem três gumes cortantes, a fim de melhorar a autocentragem, melhorar o fluxo de cavacos e reduzir forças de corte e avanço. A terminologia e peculiaridades das brocas helicoidais serão comentadas nos itens a seguir.

2.3.1 Brocas helicoidais

A nomenclatura das partes constituintes de brocas helicoidais é definida pela norma NBR 6176 (DIN 1412). Podem existir algumas variações geométricas, tais como ausência de rebaixo, haste cilíndrica ao invés de cônica, existência de canais para refrigeração interna e outras. A terminologia básica está mostrada na figura 4.

Figura 4 - Partes de uma broca helicoidal DIN 1412.



Fonte: Stemmer, (2001).

O gume transversal, que liga os dois gumes principais, caracteriza-se por dificultar o processo de corte, pois além da velocidade muito baixa, possui um ângulo de saída negativo.

Participa com de cerca de 10% do momento torçor e de 30 a 65% da força de avanço (STEMMER, 1992).

O desempenho de uma broca está fortemente atrelado à sua geometria, seja da ponta da ferramenta ou do seu canal helicoidal. Os ângulos que se formam da interação dessas duas regiões da ferramenta, são de fundamental importância para sua aplicação. Através do processo construtivo da ferramenta, são possíveis modificações, criação de novas geometrias, adequação de curvaturas e gumes, visando uma melhora no desempenho da ferramenta em processo.

Uma broca helicoidal apresenta um número variado de geometrias aparentes, formadas a partir do seu processo construtivo, ao serem usinados os canais e posteriormente efetuada a afiação desse tipo de ferramenta, essas geometrias são reveladas.

Segundo Rodriguez (2009) é possível classificar a geometria de uma ferramenta de corte conforme abaixo:

- a) Macrogeometria – corresponde aos ângulos de incidência, ângulo de cunha, ângulo de saída, raio de quina, quebra-cavaco e etc.;
- b) Geometria do gume – corresponde à mesogeometria que contempla os contornos e à microgeometria que, por sua vez, contempla a microtopografia do gume e superfícies microestruturais.

No Brasil a nomenclatura, termos, partes constituintes e ângulos das brocas helicoidais são determinados pela ABNT, sendo estipulados e fixados na norma ABNT 6163 do ano de 1980. Os principais ângulos das brocas helicoidais podem ser observados na figura 5 e são definidos conforme a seguir:

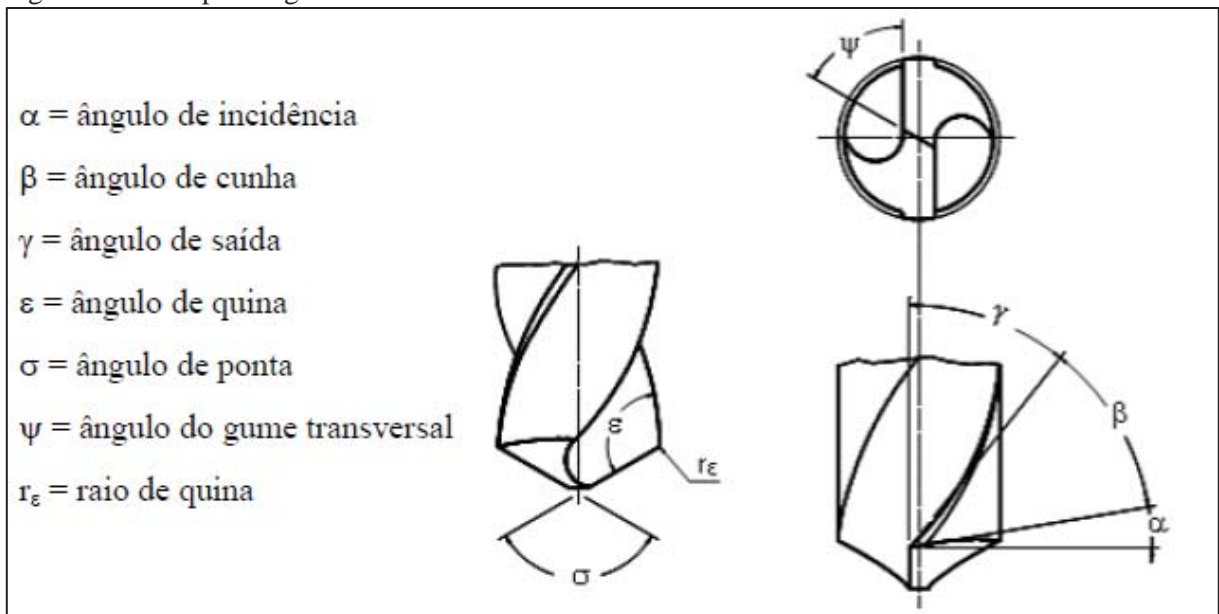
Ângulo de ponta (s): é o ângulo formado pelos dois gumes principais, no plano que contém o eixo principal da broca. O aumento ou redução do ângulo de ponta pode gerar gumes côncavos ou convexos, respectivamente. Para ferramentas com canais e ângulos de hélice usuais, o ângulo de ponta de 118° gera gumes retos. Ângulos maiores do que 118° geram gumes côncavos, cujas pontas podem ter a tendência de quebrar. Ângulos menores do que 118° geram gumes convexos, o que pode gerar vibrações durante a usinagem (STEMMER, 2001). O aumento do ângulo de ponta permite um aumento substancial do avanço, proporcionando uma redução direta no tempo de usinagem, porém compromete a

centragem da ferramenta na entrada do furo e provoca uma redução no momento torçor (CASTILLO, 2005)

Ângulo de incidência (α): é gerado pelo rebaixamento do flanco principal. Usualmente encontra-se entre 12 e 15 graus. O aumento do ângulo de incidência evita o esmagamento de material pelo flanco da broca, reduzindo a força de avanço. Por outro lado, reduz a resistência do gume. A determinação da grandeza do ângulo de incidência depende principalmente da resistência do material da ferramenta e também da resistência e dureza do material da peça a ser usinada (STEMMER, 2001).

Ângulo de hélice (δ): é o ângulo da helicoide dos canais da broca. Classificam-se três tipos de brocas quanto ao ângulo de hélice: Tipo N (materiais usuais como o aço); tipo H (para materiais duros e frágeis); e tipo W (para materiais moles) (STEMMER, 2001).

Figura 5 – Principais ângulos de uma broca helicoidal.



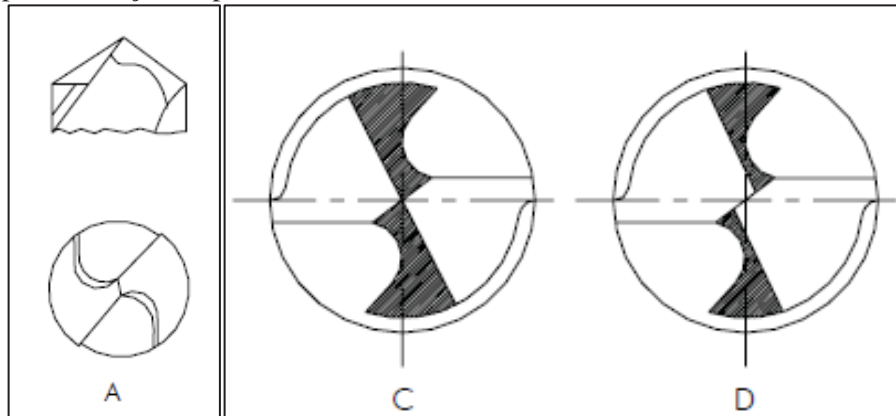
Fonte: Adaptado de Castillo, (2005).

Ângulo de saída (γ): é o ângulo definido a partir do ângulo de hélice, e medido deste em relação ao eixo de simetria da ferramenta, esse ângulo não é constante ao longo do gume principal, apresentando seu valor máximo na quina da broca e diminuindo no sentido do centro, tornando-se negativo na passagem para o gume transversal. A determinação do ângulo de saída está relacionada com a capacidade de avanço para a qual a ferramenta será planejada, pois para avanços pequenos pode-se aumentar o ângulo de saída, e isso contribuirá para um

melhor acabamento, porém o aumento do ângulo de saída resulta em uma fragilidade do gume cortante, além de um aumento no aquecimento da ferramenta. (STEMMER, 2001).

Ângulo do gume transversal (ψ): é o menor ângulo formado entre os gumes principais e o gume transversal. Este ângulo é determinado pelo ângulo de incidência. Um artifício para reduzir a força de avanço é a diminuição do gume transversal através da retificação de uma reentrância na ponta da broca (figura 6a), outro artifício é a afiação cruzada, que consiste em retificar um plano inclinado nos flancos da ferramenta eliminando total ou parcialmente o gume transversal, essa modificação permite a formação de dois novos gumes principais, que provocam um efeito centrante na broca, conforme mostrado na figura 6c e 6d (STEMMER, 2001).

Figura 6 - Tipos de afiações especiais de brocas.



Fonte: Adaptado de Stemmer, (2001).

2.4 Materiais das ferramentas de furar

O desenvolvimento dos materiais para construção das ferramentas de corte, foi evoluindo de acordo com a evolução dos materiais a serem furados, e dos equipamentos de usinagem (máquinas), que foram sendo desenvolvidos. Desde o princípio buscou-se utilizar um material, que mantivesse sua resistência à medida que a temperatura fosse aumentada. Nesse conceito, um dos primeiros materiais empregados na fabricação de ferramentas, foi o aço carbono. Posteriormente surgiram os aços rápidos denominados HSS (*High Speed Steel*), chegando até a descoberta e produção do metal duro (DINIZ et al., 2006 e CAVALCANTE,

2010), esse último será objeto de estudo do presente trabalho, por isso terá dedicada uma maior atenção.

2.4.1 Metal duro

Os primeiros carbonetos cementados foram obtidos em 1923 pela companhia OSRAM, que registrou a patente de uma liga de composição WC-6%Co, obtida através da mistura dos pós de carboneto de tungstênio (WC) e cobalto (Co), que posteriormente foi prensada e sinterizada abaixo da temperatura eutética. Esse material desenvolvido por Karl Schroeter é considerado o marco inicial para os atuais carbonetos cementados (SILVA, 1996).

O metal duro possui como carboneto principal o WC, e foi primeiramente utilizado para produção de fios de tungstênio, para lâmpadas incandescentes, mas também encontrou uso em cortes de metais. Posteriormente este material foi desenvolvido pela companhia Friedrich Krupp AG, a qual comprou a patente da OSRAM e produziu ligas de carbonetos para várias aplicações, tais como usinagem, corte de metais, madeira e vidro (SILVA, 1996).

O metal-duro é obtido a partir de um ligante metálico dúctil, habitualmente cobalto ou níquel, e de carbonetos (W, Ti, Ta, Nb) embutidos no ligante através da metalurgia do pó (STEMMER, 2001).

Para melhorar as propriedades, a composição do material foi modificada através da adição de outros carbonetos além do WC, como por exemplo: TiC, TaC, NbC, MoC, VC, HfC, ZrC, Cr_3C_2 e outros metais além do Co, como por exemplo Ni, Cr, Fe, Fe-Ni. Em certas composições o WC foi completamente substituído e o TiC se tornou o carboneto principal da liga com o Ni como metal ligante, esse material é chamado de Cermet (SILVA, 1996 e MILHEIRO, 2006).

Os materiais de corte de metal duro podem ser divididos em três grupos sendo metais duros com base de: WC-Co; WC-(Ti, Ta, Nb)C-Co e TiC/TiN-Co, Ni.

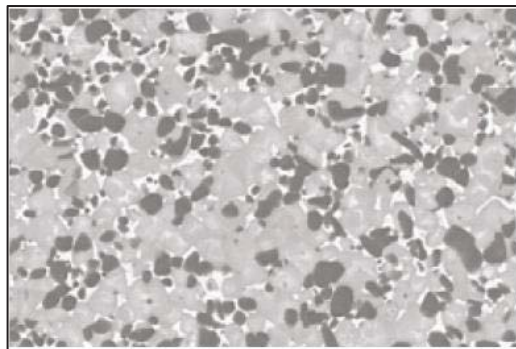
a) WC-Co: metais duros constituídos principalmente de carboneto de tungstênio, fase ligante de cobalto e pequenas quantidades (menor que 2,5%) de TiC, TaC e NbC. Os metais duros WC-Co caracterizam-se por uma alta resistência à compressão. Em razão da grande tendência à difusão do carboneto de tungstênio não são aconselháveis para a usinagem de aços de baixa dureza. São utilizados em materiais de cavaco curto, materiais fundidos,

materiais não-ferrosos e não-metálicos, além de materiais resistentes ao calor e também em usinagem de pedra e madeira.

b) WC-(Ti, Ta, Nb)C-Co: esse grupo contém além do carboneto de tungstênio, também carboneto de titânio, carboneto de tântalo e carboneto de nióbio. Comparados com os metais duros WC-Co possuem melhores propriedades sob altas temperaturas. Isso vale principalmente para dureza a quente, refletindo em uma melhor resistência ao calor, resistência à oxidação e resistência à difusão com materiais ferrosos. O principal campo de aplicação é a usinagem de materiais de aço com cavacos longos.

c) TiC/TiN-Co, Ni (Cermets): também denominados de “Cermets”. Recebem este nome devido a sua composição ter uma fase metálica ligante e uma ou mais fases cerâmicas. Os Cermets se compõem de uma base de carboneto de titânio e nitreto de titânio com a fase ligante Ni, Co. Tratam-se de complexos sistemas de múltiplos materiais que podem conter outros elementos como tungstênio, tântalo, nióbio, molibdênio ou carbonetos complexos dos quais se formam fases intermetálicas durante a sinterização, uma microestrutura típica do Cermet pode ser observada na figura 7. Os Cermets possuem alta dureza em altas temperaturas, grande estabilidade química e pouca tendência à difusão. Outras propriedades dos cermets são: alta resistência à oxidação e baixa tendência à formação de gume postiço. Apresenta como pontos fracos uma baixa resistência aos choques térmicos, e baixa tenacidade, o que caracteriza sua aplicação em operações de baixa profundidade de corte e baixos avanços. Os Cermets são apropriados para o acabamento de aços e materiais ferrosos em geral. A principal aplicação de Cermets até o momento é na usinagem de aços com alta velocidade de corte e pequenas seções de corte transversais (MACHADO et al.,2011).

Figura 7 - Microestrutura típica de um Cermet.



Fonte: Adaptado de Sandvik, (2010).

O critério de classificação para os metais-duros na indústria dá-se pela sua aplicação, pois de acordo com suas características, como a composição química e as propriedades mecânicas ou térmicas torna-se difícil uma padronização (STEMMER, 2001).

A norma ISO 513 (2004) classifica os metais duros, cerâmicas e materiais ultraduros em 6 grupos codificados por letras e cores:

- ISO P: (representado pela cor azul): cobre o campo de aplicação de materiais, que produzem cavacos longos como todos tipos de aços e aços fundidos;
- ISO M: (representado pela cor amarela): relaciona principalmente materiais de difícil usinagem como os aços inoxidáveis austeníticos, aço duplex e aços fundidos;
- ISO K: (representado pela cor vermelha): compreende materiais que geram cavacos curtos (normalmente conhecidos como cavacos de ruptura), como os ferros fundidos cinzentos, nodulares e maleáveis;
- ISO N (representado pela cor verde): abrange o campo dos materiais não-ferrosos, como alumínio, cobre, latão, polietilenos, nylon e demais materiais desse grupo;
- ISO S (representado pela cor marron): compreende as ligas termo-resistentes ou superligas, com base de ferro, níquel, cobalto e titânio.
- ISO H (representado pela cor cinza): compreende os materiais endurecidos seja por tratamento térmico ou por seu processo de obtenção, estão nesse campo os aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos e ferros fundidos resfriados.

A tenacidade do metal-duro depende em grande parte da medida do tamanho do grão devido a isto a tendência atual é de usar tamanhos de grãos cada vez menores e finos (MILHEIRO, 2006). Basicamente os fabricantes de ferramentas conseguem com isto duas vantagens importantes:

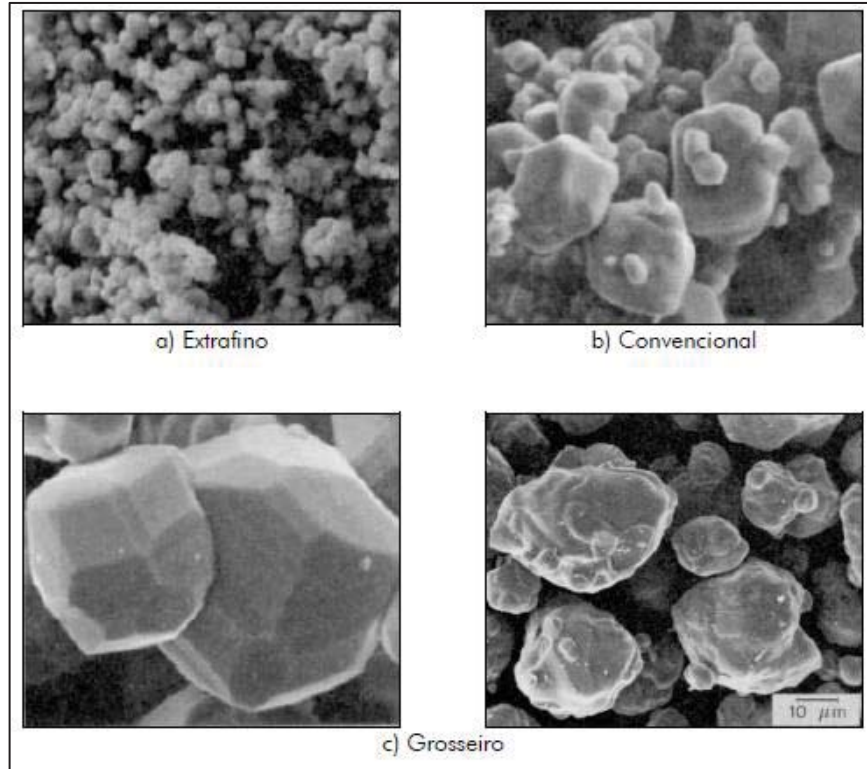
- quanto menor é o tamanho do grão, mais tenaz é a ferramenta, fazendo possível a sua aplicação em condições de instabilidade do processo;
- os tamanhos de grãos menores permitem cortes mais precisos.

Uma classificação em relação ao tamanho de grão, ainda não padronizada, é descrita abaixo e ilustrada na figura 8:

- Grão convencional - tamanho de grão menor que 2,5 μm ;
- Grão fino - tamanho de grão menor que 1,5 μm ;
- Grão muito fino - tamanho de grão menor que 0,7 μm ;

- Grão extrafino - tamanho de grão menor que $0,5 \mu\text{m}$;
- Nano-grão - tamanho de grão menor que $0,1 \mu\text{m}$

Figura 8 - Tamanhos de grão do carboneto de tungstênio.



Fonte: Adaptado de Castillo, (2005).

2.4.2 Metal duro nano grão

Pesquisas de partículas em nano-escala tornaram-se um campo muito importante na ciência dos materiais. Nano-partículas (de 1 a 100 nm) têm propriedades físicas diferentes comparadas com partículas grandes (10-100 nm), ou de natureza molecular/atômica. Descobriu-se que as nano-partículas apresentam uma variedade de propriedades anteriormente não disponíveis, dependendo do tamanho da partícula, esta pode apresentar características magnéticas, ópticas, além da reatividade de superfície, diferentes do habitual, (YAO et al., 1995).

Experimentos recentes têm demonstrado que nano-materiais têm propriedades mecânicas melhoradas, tais como aumento da dureza no caso dos metais e aumento da

ductilidade e plasticidade nos cerâmicos. Essa melhoria nas propriedades das partículas em nano-escala ou materiais em nano-grão pode ser atribuída a dois fenômenos básicos. O primeiro é que o número de átomos na superfície ou contornos de grão, se equivale aos dos átomos situados na rede cristalina. O segundo fenômeno é o "efeito quântico de tamanho", ou confinamento quântico, quando as partículas se aproximam da faixa de tamanho nanométrico, suas propriedades fotônica e eletrônica podem ser consideravelmente modificadas em função da ausência de alguns átomos na estrutura, (YAO et al., 1995).

A indústria de ferramentas de corte, que utiliza o metal duro como principal material, sempre buscou melhorar as propriedades mecânicas de suas ferramentas, alterando a composição química do metal duro, principalmente no sentido do aumento da quantidade de carbonetos. Porém para taxas de concentração de carbonetos entre 94% a 97%, a resistência à fratura e a tensão caem abaixo dos níveis aceitáveis, levando a resultados de fragilidade excessiva. Uma resposta para este dilema é a redução do tamanho médio da partícula dos carbonetos duros, reduzindo assim o percurso médio livre entre partículas de carboneto. Isso normalmente tem o efeito de aumentar a tenacidade à fratura bem como a resistência ao desgaste (SANDVIK HARD MATERIALS, 2005).

Este efeito é conseguido porque a matriz metálica exposta ao meio abrasivo ou corrosivo, apresenta dimensões muito menores que a tradicional, apesar da composição WC/Co não ter sido alterada. Por meio deste processo de redução do tamanho das partículas, a resistência à fratura pode ser aumentada de forma significativa, além de uma impressionante melhora na resistência à abrasão (YAO et al., 1995).

Os benefícios dos nano-grãos WC/Co, ainda incluem um menor tempo de sinterização, alta pureza e um controle preciso da composição. Estes materiais têm propriedades superiores e microestrutura mais homogênea do que compósitos WC/Co convencionais.

Por apresentar todas essas propriedades e benefícios o metal duro nano-grão tem sido aplicado com grande sucesso na construção de micro-brocas, brocas e fresas inteiriças. Nessas ferramentas, as altas temperaturas na região de corte, somadas ao meio abrasivo proposto pela maioria dos materiais, torna imprescindível o uso dessa tecnologia (SANDVIK HARD MATERIALS, 2005).

As brocas produzidas a partir do metal duro nano-grão apresentam propriedades como: dureza a altas temperaturas, boa resistência ao desgaste e tenacidade, podendo trabalhar com altas velocidades de corte e se obter um alto rendimento. Apesar dessas características a

aplicação de brocas de metal duro nas indústrias é crescente, porém ainda é bem menor que a utilização de brocas de HSS. A introdução das brocas de metal duro nos processos de furação possibilitou um aumento direto de 3 vezes nas velocidades de corte, comparando com ferramentas de aço rápido. Porém esse tipo de broca requer máquinas rígidas, com excelente controle de parâmetros como rotação do eixo árvore e avanços, além de sistemas de fixação eficazes para operar em altas velocidades de trabalho (CASTILLO, 2005).

Brocas de metal duro são fabricadas a partir de bastões de metal duro que geralmente possuem um comprimento de 800 mm e diâmetros padronizados. Esses bastões podem ser sólidos (destinados à fabricação de ferramentas sem passagem interna de refrigeração) ou possuir canais para passagem interna de refrigeração, nesse caso para cada ângulo de hélice desejado há um padrão de bastões dedicados.

2.5 Revestimentos em brocas de metal duro

No revestimento de ferramentas de usinagem são aplicados os processos CVD (*chemical vapour deposition*) e PVD (*physical vapour deposition*). O processo CVD é normalmente realizado em temperaturas que variam entre 900 e 1100°C. A elevada temperatura do processo muitas vezes inibe o revestimento de materiais mais susceptíveis a altas temperaturas, como o aço rápido. Já para o metal-duro, o processo é perfeitamente adequado e permite uma boa difusão entre o revestimento e o substrato (CREIGHTON et al, 2001).

O processo PVD, que opera em temperaturas de aproximadamente 400 e 600°C, vem agregando novas tecnologias e conquistando mais espaço no mercado nos últimos anos. Além de ser mais adequado ao aço rápido, também é perfeitamente aplicável ao metal-duro (BUNSHAH, 1992).

Existem vários tipos de revestimentos de ferramentas atualmente empregados industrialmente. Como exemplo, podem-se citar: TiC, TiN, TiCN, TiAlN, TiAlN revestido por WC/C, TiAlN multicamadas e AlCrN. Esses revestimentos possuem características distintas de cor, dureza, espessura, aplicabilidade e desempenho. As características principais dos revestimentos citados acima são:

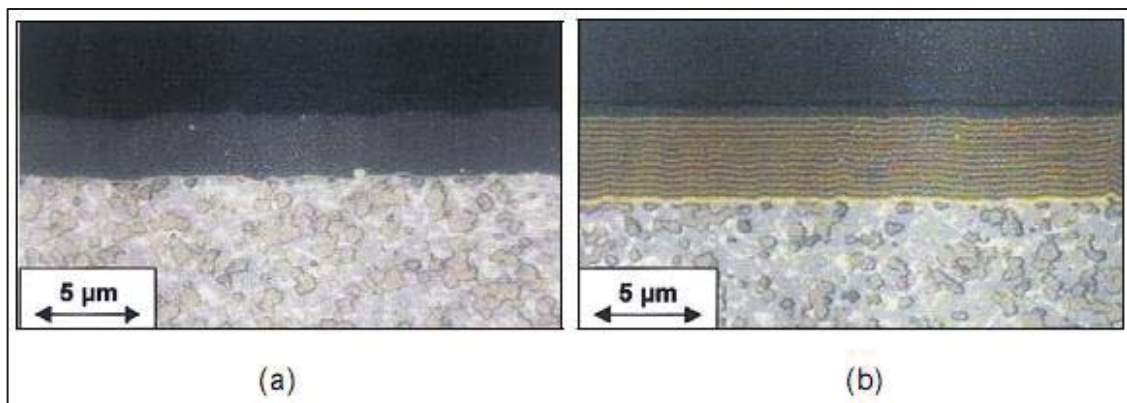
- Carboneto de titânio (TiC): a característica mais marcante do TiC em relação ao TiN é a dureza mais elevada, o que lhe confere uma maior resistência à abrasão. Possui um baixo coeficiente de dilatação térmica, característica importante em processos como o fresamento.

- Nitreto de titânio (TiN): é quimicamente mais estável que o TiC, isto é, possui menor tendência de difusão em aços. Porém é mais suscetível ao desgaste por abrasão. Sua dureza é de 2.300 HV 0,05. É um dos revestimentos mais utilizados. Sua utilização é recomendada para materiais mais dúcteis, tais como aços de baixo carbono e alumínio, sob baixas forças de corte (CREIGHTON et al, 2001).

- Carbonitreto de titânio (TiCN): é derivado do TiN, onde parte dos átomos de N são substituídos por C durante a deposição. Possui uma elevada dureza (3.000 HV 0,05). Aplicável em situações de forças de corte médias a baixas, em materiais como ferros fundidos, aços de médio C, ligas Al-Si.

- Nitreto de Titânio-Alumínio (TiAlN): este revestimento também é derivado do TiN. Durante o processo de deposição, parte dos átomos de Ti é substituída por átomos de Al. Os átomos de alumínio são retidos no material (revestimento) na forma de solução sólida, causando endurecimento. O aumento de dureza (3.500 HV 0,05) proporciona maior resistência ao desgaste. A substituição dos átomos pode significar, também, melhora de resistência à oxidação e estabilidade química, dependendo da aplicação. Os revestimentos a base de TiAlN têm se sobressaído principalmente em usinagem a seco, mas também é aplicável com fluidos de corte. A figura 9a ilustra este tipo de revestimento (CASTILLO, 2005).

Figura 9 - Revestimentos PVD sobre o metal duro: a) TiAlN monocamada; b) TiAlN Multicamada.

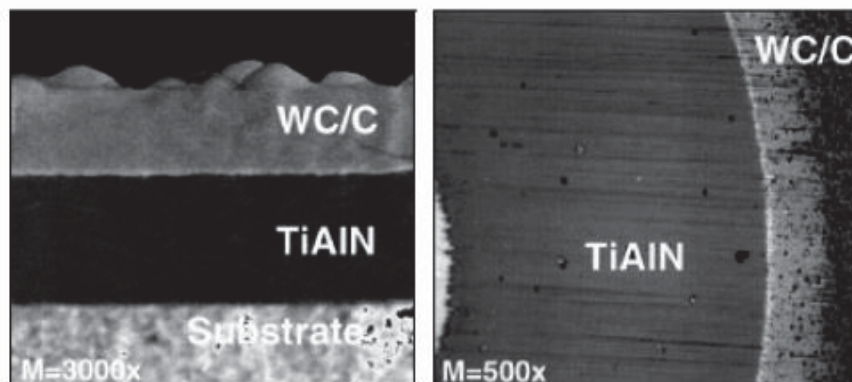


Fonte: Adaptado de Mocellin, (2002)

- Nitreto de Titânio-Alumínio multicamadas (TiAlN): sua dureza atinge 3.000 HV 0,05. As camadas são formadas por diferentes proporções alternadas de Ti e Al, conforme figura 9b. Em ensaios de fresamento de ferros fundidos cinzentos e nodulares, com e sem fluido de corte, foram realizados testes comparativos dos revestimentos TiAlN monocamada e multicamada. O revestimento monocamada mostrou-se mais vantajoso no processo com fluido de corte, enquanto o revestimento multicamada destacou-se nos ensaios realizados a seco. Ambos os revestimentos tiveram uma vida maior na usinagem a seco do que com fluido de corte .

- Nitreto de Titânio-Alumínio (TiAlN) revestido por WC/C: na tentativa de minimizar ou eliminar a utilização de fluidos de corte na usinagem surge a opção de aplicar uma camada lubrificante, o WC/C, sobre o revestimento de TiAlN, conforme figura 10. Apesar de possuir uma dureza inferior (1.000 HV 0,05), a redução do coeficiente de atrito de 0,4 para 0,2 do revestimento garante sua aplicação principalmente em processos de furação e rosqueamento, especialmente em ligas de titânio.

Figura 10 - Revestimento por PVD de TiAlN e WC/C sobre substrato de metal-duro.



Fonte: Adaptado de Mocellin, (2002).

- Nitreto de Alumínio-Cromo (AlCrN): esse revestimento atinge uma dureza de 3.000 HV 0,05 com baixo coeficiente de atrito, suportando temperaturas de operação de até 1.100°C. Essas propriedades conferem ao revestimento de AlCrN uma grande resistência à abrasão, baixa tendência de adesão e maior resistência do gume aos esforços de cisalhamento. É indicado para furação de ferros fundidos em geral e materiais onde os efeitos abrasivos são pertinentes.

2.6 O estudo do atrito

Os fenômenos tribológicos vem sendo estudados desde a época dos egípcios, pois havia a necessidade de se fazer uma superfície deslizar sobre a outra, com o menor esforço possível. Desde então há uma busca por aliviar o arraste entre as superfícies, porém nos processos de corte com formação de cavacos, existe a real necessidade deste atrito entre as superfícies, para que ocorra a remoção do material. Os estudos tribológicos procuram desvendar os fenômenos que ocorrem nas regiões e superfícies de contato dos materiais que estão realizando o movimento.

Estudos de Bowden e Tabor (1964) definiram que a superfície em contato não é geometricamente perfeita, e nestas condições a força normal aplicada é distribuída ao longo dos picos de rugosidade, que estão sujeitos à deformação, ou seja, a área real de contato é dependente da força aplicada, mas independente da área aparente de contato. Nestas condições, quando as superfícies recém-formadas entram em contato, pode ocorrer o fenômeno de adesão, fazendo com que seja aumentando o atrito e provocada a deformação plástica do material com menor dureza.

Como é praticamente “impossível” de se evitar o contato entre superfícies em movimento relativo, os fenômenos de atrito e desgaste têm um grau de importância muito elevado em quase todas as aplicações de engenharia, o que resulta a grande necessidade de serem quantificados ou controlados, (CANGUNDO, 2009).

O tipo de deformação que ocorre (elástica, elasto-plástica, plástica) durante o contato de superfícies depende do valor da carga normal aplicada, da microgeometria e das propriedades dos materiais que estiverem em contato. Vários pesquisadores da área (THOMAS, 1999. BURAKOWSKI e co-autores, 1999), concluíram que a força de atrito depende, das propriedades específicas dos materiais envolvidos e da área de contato estabelecida entre ambas as superfícies.

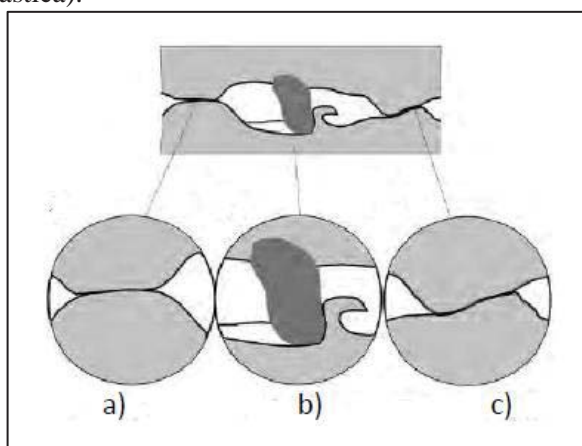
Durante o movimento relativo entre os materiais, em muitos casos as propriedades podem sofrer modificações em relação ao seu estado original. Isso pode ocorrer por diferenças entre a área real e a aparente, ou pelo fato de o perfil de rugosidade apresentar variações dos gradientes de dureza, promovidos pelo fenômeno de encruamento causado pela deformação plástica dos materiais. A diferença entre a área real e a aparente pode ainda ser atribuída à existência de partículas estranhas aos materiais em interação, como camadas de

óxidos, existência de bolsas de gás ou líquido, condensação de vapores, impurezas sólidas, etc. (CANGUNDO, 2009).

Existem vários mecanismos de atrito, sendo que a sua predominância depende das particularidades do sistema em análise. Segundo Lenard (2002) apud Cangundo (2009), as causas mais frequentes do atrito são a deformação elástica e plástica dos picos de rugosidade, a deformação elástica e plástica devido à formação dos cavacos, o fenômeno de adesão e a deformação ou fratura das camadas superficiais de óxidos acima da zona de deformação plástica (sólidos, líquidos ou gasosos).

O fenômeno de adesão (figura 11a) ocorre normalmente em ambiente de vácuo e no contato entre superfícies muito limpas ou recém-formadas. De acordo com Holmberg e co-autores (2009), quando duas superfícies rugosas entram em contato sob pressões elevadas, surgem pequenas micro-soldaduras, que se rompem devido ao movimento relativo entre as superfícies de contato, a tensão de corte resultante provoca uma resistência ao movimento, esse processo ocorre continuamente. As deformações plástica e elástica dos picos de rugosidade são causadas pela elevada pressão que se desenvolve na interface de contato, tendo os picos de maior dureza uma ação predominante sobre a deformação da superfície mais macia (figura 11c).

Figura 11 - Mecanismos básicos de atrito: a) Adesão; b) Formação de micro rebarba e c) Deformação de asperezas (elástica e plástica).



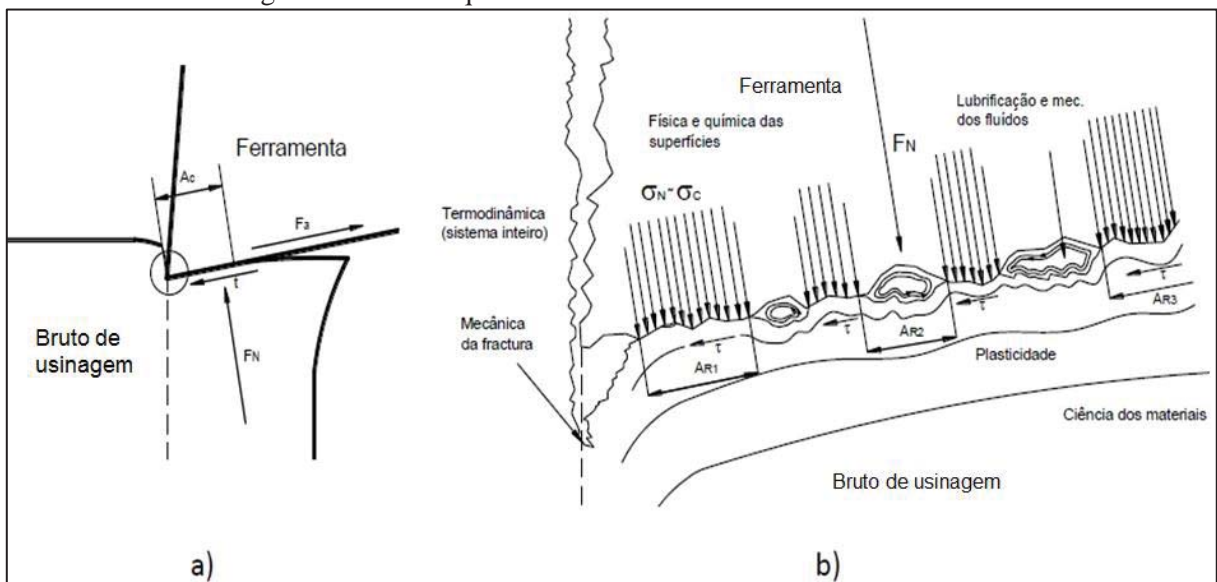
Fonte: Adaptado de Holmberg e co-autores, (2009).

A formação de pequenas rebarbas (figura 11b), ocorre devido à presença de impurezas na superfície de contato, geralmente com dureza superior à dos materiais envolvidos no contato, essas rebarbas, podem comportar-se como uma ferramenta de corte.

Esta ação tem como resultado, a formação de estrias na superfície menos dura. e/ou o arrastamento do material ao longo da superfície.

Apesar de ser estudado desde a antiguidade o atrito entre superfícies em movimento relativo ainda necessita de muitos esclarecimentos, visto que muitos fatores atuam de forma combinada, conforme mostrado na figura 12, onde são efetuadas a representação das forças de corte (F_c), originadas pelo atrito consequente do carregamento normal (F_N) (figura 12a). E a correspondência interdisciplinar dos fenômenos do atrito e desgaste no corte por arranque de cavacos (figura 12b) . Seu estudo requer conhecimentos multidisciplinares, como mecânica dos fluidos, mecânica dos sólidos, ciência dos materiais, física, química, termodinâmica e mecânica da fratura.

Figura 12 - Esquema do contato entre a superfície da peça e a ferramenta de corte com um regime de tensão variável ao longo da face de ataque.



Fonte: Adaptado de Cangundo, (2009).

Ao longo das pesquisas, e com o trabalho experimental, foram obtidas algumas constatações, as quais são expressas a seguir:

- a força de atrito atua sempre na direção oposta do movimento relativo entre as duas superfícies;
- a força de atrito é diretamente proporcional à força normal aplicada ao contato;
- a força de atrito é independente da área nominal de contato.

Desde Leonardo Da Vinci (1452 – 1519), busca-se através de experimentos quantificar e representar com fidelidade o fenômeno do atrito. A consideração adequada da área de contato, da força normal aplicada, e da direção do escoamento de material, requer a utilização de modelos de atrito, os mais realistas possíveis. Existem fundamentalmente três leis de atrito, com foco nos processos de corte e deformação plástica. Estas leis podem ser generalizadas como:

- Lei de Amonton-Coulomb (Teoria das Asperezas);
- Lei de Prandtl (Teoria da Adesão);
- Lei de Wanheim-Bay (Modelo Misto).

Nos estudos desenvolvidos por Bowden e Tabor (1964) a deformação de cada impureza presente na superfície de contato é considerada de forma isolada. Nos processos de corte e deformação plástica, a pressão na interface entre a peça e a ferramenta, é elevada fazendo com que os picos de rugosidade se deformem e conseqüentemente entrem em contato entre si.

2.7 Tribologia no corte ortogonal

O termo Tribologia é frequentemente utilizado para representar a performance real das superfícies em termos de lubrificação, atrito e desgaste (GRZESIK, 2008). O processo de corte é realizado através de um sistema tribo-mecânico que é composto por três elementos básicos:

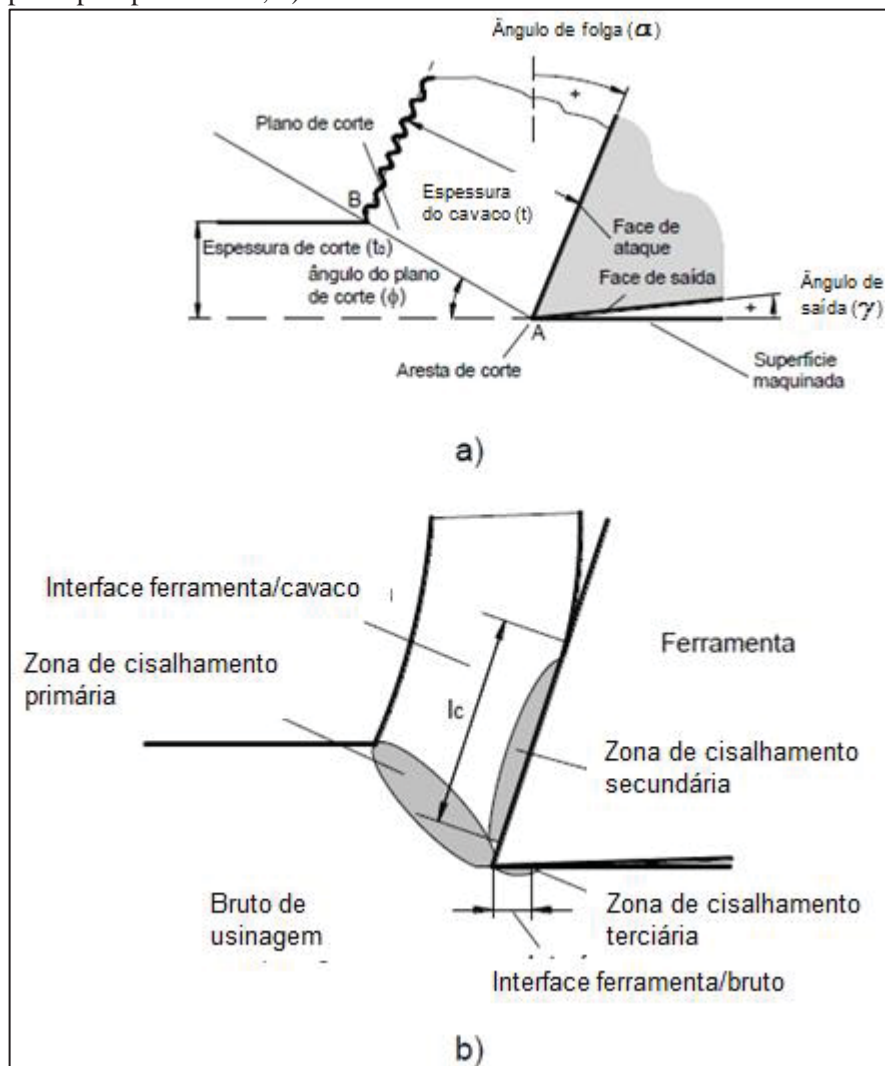
- (i) o material a usinar;
- (ii) a ferramenta e o meio envolvente;
- (iii) lubrificante líquido ou gasoso.

As características tribológicas na face de ataque, são o resultado da geração de novas superfícies, resultantes do escorregamento entre a ferramenta e o cavaco formado. A força de contato que atua em superfícies reduzidas, eleva o valor da tensão normal atuante nestes pontos.

A figura 13 mostra as zonas de cisalhamento consideradas nos processos de corte por arranque de cavacos. A primeira zona é denominada de zona primária de cisalhamento, começa no gume da ferramenta e estende-se ao longo do plano de cisalhamento, até atingir a superfície exterior do material, limitando a zona onde o material será deformado. Nesta região, o material atinge a tensão máxima de cisalhamento (k) na direção do plano de

cisalhamento e distorce ao longo deste plano. A segunda zona é denominada de zona secundária de cisalhamento e surge ao longo da superfície de saída da ferramenta como resultado do atrito de contato entre esta e a superfície do cavaco, e por último a terceira zona que surge no decorrer do deslizamento entre a superfície recém-formada da peça e o flanco da ferramenta de corte e é denominada de zona terciária de cisalhamento.

Figura 13 - Mecanismo de formação de cavaco: a) Representação bidimensional do corte ortogonal, ilustrando os principais parâmetros; b) Zonas de cisalhamento.



Fonte: Adaptado de Cangundo, (2009).

Na maioria dos fenômenos de engenharia, o efeito do atrito nas interfaces tribológicas é caracterizado pela lei de Coulomb. Embora seja bem conhecido que o contato entre dois corpos ocorre entre os picos de rugosidade, é frequente calcular-se as tensões, assumindo que

as forças encontram-se totalmente distribuídas em toda área de contato (área aparente). Apesar de ser uma aproximação, ela não se encontra longe da realidade, visto que, nos processos de usinagem, a área real e a área aparente são praticamente iguais, devido às elevadas pressões de contato que se verificam nestes processos (ZOREV, 1966).

Segundo Stemmer (2001), a geometria de corte de uma broca helicoidal, que faz a interação com o material da peça a ser usinada, equivale a um número finito de ferramentas de corte elementares, distribuídas ao longo dos gumes principais e do gume transversal. Cada uma dessas unidades elementares representa uma porção do modelo de corte ortogonal assumindo parâmetros homogêneos.

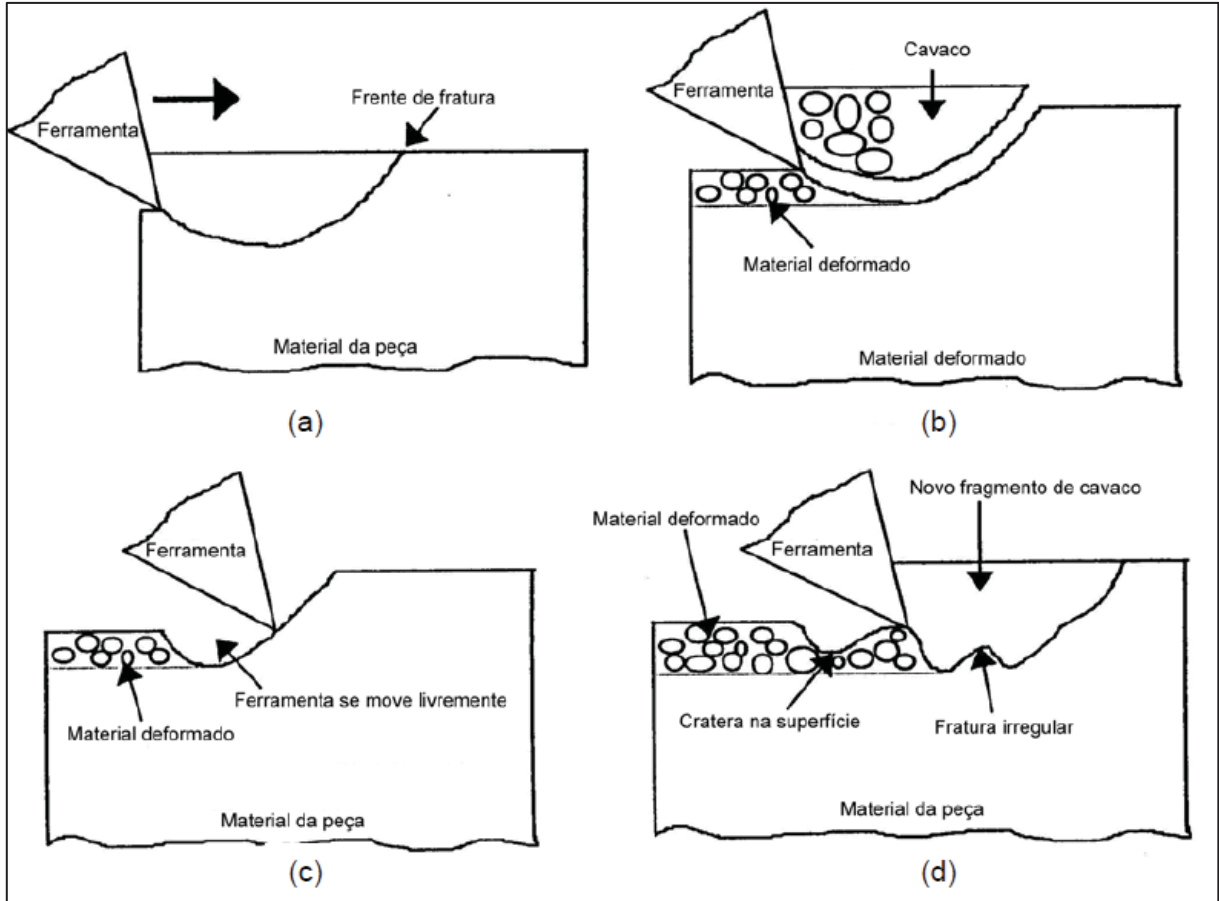
Por possuir uma geometria complexa e variável em função do movimento de rotação, alternando entre a máxima velocidade de corte na região na quina e a mínima na região central da ferramenta, o cavaco gerado no processo de furação assume condições diferentes na sua formação. Na região dos gumes principais da broca, os ângulos de saída são positivos e tem variação em função do ângulo de hélice, e geometria da ponta da ferramenta, nessas regiões o cavaco é cisalhado, a cunha de corte deforma elásticamente e plasticamente o material até que a tensão de cisalhamento seja ultrapassada. Já na região do gume transversal, os ângulos de saída são negativos, e nesse ponto há uma menor velocidade de corte, com isso o material é deformado por extrusão, tendo que ser “forçado” a escoar sobre canal da ferramenta. (BORDIN, 2013).

Nos ferros fundidos nodulares, conforme citado anteriormente, a grafita atua como um elemento enfraquecedor da estrutura perante o processo de corte, pois possui pouca resistência mecânica e gera descontinuidades na matriz metálica. Dessa forma ao iniciar o contato a ferramenta comprime o material, na região abaixo do flanco inicia-se um processo de fratura que se propaga à frente do gume (figura 14a), à medida que o movimento de corte vai se completando, há uma remoção completa da parte do material que sofreu essa fratura (figura 14b). No caso dos ferros fundidos cinzentos pode ocorrer uma remoção brusca de material à frente do gume da ferramenta e essa perder temporariamente o contato com a peça (figura 14c). Esse processo de formação de cavacos arrancados devido à fratura do material, contribui para uma maior rugosidade na superfície que está sendo gerada, pois a fratura nunca irá ocorrer de forma regular, formando assim superfícies com picos e vales bem distintos (figura 14d). Considerando a operação de furação sem aplicação de líquido lubri-refrigerante, como sendo uma operação em que ocorre o atrito entre superfícies não lubrificadas, pode

provavelmente ser adotado um modelo, do tipo, interação entre camadas de óxidos ou superfícies compostas por óxido-óxido, óxido-metal, e metal-metal.

Dadas essas circunstâncias é de vital importância o grau de acabamento e precisão da microgeometria da ferramenta de corte, por se tratar da parte atuante na região de interface entre a peça, o cavaco que está sendo formado e a ferramenta propriamente dita.

Figura 14 – Esquema sequencial de formação de cavacos em ferros fundidos.



Fonte: Cohen et al., 2000 apud Mocellin et al. (2004)

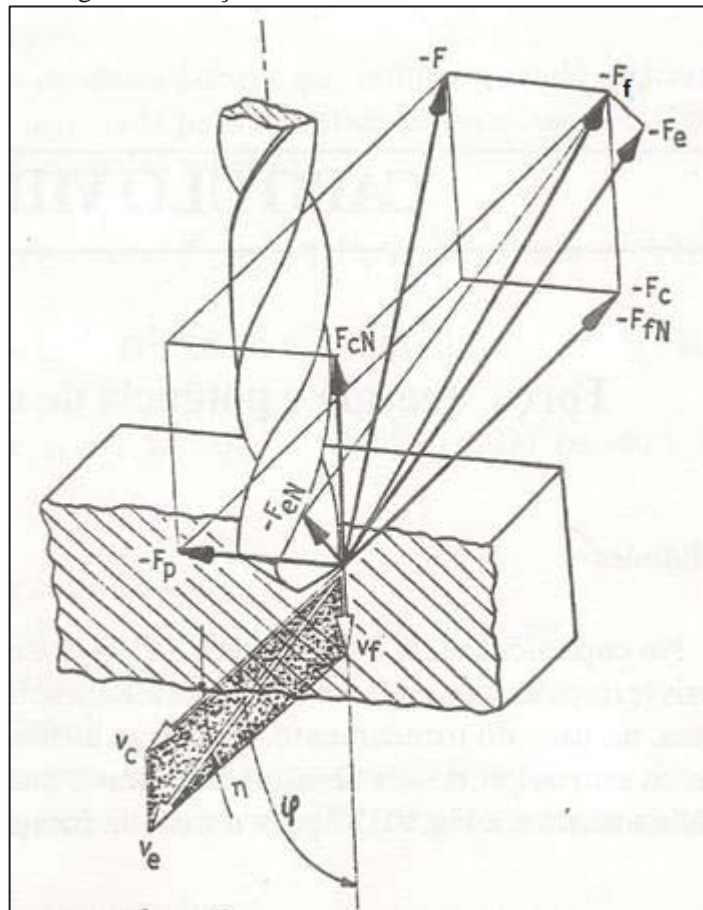
2.8 Força e potência de usinagem na furação

O conhecimento das forças atuantes nos processos de usinagem é muito importante, devido à sua influência na potência de corte, na capacidade de obtenção de tolerâncias apertadas, na temperatura de corte e no desgaste da ferramenta (DINIZ et al., 2006). A figura

15 mostra os movimentos de corte e seus respectivos esforços desenvolvidos durante a operação de furação.

O esforço de corte é a resistência que o material aplica sobre a ferramenta durante os movimentos de corte. A força total de corte F é a resultante formada pela força de corte (F_c), força passiva (F_p) e força de avanço (F_f), que são provocadas pela reação aos movimentos de rotação da ferramenta (V_c) e velocidade de avanço (V_f). A força resultante de corte efetiva (F_e) possui a mesma direção que a velocidade efetiva de corte (V_e), porém em sentido contrário.

Figura 15 - Forças de usinagem na furação.

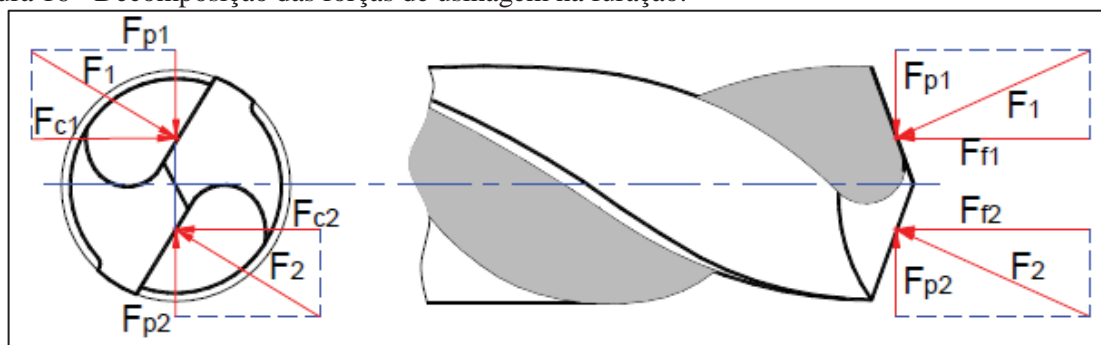


Fonte: Stemmer, (2001).

Considerando-se que a velocidade de avanço é desprezível em relação à velocidade de corte, qualquer ponto selecionado nos gumes da broca, possuirá uma trajetória circular, na qual a força passiva será perpendicular, a força de corte será tangencial e a força de avanço possuirá a mesma direção do eixo da broca. Assim, as forças de usinagem atuantes em cada

um dos gumes podem ser decompostas conforme a figura 16. Onde para cada ponto do gume que for analisado, haverá a força de avanço (F_f) que é paralela ao eixo de simetria da broca com sentido oposto ao movimento de avanço, a força de corte (F_c) e a força passiva (F_p) que são componentes da força resultante (F) em cada gume.

Figura 16 - Decomposição das forças de usinagem na furação.



Fonte: Adaptado de Mocellin, (2002).

A tensão de cisalhamento proveniente da força de corte gera uma movimentação das discordâncias na rede cristalina do material. A grande movimentação de discordâncias por sua vez impacta deformações plásticas no material. Maiores forças e conseqüentemente, tensões, aumentam as deformações (CALLISTER, 2007)

Com relação à interação com o material, tendo em vista que a dinâmica geral do processo de usinagem e as respostas metalúrgicas são fortemente influenciadas pelas forças de corte e pelo mecanismo de formação do cavaco, as forças de corte podem representar um resumo do que ocorre nos limites da zona plástica. Elas têm uma ligação direta com as propriedades do material em termos de tensão/taxa de deformação e temperatura local (DEONÍSIO, 2004 apud BORDIN, 2013).

Durante o corte uma broca helicoidal é submetida a esforços de torção devido à rotação da mesma, e a esforços de compressão causados pelo avanço da ferramenta. Deste modo, para determinar os esforços de um processo de furação, basta calcular o momento torçor e a força de avanço, (DINIZ, et al. 2006).

O momento torçor pode ser medido diretamente através de um dinamômetro na peça ou na ferramenta, e pode ser expresso através da Equação 1.

$$Mf = \frac{F_c \times D}{2000} = Kc \times \frac{f \times D^2}{8000} [N.m] \quad (1)$$

Onde:

F_c : força de corte [N];

D : diâmetro da broca [mm];

f : avanço [mm/rot];

K_c : pressão específica de corte [N/mm²].

As potências necessárias para a usinagem resultam do produto da força de usinagem pelas respectivas componentes de velocidade. Portanto, têm-se:

Potência de corte (N_c), Equação 2:

$$N_c = \frac{F_c \times V_c}{60 \times 75} [CV] \quad (2)$$

Potência de avanço (N_f), Equação 3:

$$N_f = \frac{F_f \times V_f}{1000 \times 60 \times 75} [CV] \quad (3)$$

Potência efetiva de corte (N_e), Equação 4:

$$N_e = N_c + N_f \quad (4)$$

Nas máquinas-ferramentas que apresentam um único motor para acionar os movimentos de corte e de avanço, a potência fornecida pelo motor é dada pela Equação 5.

$$N_m = \frac{N_c}{\eta} \quad (5)$$

Segundo Stemmer (2001), η é o rendimento da máquina-ferramenta, que geralmente está em torno de 60 a 95% . No processo de furação a potência de corte é resultante do produto do momento torçor pela velocidade angular da ferramenta, dada pela Equação 6 abaixo:

$$P_c = \frac{M_t \times 2 \times \pi \times n}{60000} = \frac{M_t \times n}{9549} [kW] \quad (6)$$

2.8.1 Temperatura no processo de furação

Uma das grandes preocupações em operações de furação, é a elevada temperatura presente nos gumes da broca durante o contato com o material da peça. Esse efeito das elevadas temperaturas, pode causar desgastes prematuros ou até mesmo falhas catastróficas na ferramenta de corte (CASTILLO, 2005).

Estudos realizados por Köning e Klocke (1997) e outros autores indicam que o calor gerado no processo de usinagem é distribuído para o cavaco (maior parcela), para a ferramenta de corte e para a peça, esse calor é oriundo, quase que na totalidade, da energia mecânica requerida pelo processo de corte do metal. O calor gerado tem uma contribuição para o processo de corte, o aumento da temperatura faz reduzir a resistência mecânica do material, permitindo assim grandes deformações.

Em aplicações tribológicas, como no caso de dois corpos em deslizamento e contato, altas temperaturas superficiais, podem ter as seguintes conseqüências: fusão superficial, oxidação e desgaste, instabilidades termoelásticas na zona de contato, deterioração de filmes sólidos, resultando na exposição do material base, e adesão subsequente de material entre as superfícies, ignição de um dos corpos em contato, e falhas termomecânicas, como trincas térmicas e empenamento (KOMANDURI e HOU, 2001 apud BORDIN, 2013).

As condições em que o processo de furação se desenvolve apresentam um agravante para o efeito da elevação das temperaturas, conforme abaixo:

- A medida que a ferramenta avança em relação à peça, há um enclausuramento dessa ferramenta, impossibilitando uma troca rápida de calor com o ambiente;
- Os cavacos que são gerados permanecem em contato com a ferramenta ao longo dos canais helicoidais, durante esse tempo acabam transferindo calor para a ferramenta;
- Há um maior fluxo de calor no gume transversal pelo elevado trabalho de deformação na região central da ferramenta. Quanto mais afastado do centro da ferramenta maior a temperatura gerada em função do aumento da velocidade de corte.

O conhecimento dos efeitos e da forma com se distribuem as temperaturas do processo permitem a tomada de ações que podem melhorar a vida útil da ferramenta, a qualidade dimensional e superficial dos furos gerados.

2.9 Tratamento de gumes

Um dos temas mais abordados, entre os fabricantes de ferramenta de corte e grandes empresas de usinagem é o arredondamento, preparação ou tratamento dos gumes das ferramentas. Pesquisas e testes realizados nesta área demonstram um aumento significativo na vida útil das ferramentas de corte, possibilitando assim aumento de parâmetros de corte para obtenção de ganhos em tempos de processo.

Diferentes tamanhos e formas da microgeometria, podem ser produzidas por meio de micro-jateamento, escovação, acabamento magneto-abrasivo, acabamento por arraste (*drag-finishing*) ou por técnicas de ablação a laser (KANDRÁČ et al., 2013).

Estudos sempre remetem ao fato que as ferramentas de corte são submetidas à tensões elevadas em função das modernas técnicas de programação CNC, novas máquinas de usinagem, tecnologias de usinagem a seco, a usinagem em altas velocidades ou usinagem de alto desempenho. Vários pesquisadores afirmam, que o objetivo principal do processo de preparação dos gumes, é gerar uma geometria específica no contorno destes (arredondamento, chanfro ou uma combinação de ambos), para produzir uma melhoria na microtopografia das quinas e preparar assim essa região para o processo de revestimento subsequente (TOFANA et al., 2013).

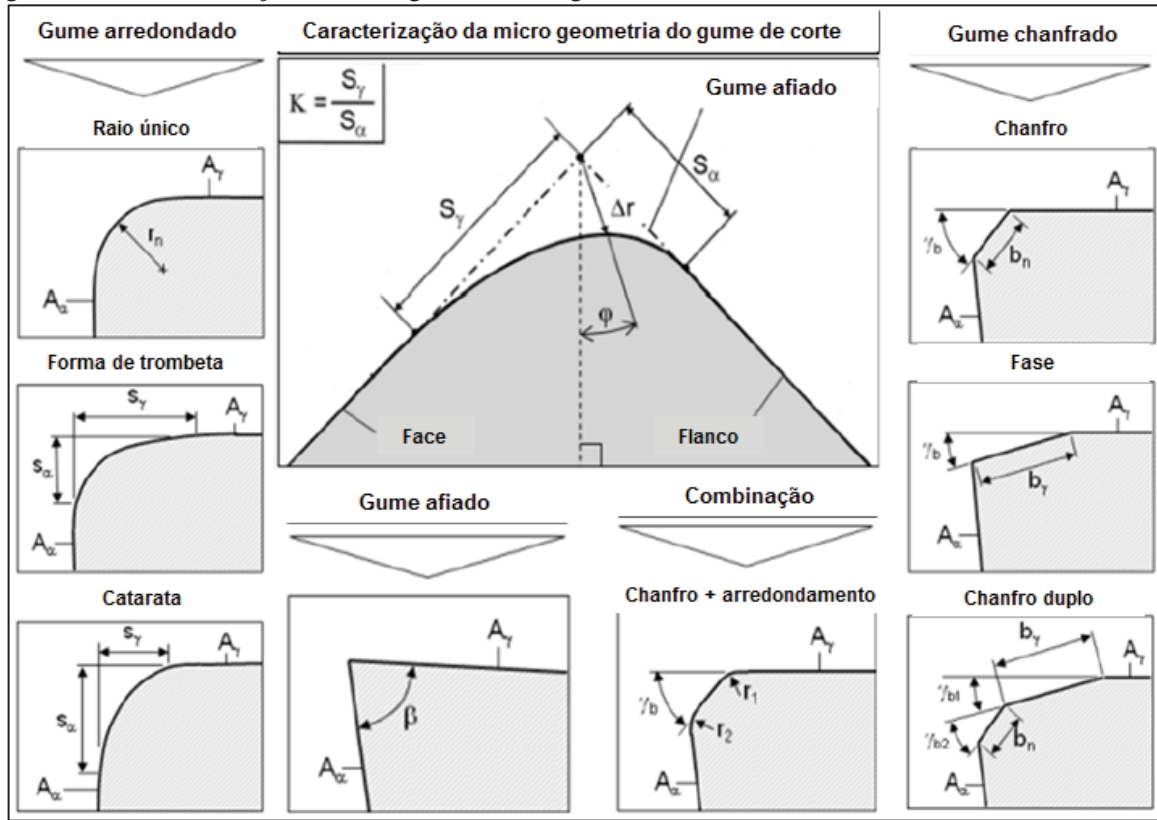
Outra importante intervenção do tratamento dos gumes dá-se, em função da necessidade de melhoria, do comportamento da interface ferramenta-peça, em aplicações de usinagem específicas. Os parâmetros a serem levados em conta no momento da escolha, da geometria mais adequada para a aplicação, são os seguintes: condição inicial do gume, tipo de processo de usinagem, parâmetros dos processos, efeito do tamanho e/ou aspectos de microusinagem, material da peça, material da ferramenta (substrato), macrogeometria da ferramenta e revestimento (RODRIGUEZ, 2009).

A microgeometria de corte é geralmente definida pelo raio (r_n), formado entre as duas superfícies que compõe o gume ou ponta. A forma da microgeometria pode ser caracterizada mais consistentemente, utilizando os parâmetros Δr , φ , $S\gamma$, $S\alpha$. Esses parâmetros são ilustrados na figura 17 (DENKENA et al., 2008).

A caracterização da microgeometria da ferramenta de corte é um requisito fundamental, a fim de investigar a sua influência específica em processos de usinagem. A modificação efetuada nessa característica da ferramenta afeta diretamente os aspectos

tribológicos já mencionados anteriormente, pois provoca significativas alterações na interface ferramenta-peça.

Figura 17 – Caracterização da microgeometria do gume e seus formatos.



Fonte: Adaptado de Kandrác et al., (2013).

Denkena et al. (2008) analisaram a influência da simetria da microgeometria na vida da ferramenta. Trabalhando diferentes inclinações da microgeometria, em relação ao ângulo de saída e o ângulo de flanco, constataram a influência não só no mecanismo de desgaste, mas também nas cargas mecânicas e térmicas sobre a ferramenta. Para atingir essas microgeometrias especiais nos gumes, são aplicadas diferentes tecnologias de fabricação, que dependem da produtividade, precisão e perfil desejados.

Com base nos testes realizados por Denkena et al. (2008), foi utilizado um fator denominado de K, que relaciona a inclinação da microgeometria em relação ao ângulo de saída ou ao ângulo de flanco da ferramenta, dessa forma foi possível classificar as microgeometrias conforme três tipos:

- $K = 1$ – microgeometria simétrica em relação ao gume cortante;

- $K > 1$ – microgeometria inclinada na direção da face de ataque;
- $K < 1$ – microgeometria inclinada na direção do para o ângulo de flanco.

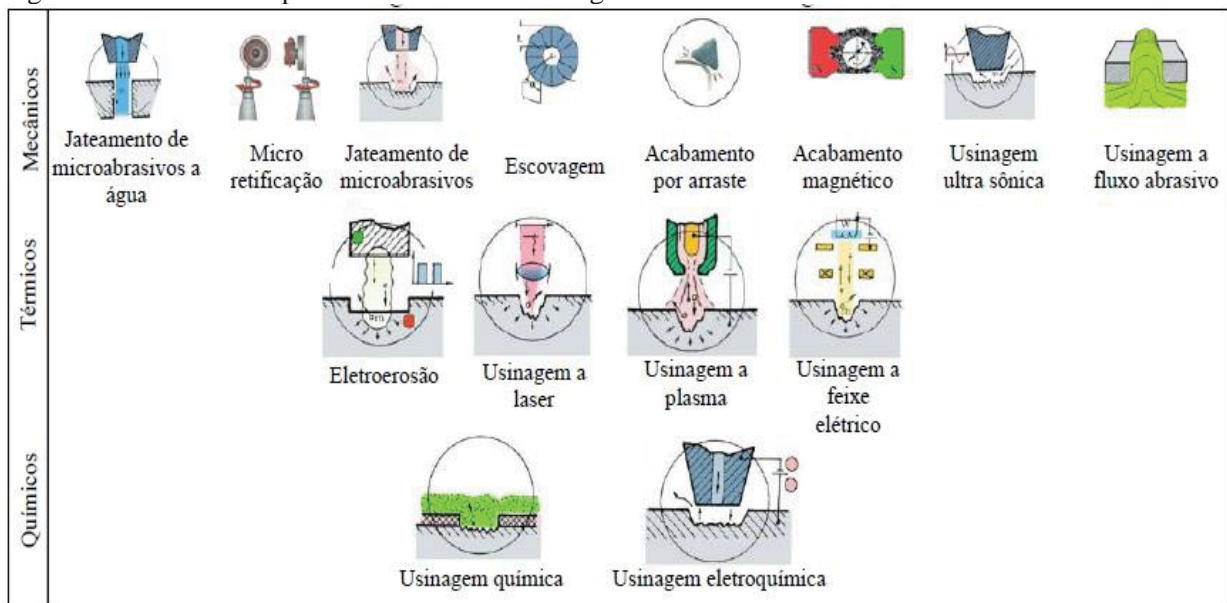
2.9.1 Métodos de tratamento de gumes

Considerando o tratamento de gumes um grande passo na inovação, e melhoria dos mecanismos de remoção de material no processo de usinagem, e sabendo-se da importância do seu controle geométrico e dimensional, um grande desafio a ser vencido é a determinação do processo de tratamento à ser aplicado em cada situação distinta, seus parâmetros e técnicas de utilização.

A evolução de processos especiais de fabricação, aprimorou aplicações para serem obtidas geometrias definidas na ferramenta. Esses processos têm por objetivo remover material sistematicamente, para alcançar a geometria específica do gume, e topografia requerida, além da modificação das superfícies funcionais no entorno do gume (RODRIGUEZ, 2009).

Os processos especiais de fabricação são divididos de acordo com seu princípio de remoção de material, assim basicamente são três os tipos: Mecânicos, térmicos e químicos. A figura 18 ilustra esses processos especiais conforme essas três divisões.

Figura 18 – Processos aplicados ao tratamento de gumes



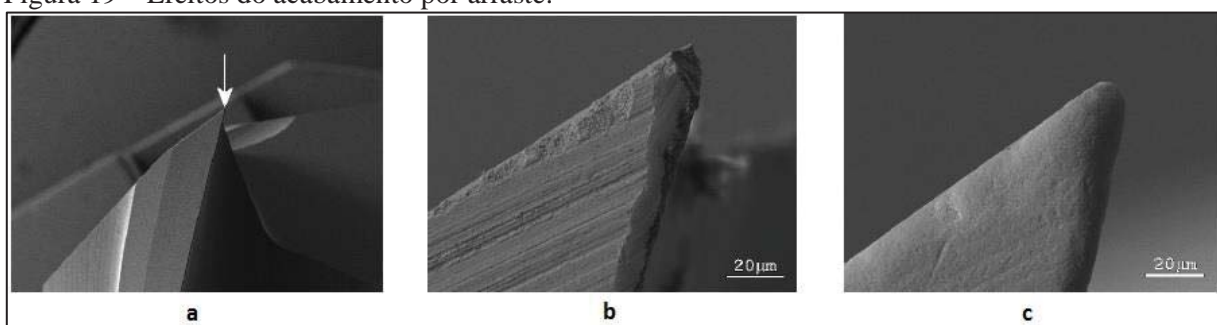
Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

Dos processos aplicados na indústria de fabricação de ferramentas de corte rotativas, como brocas, fresas, machos de roscar, etc, o tratamento de gumes por escovação, acabamento por araste e jateamento com microabrasivos, têm um destaque maior, dado ao seu custo final ser menor comparado aos demais processos.

O acabamento por arraste ou *drag finishing*, consiste em mergulhar a ferramenta de corte em um meio abrasivo, composto por partículas de elementos cerâmicos e granulometria distinta, para cada grau de acabamento requerido. Uma vez inserida nesse meio, a ferramenta desenvolve movimentos em um sistema planetário, alternando sentidos de giro e penetração, sendo forçada contra o meio abrasivo. São possíveis tratamentos pré e pós-revestimento, e no tratamento que antecede o revestimento, são geradas as microtopografias dos gumes, como raios de arredondamento, além de uma melhora substancial na rugosidade dessas superfícies.

A figura 19 ilustra os efeitos do processo de acabamento por arraste. Na figura 19a está indicada a região da ferramenta que foi fotografada com auxílio de microscopia, e antes do processo (figura 19b) e depois do processo (figura 19c).

Figura 19 – Efeitos do acabamento por arraste.



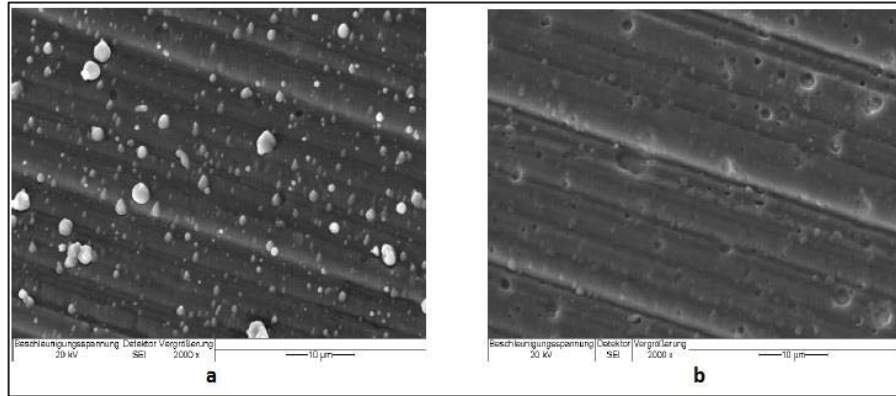
Fonte: Adaptado de OTEC GmbH (2012).

A outra aplicação do acabamento por arraste ocorre após a realização do processo de revestimento da ferramenta, onde a deposição do revestimento não é uniforme, gerando acúmulos ou bolhas sobre a superfície. O acabamento por arraste com grãos abrasivos específicos permite remover esses acúmulos reduzindo assim o atrito sobre essa superfície. A figura 20 ilustra os defeitos do revestimento, antes do processo de acabamento por arraste (figura 20a) e o resultado obtido após aplicação desse processo (figura 20b).

O processo de tratamento de gumes realizado por escovas com filamentos de nylon abrasivo (FNA), tem ganhado cada vez mais espaço dado à facilidade de aplicação, e a possibilidade de realizar essa operação, no mesmo equipamento onde está sendo feita a

operação de retificação, para construção ou recondicionamento da ferramenta. As cerdas ou filamentos de nylon abrasivo são dispostos geralmente em um disco que imita o formato dos rebolos montados em retíficas.

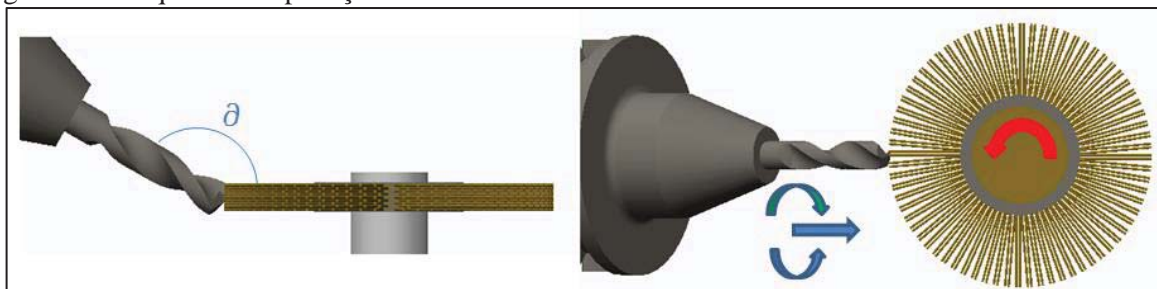
Figura 20 – Efeitos do acabamento por arraste após o revestimento da ferramenta.



Fonte: Adaptado de OTEC GmbH (2012).

O poder de remoção dos FNA é extremamente reduzido, a finalidade principal é a melhora no acabamento e o arredondamento do gume. Durante o uso, novos grãos abrasivos são constantemente expostos, à medida que o nylon desgasta contra a superfície. Isto auxilia em uma eficiente escovação, através da vida útil da escova (RODRIGUEZ, 2009). Na figura 21 está esquematizada a aplicação de uma escova de filamentos de nylon abrasivo, no tratamento de gumes de uma broca. Os parâmetros fundamentais desse processo, são a inclinação da escova de FNA em relação ao eixo de simetria e aos gumes da ferramenta de corte (θ), o tempo de contato da escova com a ferramenta e sentido de giro da ferramenta em relação à escova.

Figura 21 – Esquema de aplicação da escova de FNA.



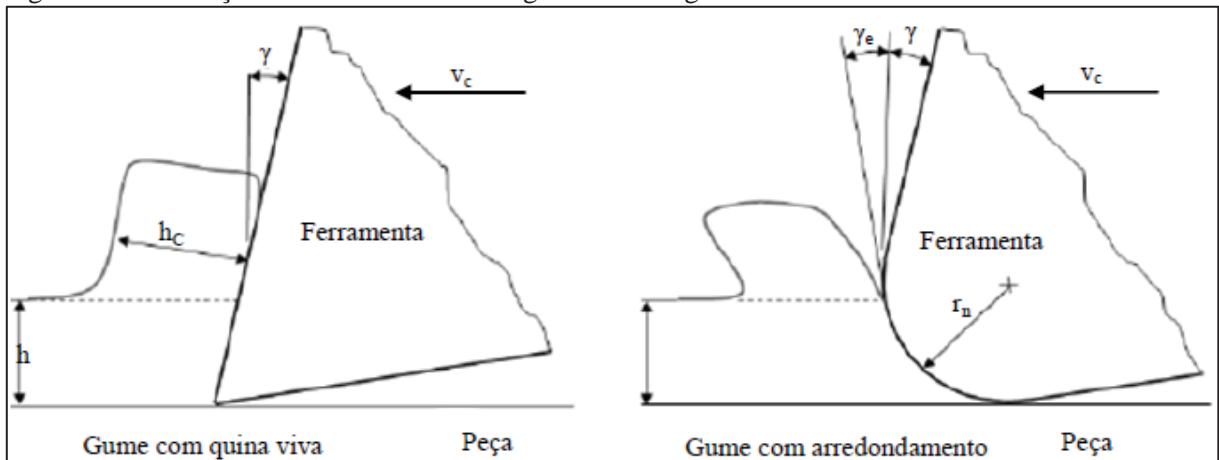
Fonte: Autor.

2.9.2 Efeitos do tratamento dos gumes na usinagem

Muitas pesquisas são realizadas para determinar a melhor forma de se promover o tratamento dos gumes, porém o grande intuito das pesquisas é medir os efeitos provocados por essas alterações na microgeometria sobre a usinagem.

De acordo com Rodriguez (2009) e outros pesquisadores os efeitos da alteração na microgeometria afetam diretamente a formação e escoamento do cavaco, a resistência ao desgaste da ferramenta e a integridade superficial da peça. Em teoria a modificação da microgeometria do gume altera o seu mecanismo de corte. Na figura 22 é possível exemplificar teoricamente as alterações no mecanismo de corte. Tomando por base a espessura de cavaco não cisalhado (h) em relação ao raio da ferramenta (r_n), há o surgimento do ângulo de saída efetivo (γ_e) de magnitude negativa, independente de o ângulo nominal de saída (γ) ser positivo, negativo ou neutro.

Figura 22 – Alterações teóricas no efeito da geometria do gume.



Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

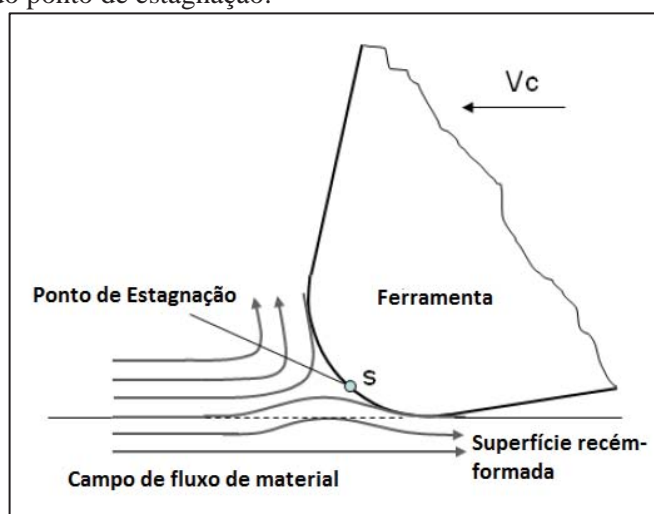
Quando consideradas espessuras de material em escala micrométrica, a tensão de cisalhamento do material aumenta em grande escala, pois nessas condições, a distribuição das discordâncias móveis na estrutura cristalina, tende a valores próximos de zero, dessa forma as forças de corte, terão que superar as grandes forças das ligações atômicas dentro dos cristais (WALDORF et al., 1999).

Endres et. al. (2002) e Davim et al. (2013) observaram outra interferência fundamental, gerada pela alteração do gume em função do chanframento/arredondamento,

trata-se do aparecimento do efeito de *ploughing* (sulcamento). Nessa condição o material que é forçado contra o chanfro/arredondamento do gume principal, sofre uma deformação plástica e é empurrado para o lado, escoando ou compactando-se. O sulcamento pode ser resultante de um ângulo de saída muito negativo, ou de um ângulo de saída negativo “efetivo”, o qual existe quando o raio do gume é da ordem da profundidade de corte, no corte ortogonal.

As alterações do fluxo de material sobre o gume da ferramenta, promovem um aumento substancial da temperatura e da força de avanço. A formação de uma superfície no gume, gera uma área maior de resistência deste, influenciando também no aumento da força de corte e na força passiva, por consequência, um aumento da força resultante. A presença do raio no gume gera um campo de fluxo de material, neste campo há um ponto de estagnação S conforme apresentado na figura 23. Acima deste ponto, o material é forçado a fluir vindo a formar o cavaco, enquanto que abaixo do ponto de estagnação, considera-se a fluir para a peça de trabalho para formar a superfície recém-usinada da peça (RODRIGUEZ, 2009).

Figura 23 – Conceito do ponto de estagnação.



Fonte: Adaptado de Rodriguez (2009).

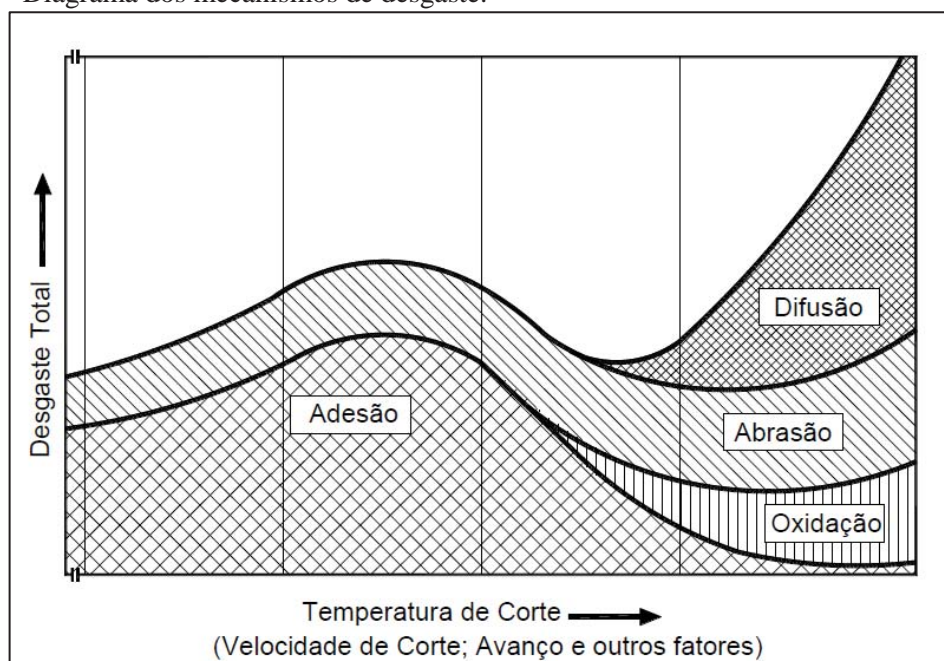
2.10 Mecanismos de desgaste

As ferramentas de corte são desenvolvidas para trabalhar dentro de uma faixa de condições, que lhes conferirá uma determinada vida útil. Para se determinar o final dessa vida útil, ou então para tentar prolongá-la, é preciso conhecer os mecanismos de desgaste que ocorrem na ferramenta, quando esta se encontra em trabalho de corte. Consideram-se

desgastes como sendo a perda contínua de partículas de material da ferramenta em escala microscópica nas superfícies de saída e de folga da mesma. A avaria por sua vez é definida como a destruição da ferramenta de corte de forma repentina e inesperada.

Um diagrama clássico citado por Klocke (2010) e Ferraresi (2003) é apresentado na figura 24, e destaca a distribuição dos mecanismos de desgaste da ferramenta de corte em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que venha a influenciá-la, como por exemplo, a velocidade de corte e o avanço.

Figura 24 – Diagrama dos mecanismos de desgaste.



Fonte: Adaptado de Klocke (2010).

Analisando-se o diagrama da figura 24, é possível a verificação de que em baixas temperaturas, apenas a adesão e a abrasão atuam sobre a ferramenta. Na medida em que a temperatura aumenta, outros mecanismos surgem, como é o caso da difusão e da oxidação, ou seja, quanto maior a temperatura de corte, é crescente o surgimento de novos mecanismos de desgaste (MACHADO et al. 2011).

A aplicação de brocas em processos de furação está sempre sujeita às avarias e desgastes em suas quinas, observando-se também atrito entre as guias com a parede do furo, além de com o próprio cavaco. Todos esses fatores devem ser verificados e levados em consideração, para se buscar uma melhor eficiência no processo de furação. A furação

apresenta diversos mecanismos de desgaste que acarretam no fim da vida para as ferramentas de corte. Dentre os mais frequentes encontram-se: abrasão, oxidação, aderência, difusão e deformação plástica, que serão apresentados na sequência (DAVIM, 2008).

2.10.1 *Abrasão*

A abrasão é uma das principais causas de desgaste de ferramenta. Tanto o desgaste frontal quanto o de cratera podem ser gerados por abrasão. Esses desgastes gerados pela abrasão são incentivados pela presença de partículas duras no material da peça e pela temperatura de corte, que reduz a dureza da ferramenta. O aumento da velocidade de corte, faz com que o escorregamento das partículas do material das peças, ocorra sob alta pressão e temperatura, desencadeando o processo de abrasão.

2.10.2 *Oxidação*

A oxidação se dá pela formação de um filme de óxido resultante da exposição das superfícies aquecidas ao ar. Este filme recobre todas as regiões nas quais o oxigênio da atmosfera tem acesso, atacando principalmente as regiões vizinhas das superfícies de saída, incidência primária e incidência secundária. A ação destrutiva da oxidação ocorre devido à diferença de volumes dos óxidos formados, criando saliências nas superfícies da ferramenta, levando facilmente ao lascamento e quebra da quina da mesma (SCHRÖETER; WEINGAERTNER, 2001).

2.10.3 *Aderência*

O fenômeno da aderência ou adesão ou convencionalmente como *attrition* (MACHADO et al. 2011), tende a ocorrer quando se tem duas superfícies metálicas em contato sob cargas de tensão ou compressão. Este fenômeno pode estar presente com ou sem a formação de gume postiço de corte, predominante em baixas velocidades de corte e baixos avanços. Um dos principais agentes causadores da aderência é o fluxo irregular de material que passa pelas

superfícies de saída ou de folga da ferramenta. Esse fluxo acaba arrastando consigo fragmentos microscópicos da superfície da ferramenta.

2.10.4 Difusão

A difusão consiste na transferência de átomos de um material para o outro, o que causa variações nas propriedades na camada superficial da ferramenta. Estas reações químicas provocam a formação de carbonetos menos resistentes à abrasão. A difusão ocorre através da combinação de três fatores: elevadas temperaturas na região de contato; afinidade química entre a ferramenta e o material da peça; tempo de contato. O desgaste predominante é do tipo cratera normalmente em altas velocidades de corte, pois na superfície de saída da ferramenta é gerada uma condição necessária para a difusão dos materiais, que vem a ser, altas temperaturas (devido a altas velocidades e a zona de aderência) e tempo de contato cavaco-ferramenta (MACHADO et al. 2011).

2.10.5 Deformação plástica

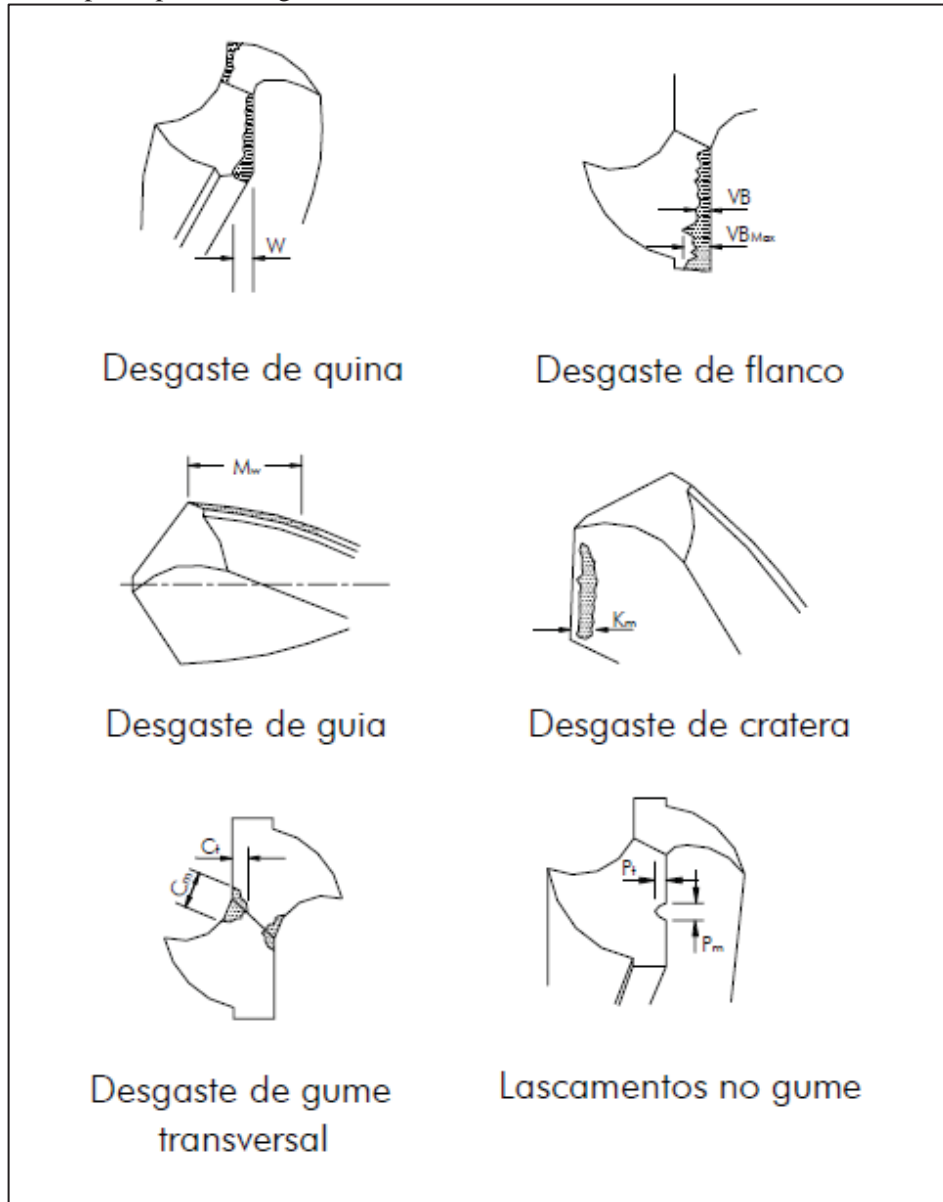
Esse mecanismo é classificado por Machado et al. (2011) de acordo com a ação que o provoca, assim, tem-se deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas, que consiste na deformação plástica que ocorre quando as tensões cisalhantes na interface ferramenta/cavaco, são suficientemente grandes, elevando a temperatura no gume, vencendo a resistência ao escoamento do material da ferramenta. A outra classificação é a deformação plástica sob altas tensões de compressão, que ocorre na usinagem de materiais de elevada dureza, então há um aumento substancial da tensão de compressão, e por conta disso, também há uma elevação da temperatura, levando o material da ferramenta a se deformar plasticamente.

2.11 Desgastes em brocas

Na determinação do final de vida útil de uma broca é importante avaliar o tipo e o mecanismo de desgaste que levou à perda da capacidade de corte. Na usinagem de metais,

alguns desgastes têm destaque, por serem avaliados como critério do fim de vida da ferramenta. Este é o caso do desgaste de flanco e de cratera, sendo estipulados valores limitados para tal. A figura 25 destaca os principais tipos de desgastes presentes em brocas.

Figura 25 - Principais tipos de desgaste em brocas.



Fonte: Adaptado de Castillo, (2005).

Esses desgastes são inspecionados e quantificados quanto à sua dimensão, e comparados com o comprimento linear de corte, já realizado pela ferramenta no momento da detecção do desgaste, ou seja, a medida de desempenho de uma broca quanto à vida útil é

dada pela dimensão da marca de desgaste em função de quantos metros lineares de furação foi executada.

Os desgastes normalmente presentes nas brocas após sua utilização possuem algumas características, as quais são detalhadas a seguir:

- a) Desgaste de quina (W) – é caracterizado pelo arredondamento da quina da ferramenta e apresenta-se como largura da marca do desgaste;
- b) Desgaste de flanco (VB e VB_{max}) – ocorre perda do material da cunha cortante na superfície de folga da ferramenta. A ocorrência desse tipo de desgaste está na maioria dos processos de usinagem. A norma ISO 3685 descreve como quantificar o desgaste de flanco.
- c) Desgastes das guias (M_w) – é o tipo de desgaste que danifica as guias de ferramenta, sendo mensurado partindo da quina da ferramenta ao longo de cada uma das guias.
- d) Desgaste de cratera (K_w) – corresponde à dimensão medida do ponto mais afastado ao lado oposto da cratera, tomando como referência o gume. Ocorre na superfície de saída do material (cavaco) sendo causado geralmente por difusão ou por atrito. Esse desgaste ocorre geralmente num ponto ligeiramente afastado do gume.
- e) Desgaste de gume transversal (C_t e C_m) – medido através de “ C_m ” (largura do desgaste) e “ C_t ” (ponto mais alto do desgaste).
- f) Lascamento (P_t e P_m) – caracterizando pela retirada de partículas maiores na ferramenta. Ocorre geralmente em ferramentas de material frágil. Com a presença do lascamento, o acabamento superficial da peça fica comprometido.

2.12 Critérios de fim de vida

A vida de uma ferramenta pode ser definida como o tempo efetivo de contato que a mesma trabalha efetivamente (deduzidos os tempos passivos), até perder a sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido (FERRARESI, 2003).

Algumas características do processo de usinagem são alteradas à medida que a ferramenta vai se desgastando. A temperatura se eleva progressivamente, a força de corte e a potência consumida, aumentam, as dimensões da superfície se alteram e o acabamento da

superfície piora. Em ferramentas de metal-duro, por exemplo, o aumento das forças de corte, no caso de um desgaste excessivo, provoca o lascamento e destruição total do gume.

A utilização de uma broca de metal duro até este ponto é desaconselhável, pois será necessário um longo trabalho de reafiação com remoção de uma extensa camada de material, antes que se possa restabelecer um gume adequado.

Infelizmente, não existe uma única relação entre o desgaste da ferramenta, a qualidade e as dimensões da superfície usinada. Tentar medir o desgaste da ferramenta incrementaria os tempos não produtivos. Por este motivo, em grandes produções industriais, como consequência das dificuldades de medição e interpretação dos desgastes, simplesmente é adotado como critério de fim de vida, o número de peças usinadas por ferramenta. Tal número é calculado cuidadosamente através de um teste inicial e deve ser empregado um fator de segurança, o que leva a custos adicionais de usinagem (STEMMER, 2001).

Em laboratórios, o critério mais utilizado é a medição do desgaste, devido à facilidade de ser quantificado. O desgaste de flanco é frequentemente utilizado como critério de fim de vida, pela sua influência direta com a rugosidade da superfície do material usinado e as dimensões da peça. A escolha dos critérios de fim de vida depende de vários fatores, tais como exigências da usinagem, material da ferramenta, processo etc., sendo os mais comuns (STEMMER, 2001 e FERRARESI, 2003).

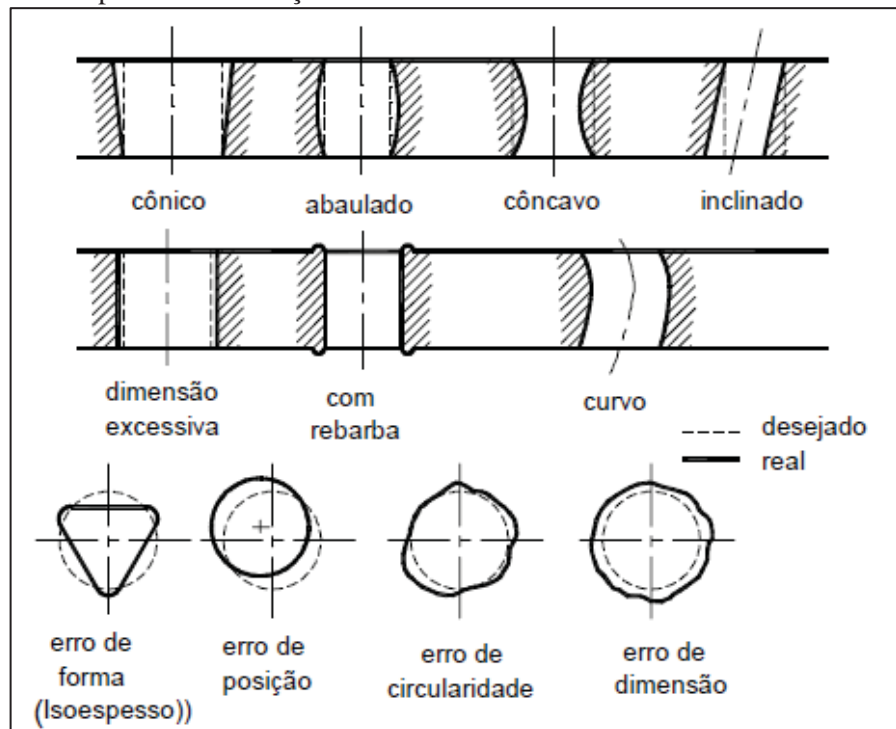
- Falha completa da ferramenta;
- Falha preliminar da ferramenta;
- Largura da marca de desgaste no flanco VB_{max} ;
- Vibrações intensas da peça ou da ferramenta;
- Profundidade da cratera KT;
- Deficiência no acabamento da superfície;
- Formação de rebarbas;
- Variação na forma dos cavacos;
- Alteração das dimensões da peça;
- Força de corte, torque ou potência;
- Aumento da força de avanço;
- Aumento da temperatura do gume;
- Número de peças usinadas.

2.13 Qualidade na furação

A precisão de qualquer furo produzido por operação de furação depende de muitos fatores, incluindo o processo utilizado, a peça e a máquina usadas, parâmetros de usinagem e a rigidez do conjunto utilizado. A precisão é também dependente da geometria da ferramenta utilizada (SANDVIK, 2010).

Os erros gerados pelo processo de furação podem ser relacionados com a geometria do furo, com a posição, com a forma e com a dimensão. Na figura 26 são exemplificados os principais tipos de imperfeições na furação.

Figura 26 - Erros no processo de furação.



Fonte: Adaptado de Tool and Manufacturing, (1983) apud Sousa (2011).

Para a obtenção de furos aceitáveis devem-se seguir tolerâncias, as quais podem ser de forma e dimensionais. As tolerâncias dimensionais estão relacionadas com a medida nominal e a medida real encontrada no furo, e as tolerâncias de forma estão relacionadas com a geometria dos furos.

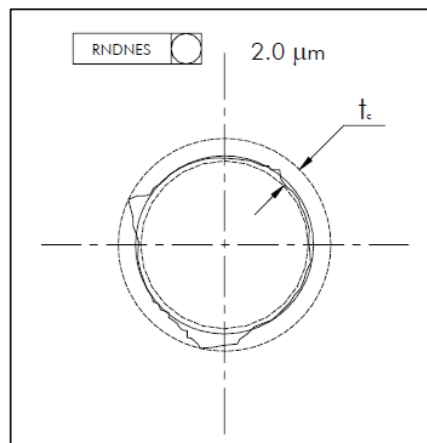
2.13.1 Erros de Forma

Um erro de forma corresponde à diferença entre a superfície real da peça e a forma geométrica teórica. A forma de um elemento será correta quando cada um dos seus pontos for igual ou inferior ao valor da tolerância dada (DRAKE, 1999).

As tolerâncias para erros de forma são caracterizadas pelo fato de que não estão determinadas por um marco de referência. Elas não controlam a forma de uma geometria em relação à outra, nem com respeito a sistemas de coordenadas estabelecidas por outras geometrias (DRAKE, 1999). Existem vários conceitos de tolerâncias usados no controle dos erros de forma aplicados na furação.

- a) **Circularidade:** a tolerância de circularidade controla erros de forma de uma esfera ou de geometrias que possuem seções transversais circulares (existem algumas exceções). É a condição pela qual qualquer círculo deve estar dentro de uma faixa definida (t_c) por dois círculos concêntricos, distantes no valor da tolerância especificada como mostra a figura 27.

Figura 27 – Erro de circularidade.



Fonte: Drake, (1999).

Formas tais como triangular, irregular ou oval são comumente observadas na avaliação da circularidade. A precisão dos mancais do fuso e a afiação da ferramenta são essenciais para a minimização destes erros. O erro de circularidade pode ser também reduzido aumentando a taxa de avanço e usando uma ferramenta mais rígida.

- b) **Cilindricidade:** a tolerância de cilindridade é determinada pela diferença entre os raios de dois cilindros geometricamente corretos, os quais são coaxiais. Os eixos dos cilindros não têm uma orientação ou colocação pré-definida em relação à tolerância, nem a nenhuma outra referência. A circularidade é um caso particular de cilindridade, quando se considera uma seção do cilindro perpendicular à sua geratriz. A tolerância de cilindridade engloba as tolerâncias admissíveis na seção longitudinal do cilindro, que compreende conicidade, concavidade e convexidade (DRAKE, 1999).

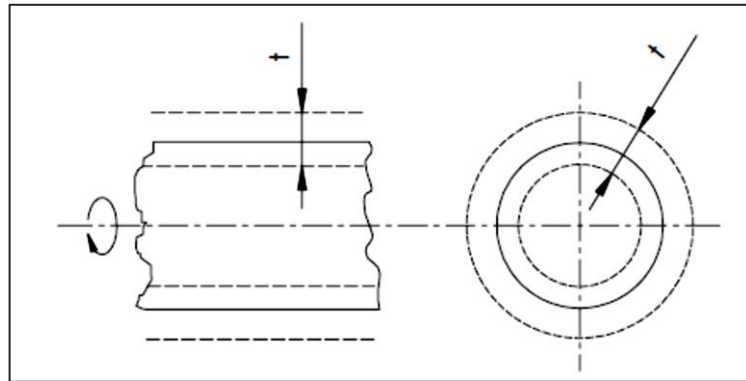
2.13.2 Erros de posição

Na usinagem de elementos de revolução, tais como cilindros ou furos, ocorrem variações em suas formas e posições, o que provoca erros de ovalização, conicidade, excentricidade etc. em relação a seus eixos. Tais erros são aceitáveis até certos limites, desde que não comprometam o funcionamento das peças acabadas.

Além desses desvios, fica difícil determinar na peça o seu verdadeiro eixo de revolução. Nesse caso, a medição ou inspeção deve ser feita a partir de outras referências que estejam relacionadas ao eixo de simetria. Essa variação de referencial geralmente leva a uma composição de erros, envolvendo a superfície medida, a superfície de referência e a linha de centro teórica.

- a) **Batimento radial:** o batimento representa a variação máxima admissível da posição de um elemento, considerado ao girar a peça de uma rotação em torno de um eixo de referência, sem que haja deslocamento axial. O batimento pode delimitar erros de circularidade, coaxialidade, excentricidade, perpendicularidade e planicidade, desde que seu valor, que representa a soma de todos os erros acumulados, esteja contido na tolerância especificada (DRAKE, 1999). A tolerância de batimento radial é definida como um campo de distância “t” entre dois círculos concêntricos, medidos em um plano perpendicular ao eixo considerado, conforme exemplificado na figura 28.

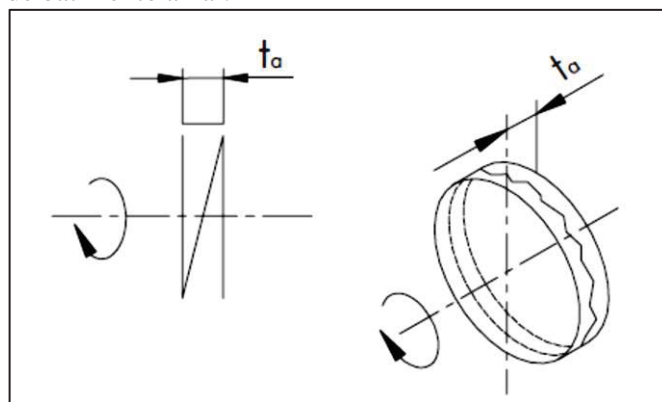
Figura 28 - Tolerância de batimento radial.



Fonte: Drake, (1999).

- b) Batimento axial: a tolerância de batimento axial (t_a) é definida como o campo de tolerância determinado por duas superfícies, paralelas entre si e perpendiculares ao eixo de rotação da peça, dentro do qual deverá estar a superfície real, quando a peça efetuar uma volta, sempre referida a seu eixo de rotação, na figura 29 está ilustrada a tolerância de batimento axial.

Figura 29 - Tolerância de batimento axial.



Fonte: Drake, (1999).

2.13.3 Erros de dimensão

A precisão dimensional de um furo executado pelo processo de furação está relacionada a um conjunto de fatores que incluem os sistemas de fixação da ferramenta (batimento radial da broca) e da peça (estabilidade durante o processo), a geometria e os parâmetros de corte da

ferramenta que está sendo empregada, a rigidez da máquina-ferramenta e as condições ou características do material que está sendo furado. Existem várias tabelas baseadas em experimentos realizados, que mostram o grau de tolerância para um determinado tipo de broca e faixa de diâmetros, porém esse tipo de tabela é muito específica devido aos fatores que afetam a precisão dimensional, conforme citados acima.

2.13.4 Erros de acabamento

Os erros de acabamento possuem grande participação na rejeição de peças em uma linha de produção, e muitas vezes determinam o final de vida de uma ferramenta, pois operadores não qualificados, usam esse critério para rejeitar a ferramenta de corte. Alguns destes defeitos presentes na furação são os mostrados a seguir:

a) Rebarbas: no processo de furação é possível que rebarbas se formem na borda do furo, tanto na entrada quanto na saída. A forma e dimensão da rebarba dependem principalmente das condições da ferramenta, da velocidade de corte e avanço utilizados. Outros fatores são: o material usinado (que pode influenciar a formação de rebarbas devido às suas propriedades mecânicas); a rigidez da máquina; e a composição do fluido refrigerante. Na usinagem de materiais dúcteis, evitar a formação de rebarbas é muito difícil. A melhor saída é o controle dessas rebarbas, através de parâmetros de corte e geometria das ferramentas.

Na furação, o gume transversal da ferramenta tem apenas uma influência indireta sobre a formação de rebarbas. Entretanto, o desgaste de quina tem uma influência marcante, no sentido de favorecer a sua formação. O avanço é um importante fator na formação de rebarbas, e de maneira geral pode-se afirmar que grandes avanços produzem grandes rebarbas (CASTILLO, 2005).

Para reduzir a formação de rebarbas na usinagem recomenda-se diminuir a espessura do cavaco, principalmente na saída dos furos, pois haverá uma redução da pressão de corte em uma região de baixa resistência do material da peça. Na furação do ferro fundido, podem surgir rebarbas na saída do furo, quando os gumes realizam um corte deficiente devido ao desgaste, recomenda-se o uso de quinas arredondadas para minimizar esse efeito. A figura 30 representa um caso de rebarba em uma peça de ferro fundido.

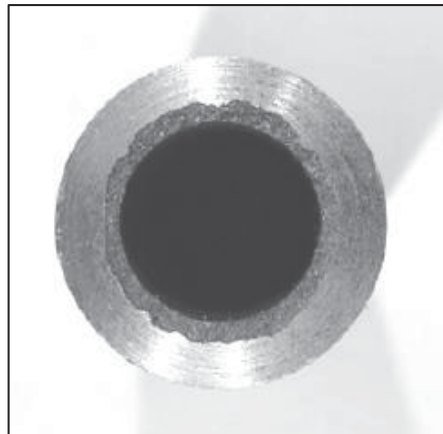
Figura 30 - Rebarba na saída do furo.



Fonte: Castillo, (2005).

- c) Quebra da borda do furo na saída: esta imperfeição do furo é observada quando a saída da ferramenta causa a fratura da borda do mesmo. Em materiais de baixa ductilidade este problema ocorre mais frequentemente. A figura 31 mostra um furo com quebras na borda na superfície de saída.

Figura 31 - Quebra da borda na saída do furo.

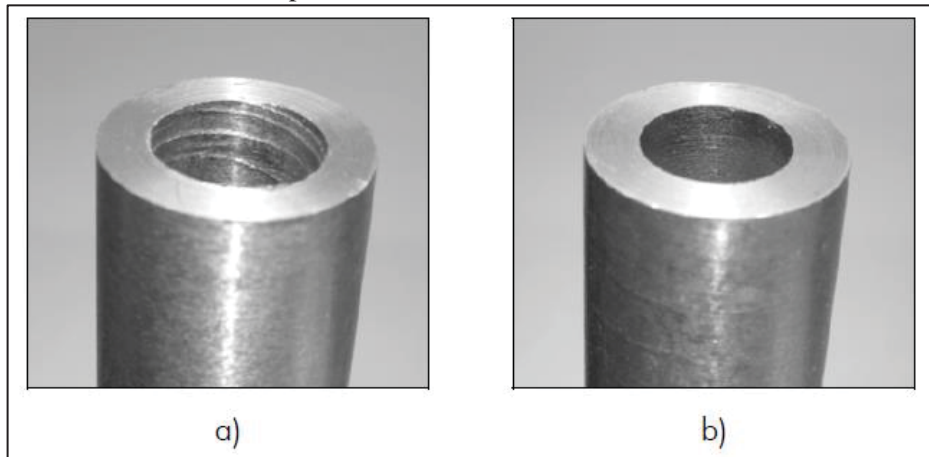


Fonte: Castillo, (2005).

- d) Marcas na parede do furo: as marcas na parede do furo dependem principalmente dos materiais da peça e ferramenta, da geometria da ferramenta e seu estado de desgaste, assim como das condições de usinagem empregadas, máquina-ferramenta, fixação da peça e do meio lubri-refrigerante utilizado (ou da ausência deste). A figura 32 mostra

o exemplo de um furo com marcas decorrentes do alto grau de desgaste da ferramenta (a) e um furo com bom acabamento (b).

Figura 32 - Detalhes das marcas na parede do furo.



Fonte: Castillo, (2005).

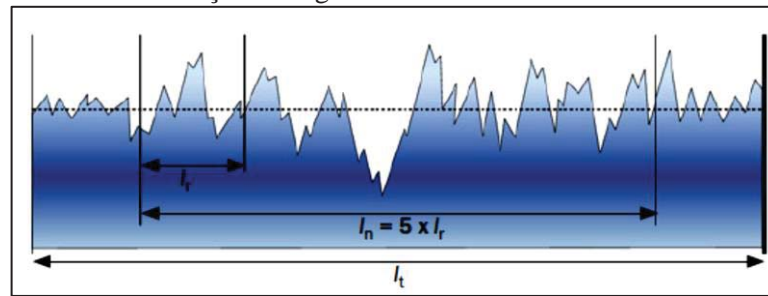
2.13.5 Qualidade superficial

A qualidade superficial compreende o estado da superfície externa de uma usinagem, ou seja, a parte aparente da região usinada, mas também a camada logo abaixo da região usinada, que normalmente sofre algumas alterações microestruturais, acúmulo de tensões entre outros fatores.

Rugosidade: define-se rugosidade como sendo o conjunto de irregularidades da superfície real em relação à superfície técnica ou de referência. Existem dezenas de parâmetros utilizados na avaliação de superfícies em diversas aplicações. Conceitos de projeto, desgaste, atrito e lubrificação são profundamente influenciados pela rugosidade (CASTILLO, 2005).

Para a medição de texturas em superfícies, a avaliação geralmente é baseada em um comprimento de referência especificado, se esse comprimento não for especificado no projeto do produto, então deve ser seguida a orientação da norma ISO 4287 (SANDVIK, 2010). A figura 33 ilustra os comprimentos de medição total (l_t), comprimento de avaliação (l_n) e comprimento de referência (l_r), adotados pela norma de inspeção de rugosidade.

Figura 33 – Comprimentos de medição de rugosidade.



Fonte: Sandvik, (2010).

Machado et al. (2011) apresenta os parâmetros empregados na quantificação da rugosidade, de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002). Conforme a tabela 1 são descritos os principais parâmetros de rugosidade utilizados na avaliação de superfícies. Sendo que o desvio aritmético médio (R_a), é um dos mais utilizados como parâmetro de comparação de qualidade da superfície usinada.

Tabela 1 – Principais parâmetros de rugosidade.

Símbolo	Nome	Definição
R_a	Desvio aritmético médio	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem
R_q	Desvio médio quadrático	Raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem
R_t	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação.
R_z^*	Altura máxima do perfil	Soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem
R_{sk}	Fator de assimetria do perfil (skewness)	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas e R_q ao cubo, no comprimento de amostragem.
R_{ku}	Fator de achatamento do perfil	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas à quarta potência e o valor de R_q à quarta potência no comprimento de amostragem.
* A norma DIN define o parâmetro R_z como sendo a média das cinco alturas máximas detectadas em cada comprimento de amostragem.		

Fonte: Adaptado de Machado et al. (2011).

2.13 Usinagem a seco

As principais razões que motivam a aplicação e desenvolvimento de estudos sobre a usinagem com ausência total de líquido lubri-refrigerante, ou usinagem a seco (*dry machining*), são os impactos ambientais causados pelos fluidos lubri-refrigerantes e o custo que estes representam na usinagem (KLOCKE, 2010). O custo total da utilização de fluídos lubri-refrigerantes pode atingir 17,5 % do total dos custos de produção. Também os problemas ecológicos e de saúde ocupacional, dentro e fora das indústrias, tem preocupado a todos. Outro aspecto motivador é que em determinados casos a usinagem a seco melhora a vida útil de ferramentas. Em fresamento de aços esse aumento pode chegar até 25% (CHAMBE et. al. 2000).

Em operações como fresamento e torneamento externo, a usinagem a seco é benéfica com relação a vida útil das ferramentas, quando se usinam materiais ferrosos e ligas leves. Já nas operações de furação, rosqueamento e alargamento, há grande risco de formação de gume postiço, já que as velocidades de corte são normalmente baixas e há dificuldade de extração de cavacos. Para a usinagem a seco de ferro fundido e ligas de alumínio com teor de silício elevado, a abrasão é o principal mecanismo de desgaste (KLOCKE, 2010).

Klocke (2010) indica que ao se planejar uma operação de usinagem a seco é necessário analisar esta sob quatro aspectos:

- Processo: é necessário prever os efeitos do aquecimento sobre as condições da operação que se deseja realizar, também ter condições de contornar os efeitos do aumento da fricção, em função da ausência de meio lubrificante, a possibilidade de ocorrer adesão de material e principalmente como remover os cavacos da região de corte;
- Material da ferramenta de corte: é muito importante se conhecer o gradiente de temperatura do processo, para então selecionar a ferramenta de corte adequada, tanto em função de seu substrato, geometria e revestimento, isso irá evitar problemas de desgastes excessivos e precoces;
- Máquina-ferramenta: processos de usinagem a seco podem afetar a estabilidade térmica de alguns componentes da máquina-ferramenta, além de fazer com que esta perca precisão, em função das altas temperaturas. Outro fator importante com relação à esse ponto é o transporte e remoção eficiente de cavacos gerados no processo, visto

que no cavaco se concentra a maior parcela do calor, então o acúmulo de cavacos em determinados pontos pode ocasionar problemas;

- Peça de trabalho: talvez o primeiro ponto a ser analisado na tomada de decisão, pois é preciso avaliar se os agravantes da usinagem a seco, não irão interferir na precisão dimensional, na integridade da superfície usinada, e se o material da peça de trabalho comporta as operações sem aplicação de um meio lubri-refrigerante.

Chambe et. al. (2000) realizaram um estudo de furação a seco em ferro fundido cinzento, com brocas de metal duro de canal reto, variando os parâmetros de corte e os tipos de revestimento, porém para melhorar os resultados, utilizaram ar comprimido seco, com pressão de 15 bar, para auxiliar na extração dos cavacos. Com esse recurso concluíram que há uma redução na potência consumida, à medida que se aumenta a velocidade de corte e se utilizam revestimentos com baixos coeficientes de atrito.

Segundo Batzer et. al. (1998) a furação não pode ser feita eficientemente pelo método *dry drilling* porque os cavacos permanecem na proximidade da interface peça-ferramenta. Esta situação aumenta as chances de os cavacos danificarem a ferramenta e a superfície da peça, já que não há nenhum mecanismo para auxiliar a sua remoção. O autor ainda cita dados sobre os primeiros estudos que abordaram usinagem a seco, envolvendo a furação de ligas de alumínio fundido no ano de 1998. Nesses estudos a usinagem a seco provou ser deficiente, pois as taxas de avanço precisaram ser diminuídas, a fim de evitar comprometer os requisitos de acabamento de superficial.

Bahçe e Ozel (2013) realizaram um estudo de furação a seco em uma liga de alumínio AI 5005, com brocas helicoidais de HSS, e notaram que quanto maior a velocidade de corte, e quanto maior o ângulo de ponta, melhor a rugosidade final obtida, já os efeitos do gume postiço ou adesão, são inversamente proporcionais ao aumento da velocidade de corte e do ângulo de ponta da broca.

Os desenvolvimentos em tipos de revestimentos aplicados nas ferramentas de corte tem sido o principal fator para viabilizar a usinagem a seco. Em 2005 o principal revestimento de ferramentas era o óxido de alumínio. Na sequência surgiram revestimentos baseados em nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN), nitreto de alumínio e titânio (TiAlN), os desenvolvimentos seguiram com o intuito de suportar condições operacionais mais severas (CANTER, 2009).

O nitreto de alumínio e titânio (TiAlN) possui uma estabilidade térmica até uma temperatura de 900 °C, nesses limites apresenta elevadas tenacidade e estabilidade contra oxidação, o que o torna indicado para usinagem sem refrigeração (SANDVIK, 2010). A combinação do TiAlN com o carboneto de tungstênio e carbono apresenta um baixo coeficiente de atrito e elevada microdureza (até 3000 HV), permitindo a sua utilização em furação profunda, em condições de mínima quantidade de líquido (MQL) e a seco.

Embora a tecnologia para realizar a usinagem a seco tem melhorado, são necessárias adequações e pesquisas, para assegurar que velocidades de corte e avanços mais elevados possam ser utilizados, além de técnicas e ferramentas para garantir que o acabamento superficial das peças atenda às expectativas.

Outro fator a considerar na furação a seco, é a produção das partículas sólidas suspensas, principalmente em materiais como os ferros fundidos de todos os tipos. As máquinas-ferramenta necessitam dispor de sistemas de exaustão eficazes para evitar a absorção dessas partículas pelos operadores.

Pesquisas publicadas pela Universidade de Notre Dame, em South Bend, Indiana, EUA., dão conta de que os revestimentos tem uma baixa vida útil em condições severas como o caso da usinagem a seco, e que isso elevaria o custo-ferramenta por peça produzida. A maioria das pesquisas nesta área teve origem na Europa, onde os usuários finais lidam com custos de produção mais elevados. No caso da usinagem, os usuários finais enfrentam um dilema entre os custos de eliminação e a produtividade.

Há uma necessidade de desenvolver melhor tecnologia para máquinas de usinagem a seco, especificamente no manejo e remoção do cavaco. Nanorevestimentos de ferramentas de corte, também surgem como uma opção para permitir uma maior vida útil desses revestimentos em condições severas.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Introdução

Neste capítulo são apresentadas as metodologias experimentais aplicadas à pesquisa, os procedimentos, os equipamentos, ferramentas e materiais, além da forma como os resultados serão avaliados.

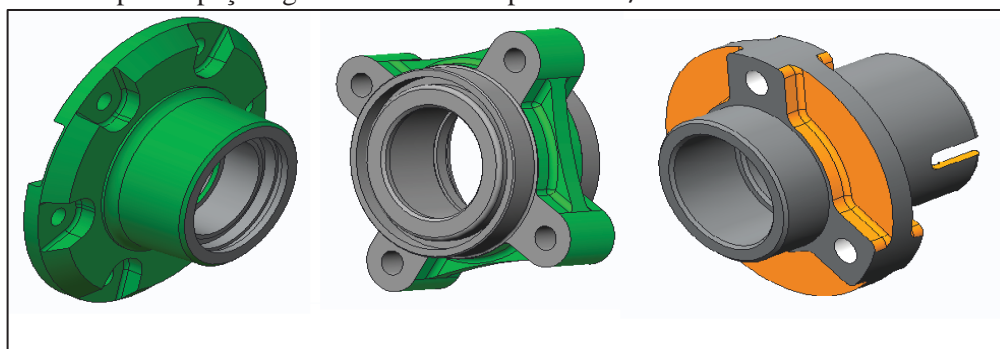
3.2 Planejamento Experimental

A pesquisa a seguir apresentada visa o desenvolvimento de um estudo detalhado, onde foi analisada a influência da microgeometria da broca na furação de ferro fundido nodular GGG-50, sem aplicação de fluido lubri-refrigerante.

Com o intuito de representar na experimentação um problema real, buscou-se avaliar dentro da demanda de furação das empresas da região, qual o diâmetro de furo mais executado no ferro fundido nodular GGG-50 e quais eram as configurações desse furo, com relação à profundidade e o tipo do furo.

Chegou-se ao resultado de que o diâmetro de 9 mm em furação passante, com profundidade variando entre 20 e 23 mm é o de maior incidência, sendo que a produção destes furos em uma das empresas pesquisadas alcança a marca de mais de 190.000 furos por ano. Na figura 34 são exemplificados alguns modelos de peças agrícolas que contém os furos passantes de diâmetro 9 mm.

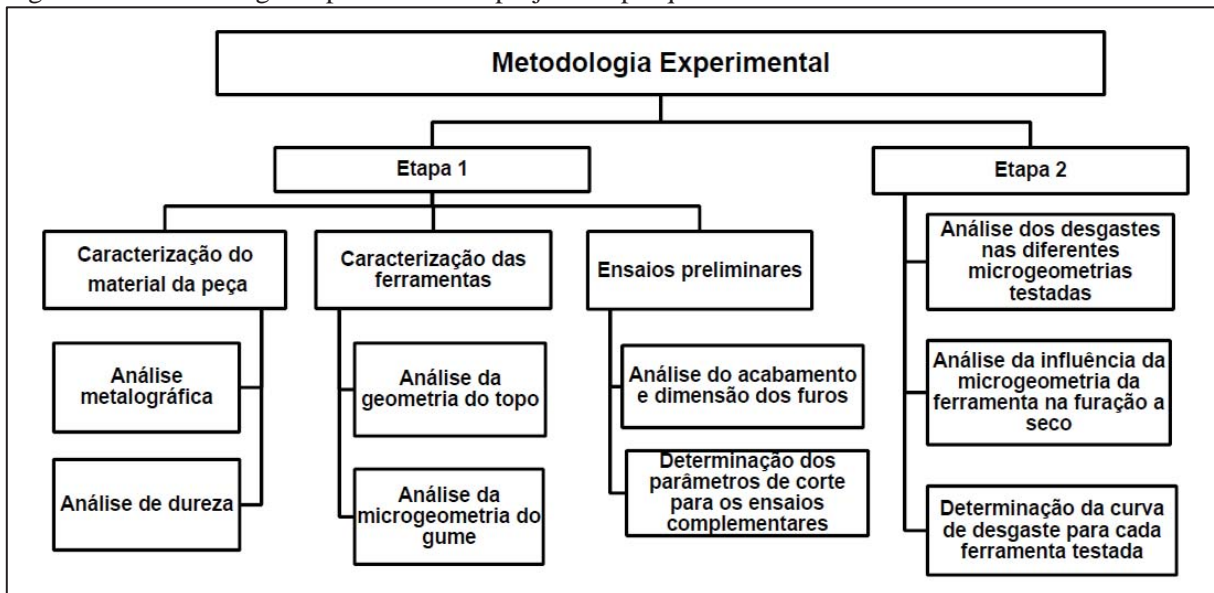
Figura 34 – Exemplo de peças agrícolas com furos passantes $\varnothing 9$ mm.



Fonte: Autor.

Para o alcance desses objetivos, o processo experimental foi dividido em duas etapas, esquematizada conforme mostrado na figura 35.

Figura 35 - Metodologia experimental do projeto de pesquisa



Fonte: Autor.

Na etapa 1, realizou-se a caracterização do material dos corpos de prova e das ferramentas a serem empregadas nos testes, através de técnicas ópticas convencionais e ensaios mecânicos. Também nesta etapa foram realizados os ensaios preliminares de furação, para analisar o efeito dos parâmetros de corte na vida útil da ferramenta e no acabamento superficial dos furos. Na etapa 2, foram realizados os ensaios complementares de furação com as diferentes microgeometrias do gume, onde foram monitorados os desgastes da ferramenta e a curva de vida útil.

3.2.1 Variáveis de entrada

O processo de furação contempla um número muito grande de variáveis. Desse modo, inicialmente foram determinados os parâmetros da operação: velocidade de corte [V_c] e avanço de corte [f_n], através de pré-testes realizados nos corpos de prova. Os furos foram realizados em um corpo de prova fixado paralelamente à mesa da máquina. A furação foi realizada em cheio, sem utilização de qualquer pré-furo, sem a realização de qualquer tipo de

ciclo quebra cavaco ou similar, tendo em vista que o recuo da ferramenta durante o ciclo poderia de alguma maneira interferir no desgaste das guias da broca. A profundidade dos furos foi de 22 mm ($2,44 \times$ diâmetro da ferramenta = 9,0 mm), tornando-se passantes de acordo com a espessura dos corpos de prova. A distância entre furos foi de 13,5 mm ($1,5 \times$ diâmetro da ferramenta). Foram utilizados três corpos de prova na etapa 1, e dezesseis na etapa 2.

Foram ensaiadas na etapa 1, doze combinações de parâmetros de corte para a geometria original da ferramenta denominada R842. Depois de selecionados os parâmetros de corte, estes foram aplicados nas situações abaixo descritas, nos ensaios complementares de furação (etapa 2), sendo desenvolvidos o ensaio, a réplica e a tréplica para cada uma das seguintes situações.

- a) ferramenta com a microgeometria original de fábrica (codificação R842);
- b) ferramenta afiada com a microgeometria modificada e acabamento por arraste (codificação AGB2-R);
- c) ferramenta afiada com a microgeometria modificada sem o acabamento por arraste (codificação AGB2-S).

3.2.2 Variáveis de saída

Na etapa 1 foram consideradas como variáveis de saída o diâmetro dos furos produzidos, a rugosidade [Ra] medida na parede do furo, e o desgaste de flanco apresentado na microgeometria da ferramenta. Essas variáveis foram compiladas e analisadas, sendo utilizadas como critério para determinação da velocidade de corte [Vc] e do avanço de corte [fn], que foram aplicados nos ensaios de furação da etapa 2.

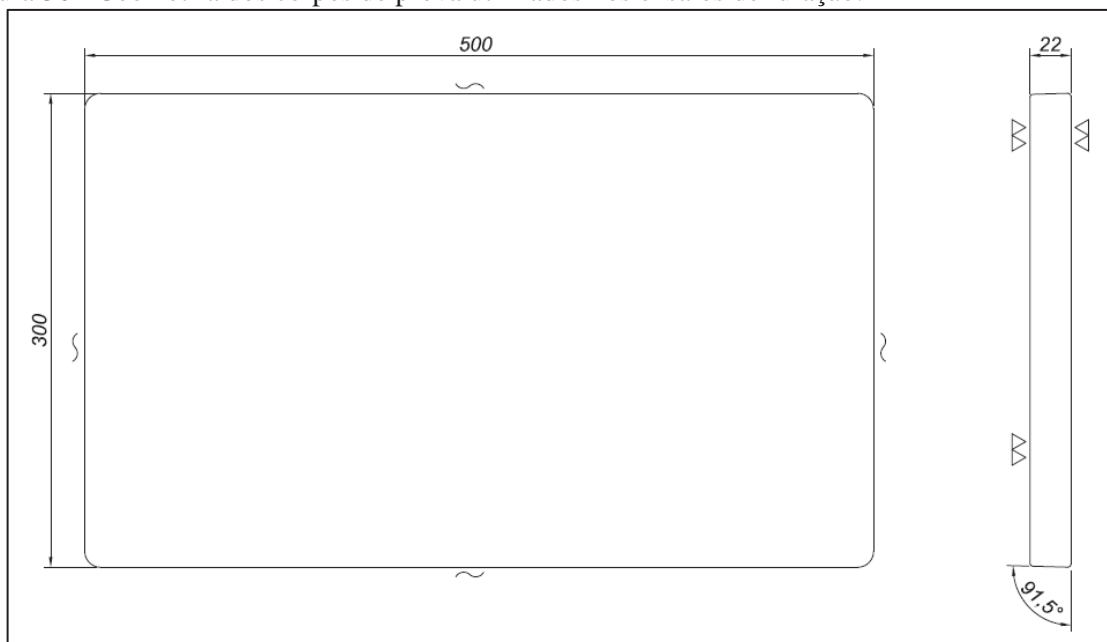
Como variável de saída dependente do processo na etapa 2, foi considerado o desgaste de flanco (VB), medido na microgeometria do gume das ferramentas testadas.

3.2.3 Corpos de prova

Para a realização de todas as etapas experimentais, foram utilizados corpos de prova obtidos pelo processo de fundição em areia verde, com dimensões de 500x300x26 mm. Essas

dimensões representam o tamanho dos moldes de fundição, que são utilizados para obtenção das peças exemplificadas na figura 34. Os corpos de prova foram faceados sendo reduzida a espessura para 22 mm, garantindo assim uma superfície plana, e livre dos defeitos de face provocado pelo processo de fundição. A figura 36 representa a geometria dos corpos de prova aplicados nos ensaios de furação desse trabalho de pesquisa.

Figura 36 - Geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios de furação.



Fonte: Autor.

O ferro fundido nodular GGG-50 utilizado nos corpos de prova para os ensaios de furação, obedece à norma DIN1693, sendo obtido pelo processo de fundição em areia verde. Segundo análise laboratorial (Anexo B) fornecida pela empresa STARA S.A., a composição química dos corpos de prova, obedece aos valores demonstrados na tabela 2.

Tabela 2 – Composição química do ferro fundido nodular GGG-50

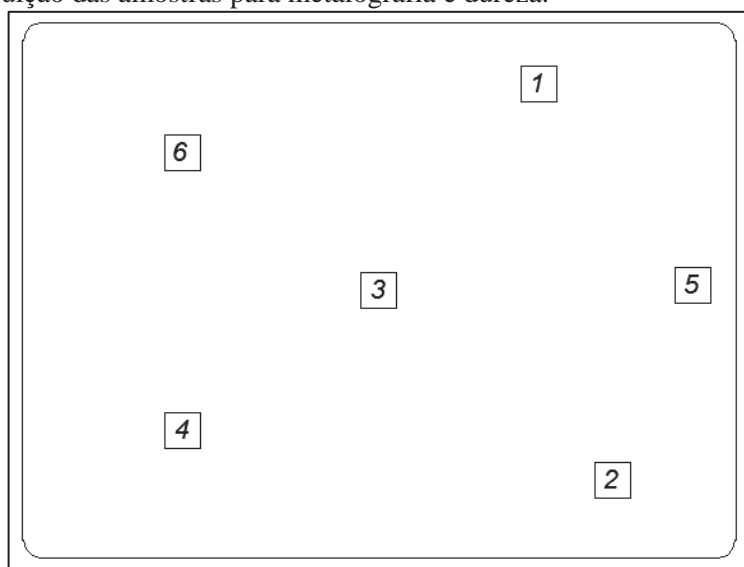
Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
%	3,5729	2,7498	0,5757	0,0316	0,0075	0,0303	0,0048
Cu	Al	As	B	Bi	Ce	Co	Nb
0,3126	0,0231	0,0039	<0,0002	0,0078	0,0090	0,0021	0,0069
La	Ti	V	Fe	Mg	Sb	Sn	Zr
0,0085	0,0071	0,0050	92,5427	0,0625	0,0056	0,0034	0,0022

Fonte: Laudo Técnico STARA S.A. (2014)

Com a finalidade de determinar as propriedades do material dos corpos de prova, foram realizados ensaios metalográficos. As amostras foram coletadas em diferentes regiões deste corpo de prova, conforme indicado na figura 37, essas regiões representam os diferentes pontos de solidificação durante o processo de fundição, e que podem apresentar variações significativas na microestrutura e dureza.

O ferro fundido nodular GGG-50 apresenta como característica uma matriz metálica, composta por ferrita e perlita; a concentração de um ou outro constituinte está atrelada à taxa de resfriamento, onde velocidades maiores de resfriamento tendem formar uma matriz com maior concentração de perlita, ao passo que para baixas taxas de resfriamento a matriz tende a ter maior concentração de ferrita.

Figura 37 – Distribuição das amostras para metalografia e dureza.



Fonte: Autor.

As amostras foram preparadas e analisadas seguindo o procedimento padrão para ensaios metalográficos, os corpos de prova após serem embutidos foram lixados e polidos. As imagens da metalografia foram realizadas sem ataque químico e com ataque de nital, com concentração de 3%.

As medições de dureza foram efetuadas seguindo a norma ISO 6507 (1997), para ensaios de dureza Vickers, com ponta esférica de diamante foram executadas duas impressões em cada amostra, visando coletar pontos de diferente dureza em função da taxa de resfriamento.

3.3 Equipamentos

As análises químicas das amostras foram realizadas em um espectrômetro marca Ametek, modelo Spectromax-X, de propriedade da STARA S.A., alocado junto ao Laboratório de Análises na unidade de Fundação da empresa. Este equipamento tem capacidade de identificar até 26 elementos químicos presentes nas amostras analisadas.

As amostras para metalografia foram polidas em uma politriz marca Struers-Panambra, modelo DP-9A, de propriedade do Laboratório de Materiais da UPF. As imagens foram geradas em um microscópio digital marca Zeiss, modelo Axio Lab.A1 de propriedade do Laboratório de Materiais da UPF.

O ensaio de dureza foi realizado em um durômetro universal marca VEB Werkstoffprüfmaschinen Leipzig, pertencente ao Laboratório de Materiais da UPF.

Os ensaios de furação foram realizados no Laboratório de Usinagem da UPF, utilizando o centro de usinagem vertical marca ROMI, Modelo D800, equipado com comando numérico computadorizado Fanuc 0i-MC. A máquina possui uma mesa de trabalho com dimensões 914x500 mm, com cursos de operação de 800x530x580 mm (X, Y, Z), equipada com eixo-árvore de 7500 rpm e potência do motor principal de 15 kW. Possui trocador automático de ferramentas e um magazine com capacidade para 40 ferramentas. O sistema de fixação é MAS-BT403 ISO40.

A interface ferramenta-máquina desempenha um papel muito importante na qualidade dos furos produzidos tanto na rugosidade quanto na precisão dimensional, também afeta na vida útil da ferramenta, pois depende do sistema de fixação da ferramenta o batimento radial que será impresso na ponta da broca.

Para reduzir ao máximo os efeitos da fixação na ferramenta nos resultados do ensaio, foi utilizado um mandril de fixação hidráulica marca Schunk, modelo Tendo-E, com diâmetro de sujeição de 20 mm, equipado com pinça de redução do tipo selada 20-10. Esse tipo de mandril garante um batimento radial de 0,003 mm e possui um sistema de amortecimento de vibrações.

As medições para caracterização da ferramenta de corte, bem como as medições de desgaste durante os testes, foram realizadas em um microscópio estereoscópio marca Zeiss, modelo AxioVision de propriedade do Laboratório de Materiais da UPF.

O diâmetro dos furos foi inspecionado com o auxílio de um micrômetro interno de três pontos marca Mitutoyo, modelo Holtest 368, com capacidade de medição de Ø8 a Ø10, e resolução de 0,001, de propriedade da STARA S.A. – Indústria de Implementos Agrícolas.

A rugosidade dos furos foi inspecionada com um rugosímetro portátil marca Mitutoyo, modelo SJ201P, de propriedade da STARA S.A. – Indústria de Implementos Agrícolas, o padrão adotado para as medições foi a rugosidade média Ra, com “cut-off” de 2,5 mm.

As imagens que identificam esses equipamentos acima citados se encontram dispostas no Anexo A deste trabalho.

3.4 Ferramentas de corte

As ferramentas aplicadas nos pré-testes e testes de furação, são brocas helicoidais de metal duro, marca Sandvik Coromant, modelo R842-0900-50-A1A-1210. A classe do metal duro é K15, esse substrato de metal duro contém fase gama, com boa resistência ao desgaste e oxidação. O revestimento dessas ferramentas é o nitreto de alumínio e cromo (AlCrN) que possui microdureza de 3200 HV. Esse revestimento proporciona uma excelente resposta às elevadas tensões mecânicas e térmicas do processo de furação.

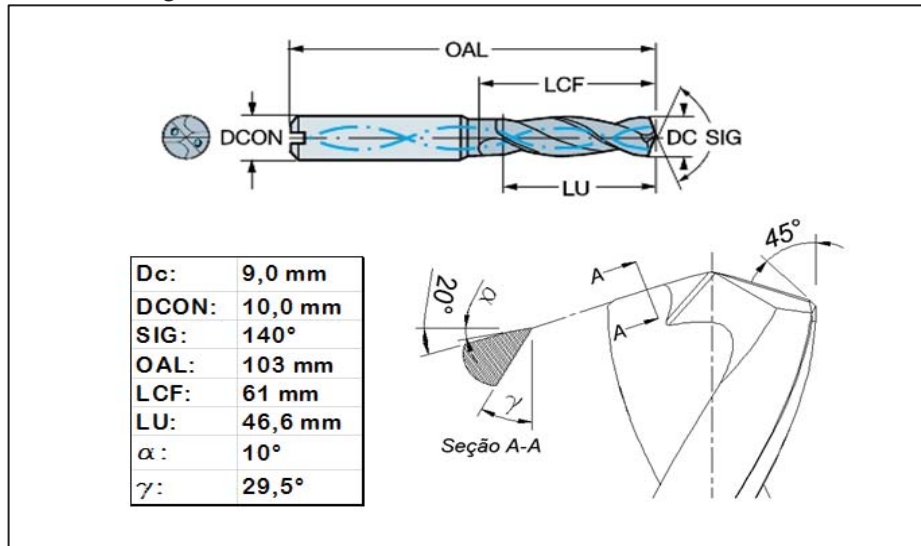
As brocas da família R842 possuem uma geometria do gume dedicada para a furação de ferros fundidos. Uma das principais características das brocas da família R842, está localizada na macrogeometria do gume, são os chanfros de quina. Eles formam um ângulo de 45° em relação ao eixo de simetria da ferramenta, estão dispostos na intersecção do gume com a guia da ferramenta. Na figura 38 são ilustradas as principais dimensões e detalhes da geometria R842.

Após sua utilização nos pré-testes, 05 brocas foram destinadas para o condicionamento, onde foram modificadas a macrogeometria e geometria do gume, para serem aplicadas nos testes complementares. Essas ferramentas receberam a denominação AGB2-R e AGB2-S.

Para identificar as características presentes na geometria do gume de cada ferramenta aplicada nos ensaios de furação, utilizou-se a técnica de microscopia óptica. Através dessa análise, foi possível identificar todos os elementos da microgeometria do gume, conforme os

resultados dispostos no Anexo C. A seguir é apresentada a caracterização de cada geometria aplicada nos ensaios de furação.

Figura 38 - Dimensões e geometria da ferramenta R842.

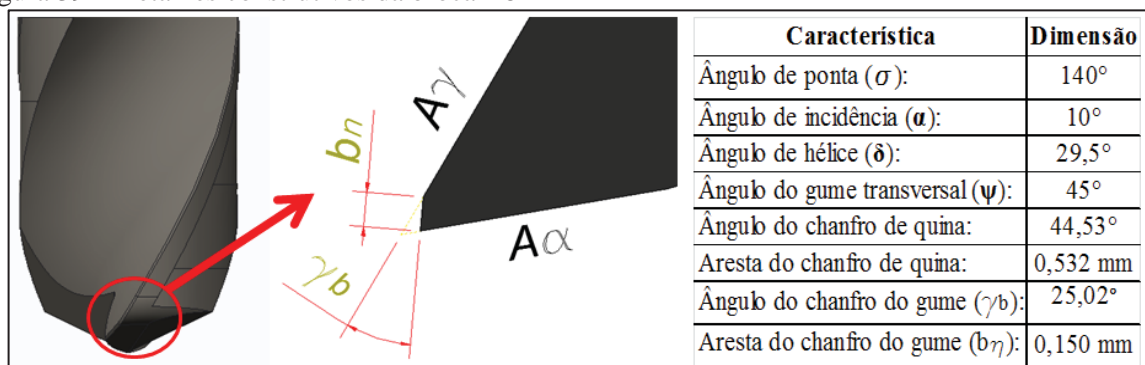


Fonte: Adaptado de Sandvik (2010).

3.4.1 Geometria R842

Durante a análise microscópica foi possível identificar que, além do chanfro de quina, a ferramenta também apresenta um gume tipo chanfrado, esse chanfro apresenta as características indicadas na figura 39, com um ângulo de chanfro (γ_b) de 25,02° e comprimento de aresta (b_h) de 0,15 mm.

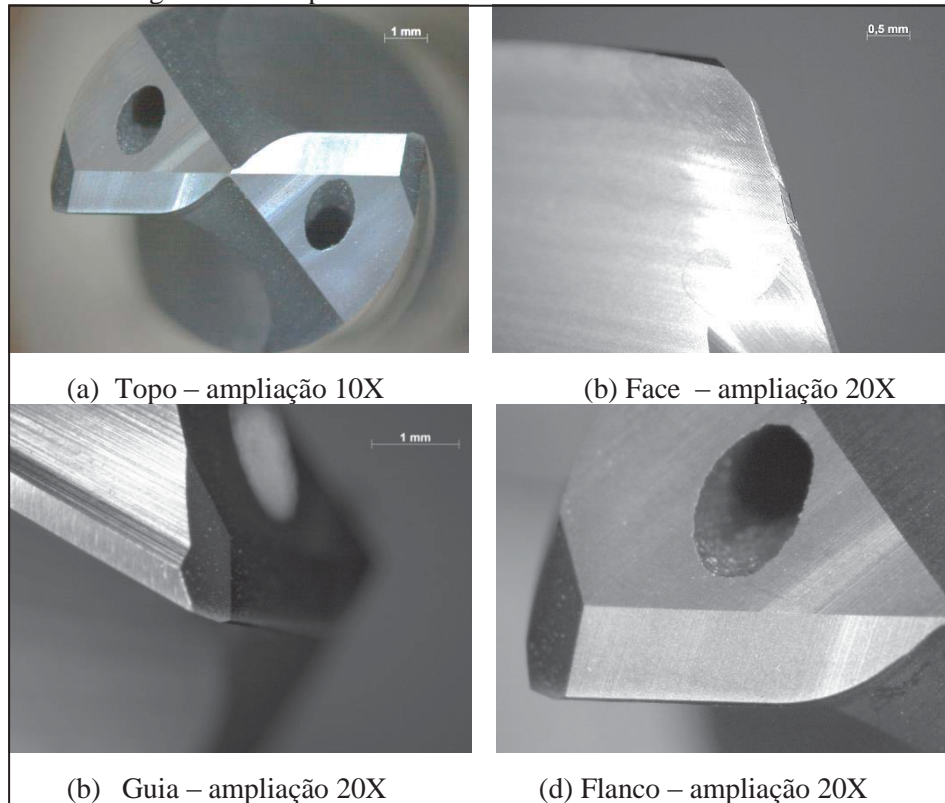
Figura 39 – Detalhes construtivos da broca R842



Fonte: Autor.

Nas imagens dispostas na figura 40, são ilustradas as características da geometria R842. O chanfro de quina fica aparente em todas as posições retratadas (a, b, c e d), assim como o gume tipo chanfrado, presente nas imagens (b, c e d). Uma peculiaridade é que esse chanfro está presente apenas no gume principal, o gume transversal e o chanfro de quina, não recebem essa preparação.

Figura 40 - Detalhe da geometria da ponta da broca R842.



Fonte: Autor.

3.4.2 Geometria AGB2-R

Com o intuito de testar os efeitos da geometria da ferramenta na furação a seco do ferro fundido nodular, foram efetuadas alterações que possibilitassem um maior reforço dessa geometria. Essas alterações foram baseadas no estudo dos efeitos dos raios de quina e arredondamento do gume.

As alterações na geometria da ferramenta, foram executadas em brocas R842 0900 50A1A 1210 com geometria original, utilizando para isso uma afiadora CNC, 5 eixos, marca

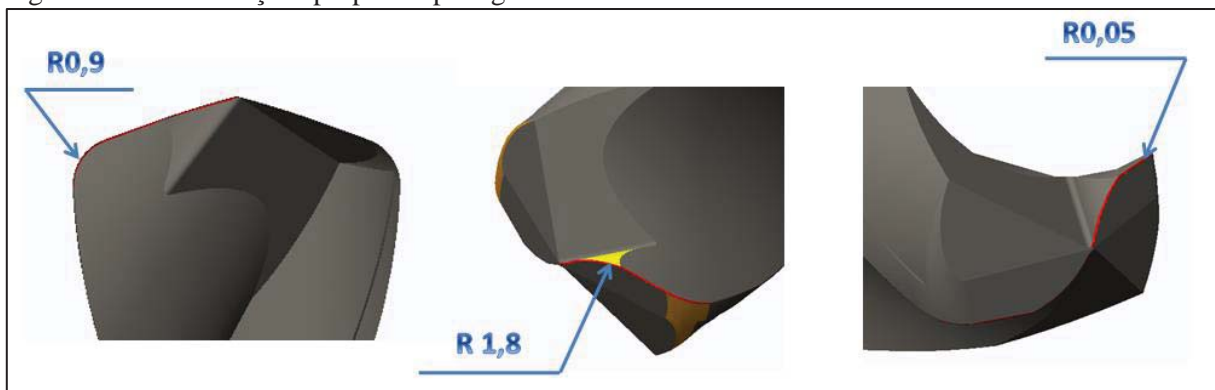
Walter-Schleifring, modelo Helitronic de propriedade da WM Tools Indústria de Ferramentas Ltda. de Caxias do Sul, RS.

A nova geometria foi denominada AGB2-R. Na macrogeometria do gume foi inserido um raio de quina (r_e), formado entre a guia e o gume principal, esse raio de quina foi planejado para corresponder a 10% do diâmetro de corte. Na intersecção do gume principal com o gume transversal, foi imposto um raio de tangência com valor de 20% do diâmetro da ferramenta, para suavizar a transição desses dois elementos da geometria da ferramenta.

Na mesogeometria, foi efetuada uma operação de arredondamento dos gumes de corte (*edge honing*). Esse arredondamento teve abrangência em todo o gume principal, gume transversal e no raio de quina.

O arredondamento do gume proporciona uma maior resistência frente aos efeitos da temperatura e atrito. O processo utilizado é conhecido como acabamento por arraste (*drag finishing*). Foi realizado em uma máquina da marca OTEC, de propriedade da WM Tools Indústria de Ferramentas Ltda., utilizando um meio abrasivo de propriedades não reveladas pela empresa. Na figura 41 estão ilustradas as características propostas para a geometria AGB2-R.

Figura 41 – Modificações propostas para geometria AGB2-R.

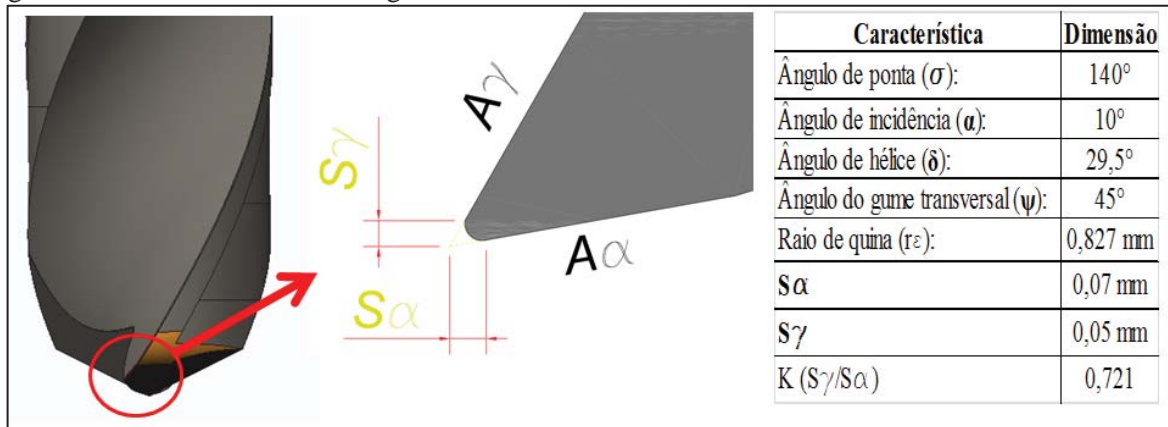


Fonte: Autor.

Após as ferramentas passarem pelo processo de acabamento por arraste, as mesmas foram encaminhadas para receberem o revestimento ou cobertura. As brocas com geometria AGB2-R receberam um revestimento de nitreto de titânio e alumínio (TiNAl), executado pela filial de Caxias do Sul, da empresa Oerlikon-Balzars. Ao retornarem do processo de revestimento, as ferramentas AGB2-R passaram pelo processo de caracterização descrito no

anexo C. Nas inspeções realizadas foi possível dimensionar as características-chave dessa geometria bem como identificar as regiões onde o acabamento por arraste provocou o arredondamento dos gumes. A figura 42 ilustra as características do arredondamento do gume e suas dimensões.

Figura 42 – Detalhes construtivos geometria AGB2-R.



Fonte: Autor.

O raio de quina (r_ϵ) medido nas ferramentas possui um valor médio de 0,827 mm. O raio de arredondamento do gume foi caracterizado considerando a distância do arredondamento no sentido do flanco (S_α), e a distância do arredondamento no sentido da face (S_γ). Dessa forma foi possível calcular o fator K, com relação à posição/direção do arredondamento executado pelo processo de acabamento por arraste.

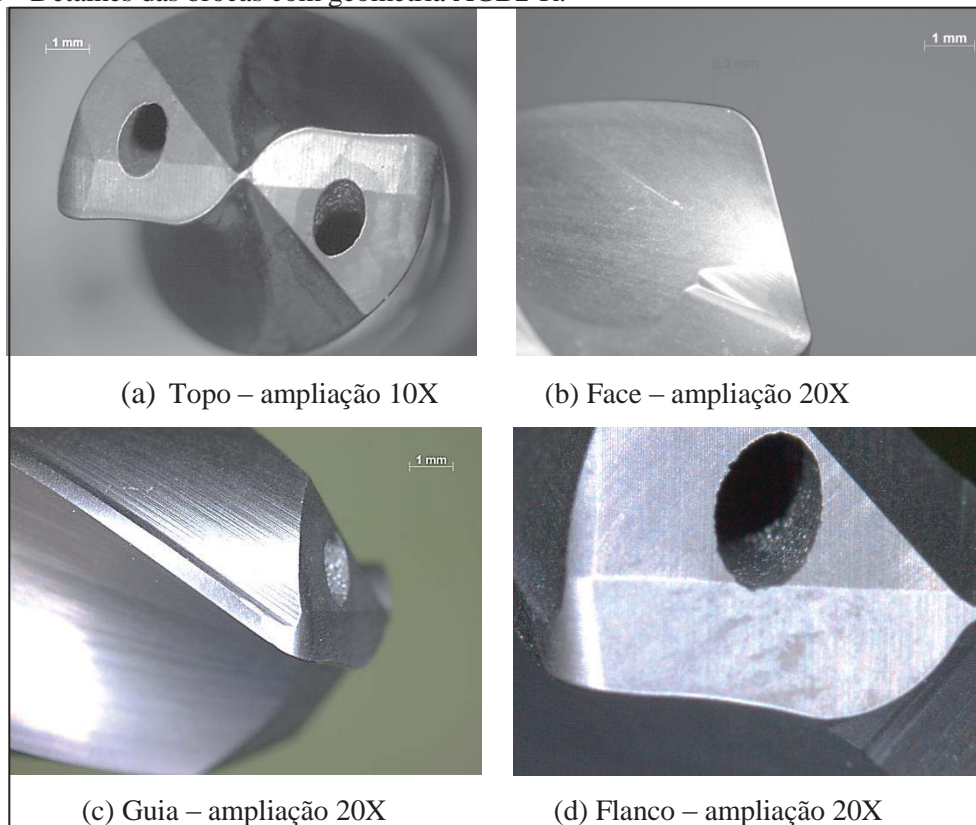
As características da geometria AGB2-R são reveladas na figura 43. A partir da figura 43a já é possível perceber os efeitos da inserção de raios nas regiões transitórias entre os gumes principal e transversal.

A figura 43b identifica o raio de quina (r_ϵ) e a suavização da região que compõe o ângulo de saída do gume transversal.

Na figura 43 d fica evidenciado o arredondamento de arresta promovido pelo processo de acabamento por arraste, contemplando toda a mesogeometria da ferramenta de corte.

O processo de acabamento por arraste proporciona, além de geração do arredondamento do gume, um melhor acabamento em todas as superfícies, que entram em contato com o abrasivo utilizado no processo, minimizando os efeitos do acabamento deixado pelos rebolos, utilizados no processo de construção dessa geometria.

Figura 43 - Detalhes das brocas com geometria AGB2-R.



Fonte: Autor.

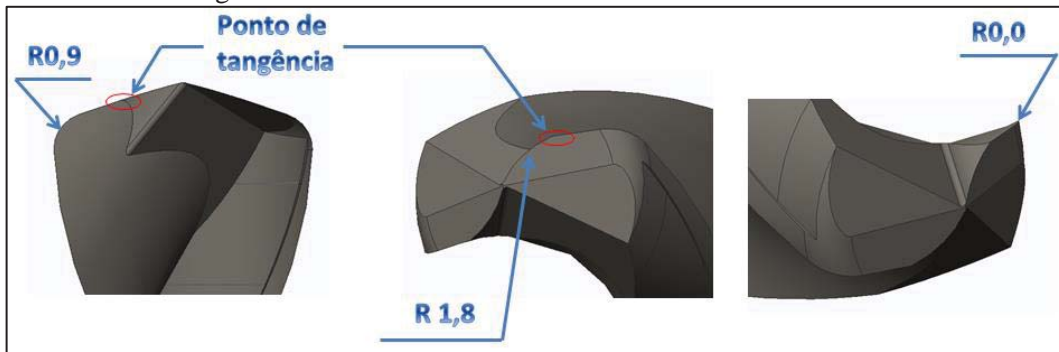
3.4.3 Geometria AGB2-S

Com o intuito de verificar o efeito do arredondamento do gume (edge honing ou edge rounding) no desempenho das brocas testadas, foi efetuada a afiação de duas brocas com a geometria denominada AGB2-S, essa geometria mantém as mesmas características da geometria AGB2-R apresentadas anteriormente, porém sem o arredondamento do gume. A figura 44 ilustra a geometria AGB2-S, desenvolvida para confrontar o efeito do reforço do gume promovido pelo edge honing.

O processo de caracterização da geometria conforme descrito no Anexo C, revelou que o raio de quina (r_e) possui em média 0,792 mm. A microscopia revelou que não há formação de gumes arredondados na geometria AGB2-S.

Também através da microscopia foi possível identificar, que as brocas que não sofreram a operação de acabamento por arraste, apresentam maiores imperfeições nas superfícies que sofreram ação dos rebolos, durante o processo de afiação.

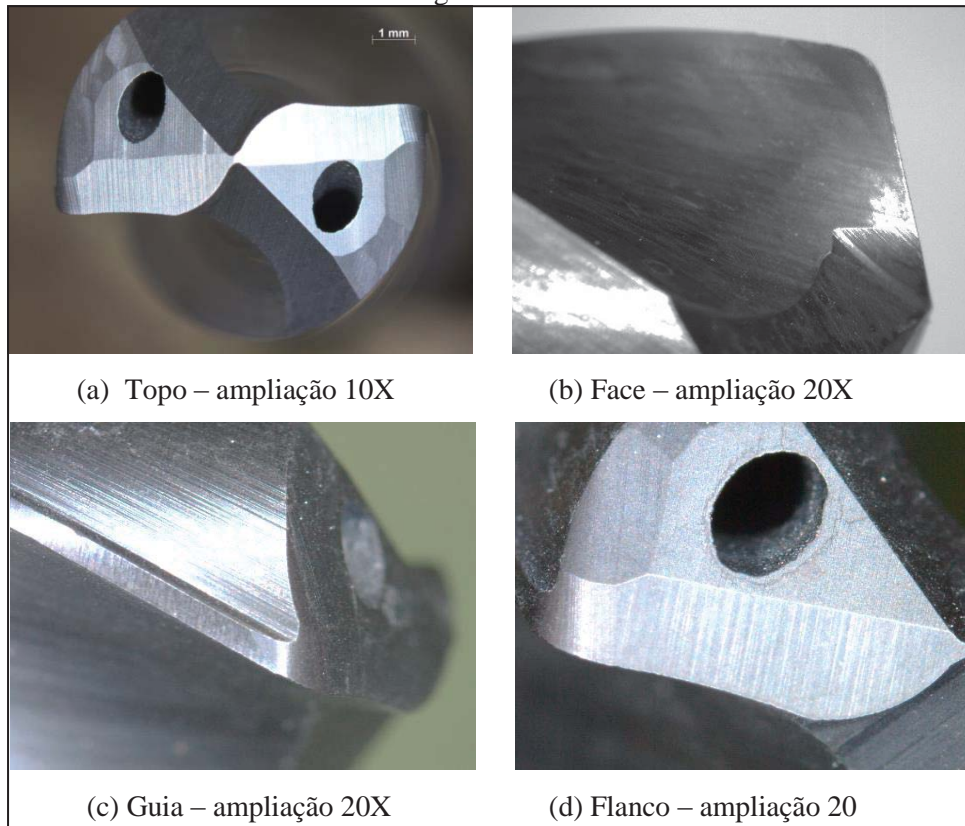
Figura 44 - Detalhes da geometria AGB2-S.



Fonte: Autor.

A ausência do acabamento por arraste provoca o surgimento de uma quina ou canto vivo, no ponto de tangência do gume transversal com o gume principal, no ponto onde é executado o raio de 1,8 mm. A figura 45 retrata as brocas afiadas na forma AGB2-S. Essa geometria também recebeu revestimento de nitreto de titânio e alumínio (TiAlN), para que fosse criada a mesma condição da geometria AGB2-R, em termos de revestimento.

Figura 45 - Detalhes das brocas afiadas com a geometria AGB2-S.



Fonte: Autor.

As figuras 45a e 45d revelam o topo da geometria AGB2-S, e já identifica os pontos onde houve a formação de cantos vivos. Na figura 45b é possível visualizar o raio de quina (r_e), e as marcas de transição entre a face e a superfície do ângulo de saída do gume transversal. Também na figura 45 é possível a visualização, das marcas de rebolo deixadas pelo processo de afiação da ferramenta.

3.5 Critério de fim de vida

Na realização dos pré-testes de furação em ferro fundido nodular GGG-50, com ausência total de líquido lubri-refrigerante, foram identificados dois tipos principais de desgastes nas brocas aplicadas nesta operação, o desgaste de flanco (V_B) e o desgaste de cratera (K_m), ambos citados no item 2.11 do presente trabalho.

Devido ao desgaste de flanco apresentar um crescimento continuado ao longo dos testes, ficou definido que este seria o fator a ser monitorado, e quando a marca de desgaste ultrapassasse 0,50 mm a ferramenta teria atingido seu final de vida útil.

3.6 Ensaios de furação

Para o desenvolvimento experimental planejado, foi primeiramente necessário, conhecer a influência dos parâmetros de corte no padrão de desgaste que a ferramenta iria apresentar. Dessa forma os ensaios de furação foram divididos em duas etapas.

Na primeira etapa denominada de ensaios preliminares, foram realizados ensaios de furação com o objetivo de determinar os parâmetros de corte que melhor se adequam à condição de furação a seco.

A segunda etapa denominada de ensaios complementares teve como objetivo comparar os efeitos sofridos pelas diferentes geometrias de ferramentas testadas, sob as mesmas condições de operação.

Na sequência serão apresentados os ensaios de furação realizados, bem como o procedimento experimental adotado em cada etapa, os parâmetros utilizados e as definições adotadas.

3.6.1 Ensaios preliminares

Com o intuito de determinar dados de corte (V_c e f_n) que melhor se adequam para aplicação no processo de furação a seco, foram executados ensaios preliminares de furação, utilizando para isso os corpos de prova anteriormente apresentados.

Para a geometria R842 original, o fabricante recomenda na aplicação em ferros fundidos nodulares de matriz perlítica, a faixa de dados corte conforme a Tabela 3, considerando o uso de refrigeração, com passagem interna à ferramenta, de emulsão com concentração de 3% a 7% de óleo solúvel.

Tabela 3 – Dados de corte recomendados pelo fabricante.

\varnothing_c [mm]	Classe	V_c [m/min]	f_n [mm/rot]	Refrigeração
9	1210	100 a 140	0,20 a 0,35	Emulsão

Fonte: Adaptado de Sandvik (2010).

Atualmente nas indústrias de máquinas agrícolas, onde são empregadas as brocas de metal duro $\varnothing 9$ mm, com uso de líquidos lubri-refrigerantes. São usualmente adotadas velocidades de corte de 100 m/min e avanços de 0,25 mm/rot como parâmetros de processo.

Com o objetivo de melhorar o desempenho do processo atual de furação, e sob o efeito de não mais ter choques térmicos promovidos pela ação do líquido lubri-refrigerante, foram estipulados os dados de corte para os ensaios preliminares, conforme dispostos na tabela 4.

Tabela 4 – Delineamento dos dados de corte aplicados nos ensaios preliminares

TESTE PRELIMINAR	Parâmetros de corte		QTD DE FUROS
	V_c [m/min]	f_n [mm/rev]	
1	100	0,25	160
2	125	0,25	160
3	132	0,25	160
4	156	0,25	160
5	100	0,28	160
6	125	0,28	160
7	132	0,28	160
8	156	0,28	160
9	100	0,32	160
10	125	0,32	160
11	132	0,32	160
12	156	0,32	160

Fonte: Autor.

Foram utilizadas 12 brocas com a geometria R842 para realização dos ensaios preliminares. Sendo que as ferramentas realizaram 160 furos cada. A cada 10 furos executados a ferramenta sofria um processo de limpeza, utilizando inicialmente um jato de ar comprimido para remoção do pó de ferro fundido, posteriormente era lavada com solução de álcool e então passava por processo de secagem ao ar quente.

Depois de efetuada a limpeza, as ferramentas eram fotografadas e tinham suas marcas de desgaste identificadas e mensuradas, utilizando um software de medição por imagem junto ao microscópio estereoscópio marca Zeiss, modelo AxioVision, de propriedade do Laboratório de Materiais da UPF.

A inspeção do diâmetro dos furos e a medição do perfil de rugosidade foram efetuadas ao final do ensaio de furação, obedecendo a frequência de inspeção de 1:10. Nesta etapa também foi calculada a taxa de remoção de material (Q), que cada condição de corte do ensaio proporcionava.

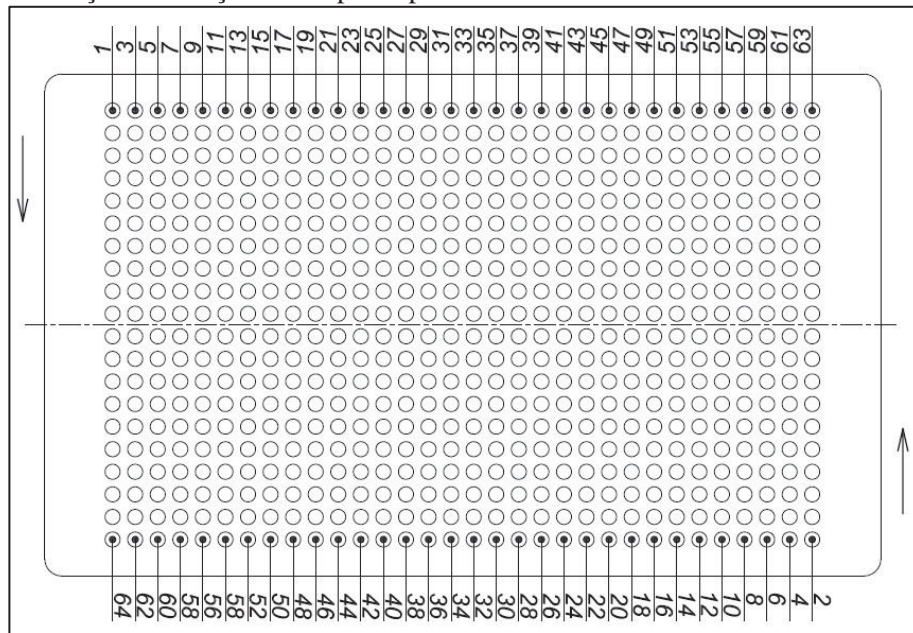
3.6.2 Ensaio complementares

O objetivo dos ensaios complementares de furação foi à obtenção da curva de desgaste comparativa entre as brocas com diferentes geometrias, operando em condições de corte idênticas. Os dados de corte aplicados nos ensaios complementares foram obtidos através dos resultados dos ensaios preliminares.

O processo de furação aplicado utilizou o ciclo programável G81, conforme ISO 6983, onde a ferramenta avança em relação à peça com um avanço único, do início ao final do furo, não havendo intermitências, nem reduções de avanço na entrada ou saída dos furos. Esses furos obedeceram a mesma sequência em ambos os corpos de prova utilizados, e foram distribuídos conforme indicado na figura 46.

A furação sempre se inicia da borda em direção ao centro do corpo de prova, intercalando os pontos de início, conforme indicado nas linhas numeradas da figura 46, para que as alterações microestruturais e de dureza não interferissem no resultado. Assim como nos ensaios preliminares da etapa 1, cada ferramenta aplicada nesta fase dos ensaios sofria o procedimento de limpeza e posteriormente era fotografada, tendo suas marcas de desgaste caracterizadas por técnicas de microscopia ótica.

Figura 46 – Distribuição da furação no corpo de prova.



Fonte: Autor.

Para os ensaios complementares foram utilizadas 8 ferramentas ao todo, sendo três com a geometria R842 original, três com a geometria AGB2-R e duas com a geometria AGB2-S. As brocas foram identificadas com numeração de 1 a 8 conforme indica a tabela 5.

Tabela 5 – Relação de ferramentas utilizadas nos ensaios complementares.

ID	CÓDIGO	Material	Cobertura	Geometria da ponta
BROCA 1	R842 0900 050A1A 1210	MD - K15	AlCrN – PVD	ORIGINAL
BROCA 2	R842 0900 050A1A 1210	MD - K15	AlCrN – PVD	ORIGINAL
BROCA 3	R842 0900 050A1A 1210	MD - K15	AlCrN – PVD	ORIGINAL
BROCA 4	R842 0900 050A1A 1210	MD- K15	TiNAI – PVD	AGB2-R
BROCA 5	R842 0900 050A1A 1210	MD-K15	TiNAI – PVD	AGB2-R
BROCA 6	R842 0900 050A1A 1210	MD-K15	TiNAI – PVD	AGB2-R
BROCA 7	R842 0900 050A1A 1210	MD-K15	TiNAI – PVD	AGB2-S
BROCA 8	R842 0900 050A1A 1210	MD-K15	TiNAI – PVD	AGB2-S

Fonte: Autor.

As aquisições de imagens e medições dos desgastes foram realizadas conforme a sequência imposta na tabela 6, sendo estipulado o número de 1280 furos por broca, visando um padrão de comparação dos desgastes apresentados por cada ferramenta.

Tabela 6– Distribuição das inspeções executadas nos testes complementares

Inspeção	Nº Furos	metros lineares	Inspeção	Nº Furos	metros lineares
Seq. 1	10	0,22	Seq. 14	220	4,84
Seq. 2	20	0,44	Seq. 15	260	5,72
Seq. 3	30	0,66	Seq. 16	320	7,04
Seq. 4	40	0,88	Seq. 17	380	8,36
Seq. 5	50	1,1	Seq. 18	480	10,56
Seq. 6	60	1,32	Seq. 19	560	12,32
Seq. 7	70	1,54	Seq. 20	640	14,08
Seq. 8	80	1,76	Seq. 21	720	15,84
Seq. 9	90	1,98	Seq. 22	820	18,04
Seq. 10	100	2,2	Seq. 23	1020	22,44
Seq. 11	120	2,64	Seq. 24	1120	24,64
Seq. 12	140	3,08	Seq. 25	1220	26,84
Seq. 13	180	3,96	Seq. 26	1280	28,16

Fonte: Autor.

Na figura 47 está sendo mostrada a fixação dos corpos de prova e a operação de furação utilizada durante a realização dos ensaios complementares.

Figura 47 – Detalhes da furação dos corpos de prova.



Fonte: Autor.

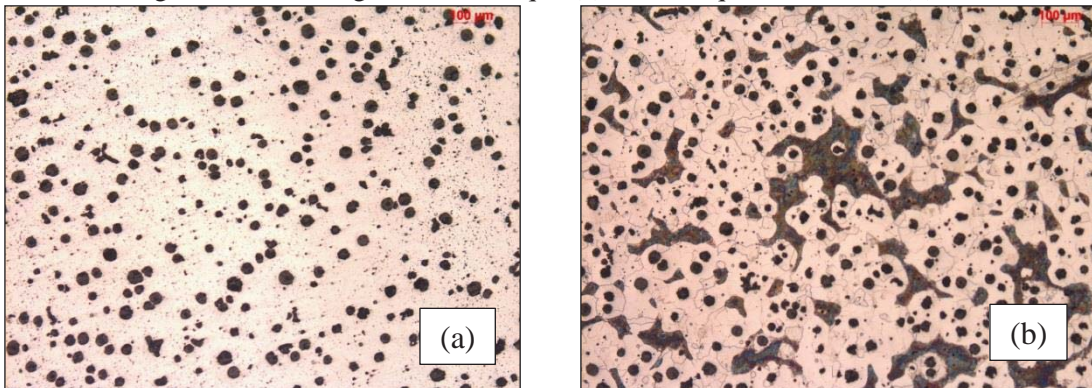
4 RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos em todas as etapas do trabalho de pesquisa. Começando pela caracterização e análise do material dos corpos de prova, e posteriormente pelos resultados dos ensaios preliminares e complementares.

4.1 Análises metalográfica e de dureza

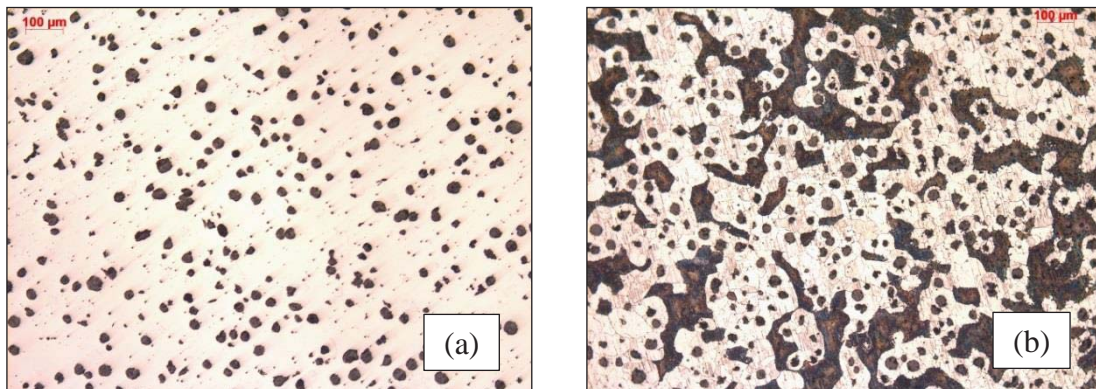
As amostras foram analisadas sem ataque e com ataque químico de nital com concentração de 3%. As figuras 48 e 49 apresentam as análises para as amostras 1 e 2, conforme distribuição indicada na figura 37.

Figura 48 - Micrografia GGG50 região 1 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x



Fonte: Autor.

Figura 49 – Micrografia GGG50 região 2 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.

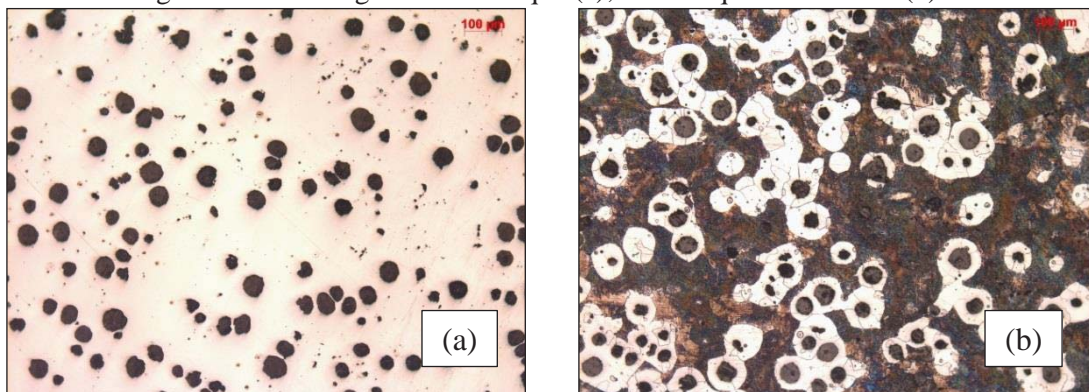


Fonte: Autor.

Nas amostras 1 e 2, há formação perlita fina disposta em uma matriz ferrítica. Nessas regiões (próximas à borda e distantes do ponto de alimentação do molde), uma maior velocidade de resfriamento limitou o mecanismo de difusão dos átomos de carbono da matriz para os nódulos de grafita, impedindo o seu crescimento. Com isso, a amostra apresenta grande quantidade de nódulos de grafita com pequenos diâmetros.

O resultado expresso na figura 50, refere-se à amostra 3, na parte central do corpo de prova, na região mais próxima ao ponto de alimentação do molde e mais distante das bordas.

Figura 50 - Micrografia GGG50 região 3 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.



Fonte: Autor.

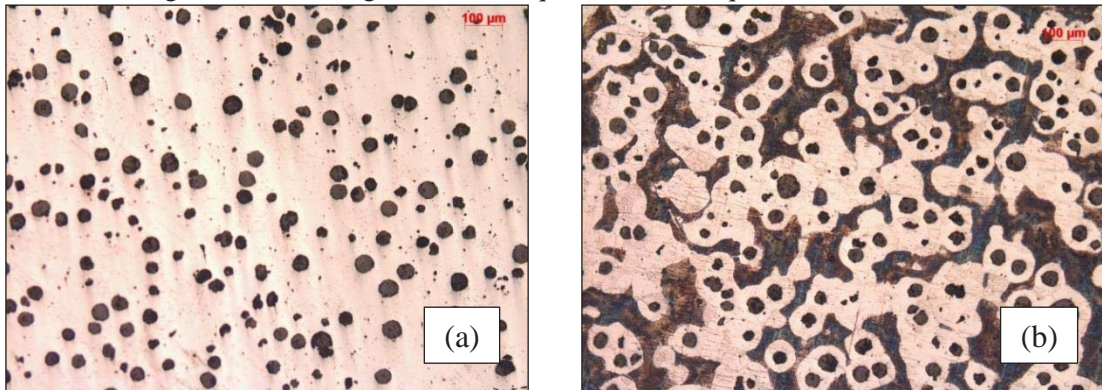
Como a taxa de resfriamento é proporcional a seção transversal da placa, no centro, onde está localizado o canal de alimentação do molde, há uma menor velocidade de resfriamento, o mecanismo de difusão ocorreu por um período maior de tempo, resultando em nódulos de grafita com maiores diâmetros.

Nessas condições há formação de nódulos de grafita rodeados por ferrita, dispostos em uma matriz perlítica.

A amostra 4 apresenta um comportamento intermediário entre as regiões anteriormente analisadas, pois está localizada na parte intermediária, onde a velocidade de resfriamento possivelmente atinge valores médios, e com isso a microestrutura também apresenta nódulos de grafita com tamanho médio quando comparada aos das amostras 1 e 3.

Na figura 51, é possível verificar o resultado da micrografia realizada na amostra 4, onde tem-se a formação de nódulos de grafita rodeados por ferrita, e dispostos em uma matriz perlítica. Nessa amostra há um menor número de nódulos de grafita quando comparada à amostra 1, e maior número quando comparada à amostra 3.

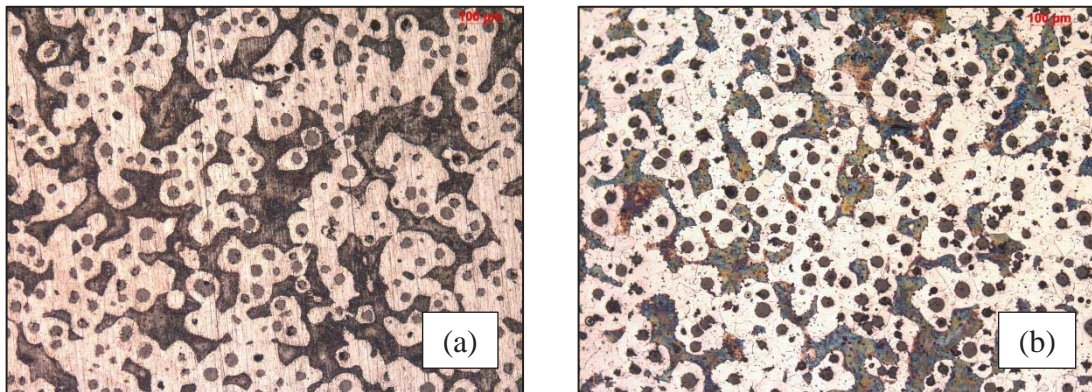
Figura 51 – Micrografia GGG50 região 4 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.



Fonte: Autor

A amostra 5 foi coletada no ponto mais próximo da borda do corpo de prova, essa posição é a mais distante do canal de alimentação do molde. Para essa amostra, foram realizadas micrografias na superfície da amostra (figura 52a), e na região intermediária em uma profundidade igual à 50% da espessura do corpo de prova (figura 52b), com intuito de verificar possíveis variações na microestrutura ao longo profundidade dos furos a serem executados.

Figura 52 - Micrografia GGG50 região 5, superfície (a); e região intermediária (b). Com ataque de nital 3% e aumento 100x.

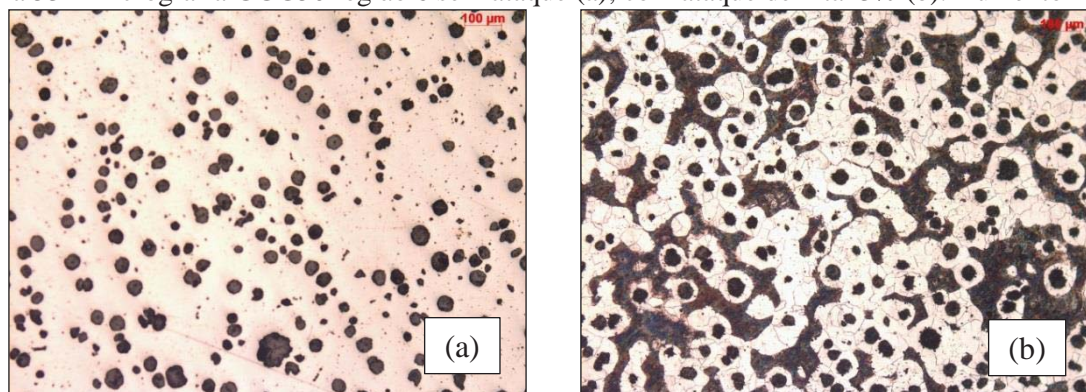


Fonte: Autor

As duas regiões analisadas na amostra 5, revelam uma microestrutura muito similar à encontrada nas amostras 1 e 2 anteriormente descritas. Constata-se assim o efeito da velocidade de resfriamento na formação da microestrutura do ferro fundido nodular, e também a variação dessa microestrutura em regiões diferentes do molde, onde geralmente estão distribuídas as peças produzidas por este processo de fundição.

A última amostra analisada, a de número 6, está disposta em uma posição similar à da amostra número 4 e sua micrografia está exposta na figura 53, onde é possível observar a formação de nódulos de grafita, rodeados por ferrita e dispostos em uma matriz perlítica.

Figura 53 - Micrografia GGG50 região 6 sem ataque (a); com ataque de nital 3% (b). Aumento 100x.



Fonte: Autor.

As amostras utilizadas no ensaio metalográfico, foram também utilizadas no ensaio de dureza. Utilizou-se o padrão de dureza Vickers [HV], sendo executadas duas impressões por amostra. Os resultados estão tabulados e dispostos na tabela 7.

Tabela 7 - Valores de dureza para as amostras analisadas

Dureza Vickers [HV]	Amostras					
	1	2	3	4	5	6
Média	207,61	234,88	215,98	207,76	222,42	214,51
Desvio Pad.	0,621	0,643	0,989	0,530	0,689	0,834
Incerteza	0,439	0,455	0,699	0,375	0,487	0,590

Fonte: Autor.

4.2 Resultados dos ensaios preliminares

Os ensaios preliminares foram executados com o objetivo de determinar os parâmetros de corte, velocidade de corte e avanço, adequados para a aplicação a seco. Como critérios de decisão foram estipulados a rugosidade dos furos produzidos e a variação do diâmetro nesses furos. Outra condição avaliada nos ensaios preliminares foi o tipo de desgaste ocorrido ou revelado em cada condição testada.

A tabela 08, apresenta o resultado dessas duas variáveis controladas nas doze combinações de dados de corte avaliadas.

Tabela 8 – Resultados das condições testadas nos ensaios preliminares.

Variável controlada		Teste Preliminar											
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Ø [mm]	Média	9,035	9,045	9,050	9,056	9,063	9,070	9,076	9,083	9,090	9,096	9,103	9,110
	Desvio Pad.	0,005	0,006	0,007	0,005	0,006	0,007	0,009	0,011	0,013	0,015	0,016	0,018
	Incerteza	0,001	0,002	0,002	0,001	0,001	0,002	0,002	0,003	0,003	0,004	0,004	0,005
Ra [µm]	Média	2,216	2,229	2,150	2,132	2,386	2,289	2,260	2,172	2,596	2,509	2,440	2,342
	Desvio Pad.	0,006	0,005	0,008	0,008	0,006	0,005	0,008	0,008	0,006	0,005	0,008	0,008
	Incerteza	0,002	0,001	0,002	0,002	0,002	0,001	0,002	0,002	0,002	0,001	0,002	0,002

Fonte: Autor.

As condições 1, 5, 7 e 8 não apresentaram marcas de desgaste durante as inspeções realizadas, onde as ferramentas permaneceram com seus gumes íntegros ao final do pré-teste correspondente.

Nas condições 2, 3, 4, 6 e 9 ocorreram desgastes de flanco, onde a marca de desgaste não atingiu os critérios de final vida útil pré-estipulados, sendo que o valor médio dessas marcas foi de 0,32 mm.

As condições 10, 11 e 12 promoveram o aparecimento precoce de marcas de desgaste de quina. A condição 10 revelou um desgaste de quina ($W_{máx}$) de 0,34 mm. Nas condições 11 e 12 essas marcas ultrapassaram o critério de final de vida, que é 0,5mm.

Com base nesses resultados apresentados, foram selecionados os parâmetros da condição 8 apresentada na tabela 4, como resultado positivo e aceitável para aplicação nos ensaios complementares. A velocidade de corte (V_c) de 156 m/min e o avanço (f_n) de 0,28 mm/rot., representam a condição de maior volume de remoção de material por unidade de tempo e que apresentaram bons resultados em termos de qualidade dimensional e rugosidade do furo produzido.

4.3 Resultados dos ensaios complementares

Os ensaios complementares tem por finalidade a comparação do desempenho das três geometrias de ferramentas estudadas neste trabalho. Essas geometrias foram aplicadas com os

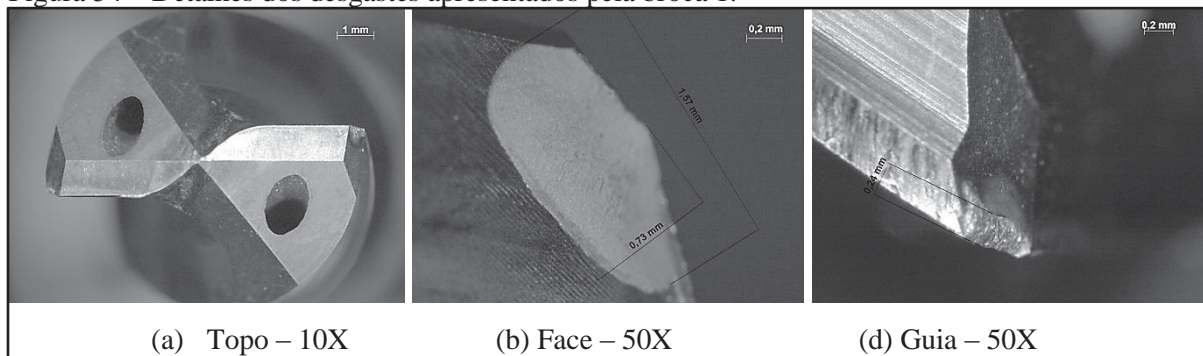
mesmos parâmetros de corte, estes definidos nos resultados dos ensaios preliminares, sem aplicação de fluido lubri-refrigerante, seguindo os padrões descritos na metodologia.

4.3.1 Resultados com a ferramenta de geometria R842

A geometria R842 estava presente nas brocas descritas como 1, 2 e 3. Essas ferramentas apresentaram um padrão de desgaste similar, evoluindo de forma mais acentuada em uma ou outra, mas sempre surgindo e se propagando nas mesmas regiões da geometria da ferramenta; na sequência são apresentados esses resultados.

A broca 1 apresentou marcas de desgaste de flanco (V_B) nos chanfros de quina. Essas marcas surgiram desde a primeira sequência de 10 furos executados, provocadas pelos efeitos da alta temperatura na região de corte combinado com a abrasividade do material da peça de trabalho. Essa ferramenta executou 220 furos (4,84 m lineares) e quando inspecionada apresentou um lascamento completo na superfície da face na região do chanfro de quina, conforme ilustrado na figura 54.

Figura 54 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 1.

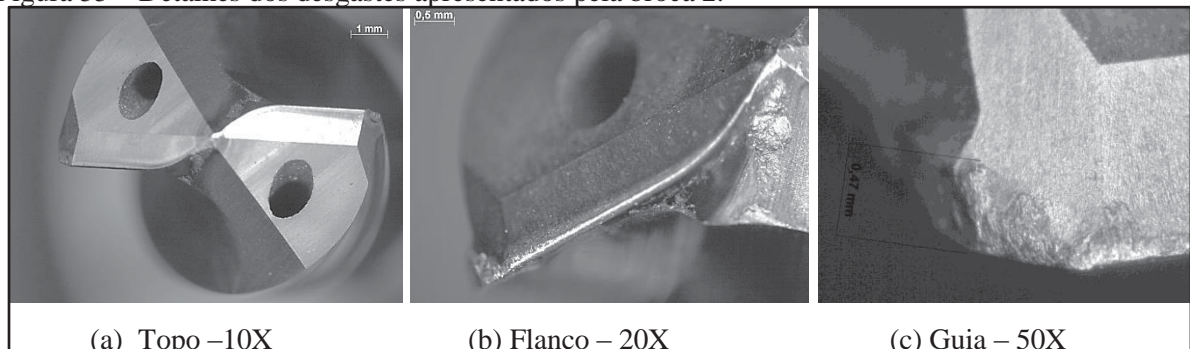


Fonte: Autor.

A broca 2 apresentou os mesmos princípios de desgaste, porém eles começaram a surgir após a execução de 30 furos e se mantiveram estáveis até o final do teste. Assim como na broca 1, os desgastes se concentraram na região dos chanfros de quina, porém distribuídos nos dois gumes. A figura 55 ilustra os desgastes apresentados pela broca 2 ao final dos 1280 furos (28,16 m lineares). É possível observar na figura 55b uma formação de material aderido na superfície de saída abaixo do gume transversal da ferramenta.

Na figura 55c observa-se a marca de desgaste de flanco (VB) encoberta por material aderido sobre a mesma, esse mecanismo de desgaste pode ser caracterizado por Machado et al. (2011), como sendo *attrition*, onde o material que flui sobre a superfície de saída ou na de folga, de forma irregular, mesmo em altas velocidades, pode provocar adesão momentânea e desprendimento posterior desse material aderido, levando consigo partículas do material da ferramenta de corte.

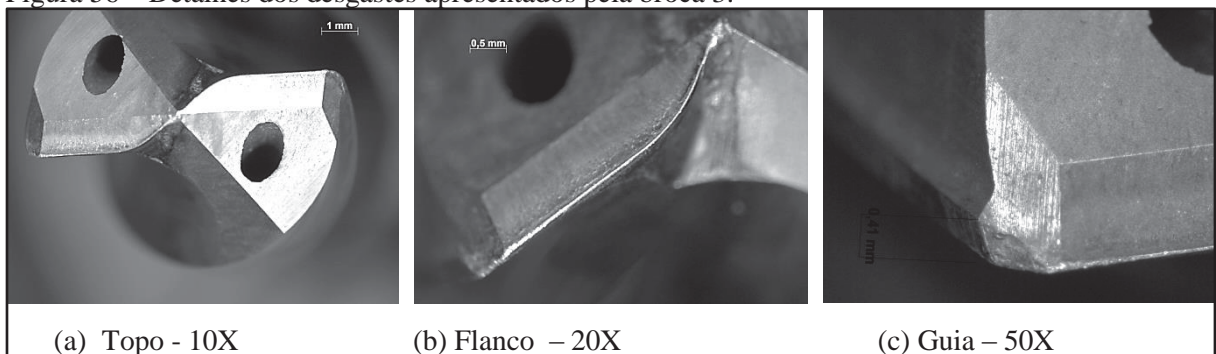
Figura 55 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 2.



Fonte: Autor

A broca 3 repetiu o padrão de desgaste das brocas 1 e 2. As marcas de desgaste iniciaram-se na região dos chanfros de quina. A figura 56 ilustra o padrão de desgaste apresentado pela broca 3 ao final de 1280 furos executados.

Figura 56 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 3.



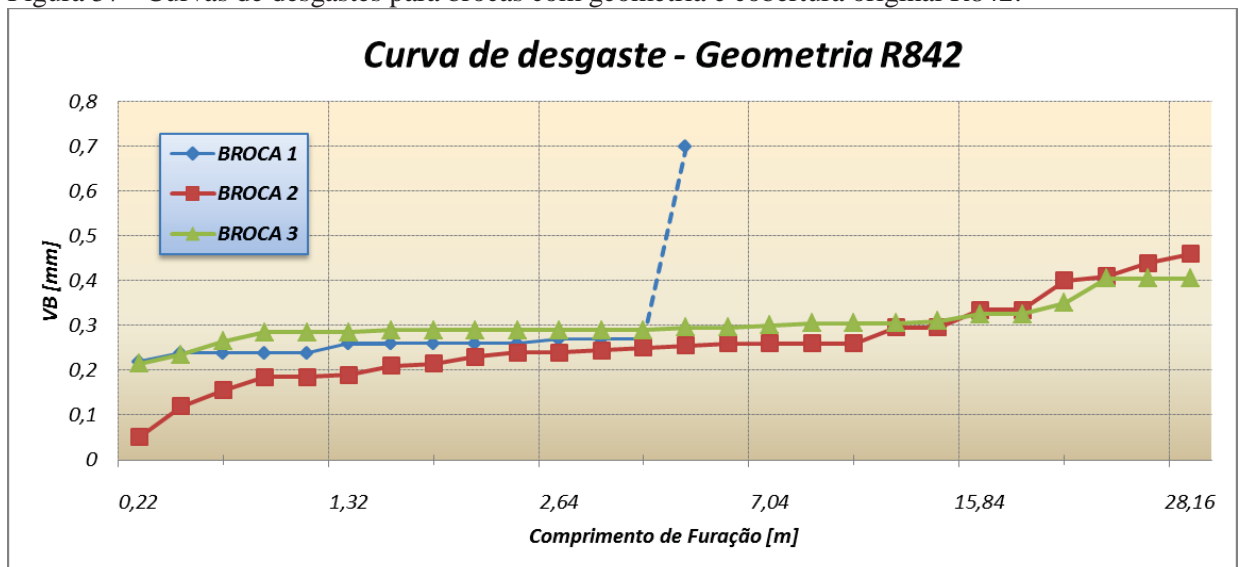
Fonte: Autor.

Com relação aos desgastes apresentados pelas brocas 1, 2 e 3, que possuíam a geometria R842 original, as marcas de desgastes são características do mecanismo de *attrition*. Este é causado pelo fluxo irregular de material que passa sobre a superfície de saída do chanfro de quina. Essa irregularidade pode ser ocasionada pela mudança de fluxo de

material, provocada pelo fato de que o gume principal é chanfrado e o gume do chanfro de quina não, e ainda pelo fato de que essa é a região que possui a maior velocidade de corte. As medições de desgastes executadas ao longo dos três ensaios de furação com a geometria R842 foram compiladas e são ilustradas sob a forma gráfica na figura 57. Foram plotados os desgastes de flanco (VB) para cada inspeção realizada; nessa condição é possível verificar a evolução das marcas de desgaste em função do comprimento de furação executado.

Com exceção da broca 1, que teve uma grande marca de desgaste provocada por um lascamento no gume A1, findando assim precocemente a vida útil da ferramenta, todas as três brocas apresentaram um comportamento linear de evolução dos desgastes, em ambos os gumes. A figura 57 apresenta as curvas de desgaste para as três brocas da geometria R842 ensaiadas nas condições dos testes complementares.

Figura 57 - Curvas de desgastes para brocas com geometria e cobertura original R842.



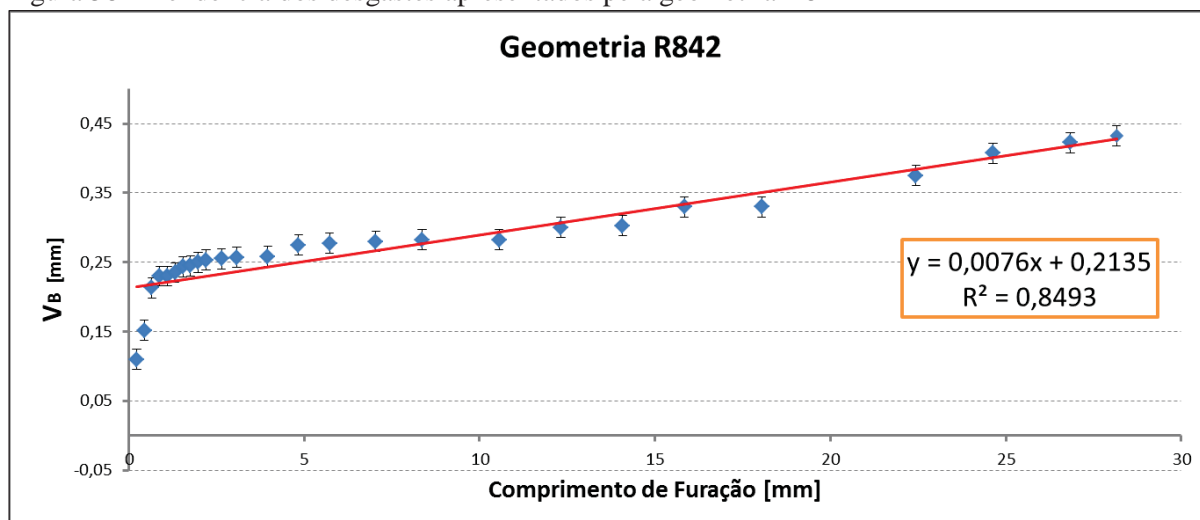
Fonte: Autor.

Visto que as brocas da geometria R842 não alcançaram o final da vida útil estipulada (com exceção da broca 1), passou-se a aplicar recursos estatísticos para prever esse final de vida útil. Calculando-se a média do desgaste de flanco VB, para as três ferramentas da geometria R842 apresentados em cada inspeção, foi possível determinar o comportamento dos desgastes para essa geometria.

Na figura 58 estão plotados os valores médios dos desgastes apresentados, além da linha de tendência, que descreve a equação da reta imposta para esse comportamento, e que

possibilitará a previsão da quantidade de furos que podem ser produzidos, por essas ferramentas nas condições analisadas.

Figura 58 – Tendência dos desgastes apresentados pela geometria R842



Fonte: Autor.

A equação da reta (equação 7) definida pela tendência linear exposta na figura anterior, permite estimar o final da vida útil para as ferramentas da geometria R842.

$$y = 0,0076x + 0,2135 \quad (7)$$

Onde:

y: Desgaste de flanco máximo admitido [mm]

x: Comprimento máximo de furação [m]

Aplicando a equação 7, nas condições de $VB_{m\acute{a}x} = 0,5$ mm, é possível calcular a estimativa de vida final da ferramenta, conforme apresentado a seguir:

$$\begin{aligned} y &= 0,0076x + 0,2135 \\ 0,50 &= 0,0076x + 0,2135 \\ 0,50 - 0,2135 &= 0,0076x \\ x &= \frac{0,2865}{0,0076} \\ x &= 37,697m \approx 1713 \text{ furos} \end{aligned}$$

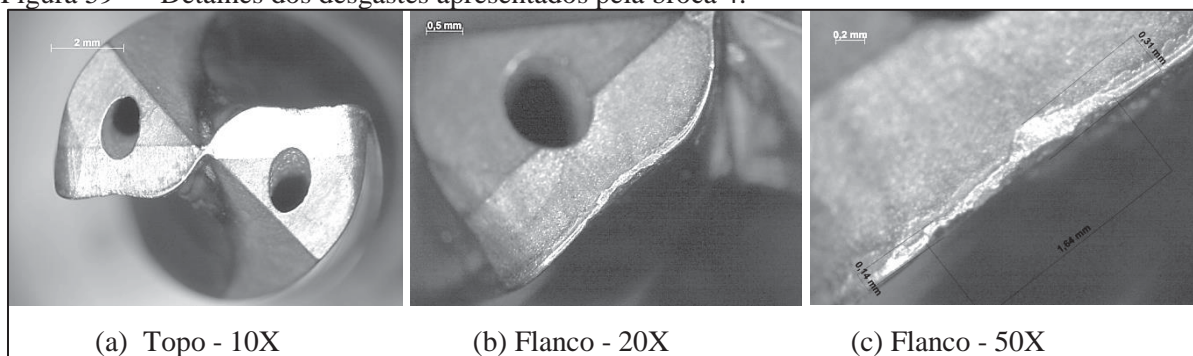
Conforme indicado pelo resultado da equação 7, é possível estimar que o final de vida útil para as ferramentas da geometria R842, seria atingido quando estas executassem 1713 furos ou 37,697 metros lineares.

4.3.2 Resultados com ferramenta de geometria AGB2-R

As brocas 4, 5 e 6 aplicadas aos ensaios complementares possuem a geometria AGB2-R. Todas as três brocas (4, 5 e 6) apresentaram um comportamento melhorado com relação ao aparecimento das marcas de desgaste, se comparadas às da geometria R842.

Na broca 4, as marcas de desgaste começaram a surgir a partir dos 50 furos executados e se concentraram no gume principal. As marcas características de desgaste de flanco foram evoluindo com o aumento da solitação térmica e do ataque abrasivo do material da peça. O desgaste de flanco começou a se acentuar mais a partir da execução de 1020 furos. A figura 59 retrata o estado da broca 4 após a realização de 1280 furos (28,16 m lineares).

Figura 59 -- Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 4.



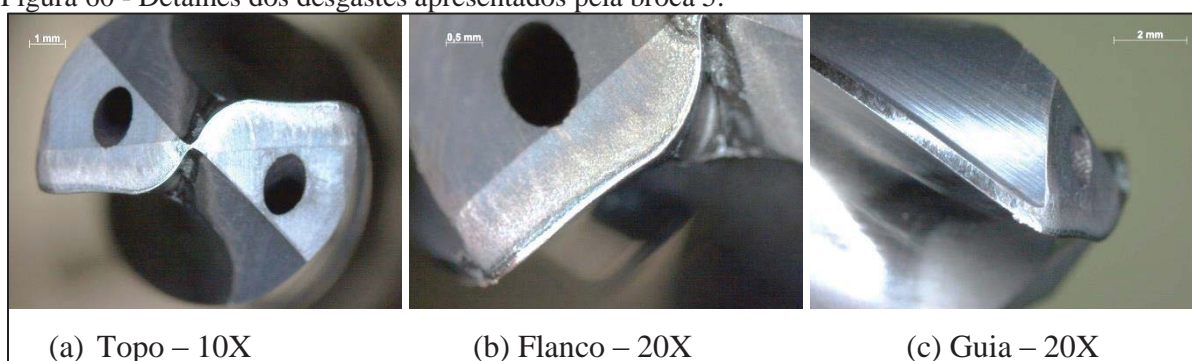
Fonte: Autor

A broca 5 apresentou inicialmente a adesão de material. Essa adesão em nenhum momento foi expressiva e se concentrou principalmente na superfície de saída do gume transversal.

A medida que os testes avançavam, começaram aparecer pequenas marcas de desgaste de flanco, concentradas no gume principal da broca. Na broca 5 as marcas de desgaste começaram a surgir a partir dos 560 furos executados (12,32 m lineares) e foram evoluindo de forma lenta até serem atingidos os 1280 furos executados.

A figura 60 ilustra a broca 5 após ter executado os 1280 furos do teste, sendo que marcas de desgastes expressivas, possíveis de serem visualizadas a olho nu, não são aparentes nesta ferramenta. É possível observar na figura 60b o material aderido junto à superfície de saída do gume transversal. Nessa região a velocidade de corte é extremamente baixa e o material, tanto da peça quanto da ferramenta, sofre um elevado esforço de compressão, fazendo com que o calor de deformação seja bastante elevado, vindo a produzir cavacos em estágio intermediário entre o estado sólido e líquido, que acabam sendo comprimidos contra a ferramenta e ficam em partes aderidos à ela.

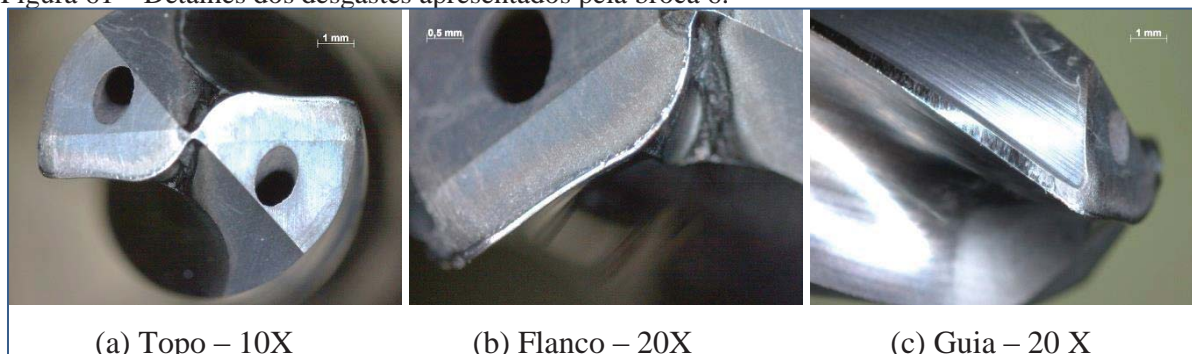
Figura 60 - Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 5.



Fonte: Autor.

Na broca 6, os fenômenos apresentados foram praticamente iguais aos da broca 5 descritos anteriormente, porém as marcas de desgaste iniciaram-se a partir dos 220 furos realizados, mas se mantiveram estáveis até o final dos 1280 furos executados. A figura 61 ilustra a broca 6 após a conclusão do teste.

Figura 61 – Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 6.

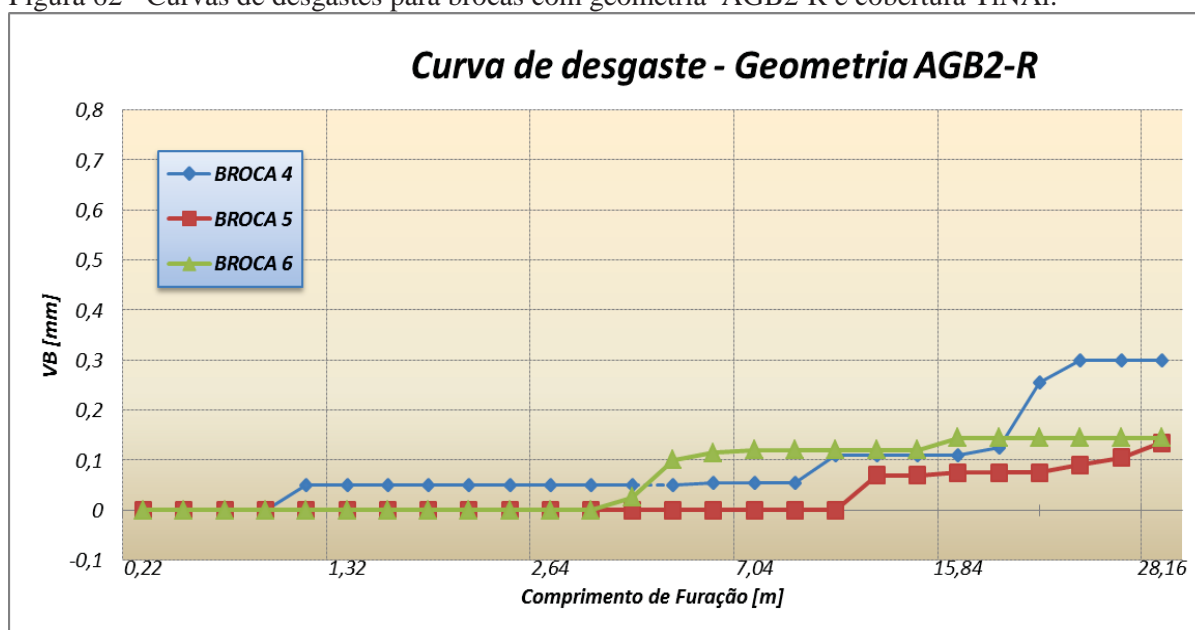


Fonte: Autor.

Com relação aos desgastes apresentados pelas brocas da geometria AGB2-R, fica evidenciada a influência do arredondamento dos gumes. Nessa geometria, os gumes principal e transversal, assim como o gume formado no raio de quina, foram arredondados pelo processo de acabamento por arraste. Esse arredondamento modifica o fluxo de material nessa superfície, vindo a formar um ângulo de saída efetivo (φ_e) de magnitude negativa, conforme citado por Rodriguez (2009), minimizando os efeitos provocados pelo arraste de material nessas superfícies.

As curvas de desgastes para as ferramentas com a geometria AGB2-R e revestimento TiNAl são ilustradas na figura 62.

Figura 62 - Curvas de desgastes para brocas com geometria AGB2-R e cobertura TiNAl.



Fonte: Autor.

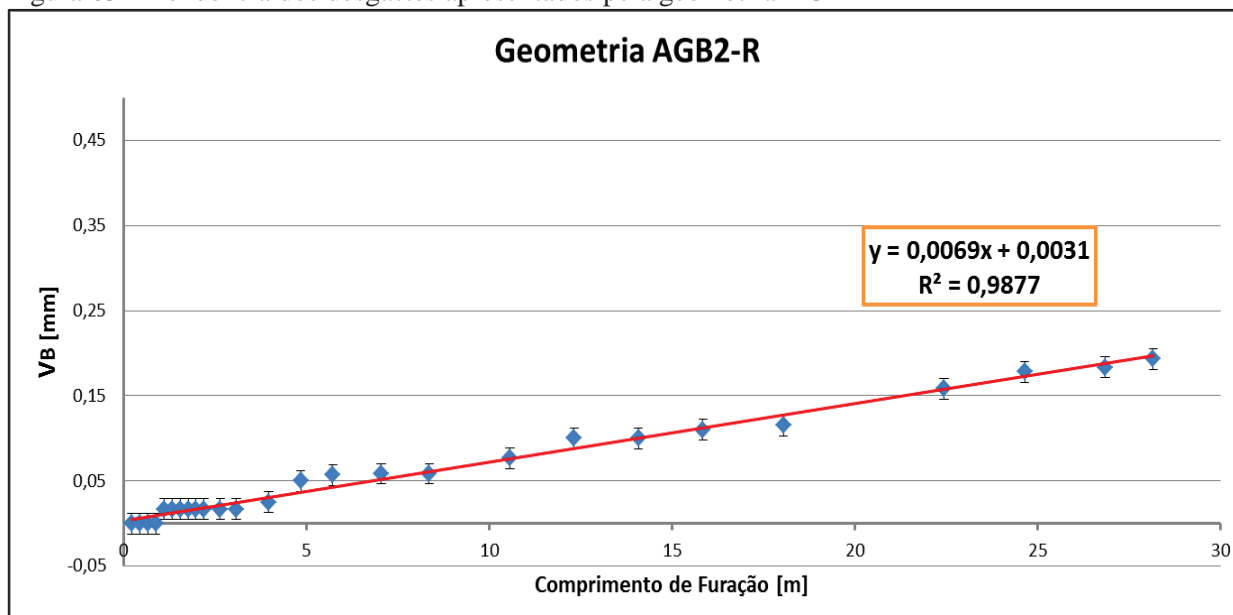
Essas ferramentas apresentam uma tendência de comportamento quanto ao surgimento dos desgastes, caracterizado por ocorrerem de forma mais lenta inicialmente, depois há um aumento súbito e uma nova estabilização, até que a solicitação na ferramenta aumenta novamente e ocorre novo pico de desgaste.

Sob todos os efeitos analisados, não foi possível verificar influência do revestimento de nitreto de titânio e alumínio (TiNAl) sobre os resultados apresentados, pois nas análises microscópicas não foram visualizados problemas como deslocamento ou remoção do revestimento pelos efeitos do processo de furação a seco.

Calculando-se a média do desgaste de flanco VB, para as três ferramentas da geometria AGB2-R, apresentados em cada inspeção, foi possível determinar o comportamento dos desgastes para essa geometria.

Na figura 63 estão plotados esses valores médios, assim como a linha de tendência, que descreve a equação da reta imposta para esse comportamento.

Figura 63 – Tendência dos desgastes apresentados pela geometria AGB2-R



Fonte: Autor.

A equação da reta (equação 8), definida pela tendência linear exposta na figura anterior, permite estimar o final da vida útil para as ferramentas da geometria AGB2-R.

$$y = 0,0069x + 0,0031 \quad (8)$$

Onde:

y: Desgaste de flanco máximo admitido [mm]

x: Comprimento máximo de furação [m]

Aplicando a equação 8, nas condições de $VB_{m\acute{a}x} = 0,5$ mm, é possível calcular a estimativa de vida final da ferramenta, conforme apresentado a seguir:

$$y = 0,0069x + 0,0031$$

$$0,50 = 0,0069x + 0,0031$$

$$0,50 - 0,0031 = 0,0069x$$

$$x = \frac{0,4969}{0,0069}$$

$$x = 72,014m \approx 3273 \text{ furos}$$

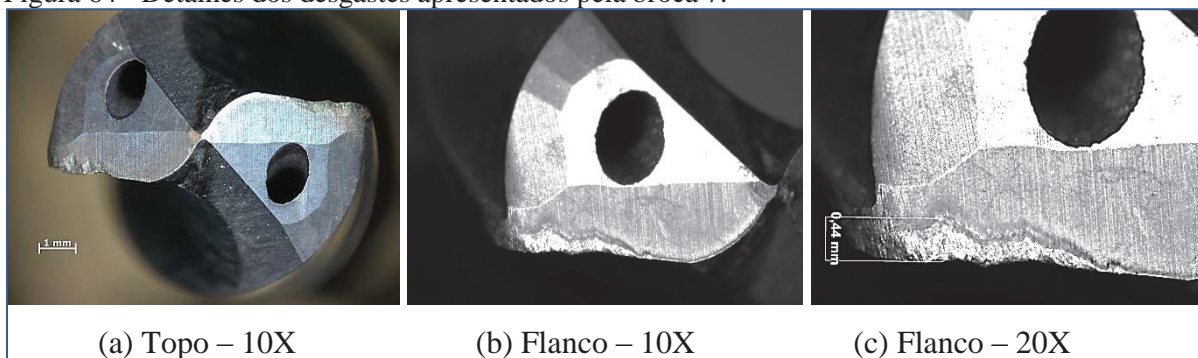
Conforme indicado pelo resultado da equação 8, é possível estimar que o final de vida útil para as ferramentas da geometria AGB2-R seria atingido quando estas executassem 3273 furos ou 72,014 metros lineares.

4.3.3 Resultados com ferramenta de geometria AGB2-S

As brocas 7 e 8, com geometria AGB2-S, foram submetidas aos ensaios complementares nas mesmas condições das anteriores, porém observou-se uma fragilidade prematura nos gumes conforme pode ser observado nas figuras a seguir.

A figura 64 mostra os desgastes de flanco apresentados pela broca 7 no final de sua vida útil. Essa broca apresentou um baixo índice de desgaste no início da operação, porém a evolução foi quase que instantânea a partir dos 140 furos executados.

Figura 64 - Detalhes dos desgastes apresentados pela broca 7.



Fonte: Autor.

A ausência do arredondamento do gume proporciona uma fragilização deste e devido à elevada concentração de tensões e temperaturas ocorrem os desgastes mostrados na figura anterior. Esses desgastes surgiram no ponto de tangência do raio de quina formado entre o gume principal e a guia, no ponto onde a velocidade de corte tem seu valor máximo para a condição aplicada. O fluxo de material nessas superfícies é irregular, e é causado

principalmente pela efeito da variação da velocidade de corte ao longo do gume da ferramenta e pelos pontos de concentração de tensão (cantos vivos), essas condições promovem o mecanismo de *attrition* que acaba removendo as partículas do material da ferramenta de corte, fazendo com que as marcas de desgaste evoluam rapidamente.

Na broca 8 os fenômenos foram similares à broca 7, porém começaram a surgir a partir dos 50 furos executados e ao iniciar o furo número 76 a broca rompeu na região próxima ao final dos canais helicoidais, conforme mostrado na figura 65.

Foi possível perceber que durante a execução do furo que antecedeu a quebra houve um aumento na rugosidade da parede deste furo, possivelmente ocasionada por algum dano sofrido pelo gume da ferramenta, sendo a possível causa de quebra da mesma.

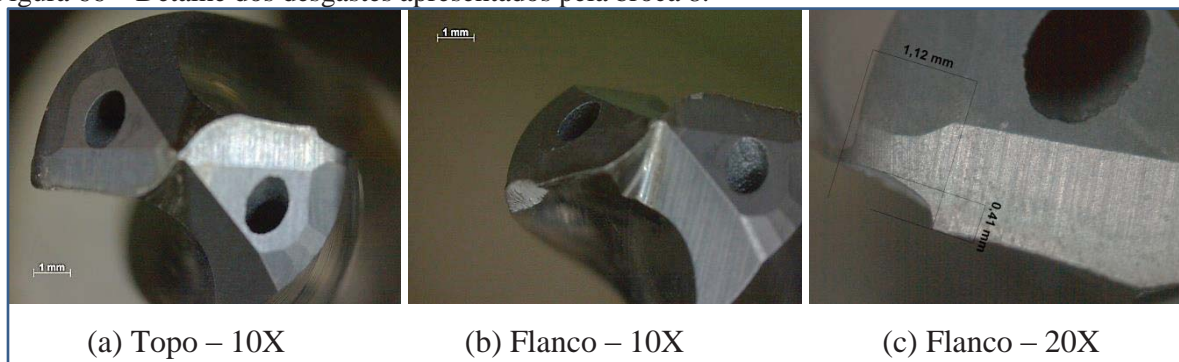
Figura 65 – Detalhe da fratura apresentada pela broca 8.



Fonte: Autor.

A fratura ocorrida é característica de uma sobrecarga causada por um aumento brusco do momento torsor. Ao observar a figura 66b, fica evidenciado o motivo desse aumento de esforço, pois houve um lascamento do gume principal na região de tangência do raio de quina. Nesse ponto a velocidade de corte da ferramenta tem seu valor máximo e a ausência do arredondamento fragilizou o gume que veio a romper.

Figura 66 – Detalhe dos desgastes apresentados pela broca 8.

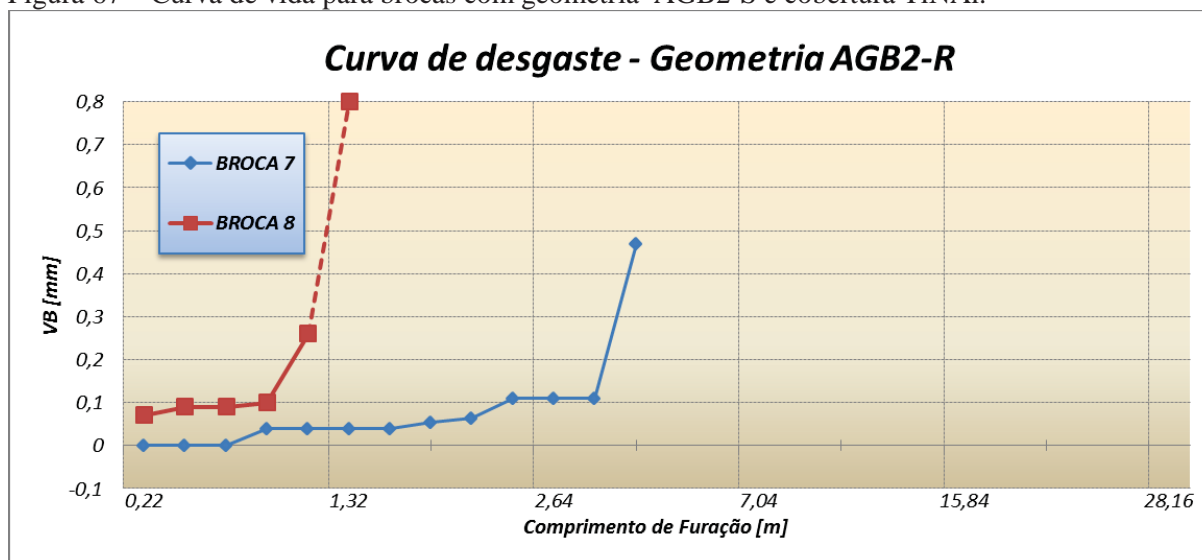


Fonte: Autor.

A figura 67 apresenta graficamente as medições de desgastes realizadas nas ferramentas de geometria AGB2-S, e dispõe as curvas de desgastes aonde se observa a baixa vida útil das mesmas.

Como pode ser observado, a broca 7 vinha desenvolvendo um comportamento linear e bruscadamente atingiu uma marca de desgaste superior aos critérios de final de vida adotados para os ensaios. Já a broca 8, apresentou uma falha catastrófica já citada anteriormente.

Figura 67 – Curva de vida para brocas com geometria AGB2-S e cobertura TiNAl.



Fonte: Autor.

As brocas com a geometria AGB2-S tiveram um baixo desempenho na aplicação imposta pelos testes complementares devido à ausência do arredondamento dos gumes e também ao acabamento das faces que interagem diretamente com o material da peça.

1.4 Análise econômica para furação a seco

Com o intuito de verificar a viabilidade econômica do processo de furação a seco e aplicação da geometria AGB2-R, foram coletados dados junto à empresa patrocinadora do material para os testes para possibilitar a análise econômica do processo.

Esses dados foram tabulados e efetuados os cálculos do custo ferramenta, custo máquina, custo adicional (emulsão) e custo total por furo produzido nos dois processos.

Foram comparados o processo atualmente utilizado, com emulsão de óleo solúvel semi-sintético em concentração de 5% e o processo proposto com furação a seco.

Para esses cálculos foram considerados os dados de vida útil estimada, com base nos resultados expostos no item 4.3.2 deste trabalho.

Os cálculos utilizados contemplam um comparativo entre o tempo do processo proposto versus o processo atual, baseado no tempo de contato efetivo da ferramenta de corte. Também em função da vida útil e número de recondicionamentos, são comparados os custos-ferramenta por furo produzido. Considerando os dados obtidos na empresa patrocinadora do material, foi possível determinar o custo da emulsão aplicada por furo produzido, indicado nesta análise, como custo adicional no processo atual. A tabela 9 apresenta a tabulação dos dados considerados e calculados na análise econômica.

Tabela 9 – Dados da análise econômica do processo

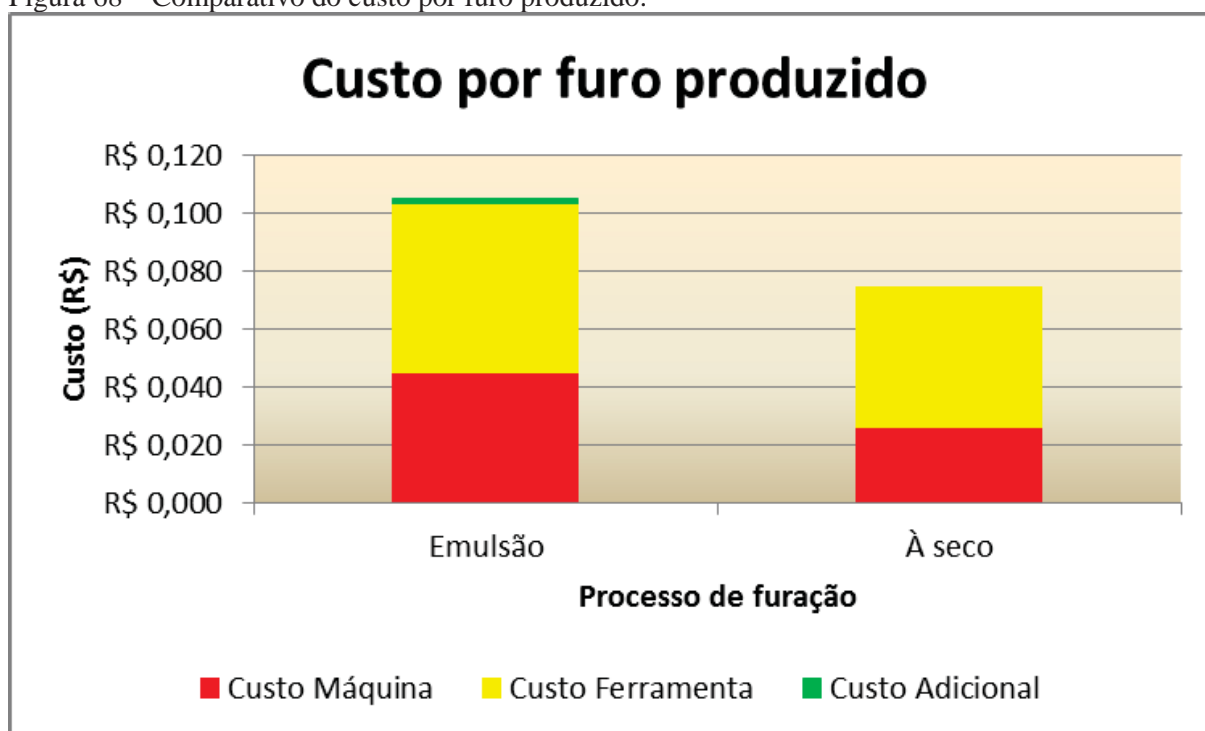
Equacionamento				Processo	
Ref.	Descrição	Simb.	Und.	Emulsão	À seco
A	Diâmetro de corte	\varnothing_c	mm	9	9
B	Velocidade de corte	Vc	m/min	100	156
C	avanço por rotação	fn	mm/rot	0,25	0,28
D	Revoluções por minuto	RPM	min ¹	3537	5517
E	Velocidade de avanço	Vf	mm/min	884	1545
F	Comprimento de corte	Lc	mm	22	22
G	Comprimento de avanço	Lce	mm	27	27
H	Tempo de corte [min]	tc	min	0,0305	0,0175
I	Vida útil da ferramenta	T	m lineares	52	72,014
J	Número de Recondicionamentos	NR	und.	5	5
K	Vida útil após recondicionamento	TRec	%	90%	90%
L	Custo da ferramenta nova	CFN	R\$	R\$ 398,73	R\$ 417,28
M	Custo de cada recondicionamento	CreC	R\$	R\$ 72,00	R\$ 72,00
N	Custo hora-máquina	CHM	R\$/h	R\$ 88,90	R\$ 88,90
O	Consumo de óleo solúvel (2 trocas/ano + consumo mensal)	GOS	l/h	0,15846	0
P	Custo óleo solúvel para emulsão	COS	R\$/l	R\$ 15,12	R\$ 0,00
AA	Custo Ferramenta [(L+ (J*M))]	CF	R\$	R\$ 758,73	R\$ 777,28
AB	Custo Ferramenta/furo produzido [(AA/((I+J*I*K)/F)]	Cff	R\$/furo	R\$ 0,058	R\$ 0,049
AC	Custo Máquina por furo Produzido [(N/(60/H)]	CMf	R\$/furo	R\$ 0,045	R\$ 0,026
AD	Custo com líquido lubri-refrigerante [((P*O)/(60/H))]	CLLR	R\$/furo	R\$ 0,001	R\$ 0,000
AE	Custo Final por furo produzido [AB+AC+AD]	CTF	R\$/furo	R\$ 0,105	R\$ 0,074
AF	Economia no tempo de produção por furo executado	GP	%	42,77	
AG	Economia no custo do processo	GCP	%	28,98	

Fonte: Autor.

Os resultados expostos na tabela 9, demonstram que o processo de furação a seco pode proporcionar uma economia de 28,98% no custo final do processo de furação. Essa economia tem uma grande parcela atribuída à redução do tempo de processo, que ocorre em função do aumento dos parâmetros de corte (V_c e f_n).

Essa redução de tempo de processo remonta em 42,77%, comparando o processo atual com o processo proposto. Levando em conta os fatores econômicos da análise, o custo-ferramenta é diretamente influenciado pelo aumento da vida útil, proporcionado pelos parâmetros de corte e pela ausência de líquido lubri-refrigerante no processo proposto. O gráfico disposto na figura 68, demonstra as parcelas componentes do custo de produção de um furo, pelos dois processos analisados.

Figura 68 – Comparativo do custo por furo produzido.

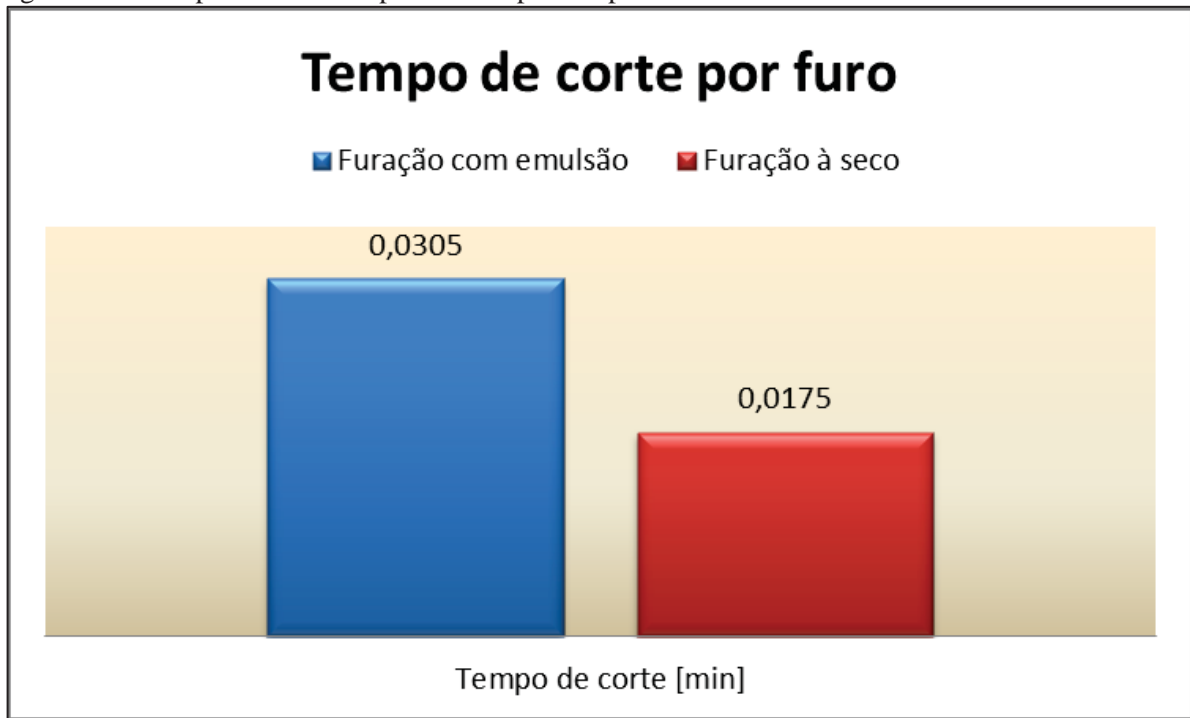


Fonte: Autor.

Na figura 69 está demonstrado o comparativo do tempo de corte considerando as duas situações analisadas.

Os resultados observados são oriundos da furação a seco, permitir um aumento de 56% na velocidade de corte e de 12% no avanço.

Figura 69 – Comparativo do tempo de corte para os processos analisados.



Fonte: Autor.

5 CONCLUSÕES

As conclusões técnicas da pesquisa realizada serão divididas em 4 grupos em função do foco de análise:

1. Em relação ao processo de furação a seco:
 - A ausência de um meio lubri-refrigerante em condições severas de usinagem implica em maiores exigências para o gume da ferramenta de corte, evidenciado pelos desgastes apresentados nas três microgeometrias testadas;
 - Mesmo em condições severas, a furação a seco em ferro fundido nodular GGG-50 possibilitou um aumento de 56% na velocidade de corte e de 12% no avanço. Esses ganhos em termos de parâmetros de corte são atribuídos a inexistência de choques térmicos durante o processo e ao efeito lubrificante promovido pela grafita presente na microestrutura do material da peça de trabalho.
 - A análise econômica do processo revela ganhos de redução de tempo e custo por furo produzido, vindo de encontro com os anseios do meio industrial;
 - Apesar dos ganhos econômicos do processo, a furação a seco proporciona um inconveniente quanto à sua aplicação, que está relacionado com a emissão de partículas sólidas (pó) durante o processo. As máquinas-ferramenta aplicadas ao processo, mesmo enclausuradas, necessitam dispor de sistemas de captação e filtragem, para evitar que os operadores sofram contaminação com o pó gerado pelo processo.

2. Em relação à geometria R842 original:
 - As ferramentas R842 apresentam na macrogeometria chanfros de quina, que auxiliam na furação de materiais de cavacos curtos e quebradiços, como é o caso do ferro fundido nodular GGG-50. Porém analisando a microgeometria do gume, foi possível constatar que esses chanfros de quina não possuíam nenhum tratamento de gume, como apresentado pelo gume principal da ferramenta;
 - Nas condições impostas pelo processo de furação a seco, a alta velocidade de corte provoca um fluxo irregular de material que passa sobre a superfície de saída do chanfro de quina, favorecendo o surgimento do mecanismo de desgaste caracterizado como *attrition*. Esse mecanismo só foi detectado em

regiões onde o gume da ferramenta não apresentava nenhum tratamento de proteção, como chanfros ou arredondamentos.

- Através dos ensaios realizados, não é possível afirmar que o revestimento AlCrN influencia em melhor desempenho para as condições de furação a seco.

3. Em relação à geometria AGB2-R:

- A macrogeometria do gume das ferramentas AGB2-R dispõe de um raio de quina, que proporciona um reforço para o gume da ferramenta nas condições severas às quais estas foram submetidas;
- O acabamento por arraste foi fundamental para o aumento da vida útil em condições severas de furação. Os efeitos de suavização das regiões transitórias entre os gumes principal e transversal, e entre o raio de quina e o gume principal, contribuíram para a eliminação de pontos de concentração de tensão nessas regiões;
- A microgeometria com arredondamento do gume se mostrou mais resistente aos efeitos provocados pelo fluxo irregular de material sobre as superfícies de saída, tanto dos gumes principal e transversal, quanto do raio de quina;
- O revestimento de TiNAl combinado com a geometria AGB2-R proporcionou um ótimo desempenho em relação à durabilidade do mesmo em condições severas, pois não foram identificados deslocamentos ou efeitos que pudessem afetar no resultado dos ensaios de furação.

4. Em relação à geometria AGB2-S:

- A ausência do tratamento de gumes na geometria AGB2-S foi o fator que proporcionou um desempenho insatisfatório. Foram identificados cantos vivos na macrogeometria do gume, que causam concentração de tensão nessas regiões, bem como marcas deixadas pelos rebolos no processo de afiação;
- As condições de elevada temperatura e meio abrasivo impõe para a ferramenta uma necessidade de maior resistência do gume nas brocas com geometria AGB2-S; as marcas de desgaste evoluíram rapidamente devido à fragilidade do gume, causada pela ausência de um tratamento de arredondamento ou chanframento deste.

- Não foi possível constatar efeitos do revestimento de TiNAI nos resultados apresentados por essa geometria.

6 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para trabalhos futuros, podem ser desenvolvidas pesquisas com os seguintes focos:

- Medição das temperaturas na furação com intuito de analisar os efeitos desta no revestimento e também na integridade superficial dos furos produzidos;
- Alterar a geometria de topo original R842, incluindo uma operação de tratamento de gumes (gume chanfrado) no ângulo de ponta secundário, local fragilizado dessa ferramenta;
- Comparar o efeito de diferentes substratos de metal duro (K15, K10 e etc.) com a geometria AGB2-R quanto ao efeito na vida útil.

REFERÊNCIAS

BAHÇE, E.; OZEL, C. **Experimental Investigation of the Effect of Machining Parameters on the Surface Roughness and the Formation of Built Up Edge (BUE) in the Drilling of Al 5005.** Intech - Tribology in Engineering. Firat University, Elazig, Turkey, 2013.

BATZER, S. A.; HAAN, D. M.; RAO, P. D.; OLSON, W. W.; SUTHERLAND, J. W. Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast aluminium alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, n° 79, 1998.

BOEHS, L.; FRIEDRICH, D. N.; CALDEIRA, P. F. Influência da afiação na resistência ao desgaste de ferramentas de aço rápido sinterizado, **1º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Curitiba, PR, 2001.

BORDIN, F. M. **Efeito do tratamento da microgeometria de brocas helicoidais de metal-duro sobre a integridade superficial dos furos.** UCS, Tese de Mestrado, Caxias do Sul, RS, 2013.

BOWDEN F.P. E TABOR D. **Friction and Lubrication of Solids.** Oxford Claredon Press, Oxford, 1964.

BUNSHAH, R. F. **ASM Handbook - Friction, Lubrication, and Wear Technology.** Volume 18, ASM International, 1992.

BURAKOWSKI T. E WIERZCHON, T. **Surface Engineering of Metals**, Crc Press, London, 1999.

CALLISTER, WILLIAM D., **Materials science and engineering : an introduction.** 7a ed., John Wiley & Sons, Inc. USA. 2007

CANGUNDO, E. M. **Avaliação experimental da condição tribológica no processo de corte por arranque de apara.** Universidade Técnica de Lisboa, Tese de Mestrado, Lisboa, Portugal, 2009.

CANTER, N. The possibilities and limitations of dry machining. **Tribology & Lubrification Technology.** 2009.

CASTILLO, W. J. G. **Furação profunda de ferro fundido cinzento GG25 com brocas de metal-duro com canais retos.** UFSC, Tese de Mestrado, Florianópolis, SC, 2005.

CAVALCANTE, F. J. N. **Análise de utilização de broca escalonada de canal reto no processo de furação em uma liga de alumínio utilizada na indústria automotiva.** UTFPR, Tese de Mestrado, Curitiba, PR, 2010.

CHAMBE, M.; DURSAPT, M.; MATHIA, T. Experimental highlighting of the performances of dry drilling. **2nd International seminar on improving machine tool performance**. Saint Etienne, France, 2000.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 8.ed., Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo, SP. 2008, pp. 599.

CREIGHTON, J. R.; HO, P. **Introduction to Chemical Vapor Deposition (CVD)**. ASM International, Materials Park, Ohio, USA. 2001.

DAVIM, J. P. **Machining – Fundamentals and Recent Advances**. Springer, 2008, pp.361

DAVIM, J. P.; JACKSON, M. J.; WHITFIELD, M.; ROBINSON, G. M.; MORRELL, J. **Tribology in Manufacturing Technology**. Ed. X, Hardcover, 2013, pp 198.

DENKENA, B.; LEÓN-GARCÍA, L.; BASSETT, E. Preparation of designed cutting edge microgeometries by simultaneous 5-axes brushing. **Proceedings of the 3rd International Conference on Manufacturing Engineering (ICMEN)**, Chalkidiki, Greece, 2008.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 4a ed., Artliber Ltda., São Paulo, SP. 2006, pp. 248.

DRAKE P. J. **Dimensioning and tolerancing handbook**. McGraw-Hill, New York, USA, 1999.

ENDRES, W., J. The effects of corner radius and edge radius on tool flank wear. **Journal of Manufacturing Processes**, vol. 4, n° 2, 2002.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 11a ed., Edgard Blucher Ltda, São Paulo, SP. 2003, pp. 751.

GOODRICH, G. M. **Iron Castings Engineering Handbook**. American Foundry Society (AFS), 2003.

GRZESIK, W.; ZALISZ, Z; KRÓL, S. Tribological behaviour of TiAlN coated carbides in dry sliding tests. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, vol. 17, Jul./Ago. 2006.

GUESSER, W. L.; JÚNIOR, D. C.; BOEHS, L.; FRIEDRICH, D. N. Usinabilidade de perfis contínuos de ferros fundidos nodulares das classes fe-45012 e fe-50007. **Biblioteca de Tecnologia Fundação Tupy**, disponível em:<http://www.tupy.com.br/downloads/guesser/usinabilidade_perfis_contínuos_ferros_fundidos.pdf> acesso em: 25/03/2015.

HOLMBERG K., MATTHEWS A., **Coatings Tribology, Properties, mechanisms, techniques and applications in surface engineering**. 2nd Edition. Elsevier, Netherlands, 2009, pp. 576.

KANDRÁČ, L.; MAŇKOVÁ, I.; VRABEL', M. Cutting edge preparation in machining processes. **RUTMech**, t. XXX, z. 85, kwiecień-czerwiec 2013, s. 149-159.

KLOCKE, F. **Manufacturing Process 1 – Cutting**. RWTH Edition, Translated by Aaron Kuchle, Springer, 2010.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. 2a ed., - São Paulo, Blucher, 2011.

MARMENTINI, M. M. - **Análise da furação do ferro fundido nodular utilizando brocas helicoidais de M2 nitretadas**. UTFPR, Dissertação de Mestrado. Curitiba, PR, 2009.

MILHEIRO, F. A. C. **Produção e caracterização de pós compósitos nanoestruturados do metal duro WC-10Co por moagem de alta energia**. Universidade Estadual do Norte Fluminense, Dissertação de Mestrado, Campos dos Goytacases, RJ, 2006.

MOCELLIN, F. **Avaliação da usinabilidade do ferro fundido vermicular em ensaios de furação**. UFSC, Dissertação de Mestrado, Florianópolis, SC, 2002

OTEC GmbH, **Perfekte Oberflächen bei Zerspanungswerkzeugen**. Technical Guide, 2012.

PEREIRA, C. H.; MENDES, M. F.; FRANCO Jr, A. R.; HUPALO, M. F. Efeito da adição de nióbio na microestrutura e nas propriedades mecânicas de um ferro fundido nodular da classe 70002. **61º Congresso Anual da ABM**, Rio de Janeiro, RJ, 2006.

RODRIGUEZ, C.J.C. **Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing**. Tese de Doutorado, Universidade de Kassel, Alemanha. 205 p., 2009.

SANDVIK COROMANT AB. **Tecnologia da Usinagem dos Metais**. 2ª ed, Suécia, 2010.

SANDVIK HARD MATERIALS. **Cemented Carbide: New developments and applications**. Suécia, 2005.

SILVA, A.G.P. **Study on sintering and grain growth of WC based hard metals**. Instituto Tecnológico de Química. Universidade de Viena. Tese de Doutorado, Áustria, 1996.

SILVA, C.; DO CARMO, D. J.; SANTOS, D. B. - Influência do número de nódulos de grafita nas propriedades mecânicas do ferro fundido nodular austemperado. **61º Congresso Anual da ABM**, Rio de Janeiro, RJ, 2006.

SCHRÖETER, R.; WEINGERTNER, W. L. **Processos de usinagem e ferramentas de corte – Nível 1**, vol 1. UFSC, Florianópolis, SC, 2001(a).

SCHRÖETER, R.; WEINGERTNER, W. L. **Processos de usinagem e ferramentas de corte – Nível 1**, vol 2. UFSC, Florianópolis, SC, 2001 (b).

SOUSA, J. A. G. **Desempenho de ferramentas reafiadas – furação**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 2011.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 3a ed., Editora da UFSC, Florianópolis, SC, 2001.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte II**. Editora da UFSC, Florianópolis, SC, 1992.

THOMAS T.R. **Rough surfaces**. Imperial College Press, London, 1999.

TOFANA, G. V.; POPA, M. S.; SATTEL, S. Solid carbide tool wear monitoring and evaluation in drilling process. **International Journal of Modern Manufacturing Technologies**, vol. V, n° 1, 2013.

WALDORF, D. J.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. An evaluation of ploughing models for orthogonal machining. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, vol. 121, 1999.

YAO, Z.; STIGLICH, J. J.; SUDARSHAN, T. S. **Nano-grained Carbide-Cobalt WC/Co**. Materials Modification, Inc. – Fairfax, VA. 1995.

ANEXO A – EQUIPAMENTOS

São apresentados aqui os equipamentos referenciados no capítulo 3 do presente trabalho.

Figura 70 – Equipamentos utilizados para caracterização do material da peça.



Fonte: O Autor.

Figura 71 – Espectrômetro Spectromax-X



Fonte: STARA S.A.

Figura 72 – Instrumentos de medição de diâmetro e rugosidade.



Fonte: STARA S.A.

Figura 73 – Centro de usinagem vertical Romi D800



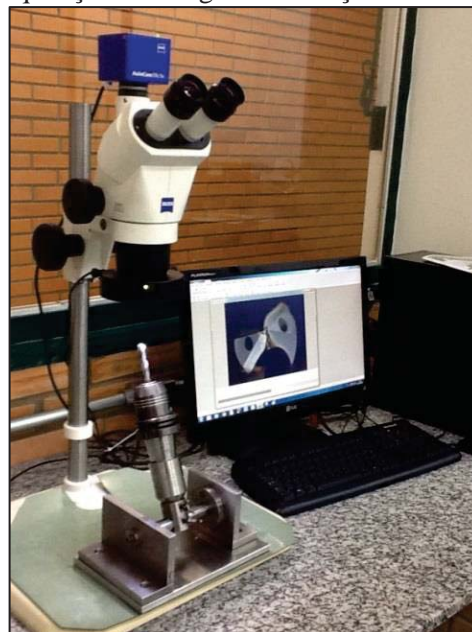
Fonte: Indústrias Romi

Figura 74 – Mandril hidráulico Tendo-E



Fonte: Schunk GmbH.

Figura 75 – Equipamentos de aquisição de imagens e medição dos desgastes.



Fonte: Autor.

ANEXO B – LAUDO DE ANÁLISES QUÍMICA E METALOGRAFICA

	FUNDIÇÃO – STARA S.A Laboratório Metalúrgico	Relatório: 112/14 Data: 16/04/2014
---	---	---

Denominação: **CORPO DE PROVA – ENSAIO DE FURAÇÃO**
 Material Especificado: **FERRO FUNDIDO NODULAR GGG-50**
 N° da Ordem: **1208289**
 Tipo de Ensaio: **ANÁLISE METALOGRAFICA E QUÍMICA**

Composição química Especificada:

C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Mg
3,60	2,40	0,4	0,08	0,015	0,02	0,3	0,025
3,70	2,80	0,6	máx.	máx.	máx.	0,5	0,05

Composição química Encontrada:

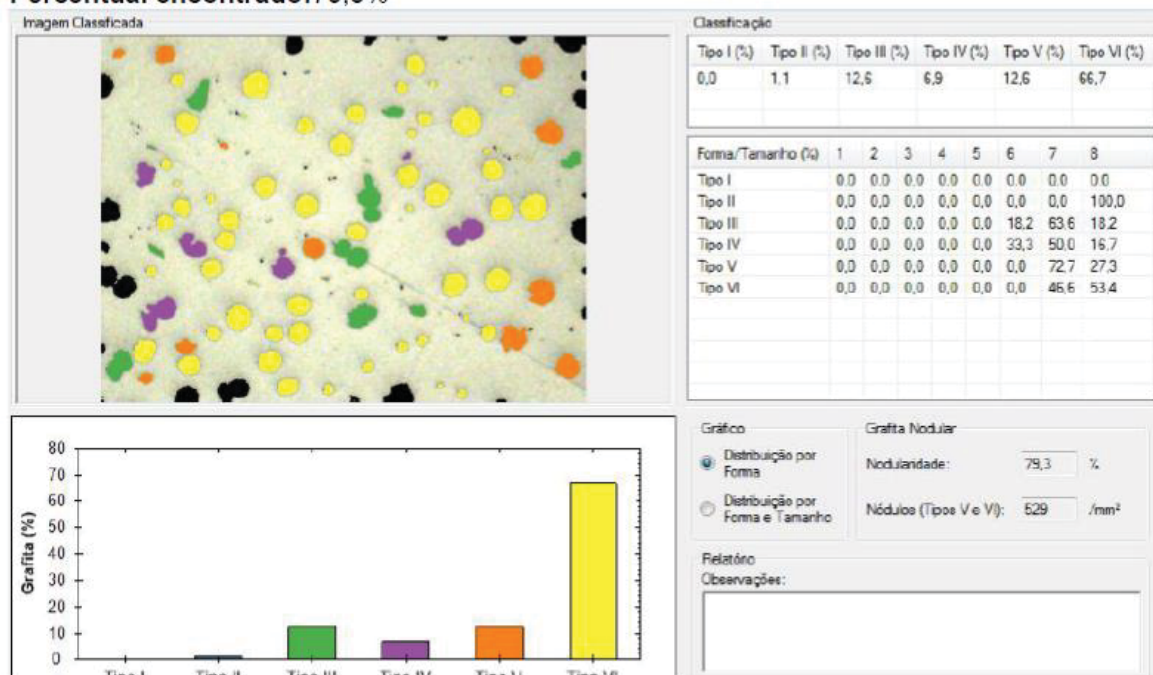
Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
%	3,5729	2,7498	0,5757	0,0316	0,0075	0,0303	0,0048
Cu	Al	As	B	Bi	Ce	Co	Nb
0,3126	0,0231	0,0039	<0,0002	0,0078	0,0090	0,0021	0,0069
La	Ti	V	Fe	Mg	Sb	Sn	Zr
0,0085	0,0071	0,0050	92,5427	0,0625	0,0056	0,0034	0,0022

Dureza especificada: 170 à 240 HB.

Dureza encontrada: 268HB.

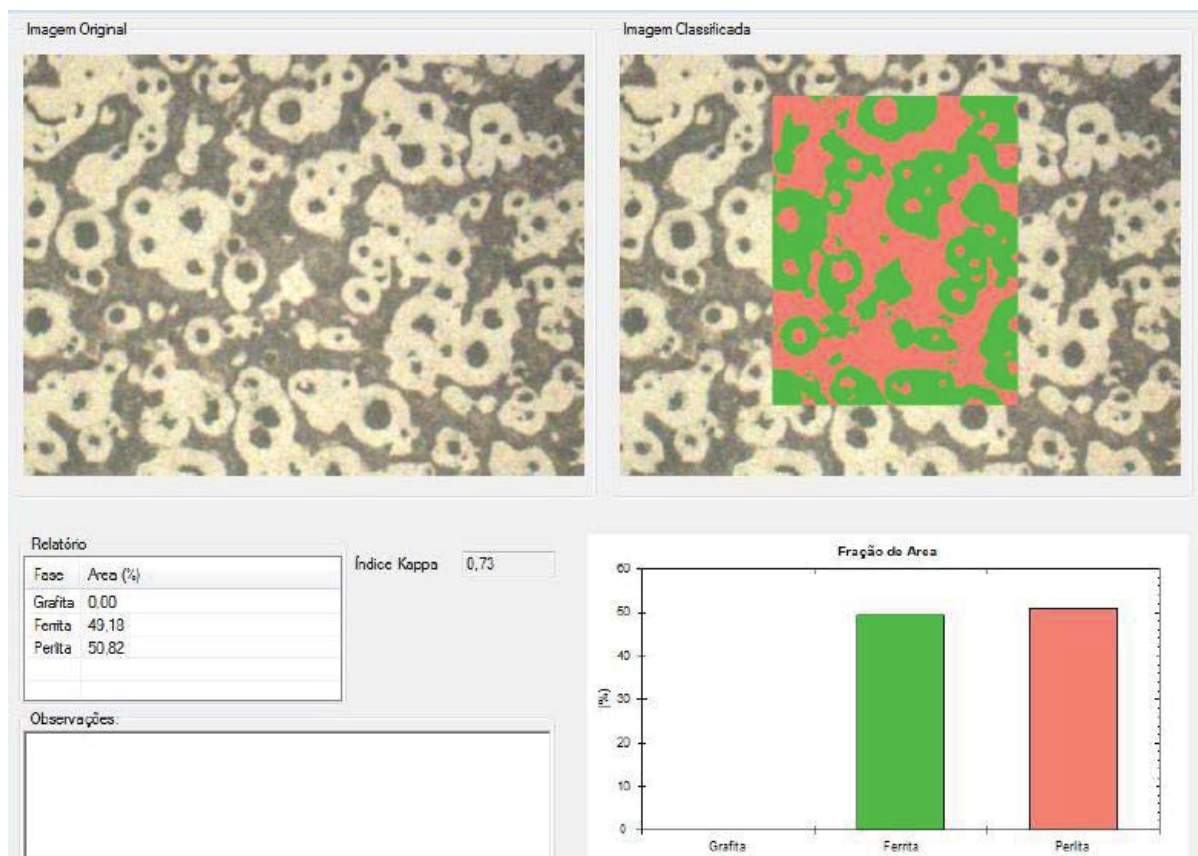
Percentual de nodularização especificado: 70% mínimo.

Percentual encontrado: 79,3%



Percentual de matriz:

	FUNDIÇÃO – STARA S.A Laboratório Metalúrgico	Relatório: 112/14 Data: 16/04/2014
---	---	---



De acordo com análise realizada o material apresentou características típicas de um Ferro Fundido Nodular GGG50, ou seja, com matriz perlítica. O material encontra se dentro dos padrões especificados no desenho.

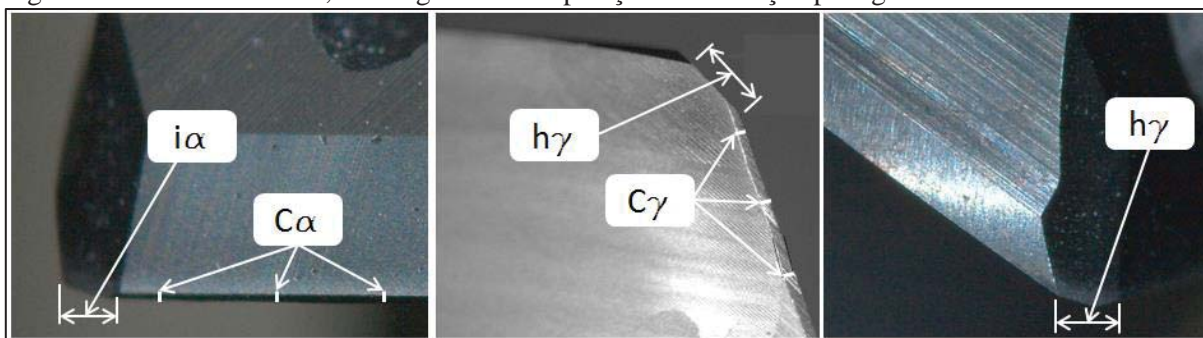
Laboratorista
 Marina Prates
Supervisor da Qualidade
 Marcos Lima

ANEXO C – CARACTERIZAÇÃO DAS GEOMETRIAS DE TOPO

Utilizando imagens obtidas por microscopia óptica e um software de medição por imagens, as diferentes geometrias testadas neste trabalho, foram caracterizadas conforme os elementos presentes na meso e microgeometria do gume de cada ferramenta.

Dessa forma para a geometria R842 foram monitorados 4 parâmetros: aresta do chanfro de quina vista do flanco (i_a); aresta do chanfro do gume vista do flanco (C_a); aresta do chanfro de quina vista da face (h_γ); e aresta do chanfro do gume vista da face (C_γ). Na figura 76 estão representadas as posições de medição desses fatores.

Figura 76 – Vista do flanco, face e guia com as posições de medição para geometria R842.



Fonte: Autor.

Os valores mensurados foram tabulados e estão dispostos na tabela 10. Através de cálculos, usando trigonometria básica, foi possível determinar 4 fatores presentes na geometria R842: comprimento da aresta do chanfro do gume (b_h); ângulo de inclinação do chanfro do gume (g_b); comprimento da aresta do chanfro de quina (a_e); e ângulo do chanfro de quina ($\angle e$).

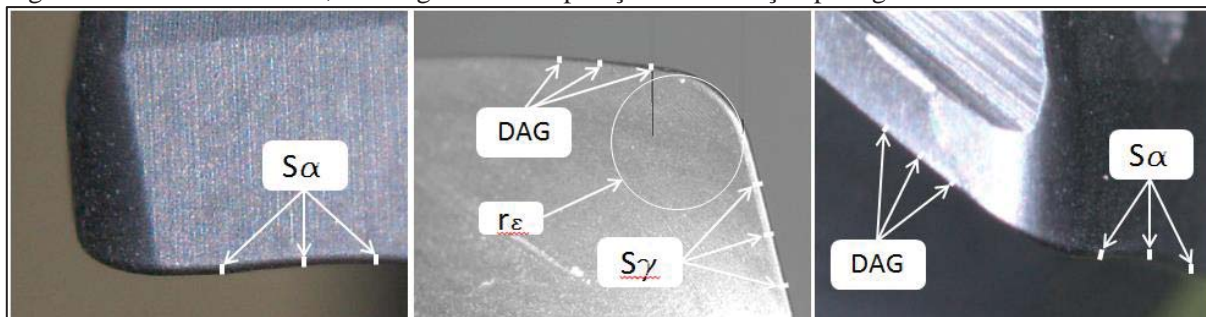
Tabela 10 – Parâmetros mensurados e calculados para geometria R842.

Geometria		Região					Valores Calculados			
		Flanco		Face		Guia	b_h	g_b	a_e	$\angle e$
		i_a	C_a	h_γ	C_γ	h_γ				
		mm	mm	mm	mm	mm	°	mm	°	
R842	Média	0,379	0,063	0,530	0,136	0,533	0,150	25,02	0,532	44,53
	Desvio Pad.	0,002	0,011	0,024	0,026	0,021	-	-	-	-
	Incerteza	0,001	0,004	0,008	0,009	0,007	-	-	-	-

Fonte: Autor

Para as geometrias AGB2-R e AGB2-S foram utilizadas as mesmas técnicas para mensurar os fatores que caracterizam essas ferramentas. Na figura 77 estão indicados os 4 parâmetros mensurados na face, no flanco e na quina das ferramentas: arredondamento do gume visto do flanco (S_α); distância do arredondamento da guia vista da face (DAG); raio de quina (r_ϵ); e arredondamento do gume visto da face (S_γ).

Figura 77 – Vista do flanco, face e guia com as posições de medição para geometrias AGB2-R e S.



Fonte: Autor

Na tabela 11 estão tabulados os valores mensurados para as geometrias AGB2-R e AGB2-S. Através desses valores é possível calcular o fator K, que é determinado pela razão entre S_g e S_a .

Tabela 11 – Parâmetros mensurados e calculados para as geometrias AGB2-R e AGB2-S.

Geometria		Região						Valores Calculados K (S_g/S_a) mm
		Flanco S_a mm	DAG mm	Face S_g mm	re mm	Guia DAG mm	Guia S_a mm	
AGB2-R	Média	0,070	0,031	0,050	0,827	0,052	0,070	0,721
	Desvio Pad.	0,004	0,003	0,003	0,033	0,004	0,003	-
	Incerteza	0,001	0,001	0,001	0,011	0,001	0,001	-
AGB2-S	Média	-	-	-	0,792	-	-	-
	Desvio Pad.	-	-	-	0,026	-	-	-
	Incerteza	-	-	-	0,009	-	-	-

Fonte: Autor.

