PAULO ROSA DA MOTA

ESTUDO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO COM MACHO DE CORTE DE METAL DURO EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2009

PAULO ROSA DA MOTA

ESTUDO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO COM MACHO DE CORTE DE METAL DURO EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva
Co-Orientador: Prof. Dr. Alexandre Martins Reis

UBERLÂNDIA - MG

2009

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

M917e Mota, Paulo Rosa da, 1965-
Estudo do processo de rosqueamento com macho de corte de metal duro em ferro fundido vermicular / Paulo Rosa da Mota - 2009.
160 p. : il.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.
Co-orientador: Alexandre Martins Reis.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Usinagem - Teses. 2. Ferramentas para cortar metais - Teses.
I. Silva, Márcio Bacci da, 1964- II. Reis, Alexandre Martins, 1973-III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621.9

Elaborado pelo Sistema de Bibliotecas da UFU / Setor de Catalogação e Classificação

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
Av. João Naves de Ávila, 2121 - 38400-902 Fone: 0XX(34)32394149 Ramal 42
FAX: 0XX(34)32394282 – Campus Santa Mônica - Uberlândia MG

ALUNO: Paulo Rosa da Mota

NÚMERO DE MATRÍCULA: 94800

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Materiais e Processos de Fabricação

PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL DOUTORADO

TÍTULO DA TESE:

"Estudo do Processo de Rosqueamento com Macho de Corte de Metal Duro em Ferro Fundido Vermicular"

ORIENTADOR: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. Alexandre Martins Reis

A Tese foi **APROVADA** em reunião pública, realizada na Sala 206 do Bloco 1M, Campus Santa Mônica, em 21 de dezembro de 2009, às 09:00 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME		ASSINATURA
Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva (Orientador)	UFU	
Prof. Dr. Alexandre Martins Reis (Co-orientador)	UFV	
Prof. Dr. Álisson Rocha Machado	UFU	
Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva	UFU	
Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz	UNICAMP	
Prof. Dr. Nivaldo Lemos Coppini	UNINOVE	

Uberlândia, 21 de dezembro de 2009

Aos meus pais, Jair (em memória) e Clara,
Aos meus Irmãos e Irmãs,
À minha esposa Denise e meus
Filhos Rafael, Rodrigo e Raquel,
E, em especial, ao Sr. Osvaldo Aguiar
Pelo incentivo durante os últimos 30 anos

AGRADECIMENTOS

- A Deus pela vida que tenho e por todas as oportunidades que tem me concedido, e dentre tantas, a de realizar este trabalho.

- À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este Curso.

- De modo especial ao Professor Dr. Márcio Bacci da Silva, pelos ensinamentos, orientação, profissionalismo e amizade demonstrado em todas as situações.

- Ao Professor Dr. Alexandre Martins Reis, pela co-orientação, pelo apoio, incentivo, amizade e pelas importantes discussões e sugestões sobre este trabalho.

- Aos Professores Dr. Álisson Rocha Machado e Dr. Rosemar Batista da Silva, pelo apoio e incentivo durante a realização desse trabalho.

- Aos demais Professores do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, pelos conhecimentos transmitidos, em especial ao Professor Dr. Cleudmar Amaral pelas sugestões durante a qualificação da tese.

- Ao Professor Dr. José Luiz Oliveira Pena, pela constante ajuda durante a tese e principalmente pela elaboração do projeto Dinter.

- Ao Professor Dr. Aldemi Coelho Lima pela coordenação do projeto Dinter.

- Aos Professores do CFTP/SENAI/SAMA, Francisco Junqueira e José de Freitas, pelos ensinamentos e incentivos no início da minha carreira profissional.

- Ao companheiro de graduação e pós-graduação, Professor Sebastião Gonçalves Lima Júnior, pelas constantes discussões e ajudas.

- Aos amigos do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), Almir Kaminise, Éder Costa, Ildeu Lúcio, Nélis Evangelista, Rhander Viana, Rodrigo Henriques e Vitor Tomaz pelas importantes discussões e sugestões sobre os resultados desta pesquisa.

- Aos Amigos do Núcleo de Pesquisa em Fabricação (NUPEF) e a todos os demais Professores da Coordenação de Mecânica e Eletromecânica do IFG, pela confiança, incentivo e apoio.

- Aos alunos de iniciação científica Flammarion Jr. (IFG) e Flávio Rodrigues (UFU), pela ajuda durante a realização dos ensaios e análises de resultados.

- Ao Laboratório de Mecânica das Rochas de FURNAS Centrais Elétricas S.A. (Departamento de Apoio e Controle Técnico - DCT.C. – Aparecida de Goiânia - Goiás), por permitir a utilização em suas dependências do Microscópio Eletrônico de Varredura. E em especial à Sra. Heloisa Helena e a Srta. Cristiane Martins, pela ajuda nas análises de MEV.

- À secretária da SECPOSMEC, Kelly, pela atenção dispensada ao meu atendimento como aluno.

- À TUPY pelo fornecimento de material para corpos de prova e ferramentas de corte.

- Ao programa DINTER (Doutorado Interinstitucional), apoiado pela CAPES, pelo apoio financeiro.

- Ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Goiás (IFG), ao CNPq e à FAPEMIG pelo apoio financeiro na aquisição de máquinas e equipamentos.

- À Siemens pelo fornecimento do software SolidEdge.

- A todos que de alguma forma contribuíram para realização deste trabalho.

DA MOTA, P. R. **Estudo do Processo de Rosqueamento com Macho de Corte de Metal Duro em Ferro Fundido Vermicular**. 2009. 160 p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

O ferro fundido vermicular tem obtido uma crescente aceitação na indústria automobilística, demonstrando possibilidades de utilização em diversos componentes, que normalmente são fabricados em ferro fundido cinzento. Entretanto, a maior dificuldade para a fabricação de peças em ferro fundido vermicular a preços competitivos é devido a sua baixa usinabilidade quando comparado ao ferro fundido cinzento. Diversas pesquisas sobre a usinabilidade deste material já foram desenvolvidas, principalmente para os processos de torneamento, fresamento e furação. Contudo, pouco foi feito com relação ao processo de rosqueamento interno com macho de corte. Dessa forma, o objetivo desse trabalho consiste em investigar o comportamento de machos de corte de metal duro com quatro canais retos (M13 X 1,5), revestido com TiAlN, no processo de rosqueamento de ferro fundido vermicular (CGI 450 - ASTM), nas condições de corte a seco, com fluido de corte aplicado em forma de jorro e com mínima quantidade de fluido (MQF). Os testes de vida foram realizados na indústria Tupy S.A., onde se obteve diferentes níveis de desgaste nas ferramentas; os demais testes foram realizados em laboratório, em que se avaliou o nível de desgaste em todas as ferramentas disponibilizadas para esta pesquisa e foram realizados experimentos para medição das forças (Fx, Fy e Fz) e torque durante a usinagem. As ferramentas foram analisadas através de microscopia ótica e eletrônica de varredura (MEV) para análise das formas e mecanismos de desgaste. Os resultados mostraram que os mecanismos de desgaste predominantes para as ferramentas foram adesão e abrasão. Avaliou-se também os desvios de concentricidade, influência do comprimento das roscas nas forças e no torque, taxa de avanço e o diâmetro dos pré-furos, dentre outras variáveis.

Palavras Chave: *Rosqueamento, Ferro Fundido Vermicular, Desgaste, Torque.*

DA MOTA, P.R., **Study of Tapping Operation of Compacted Graphite Iron With Cemented Carbide Tool**. 2009. 160 p. Doctoral Thesis. Federal University of Uberlandia, Uberlandia, MG, Brazil.

Abstract

The use of compacted graphite iron - CGI is growing in the automobile industry, replacing several components that usually are manufactured in grey cast iron. However, due to its poor machinability when compared to grey cast iron, the production cost sometimes is not competitive. Several research about machinability of CGI has already been developed, mainly in turning, milling and drilling operations. Little has been done with regards to tapping process, which is a more complex operation. The main objective of this work is the investigation of the performance of cemented carbide taps when cutting CGI 450 – ASTM. It was ~~is~~ used M13x1,5 taps with four straight flutes, TiAlN coated. The tests were carried out in dry conditions and using cutting fluid applied by MQF (minimal quantity of fluid) and overhead flow. The work was split into two parts. In the first, the cutting tools were used in the production line of Tupy S.A., to produce different wear levels. The second part was developed at the laboratory, when tool wear was measured and experiments were carried out to obtain cutting forces and torque. The results showed that the cutting forces and torque depend on the cutting parameters. Analysis in the scanning electron microscope and optical microscope to determine the wear mechanisms suggested that the main wear mechanisms are adhesion and abrasion. Experiments were also carried out to study the effect of some important aspects of the process like concentricity, feed rate, thread length and tool defects.

Keywords: Tapping, Compacted graphite iron, Tool wear, Torque.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Micrografias dos ferros fundidos: cinzento FC 200/250 da norma AISI (a e b) e vermicular 450 (classificação ASTM) (c e d) (Da Mota, 2006)..... 5

Figura 2.2 – Influência da forma da grafita na vida da ferramenta no torneamento com ferramenta de PCBN com velocidade de corte de 800 m/min (adaptada de Dawson *et al*. (2001))..... 08

Figura 2.3 – Características dos ferros fundidos cinzento (a), vermicular (b) e nodular (c) Fonte: SINTERCAST, apud Doré *et al.*, 2007..... 11

Figura 2.4 – Curvas de desgaste do Cinzento A (FC-250) e do Vermicular B (CGI-550) (Mocellin *et al*., 2003)..... 12

Figura 2.5 – Ferramentas, torques e parâmetros de corte para a produção de roscas internas (WEINERT *et al*., 2004)..... 13

Figura 2.6 – Esquema mostrando como se dá o avanço dos pontos cortante de uma ferramenta com 4 canais e 4 filetes cortantes, para a fabricação de um filete de rosca (OSG, 1999; KOMURA *et al*., 1990 a; KOMURA *et al*., 1990b)..... 14

Figura 2.7 – Geometria de um macho de corte utilizado na usinagem de roscas..... 15

Figura 2.8 – Princípio do rosqueamento interno com macho de corte..... 17

Figura 2.9 – Exemplo de combinação dos revestimentos (SANDVIK, 2000, apud BEZERRA, 2003)..... 21

Figura 2.10 – Diferentes extensões de trincas em revestimentos monocamadas e multicamadas: a) pequena obstrução da extensão da trinca, permitindo atingir o substrato; b) Redução da energia da trinca devido a deflexão e a ramificação das trincas (WEINERT *et al*., 2004) 22

Figura 2.11 – Microdureza em relação à ferramentas e revestimentos (ISCAR,

2001)..... 24

Figura 2.12 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT,1982, apud MACHADO *et al*., 2009, modificada)..... 26

Figura 2.13 – Mecanismos e processos de desgaste que podem acontecer nas ferramentas de corte (TRENT; WRIGHT, 2000, modificada)..... 27

Figura 2.14 – Principais tipos de desgaste e avarias (CATÁLOGO DA OSG, 1999)..... 32

Figura 2.15 – Desgaste apresentado no 3° e 4° filetes de dois machos de corte revestidos com TiAlN; a) Macho novo; b) Macho em fim de vida (BEZERRA, 2003)..... 33

Figura 2.16 – Fotos da superfície de uma ferramenta de HSS-E revestida com TiN (elétrons secundários): a) Aspecto do desgaste sobre a superfície de folga; b) Detalhe de uma região onde o revestimento está se soltando (REIS, 2004)..... 33

Figura 2.17 – Foto realizada através de um microscópio ferramenteiro após usinar 1800 roscas com macho HSS-NI, terceiro e quarto dentes (REIS, 2004)..... 34

Figura 2.18 – Micrografias da aresta de corte (MEV) de ferramentas revestidas com: (a) CrC, (b) CrN, (c) TiAlN, (d) TiCN (REITER *et al*., 2006)..... 35

Figura 2.19 – Lascamento do 3º dente da segunda carreira de um macho de corte HSS-PM (M6 X 1.0 mm), revestido com TiN, após usinar 602 roscas em ferro fundido vermicular (classe 450) usando MQF; a) superfície de saída; b) superfície de folga (COSTA; MOURA, 2007)..... 36

Figura 2.20 – Comparação das cargas do torque e das forças com diferentes condições de lubrificação (M10 X 1.5; profundidade de corte de 12,7 mm; velocidade do eixo árvore de 175 rpm); Cao e Sutherland (2002)..... 39

Figura 2.21 – Configuração do sinal de torque medido para o rosqueamento interno, utilizando dois cabeçotes: auto-reversível e fixo (DA MOTA, 2006)..... 43

Figura 2.22 – Médias móveis dos torques medidos em duas ferramentas de HSS-E sem revestimento com alta velocidade de corte utilizando cabeçote fixo nas condições a seco e com MQL (DA MOTA, 2006)..... 45

Figura 2.23 – Repetibilidade da medição do torque com machos de corte M10 X 1.5 mm; 9,5 mm de profundidade de corte; condição à seco; 175 rpm (Cao e Sutherland, 2002)..... 46

Figura 2.24 – Representação esquemática de um dente de um macho de corte com batimento e desalinhado em relação ao pré-furo adaptada de Mezentsev *et al*., 2002..... 47

Figura 2.25 – Avaliação do efeito do desalinhamento axial do centro do macho de corte em relação ao pré-furo adaptada de Mezentsev *et al*., 2002..... 48

Figura 2.26 – Combinação dos sinais de força e torque (simulação) para um macho de corte com batimento e desalinhado, simultaneamente adaptada de Mezentsev *et al*., 2002..... 49

Figura 3.1 – Fluxograma representativo da metodologia de ensaios..... 52

Figura 3.2 – Representação esquemática do posicionamento da ferramenta de corte em relação ao corpo de prova em perspectiva (a) (distância segura para garantir a velocidade de corte programada) (b) vista frontal com a peça e o macho destacando a distância entre os mesmos..... 54

Figura 3.3 – Desenho esquemático da placa de ferro fundido vermicular; a) vista superior da placa rosqueada; b) vista lateral do corpo de prova..... 56

Figura 3.4 – Micrografias representativas de uma região do núcleo da amostra onde se observam as grafitas de vermicular e nodular e a matriz metálica (Ataque: nital 2%); a) região central do corpo de prova; b) imagem ampliada do detalhe mostrado em (a); c) e

d) detalhes da forma das grafitas..... 57

Figura 3.5 – Micrografia representativas de uma região do núcleo da amostra. (a) Imagem geral; b) ampliação da área selecionada em (a); c) ampliação da área destacada em (b)..... 58

Figura 3.6 – Micrografias representativas de uma região do núcleo da amostra..... 59

Figura 3.7 – Análises químicas das regiões selecionadas (e-cp7a) e análise química da região marcada (e-cp7b)..... 59

Figura 3.8 – Centro de usinagem vertical, modelo Discovery 760 (ROMI), utilizada nos testes de laboratório..... 60

Figura 3.9 – Sistema de fixação dos corpos de prova (placas de CGI)..... 61

Figura 3.10 – Ferramentas utilizadas nos ensaios de rosqueamento de ferro fundido bermicular; a) broca escalonada e b) macho de corte M13 X 1,5mm..... 62

Figura 3.11 – Dinamômetro Kistler modelo 9123C1211 (telemetria) e sistema de aquisição utilizado neste trabalho..... 64

Figura 3.12 – Microscópio metalográfico Olympus BX51M (IFG)..... 65

Figura 3.13 – Imagem da tela do software (analySIS) que permitiu adquirir as imagens das ferramentas e realizar as medições do desgaste (microscópio metalográfico Olympus BX51M)..... 66

Figura 3.14 – Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) pertencente ao Laboratório de Mecânica das Rochas de FURNAS Centrais Elétricas S.A..... 67

Figura 3.15 – Equipamento de mínima quantidade de fluido (MQF) acoplado na máquina CNC..... 69

Figura 3.16 – Exemplos de corpos de prova para observação no MEV; a) rosqueamento com velocidade de corte de 5 m/min; b) velocidade de corte igual a 25

m/min; c) velocidade de corte de 50 m/min; d) velocidade de corte de 100 m/min..... 70

Figura 3.17 – Rosqueamento com macho de corte em chapa escalonada..... 72

Figura 3.18 – Imagens das etapas de preparação da chapa escalonada utilizada nos testes para investigaram a influência da espessura de corte no rosqueamento com machos de corte..... 73

Figura 3.19 – Representação dos pré-furos com distintos diâmetros; a) ilustração em perspectiva; b) variação dos diâmetros dos pré-furos; c) Pré-furo escalonado..... 75

Figura 3.20 – Esquema ilustrativo da variação da concentricidade do macho de corte em relação ao pré-furo; a) vista superior de um macho concêntrico com o pré-furo; b) vista superior de um macho não concêntrico com o pré-furo; c) vista lateral de um macho com pré-furo concêntrico; d) vista lateral de um macho com pré-furo não concêntrico..... 76

Figura 3.21 – Esquema ilustrativo da variação da concentricidade nos pré-furos..... 78

Figura 3.22 – Forças e torque medido durante a usinagem de ferro fundido vermicular com um macho de corte de metal duro com 4 canais (Vc = 50 m/min); a) Força radial (Fx); b) Força radial (Fy); c) Força axial (Fz); d) torque (Mz)..... 79

Figura 3.23 – Esquema mostrando as direções e sentidos da força radial e de suas componentes Fx e Fy, nas arestas de corte de um macho com quatro canais (REIS, 2004)..... 80

Figura 3.24 – Rosqueamento com corte descontínuo nos 8 mm iniciais da rosca; a) ilustração da operação; b) detalhe da região selecionada na Fig. 3.24 (a)..... 81

Figura 3.25 – Geometria dos pré-furos especiais para avaliação das forças e torque no rosqueamento..... 82

Figura 3.26 – Alteração da geometria de um macho de corte. a) destacamento de 7 dentes; b) detalhe da retificação da área selecionada da Fig. 3.26 (a); c) destacamento da carreira inteira (15 dentes); d) vista lateral do macho de corte após a retirada de

duas carreiras (30 dentes); e) vista frontal do macho após a retificação das duas carreiras; f) vista frontal de um macho novo..... 83

Figura 3.27 – Esquema ilustrativo da geometria do macho de corte após a retirada de alguns dentes na região cônica (comprimento da ferramenta)..... 84

Figura 4.1 – Evolução do desgaste dos dentes alisadores em cinco ferramentas (macho de corte, 2ª carreira)..... 86

Figura 4.2 – (a) Esquema ilustrativo de um macho de corte; (b e c) Detalhe do 4º dente da carreira 1; (d) Microfotografia do 4º dente de um macho de corte após usinar 12.000 roscas..... 87

Figura 4.3 – Detalhe da região cônica de um macho de corte de metal duro (superfície de folga e saída) com 60% de vida..... 88

Figura 4.4 – Imagem do panorama geral de um macho de corte após usinar 12.000 roscas em ferro fundido vermicular (classe 450)..... 89

Figura 4.5 – a) e b) Superfície de saída de um macho que usinou 40% das roscas previstas; c) e d) Superfície de saída de um macho de corte em fim de vida (usinou 100% das roscas previstas)..... 89

Figura 4.6 – Panorama geral de um macho de corte após usinar aproximadamente cem roscas em laboratório (CGI)..... 90

Figura 4.7 – Vista geral da segunda carreira (C2) após usinar aproximadamente cem roscas em CGI..... 91

Figura 4.8 – Detalhe do terceiro dente cônico do macho de corte após usinar cem roscas em laboratório..... 92

Figura 4.9 – Detalhes da Fig. 4.8; a) próximo ao ponto 1; b) próximo ao ponto 2..... 93

Figura 4.10 – a) Detalhe da região de corte afetada por desgaste no macho de corte (dente laminador); b) ampliação do detalhe da Fig. 4.10 (a) (macho com 80% de

desgaste)..... 94

Figura 4.11 – Imagem de uma área próxima da aresta de corte na superfície de folga do 5º dente de um macho de corte que usinou 12.000 roscas..... 95

Figura 4.12 – Microanálise da região demarcada na imagem da Fig. 4.11 (região em baixo relevo - ec23a)..... 96

Figura 4.13 – Ampliação da região em baixo relevo; a) elétrons secundários; b) retro-espalhados..... 96

Figura 4.14 – Microanálise da região demarcada na imagem da Fig. 4.11 (ec23b)..... 97

Figura 4.15 – Microanálise da região demarcada na imagem da Figura 4.11 (ec23c - região da aresta de corte do macho analisado – 5º dente)..... 98

Figura 4.16 – Imagens feitas em microscópio ótico e MEV da superfície de saída de um macho de corte após usinar ferro fundido vermicular; a) Microfotografia feita em microscópio ótico; b) Imagem feita em MEV (SE); c) Imagem feita em MEV (QBSD – imagem retro-espalhada)..... 98

Figura 4.17 – Imagem da parte superior do desgaste do dente 2 (Fig. 4.16) da superfície de saída (região onde fez-se EDS)..... 99

Figura 4.18 – Espectro por energia dispersiva (análise química) das regiões A (a) e B (b) feitas em MEV apresentando as regiões analisadas e os principais elementos químicos presentes na região demarcada..... 100

Figura 4.19 – Espectro por energia dispersiva (análise química) da região D da Fig. 4.17..... 100

Figura 4.20 – Espectro por energia dispersiva (análise química) da região E da Fig. 4.17..... 101

Figura 4.21 – Adesão de ferro fundido em um dente de uma ferramenta de corte após usinar 9600 roscas (80% de desgaste); a) Detalhe da imagem (SE); b) Detalhe da

imagem (retro-espalhada); c) Detalhe da imagem (SE)..... 102

Figura 4.22 – Imagem geral de um dente de um macho de corte que usinou 12.000 roscas..... 103

Figura 4.23 – Evolução do desgaste de flanco nos dentes alisadores dos machos de corte (superfície de folga da 2ª carreira)..... 104

Figura 4.24 – Média de desgaste de flanco do 4º dente (2ª carreira) de todos os machos de corte envolvidos neste trabalho..... 104

Figura 4.25 – Comparação da área desgastada entre cinco machos de corte (5º dente) com diversos estágios de desgaste (20, 40, 60, 80 e 100%)..... 105

Figura 4.26 – Comparação das áreas desgastadas entre as carreiras 1, 2, 3 e 4 de um macho de corte que rosqueou 12.000 roscas..... 106

Figura 4.27 – Imagem de uma rosca usinada em ferro fundido vermicular (50 m/min) com macho de corte de metal duro (fim de vida – após usinar 12000 roscas) com fluido de corte em forma de jorro (região intermediária da rosca)..... 107

Figura 4.28 – Imagem da região intermediária de uma rosca usinada em ferro fundido vermicular, destacando a adesão no fundo do filete e riscos nas laterais dos filetes, além de rebarbas na região superior da rosca..... 108

Figura 4.29 – Microfotografia de uma rosca usinada com macho de corte de HSS após usinar 1800 roscas na montadora de automóveis Fiat (REIS, 2004)..... 109

Figura 4.30 – a) Vista geral da região final de uma rosca usinada com macho de corte de metal duro em fim de vida; b) ampliação do detalhe selecionado na Figura 4.30 (a)..... 110

Figura 4.31 – Fotomicrografia de uma rosca fabricada com macho de corte desalinhado em relação ao pré-furo ou com batimento..... 111

Figura 4.32 – Fotomicrografias com detalhe da formação dos cavacos no

rosqueamento interno com machos de corte: a) aglomerado de cavacos gerados pelo terceiro dente cônico da carreira um (D3 C1); b) imagem do fundo de um filete, após o corte do macho de corte; c) detalhe da imagem da Fig. 4.31..... 112

Figura 4.33 – Mecanismo de formação dos cavacos em ferro fundido vermicular (XAVIER, 2009)..... 113

Figura 4.34 – Representação dos sinais de torque (valores brutos) para seis machos de corte com diferentes níveis de desgaste (velocidade de corte de 50 m/min) durante a usinagem..... 114

Figura 4.35 – Valores de torque monitorados com os machos de corte novo, 20, 40, 60, 80 e 100% de desgaste (média móvel - ferramentas que tiveram os maiores desgastes) durante a usinagem..... 114

Figura 4.36 – Evolução do torque para as 6 primeiras roscas avaliadas na Fig. 4.35 (Teste 1) na região do corte (média móvel) durante a usinagem..... 115

Figura 4.37 – Valores do torque (média móvel) para o retrocesso (saída do macho) do macho de corte (torque negativo) durante a usinagem..... 116

Figura 4.38 – Valores de torque durante o rosqueamento com macho de corte novo em diferentes condições de lubri-refrigerantes (Jorro, MQF e Sem Fluido) durante a usinagem..... 117

Figura 4.39 – Força medida na direção Z dos três machos que chegaram ao fim de vida com Vc = 50 m/min utilizando fluido de corte em forma de jorro durante a usinagem..... 118

Figura 4.40 – Efeito do avanço (Média) no rosqueamento interno com machos de corte com uma ferramenta nova. A velocidade de corte empregada foi de 50 m/min com fluido de corte em forma de jorro..... 119

Figura 4.41 – Forças axiais em função da variação do avanço programado na máquina CNC (f = avanço programado) durante a usinagem..... 120

Figura 4.42 – Força de corte na direção Z com o passo programado (avanço) na máquina CNC igual a 1,515 mm/volta (Vc = 100 m/min) com fluido de corte aplicado pela técnica MQF durante a usinagem..... 121

Figura 4.43 – Comportamento da força durante a usinagem devido ao avanço de corte programado na máquina CNC ser menor do que o passo do macho de corte..... 122

Figura 4.44 – Torque em função do avanço de corte durante a usinagem para quatro situações onde os avanços foram maiores e menores do que o passo do macho de corte (Vc = 50 m/min)..... 123

Figura 4.45 – Torque medido durante o monitoramento do rosqueamento interno com macho de corte M13 X 1,5 mm (Vc = 100 m/min) com fluido de corte em forma de MQF com avanço de corte programado de 1,515 mm/volta durante a usinagem..... 124

Figura 4.46 – Torque em função do comprimento da rosca e da velocidade de corte, durante a usinagem de uma chapa escalonada, com furos passantes..... 125

Figura 4.47 – Evolução do torque durante a usinagem para o rosqueamento com machos de corte em função da variação da profundidade de corte em furos cegos..... 126

Figura 4.48 – Força Z em função do diâmetro do pré-furo na usinagem de roscas internas de 25 mm de comprimento rosqueado com macho de corte M13 X 1,5 mm (macho com 40% de desgaste), produzidos em ferro fundido vermicular, com Vc = 50 m/min..... 127

Figura 4.49 – Influência do diâmetro do pré-furo no torque durante a usinagem de roscas (25 mm de comprimento rosqueado) com macho de corte M13 X 1,5 mm (macho com 40% de desgaste), produzidos em ferro fundido vermicular, com Vc = 50 m/min..... 128

Figura 4.50 – Torque medido durante a usinagem em um furo escalonado com quatro diâmetros (12,7, 12,5, 12,0 e 11,5 mm de diâmetro) com macho de corte M13 X 1,5 mm (macho com 40% de desgaste), em ferro fundido vermicular, com Vc = 5 m/min..... 129

Figura 4.51 – Influência do desvio de concentricidade nas forças radiais (Fx e Fy) para

vários pontos adquiridos com um macho de corte com 40% de desgaste..... 130

Figura 4.52 – Variação da força X durante a usinagem em função do deslocamento do macho de corte (40% de desgaste) em relação aos pré-furos para diferentes desvios de concentricidade (Vc = 50 m/min)..... 131

Figura 4.53 – Variação da força Z durante a usinagem em função do deslocamento do macho de corte (40% de desgaste) em relação aos pré-furos para diferentes desvios de concentricidade (Vc = 50 m/min)..... 133

Figura 4.54 – Variação do torque durante a usinagem em função do deslocamento do macho de corte (40% de desgaste) em relação aos pré-furos para diferentes desvios de concentricidade (Vc = 50 m/min)..... 134

Figura 4.55 – Comparação das forças radiais (Fx e Fy), força axial (Fz) e do torque durante a usinagem quando usinou-se com um macho de corte desalinhado em relação ao pré-furo em 1 mm..... 135

Figura 4.56 – Desenho esquemático mostrando o sistema de fixação de um macho de corte e o efeito do desvio de concentricidade nas forças axiais e radiais; a) sistema de fixação; b) macho de corte com solicitação de forças; c) ferramenta sob tensões..... 136

Figura 4.57 – Sinal do torque adquirido durante a usinagem para o rosqueamento com corte interrompido nos primeiros 8 mm de profundidade rosqueado, com fluido de corte em forma de jorro (Vc = 5 m/min)..... 137

Figura 4.58 – Detalhe do Sinal do torque adquirido durante a usinagem para o rosqueamento com corte interrompido nos primeiros 8 mm de profundidade rosqueado, com fluido em forma de jorro (Vc = 5 m/min)..... 138

Figura 4.59 – Comparação da força axial (Fz) e do torque medido durante a usinagem com corte interrompido, com fluido de corte em forma de jorro (Vc = 5 m/min)..... 139

Figura 4.60 – Forças Radiais (Fx e Fy) e Axial (Fz) em função do rosqueamento com corte interrompido; Vc = 5 m/min, com fluido de corte em forma de jorro (25 mm de

comprimento da rosca)..... 140

Figura 4.61 – Evolução da força radial na direção X (Fx) durante a usinagem em função do alívio feito nos pré-furos (rosqueamento com corte descontínuo)..... 141

Figura 4.62 – Sinal bruto do torque durante a usinagem para o rosqueamento com macho de corte quando usinou com uma ferramenta com a ausência de vários dentes. 142

Figura 4.63 – Sinal bruto das forças axiais durante a usinagem para o rosqueamento com macho de corte quando usinou com uma ferramenta com a ausência de vários dentes..... 143

Figura 4.64 – Sinal do torque durante a usinagem em função da alteração da geometria de um macho de corte (corte no comprimento da ferramenta – região cônica)..... 144

Figura 4.65 – Sinal da força Z durante a usinagem em função da alteração da geometria de um macho de corte (corte no comprimento da ferramenta – região cônica)..... 145

Figura 4.66 – Comparação das forças axiais durante a usinagem para um macho cortado na face, com Vc = 50 m/min, usando fluido de corte em forma de jorro..... 146

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Propriedades dos revestimentos mais usados..... 20

Tabela 3.1 – Condições de corte empregadas na Tupy..... 51

Tabela 3.2 – Planejamento experimental dos testes para medição de força e torque em função das velocidades de corte empregadas..... 55

Tabela 3.3 – Características do fofo *CGI* classe 450 da norma ASTM..... 57

Tabela 3.4 – Características do centro de usinagem Discovery 760..... 60

Tabela 3.5 – Características geométricas das brocas utilizadas nos ensaios..... 62

Tabela 3.6 – Características geométricas dos machos utilizados nos ensaios..... 63

Tabela 3.7 – Dados técnicos do dinamômetro modelo 9123C1211 (Kistler)..... 64

Tabela 3.8 – Condições de corte empregadas em laboratório (UFU)..... 68

Tabela 3.9 – Características típicas do óleo vegetal Accu-Lube®/LB-2000..... 68

Tabela 3.10 – Condições de corte e valores de avanço na direção z..... 71

Tabela 3.11 – Variação da profundidade da rosca em uma chapa escalonada..... 72

Tabela 3.12 – Condições de corte para os testes de efeito da profundidade de corte em furo cego com dois machos (novo e com 100% de desgaste)..... 74

Tabela 3.13 – Diâmetros das brocas utilizadas nesta etapa da pesquisa..... 75

Tabela 3.14 – Valores dos desvios de concentricidade utilizados nos testes..... 77

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Letras Latinas

ABNT.....Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISI..... Instituto Nacional Americano de Padronização

AISI-M3.....aço-rápido com 3% de vanádio

ASTM..... “American Society for Testing and Materials”

Al_2O_3.....Óxido de alumínio

a_p.....Profundidade de corte

APC.....Aresta Postiça de Corte

CBN.....Nitreto Cúbico de Boro Cristalino

C1.....Carreira 1

CGI..... “Compacted Graphite Iron”

CNC.....Comando Numérico Computadorizado

CrC.....Carboneto de cromo

CrN.....Nitreto de cromo

CVD.....”Chemical vapour deposition”

Di i = 1...N.....Dente 1

EA.....Emissão Acústica

EDS.....Espectroscopia de Energia Dispersiva

f.....Avanço de corte

FC 200/250 .....Equivalente ao ferro fundido cinzento GH 190

Fe_3C.....Cementita ou Carboneto de ferro

Fer.1.....Ferramenta 1

Fig.....Figura

FUTURA.....Denominação comercial para revestimento de multicamadas de TiN/TiAlN

Fx.....Força radial na direção X

Fy.....Força radial na direção Y

Fz.....Força axial

HB.....Dureza Brinell

HRC.....Dureza Rockwell C

HSC.....”High Speed Cutting”

HSM.....”High Speed Machining”

HSS.....Aço rápido M7 convencional

HSS-E.....Aço rápido especial M3 com alto teor de vanádio

HSS-NI.....Aço rápido M7 convencional com tratamento superficial de nitretação

HSS-PM.....Aço rápido fabricado pelo processo da metalurgia do pó
HV…….……....Dureza Vickers
IFG .....Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Goiás
L/D.....Relação do comprimento (L) em função do diâmetro (D)
LEPU …….....Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
OSG.....……Osawa Screw Grinding
M1.....Macho 1
M13 X 1,5.....Rosca métrica com 13 milímetros de diâmetro e passo igual a 1,5 mm
MEV.....Microscópio Eletrônico de Varredura
Mn.....Manganês
NUPEF .....Núcleo de Pesquisa e Estudos em Fabricação
MQF.....Mínima Quantidade de Fluido
MQL.....Mínima Quantidade de Lubrificante
NbC..... Carboneto de Nióbio
P..... Passo da rosca
Pc.....Comprimento da rosca
PVD.....……...”Physical Vapour Deposition”
QBSD…….....Imagem retro-espalhada
RMS.....Valor Médio Quadrático
SE.....Elétrons Secundários
MnS.....Sulfeto de Manganês
Tab.....Tabela
TaC.....Carboneto de Tântalo
TiC.....Carboneto de Titânio
TiCN.....Carbonitreto de Titânio
TiN.....Nitreto de titânio
TiAlN.....Nitreto de titânio e alumínio
VB_B.....Desgaste de flanco médio
VB_Bmax.....Desgaste de flanco máximo
Vc.....Velocidade de corte
WC/C..... Carboneto de Tungstênio Carbono

SUMÁRIO

Resumo..... xi

Abstract..... xii

Lista de Figuras..... xiii

Lista de Tabelas..... xxv

Lista de Símbolos e Abreviaturas..... xxvi

I – Introdução..... 01

II – Revisão Bibliográfica..... 03

2.1 Ferro Fundido..... 03

2.1.1 Ferro Fundido Vermicular..... 04

2.2 Usinabilidade dos Materiais..... 07

2.2.1 Usinabilidade dos Ferros Fundidos..... 07

2.2.2 Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular..... 07

2.3 Rosqueamento..... 12

2.4 Usinagem em HSM (*High Speed Machining)*..... 17

2.5 Revestimentos..... 18

2.6 Desgaste e Avarias das Ferramentas de Corte..... 24

2.7 Mecanismos de Desgaste das Ferramentas de Corte..... 27

2.8 Avarias nas Ferramentas de Corte..... 29

2.9 Desgaste, Avarias e Mecanismos de Desgaste em Machos de Corte..... 32

2.10 Fluidos de Corte..... 36

2.10.1 – Fluidos de corte para o rosqueamento com machos de corte..... 38

2.11 Monitoramento dos Processos de Usinagem..... 39

2.11.1 – Monitoramento de Processos de Usinagem Através do Sinal de Vibração..... 41

2.11.2 – Monitoramento do Desgaste em Machos de Corte..... 42

2.11.3 – Relação entre Grandezas de Corte (Força, Potência, Vibração, Emissão Acústica) e o Desgaste da Ferramenta..... 43

III – Procedimentos Experimentais..... 51
3.1 Procedimentos experimentais realizados em laboratórios..... 53
3.2 Material utilizado..... 55
3.3 Ferramentas e equipamentos utilizados..... 60
3.3.1 – Medição de força e torque..... 63
3.3.2 – Medição de desgaste..... 65
3.4 Condições de corte……..... 67
3.5 Avaliação da qualidade das roscas usinadas……..... 69
3.6 Variação do avanço programado na máquina CNC…….....…….... 70
3.7 Variação do comprimento da rosca…….....…... 71
3.8 Influência do diâmetro do pré-furo nas forças e no torque…….....…. 74
3.9 Variação do erro de concentricidade dos machos de corte em relação aos pré-furos...…….....……. 76
3.10 Rosqueamento com corte interrompido…….....…. 79
3.11 Efeito da retirada de alguns dentes de um macho de corte….....……. 82
3.12 Efeito da redução de comprimento do macho de corte…….....…. 83

I V – Resultados e Discussões..... 85
4.1 Análise da forma e mecanismo de desgaste..... 85
4.2 Medição do desgaste dos machos de corte na superfície de folga..... 103
4.3 Avaliação da qualidade das roscas usinadas..... 106
4.4 Análises das forças e do torque durante o rosqueamento..... 113
4.4.1 – Variação do avanço.....…… 118
4.4.2 – Variação do comprimento da rosca…….…….....….. 125
4.4.3 – Influência do diâmetro do pré-furo nas forças e no torque…….....…. 127
4.4.4 – Variação do erro de concentricidade dos machos em relação ao pré-furo…….....…….. 130
4.4.5 – Rosqueamento com corte interrompido…….....…… 136
4.4.6 – Efeito da retirada de alguns dentes de um macho de corte nas forças e no torque…….…….....…. 141
4.4.7 – Efeito da redução de comprimento do macho de corte no torque e nas forças (Fx, Fy, Fz)..... 143

V – Conclusões..... 147

VI – Proposta para Trabalhos Futuros..... 149

VII – Referências Bibliográficas..... 151

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Os ferros fundidos cinzentos são materiais muito utilizados na indústria devido ao seu baixo custo, boa usinabilidade e fundibilidade, além da possibilidade de obtenção de um material com boas propriedades mecânicas, através da adição de elementos de liga e ou tratamentos térmicos adequados. Entretanto, as indústrias automobilísticas na procura por novos mercados ou inovações, tem utilizado alumínio e ferro fundido vermicular (*CGI – Compacted Graphite Iron*), com o objetivo de reduzir os custos de fabricação, diminuir o peso do automóvel e aumento da resistência, agregando valores aos produtos por elas fabricados. Este último (ferro fundido vermicular) tem-se apresentado como um material de uso em potencial na indústria automobilística, pois as melhores propriedades mecânicas deste material, em relação ao ferro fundido cinzento, permitem a fabricação de diversas peças (componentes de sistemas de freios, suspensão, girabrequins, blocos e cabeçotes de motores, dentre outros (CHIAVERINI, 2002; XAVIER, 2003; CANALE, 2005; DE ANDRADE, 2005; DA SILVA, 2007; BAGETTI, 2009)). Além disso, os motores fabricados com este material podem ser mais potentes, apresentando uma menor relação peso/potência, gerando maior rendimento e economia de combustível e diminuição da emissão de poluentes.

Devido à sua maior resistência mecânica, aliada a uma maior dureza e rigidez e às características específicas de sua microestrutura, o ferro fundido vermicular também apresenta uma maior dificuldade na usinagem (MOCELLIN, 2002; XAVIER, 2003; DE ANDRADE, 2005; SKVARENINA; SHIN, 2006; DORÉ et al., 2007; HECK et al., 2007; NAVES, 2009; BAGETTI, 2009). Uma das razões para o pior desempenho das ferramentas que usinam ferro fundido vermicular em relação a usinagem do fofo cinzento é a ausência da formação de uma camada de sulfeto de manganês, normalmente encontrada na usinagem do ferro fundido cinzento. Essa camada lubrifica a interface cavaco-ferramenta,

melhorando o desempenho das ferramentas de corte. Além disso, o ferro fundido vermicular é 33% mais abrasivo e 15% mais adesivo que o ferro fundido cinzento (ABELE et al., 2002).

Assim, o emprego de ferro fundido vermicular como material de construção de blocos de motores tem motivado diversas empresas e instituições de pesquisa a aperfeiçoar as técnicas de usinagem desse material, principalmente em operações críticas, como o brunimento e o mandrilamento de cilindros (MOCELLIN, 2007; DORÉ, 2007), uma vez que para os processos mais convencionais (furação, torneamento e fresamento) já existem diversos trabalhos publicados (MOCELLIN, 2002; XAVIER et al., 2003; NAVES, 2009; BAGETTI, 2009).

Apesar de pouco estudado, o processo de rosqueamento é uma operação fundamental na produção de blocos de motores. A falta de pesquisas do comportamento do ferro fundido vermicular (CGI) quando submetido ao processo de rosqueamento interno com machos de corte é a principal fonte de motivação para a realização do presente trabalho. Desta forma, percebe-se que existe ainda uma lacuna muito grande com relação aos conhecimentos na área de rosqueamento com machos de corte do ferro fundido vermicular. Lacuna esta, que o presente trabalho pretende ajudar a preencher.

O objetivo deste trabalho é estudar o processo de rosqueamento interno com machos de corte de metal duro no ferro fundido vermicular (CGI 450 - ASTM). Será investigado o comportamento de machos de corte de metal duro com quatro canais retos (M13 X 1,5), revestido com TiAlN, nas condições de corte a seco, com fluido de corte em forma de jorro e com mínima quantidade de fluido (MQF).

Neste documento estão descritas as principais atividades e os resultados obtidos nesta pesquisa. No capítulo II é apresentada uma revisão bibliográfica, em que são abordadas informações teóricas necessárias ao bom entendimento deste trabalho. No capítulo III são descritos, detalhadamente, os procedimentos adotados para a realização dos experimentos, bem como os equipamentos e materiais utilizados. O capítulo IV traz a apresentação e a discussão dos resultados obtidos e, nos capítulo V e VI, são apresentadas as conclusões e as propostas para os trabalhos futuros. As referências bibliográficas, utilizadas na pesquisa e na elaboração do texto, são apresentadas no capítulo VII.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ferro Fundido

As ligas de ferro-carbono se dividem em dois grandes grupos: aços e ferros fundidos. Os aços são ligas que têm em sua composição teores de carbono inferiores a aproximadamente 2,0%, enquanto os ferros fundidos são ligas que contêm basicamente ferro, carbono e silício, com teores de carbono superiores a 2,0%, quantidade superior à que pode ser retido em solução sólida na austenita. Como resultado, forma-se carbono parcialmente livre, na forma de grafita. Os principais tipos de ferros fundidos são: branco, cinzento, maleável, mesclado, nodular e vermicular (COLPAERT, 1974; CHIAVERINI, 2002; DA SILVA, 2007).

Os elementos que mais influem na estrutura dos ferros fundidos são o carbono e o silício. O carbono determina a quantidade de grafita que se pode formar e o silício é essencialmente elemento grafitizante, favorecendo a decomposição do carboneto de ferro. A quantidade de silício presente pode determinar a classificação do ferro fundido em cinzento ou branco. O manganês tem efeito oposto ao do silício. É estabilizador da cementita (carboneto de ferro) e assim, compensa, de certo modo, a ação grafitizante do silício. Outros elementos como o fósforo e o enxofre não têm uma ação muito significativa sob o ponto de vista de tendência grafitizante. Porém, o fósforo é um estabilizador relativamente forte da cementita, com ação na estrutura do material porque forma com o ferro e o carbono um composto de natureza eutética, chamada esteadita (CHIAVERINI, 2002; DA SILVA, 2007).

O ferro fundido é um material muito empregado na indústria devido ao seu baixo custo, boa usinabilidade e fundibilidade, além da possibilidade de obtenção de um material com boas propriedades mecânicas, através da adição de elementos de liga e ou tratamentos térmicos adequados. Na indústria automobilística, devido a estes fatores os ferros fundidos têm sido utilizados em grande escala, compondo sistemas de freios, suspensão, girabrequins, blocos

e cabeçotes de motores, dentre outros (CHIAVERINI, 2002; CANALE, 2005; DA SILVA, 2007). A atual busca da indústria automotiva pelo aumento da eficiência de motores, principalmente a diesel, com tamanhos cada vez menores, permitiu a obtenção de desempenhos superiores associados à diminuição das emissões de poluentes e operação mais silenciosa. De uma maneira geral, esses aperfeiçoamentos baseiam-se em maiores taxas de compressão e maiores temperaturas de trabalho, que sujeitam os blocos de motores a solicitações que poderiam levar a falhas prematuras. Desta forma, passou a existir a necessidade de se desenvolver um material que suprisse estas necessidades sem alterar de forma significativa os custos de produção e também sem aumentar o tamanho ou peso dos componentes (GUESSER, 2002; GUESSER, 2003; SKVARENINA; SHIN, 2006).

Assim, avaliando a família dos ferros fundidos, o ferro fundido vermicular passou a despertar o interesse para a indústria devido a suas propriedades mecânicas, possibilitando a utilização de maiores pressões na câmara de combustão destes motores. Com isto, há uma queima mais eficiente do combustível e, conseqüentemente, menor quantidade de poluentes lançados à atmosfera (CANALE, 2005; ALVES *et al*., 2007). A seguir é apresentado um tópico sobre o ferro fundido vermicular.

2.1.1 Ferro fundido vermicular

O ferro fundido vermicular, também denominado *Compacted Graphite Iron* – CGI é conhecido desde meados do século passado. Esse material foi descoberto por acaso durante a fabricação do ferro fundido nodular, devido a erros de composição química. Sua patente pertence a R. D. Schelleng (DAWSON, 1999; DORÉ, 2007). O ferro fundido vermicular tem sido rotineiramente produzido nos últimos 30 anos, porém com grande tolerância no que diz respeito à nodularização. Recentemente com o avanço dos sistemas de controle de processo, passou a ser possível obter o ferro fundido vermicular com estreitas especificações de nodularização e microestrutura (CANALE, 2005). Deste modo, a sua utilização em escala industrial teve inicio na década de 90, quando a empresa *SinterCast* passou a comercializar a tecnologia e equipamentos necessários para romper a principal barreira para sua utilização na indústria: a falta de um processo confiável de controle aplicável a uma produção em larga escala (MOCELLIN, 2002; XAVIER, 2003).

O ferro fundido vermicular apresenta grafita em forma de vermes, conforme mostra a Fig. 2.1 (c e d), que confere propriedades mecânicas e térmicas intermediárias entre o ferro fundido cinzento, mostrado na Fig. 2.1 (a e b) e nodular.

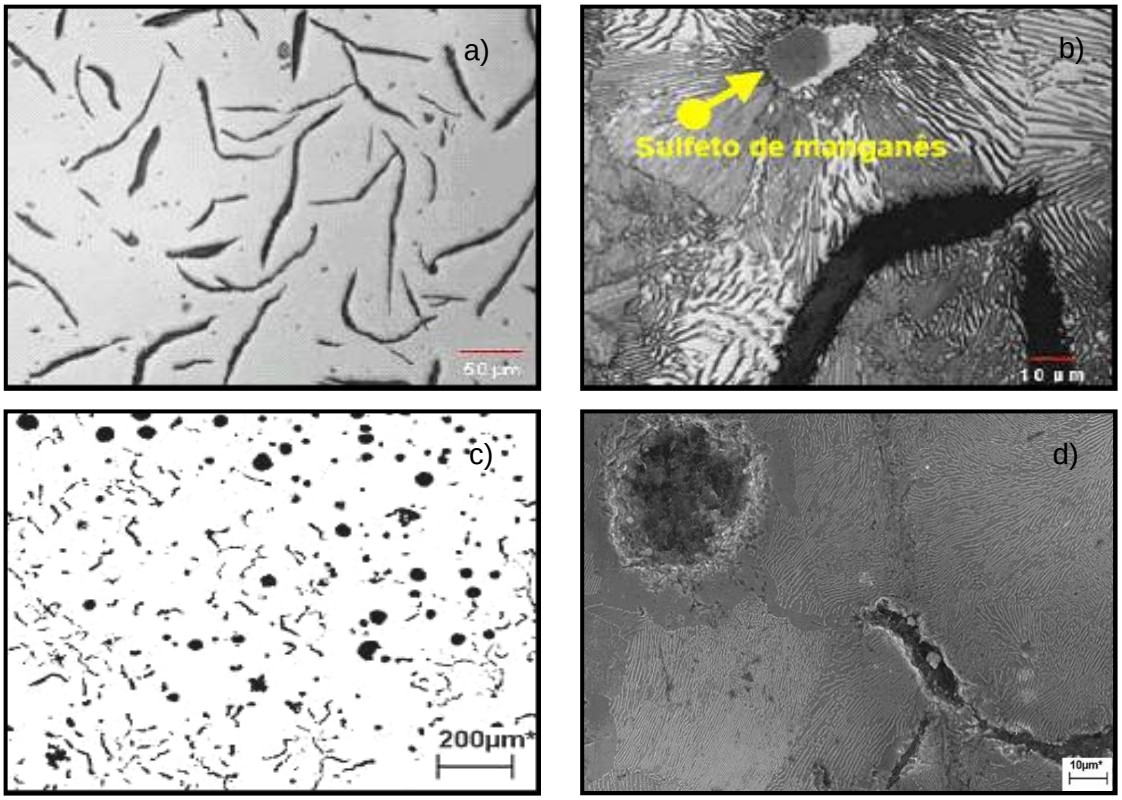


Figura 2.1 – Micrografias dos ferros fundidos: cinzento FC 200/250 da norma AISI (a e b) e vermicular 450 (classificação ASTM) (c e d) (Da Mota, 2006)

O ferro fundido cinzento possui alta condutividade térmica, baixa resistência e alongamento, diferenciando do ferro fundido nodular, o qual possui baixa condutividade térmica, alta resistência e alto alongamento, compromisso este muito favorável para solicitações de fadiga térmica. O ferro fundido vermicular possui propriedades intermediárias entre os ferros fundidos cinzento e nodular.

Adicionalmente, o ferro fundido vermicular pode receber elementos de liga, sendo comum o uso de molibidênio (Mo) e de altos teores de silício (Si), objetivando melhorar as propriedades a quente (GUESSER; GUEDES, 1997). Dessa forma, existem diversas aplicações desse material nas indústrias automobilísticas, que vem gradativamente substituindo o ferro fundido cinzento, principalmente na fabricação de cabeçotes e blocos de motores diesel (MOCELLIN, 2002; XAVIER, 2003; SKVARENINA; SHIN, 2006; DORÉ *et al*., 2007).

O ferro fundido vermicular pode oferecer incrementos de cerca de 75% no limite de resistência, 35% a 40% no módulo de elasticidade, o dobro de resistência à fadiga, boa condutividade térmica e semelhança no amortecimento de vibrações comparando com o ferro fundido de grafita lamelar. Desta forma, este material pode atender as solicitações de

projeto de motores diminuindo a relação peso/potência (GUESSER *et al*., 2001; FUKUMASU *et al*., 2005; DA SILVA, 2007). Porém, devido à sua maior resistência mecânica, o ferro fundido vermicular também apresenta uma maior dificuldade na usinagem, isto é, pior usinabilidade em relação ao ferro fundido cinzento (MOCELLIN, 2002; XAVIER, 2003; DE ANDRADE, 2005; SKVARENINA; SHIN, 2006; DORÉ *et al*., 2007; ALVES *et al*., 2007; ALVES; DEMINICIS, 2007; HECK *et al*., 2007; XAVIER, 2009; BAGETTI, 2009). Em operações de usinagem com baixas velocidades de corte (aproximadamente 300 m/min) é possível obter rugosidades similares ao ferro fundido cinzento (ALVES; DEMICIS, 2007). Porém, em alta velocidade (cerca de 1000 m/min), o quadro se agrava.

Gastel *et al*. (2000), afirmam que a usinagem (torneamento) do ferro fundido vermicular com ferramentas de CBN (nitreto cúbico de boro cristalino), com velocidades de corte de 800 m/min, a vida da ferramenta é reduzida para 1/20, quando comparada com a usinagem de ferro fundido cinzento. Os motivos são a alta resistência desse material, a dureza, rigidez, a falta de uma camada protetora de sulfeto de manganês, comum na usinagem de ferros fundidos cinzentos, dentre outros. Neste caso os principais mecanismos de desgaste são a oxidação e a difusão. Já para a usinagem (rosqueamento interno com machos de corte) de ferro fundido vermicular com velocidades de aproximadamente 40 m/min, a vida das ferramentas de corte é reduzida em cerca de 50%, quando comparadas com a usinagem de ferro fundido cinzento, Costa e Moura (2006).

Naves (2009) usinou ferro fundido vermicular (classe 350) com ferramentas de metal duro utilizando altas velocidades de corte no fresamento e comparou os resultados com outros dois tipos de ferros fundidos: ferro fundido cinzento ligado ao cromo, cobre e estanho e ferro fundido cinzento ligado ao cromo, cobre, estanho e molibdênio. O autor relatou que o nível de desgaste das ferramentas na usinagem do CGI não foi superior ao desgaste apresentado nas ferramentas de corte que usinaram os outros ferros fundidos. Isto pode estar relacionado com a baixa condutividade térmica do ferro fundido cinzento que contém carbonetos de molibdênio e carbonetos de cromo na matriz. Por outro lado, o ferro fundido cinzento com adição de estanho e cobre deve ter sofrido algum enrijecimento da matriz perlítica, de forma que houve aumento da dureza do material usinado. O CGI (classe 350) que o autor usinou tinha 40% de matriz ferrítica, possuindo assim, dureza e microdureza inferior aos ferros fundidos ligados usinados (NAVES, 2009).

2.2 Usinabilidade dos Materiais

Ferraresi (1995) conceitua a usinabilidade como sendo uma grandeza tecnológica que expressa um conjunto de propriedades de usinagem do material por meio de um índice ou percentual, em relação a outro material tomado como padrão. A usinabilidade de um material geralmente é avaliada através da análise da vida da ferramenta de corte, força de usinagem e potência consumida, forma dos cavacos e qualidade superficial da peça (STEMMER, 1992; KÖNIG, 1997, apud Xavier, 2003), sendo influenciada pelas propriedades físicas e químicas do material.

A usinabilidade refere-se à facilidade com a qual um material pode ser usinado e pode ser medida em termos de vida útil da ferramenta, velocidade de remoção de cavaco, acabamento superficial, facilidade de formação de cavaco, ou forças de corte. Não é uma propriedade intrínseca do material, mas resulta de uma complexa interação entre as propriedades mecânicas do material da peça, ferramentas de corte e condições de usinagem (KENNAMETAL, 2003, apud FERRER, 2006).

Em termos gerais, a usinabilidade pode ser definia como sendo uma grandeza que indica a facilidade ou a dificuldade de se usinar um material (MACHADO *et al*., 2009). Deve-se salientar que a usinabilidade, além de quantificar a facilidade ou dificuldade de se usinar materiais, pode ser usada também para quantificar o desempenho das ferramentas de corte, de fluidos de corte e geometrias de ferramentas.

2.2.1 Usinabilidade dos ferros fundidos

A usinabilidade dos ferros fundidos varia conforme a quantidade e forma da grafita, a qual reduz o atrito entre a ferramenta e a peça e melhora a usinabilidade quando comparado a outros materiais que não possuem a grafita em sua estrutura, como o aço, König (1997), apud Xavier (2003). Um efeito importante da presença da grafita é a produção de cavacos quebradiços, menores forças de corte e, portanto, menor consumo de potência para usinagem, e ainda, prolongamento da vida da ferramenta de corte. A estrutura metálica dos ferros fundidos também exerce grande influência na sua usinabilidade. Naqueles de alta resistência e dureza estão presentes a martensita, bainita e esteadita, as quais dificultam a usinagem e, muitas vezes, exigem a redução dos parâmetros de corte.

2.2.2 Usinabilidade do ferro fundido vermicular

Os elementos de liga desempenham papel importante na usinabilidade do ferro fundido vermicular. Dawson *et al.,* (2001) estudaram as influências de diversas variáveis metalúrgicas sobre a usinabilidade do ferro fundido vermicular, focando suas pesquisas

sobre a forma da grafita, efeitos dos elementos de liga, da quantidade de perlita, além da comparação com a usinabilidade do ferro fundido cinzento ligado.

No processo de torneamento com insertos de PCBN, Dawson *et al.* (2001) verificaram a redução da vida da ferramenta com o aumento da quantidade de grafita vermicular, conforme mostra a Fig. 2.2. Também verificaram a redução da vida da ferramenta com o aumento da grafita nodular, quando comparada com material essencialmente constituído de grafitas lamelares.

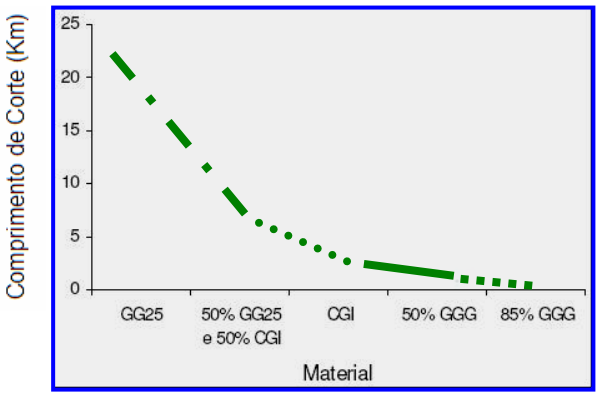


Figura 2.2 – Influência da forma da grafita na vida da ferramenta no torneamento com ferramenta de PCBN com velocidade de corte de 800 m/min (adaptada de Dawson *et al*. (2001))

Enquanto as grafitas lamelares, cujas superfícies apresentam poucas irregularidades quando comparadas às grafitas vermiculares, promovem o início de fratura e sua propagação, fazendo com que o ferro fundido cinzento seja frágil, a morfologia das grafitas do ferro fundido vermicular não permite a clivagem e nem a propagação de trincas (DE ANDRADE, 2005; GUESSER, 2009).

De acordo com De Andrade (2005), grafitas na forma nodular sempre estarão presentes na estrutura do ferro fundido vermicular. Com isto a resistência mecânica e a tenacidade aumentam. Por outro lado, a fundição, usinabilidade e condutividade térmica serão prejudicadas (GUESSER, SCHROEDER E DAWSON, 2001). Portanto, a microestrutura deve ser cuidadosamente especificada conforme exigência de desempenho do produto final e custos de produção.

Para os processos convencionais de usinagem dos ferros fundidos vermiculares (torneamento, fresamento, furação) existem diversas pesquisas e publicações, tanto em nível nacional, quanto internacional (MOCELLIN, 2002; XAVIER, 2003; DE ANDRADE, 2005; SKVARENINA; SHIN, 2006; DORÉ *et al*., 2007; ALVES; DEMINICIS, 2007; HECK *et*

al., 2007; NAVES, 2009; BAGETTI, 2009). Entretanto, até o inicio deste século, devido à utilização relativamente recente deste material, praticamente não existiam trabalhos publicados para os processos de brunimento, mandrilamento, alargamento e rosqueamento (MOCELLIN, 2007; DORÉ, 2007; DA MOTA, 2006).

No corte contínuo, como o torneamento, por exemplo, as velocidades de corte para ferramentas de metal duro com revestimento variam de 100 a 250 m/min, dependendo da matriz do ferro fundido. Estudos mostram que para velocidades de corte de 100 a 200 m/min, a redução da vida das ferramentas de metal duro é de aproximadamente 50% em relação ao ferro fundido cinzento em operações de corte contínuo como torneamento (DORÉ *et al*., 2007).

De acordo com Bagetti, (2009), no processo de fresamento (corte interrompido), a usinagem do ferro fundido vermicular se apresenta menos agressiva para a ferramenta, ou seja, apresenta desgaste menor do que o apresentado no corte contínuo (torneamento e mandrilamento). Este autor obteve vidas de ferramenta de metal-duro 33% maiores que a obtida por Xavier (2003) e 97% maior do que a obtida por Doré (2007). Com ferramentas de cerâmica, a vida foi 20% superior à obtida por Xavier (2003); ambos os autores desenvolveram trabalhos com torneamento de ferro fundido vermicular. Isso vem de encontro aos resultados trazidos pela literatura como Reuter e outros (2000, 2001).

De Andrade (2005) avaliou a furação do ferro fundido vermicular com brocas de metal-duro com canais retos revestidas com TiN e TiAlN. Nesse trabalho ficou comprovado que essa operação de usinagem possui grande influência sobre os custos de ferramentas de corte na usinagem. Estes custos têm o seu valor dobrado se considerada a aplicação do ferro fundido vermicular como material alternativo ao ferro fundido cinzento na construção de blocos de motores. Segundo esse autor, a vida das ferramentas de corte (brocas) foi reduzida em até 60%, quando comparada com a usinagem de ferro fundido cinzento.

Xavier (2003) analisou tecnicamente o desempenho de diferentes tipos de materiais de ferramentas de corte na usinagem do CGI em processo de corte contínuo (torneamento). Como critérios para análise, foram utilizados o tempo de vida das ferramentas e a qualidade das superfícies usinadas. Foram testadas ferramentas de metal-duro, cerâmica e CBN, sendo que o metal-duro mostrou os melhores resultados em termos de desgaste de ferramentas e acabamento das superfícies usinadas.

Para o rosqueamento com machos de corte existem poucos trabalhos publicados na usinagem de ferro fundido vermicular. Costa e Moura (2007), investigaram o comportamento de machos de corte de aço-rápido com três canais retos (M6 X 1), no processo de usinagem de ferros fundidos cinzento e vermicular, nas condições de corte a seco, com ar comprimido e com mínima quantidade de fluido (MQF). Utilizou-se para tal experimento dois tipos de

substrato para ferramentas: o aço-rápido AISI-M3 com alto teor de vanádio (HSS-E), conhecido como aço super-rápido e o aço-rápido com adição de cobalto, AISI-M7, produzido pelo processo da metalurgia do pó (HSS-PM). Quanto aos revestimentos, foram utilizados dois tipos: nitreto de titânio (TiN) e multicamadas de TiN e nitreto de titânio e alumínio (TiAlN). Os resultados mostraram que a usinabilidade do ferro fundido vermicular é muito inferior à do ferro fundido cinzento (aproximadamente 50%).

Segundo Mocellin *et al.* (2003) e Doré *et al*. (2007), a baixa usinabilidade do ferro fundido vermicular deve-se à morfologia da grafita. Além disso, normalmente é adicionado Ti, que prejudica a usinabilidade. Para a formação da grafita compacta, presente no ferro fundido vermicular, o teor de magnésio ativo na liga deve ser mantido na faixa de aproximadamente 0,01 a 0,02%. Como este controle de composição é complexo, nos processos normais de fundição utiliza-se titânio, elemento antinodulizante, em teores de 0,1 a 0,2%, o qual amplia a faixa de obtenção de vermicular para valores mais altos de magnésio. Entretanto, a adição de Ti implica na formação de inclusões duras de carbonetos e carbonitretos, o que prejudica substancialmente a usinabilidade do vermicular.

Dawson *et al*., (2001) citam que os principais fatores que influenciam a usinabilidade dos ferros fundidos vermiculares são: o efeito da forma da grafita, o efeito da perlita, o efeito de elementos químicos (Sb, Mn, Si, S, Ti, Cr) e o efeito das inclusões. Essas características influenciam diversos metalurgistas e pesquisadores na busca por melhores ligas, aprimoramento das técnicas de usinagem e desenvolvimento dos materiais das ferramentas, no qual este trabalho está inserido. A Fig. 2.3 apresenta uma comparação entre as microestruturas dos ferros fundidos cinzento (a), vermicular (b) e nodular (c). No ferro fundido vermicular as partículas são alongadas e orientadas aleatoriamente como no fofo cinzento, porém mais curtas e mais grossas, além de possuírem bordas arredondadas.

O enxofre, juntamente com o manganês, forma o sulfeto de manganês (MnS). Inclusões de MnS tendem a melhorar a usinabilidade de ferros fundidos cinzentos, agindo como lubrificante e aderindo sobre a superfície da ferramenta, formando uma camada lubrificante e protetora contra oxidação e difusão. Já no vermicular, não se observa a formação da referida camada, pois o teor de enxofre normalmente presente é da ordem de 0,01%, dez vezes menor do que no cinzento. Além disso, este enxofre residual do vermicular combina-se preferencialmente com o magnésio, elemento nodulizante, não ficando quantidades remanescentes para se combinar com o manganês e formar a camada protetora de MnS (REUTER, 2000, apud FERRER, 2006; HECK *et al*., 2007).

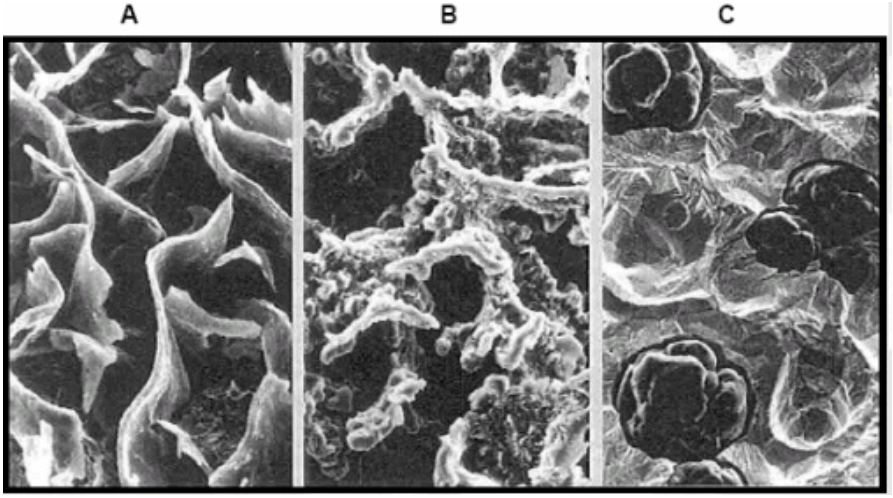


Figura 2.3 – Características dos ferros fundidos cinzento (a), vermicular (b) e nodular (c) Fonte: SINTERCAST, apud Doré *et al.*, 2007

Mocellin *et al*., (2003), desenvolveram um trabalho na avaliação da usinabilidade de um material de referência, que é o ferro fundido cinzento FC-250, largamente utilizado na fabricação de blocos de motores, e na avaliação da usinabilidade de cinco ligas de ferro fundido vermicular, através de ensaios de furação de longa duração. Os critérios de usinabilidade considerados foram o desgaste da ferramenta e as forças de corte. Os testes foram conduzidos essencialmente com o intuito de comparar o material atualmente utilizado na fabricação de blocos de motores, o ferro fundido FC-250, com o vermicular classe CGI-550. Ambos são quase totalmente perlíticos. Foram utilizados dois lotes de ferro fundido cinzento (cinzento A) com proporções de perlita de 97,5% e 100% e um lote único de ferro fundido vermicular (vermicular B) que possuía 99% de perlita. Os ensaios de usinagem desses dois materiais mostraram diferenças muito expressivas na vida das ferramentas (Fig. 2.4).

As curvas referentes ao Cinzento A mostram menores desgastes de ferramenta logo no início do experimento, o que torna-se cada vez mais claro com o aumento do comprimento usinado. As brocas utilizadas no Vermicular B tiveram uma vida média equivalente a 44% daquelas empregadas no Cinzento. Esse resultado é muito semelhante ao obtido por Reuter (2000), em 1995/96, quando blocos de motores em vermicular foram inseridos em linhas transfer de usinagem. Reuter atribuiu essa diferença à maior resistência mecânica do vermicular, que é de aproximadamente o dobro. Além disso, Dawson *et al*. (1999) afirmam que a adição de alguns elementos para formar grande quantidade de perlita pode causar alterações de composição e dureza, tanto da ferrita quanto da cementita,

interferindo negativamente na usinabilidade. O Vermicular B apresentou uma proporção de grafita nodular relativamente elevada (36%), a qual proporciona melhores propriedades mecânicas. Entretanto, interfere negativamente na usinabilidade, na medida em que gera um contato mais intenso entre a ferramenta e o material usinado.

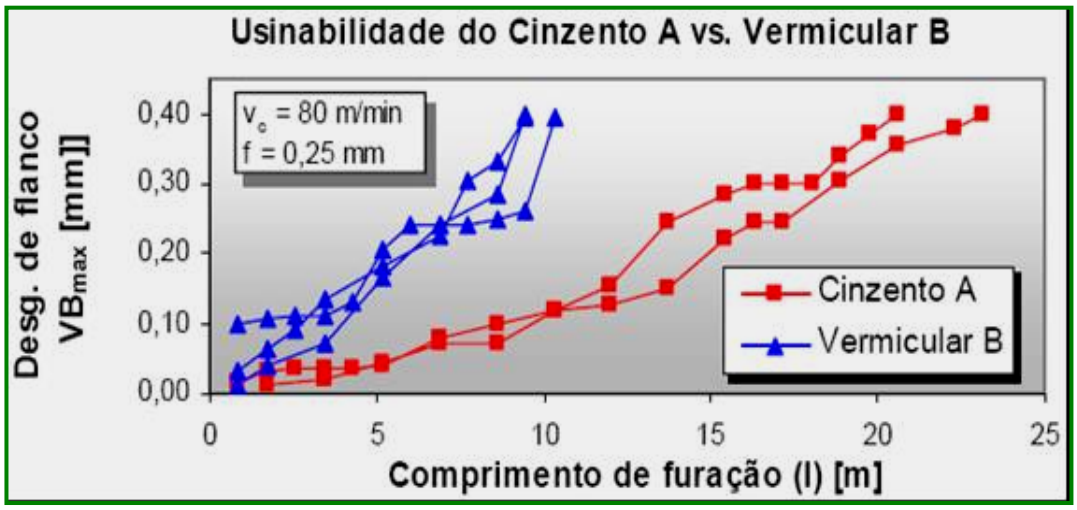


Figura 2.4 – Curvas de desgaste do Cinzento A (FC-250) e do Vermicular B (CGI-550) (Mocellin *et al*., 2003)

A usinabilidade dos ferros fundidos vermiculares necessita de contínuas pesquisas, tanto em processos tradicionalmente conhecidos (torneamento, fresamento, furação), como em outros processos onde há menos publicações (brunimento, retificação, mandrilamento, alargamento, brochamento e rosqueamento).

2.3 Rosqueamento

O processo de rosqueamento pode ser externo ou interno, em superfícies cilíndricas ou cônicas de revolução (ABNT, 1988; FERRARESI, 1995). Existem várias formas de rosqueamento interno: com ferramenta de perfil único; com ferramenta de perfil múltiplo; com fresa; e o rosqueamento com machos de usinagem ou de conformação (STEMMER, 1992; FERRARESI, 1995).

A Fig. 2.5 ilustra algumas ferramentas e dados de corte para três processos de rosqueamento: com macho de corte, com macho de conformação e o fresamento de roscas (interpolação). O rosqueamento com machos de corte e com machos de conformação geralmente é realizado com baixas velocidades de corte devido à limitações relacionadas ao

processo de fabricação. Geralmente as ferramentas com diâmetros inferiores a 10 mm são fabricadas com aço-rápido (HSS), exigindo no momento da fabricação da rosca um sistema de refrigeração e ou lubrificação. Para o freso-rosqueamento pode-se usinar sem fluido de corte, pois geralmente as ferramentas são fabricadas com metal duro, comumente revestidas superficialmente (WEINERT *et al*., 2004).

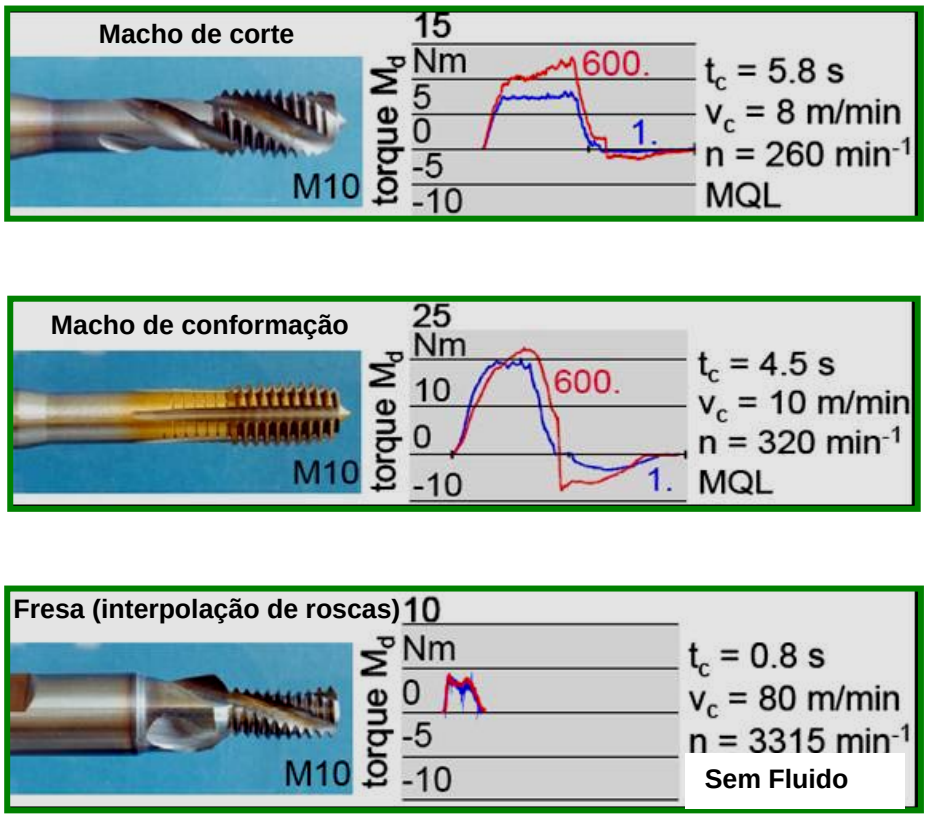


Figura 2.5 – Ferramentas, torques e parâmetros de corte para a produção de roscas internas (WEINERT *et al*., 2004)

Entre os tipos de rosqueamento interno citados, o rosqueamento com macho de corte é o mais utilizado na indústria devido a sua alta produtividade, qualidade e custo. O macho de corte é uma ferramenta sofisticada tanto em sua utilização como em sua fabricação, utilizada para o corte de roscas internas cilíndricas ou cônicas, que possui filetes externos e rasgos longitudinais, originando daí o aparecimento de arestas cortantes e sulcos necessários à saída dos cavacos (FREIRE, 1976). Combinando o movimento rotativo com o axial, o macho corta o material, sendo imprescindível que a classe ou tolerância da rosca fique dentro da faixa determinada, pois o processo termina com um único avanço da ferramenta (OSG, 1999). O custo do rosqueamento com macho normalmente se eleva quando a dureza do metal da peça é superior a 25 HRC (266HV ou 253HB), de tal forma

que, embora aços com dureza próxima a 52 HRC (544HV ou 500 HB) possam ser rosqueados, a eficácia é baixa e o custo é alto (JOHNSON,1989).

A ação de corte é realizada principalmente pelas arestas de corte da região cônica, mais o primeiro filete completo da porção cilíndrica (KOMURA *et al*., 1990; OSG, 1999; REIS, 2004; DA MOTA, 2006). O número de filetes cortantes varia de acordo com o tipo de material a ser rosqueado, associado ao tipo de ferramenta utilizada. Para uma ferramenta com 4 canais e 4 filetes na região cônica existem 16 cunhas cortantes (4 canais x 4 filetes), que serão responsáveis pela fabricação de um filete de rosca completa. A sequência completa (avanço gradativo) dessas 16 cunhas é mostrada na Fig. 2.6 na simulação da usinagem de um único filete.

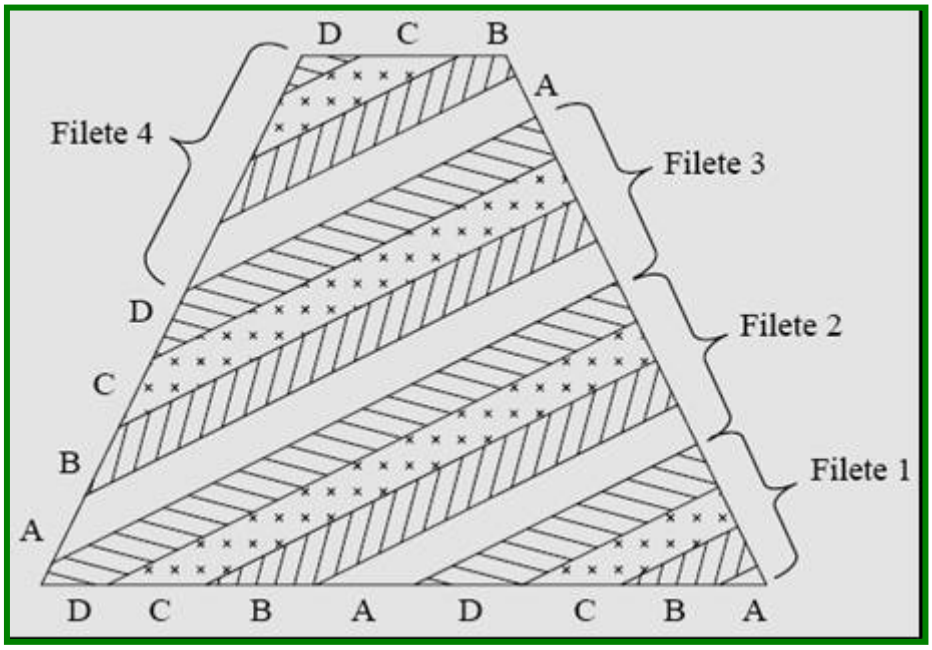


Figura 2.6 – Esquema mostrando como se dá o avanço dos pontos cortante de uma ferramenta com 4 canais e 4 filetes cortantes, para a fabricação de um filete de rosca (OSG, 1999; KOMURA *et al*., 1990 a; KOMURA *et al*., 1990b)

Esta geometria é aplicada tanto para os machos de corte manuais, como para os machos de corte para máquina. A diferença é que para os machos manuais o volume de cavacos usinados é dividido por outros machos de corte (desbastador, intermediário e acabador). O primeiro macho de corte manual possui de cinco a nove filetes de rosca no chanfro. O macho intermediário possui de três a quatro filetes, enquanto que o macho acabador possui de um a dois filetes cônicos.

Os machos para máquinas, na maioria das aplicações, são usados individualmente, ou seja, a rosca é fabricada com uma única passada. Para estas ferramentas também existem três tamanhos padrões de chanfro (Baker, 2003):

a) Chanfro curto, com comprimento de um a dois filetes de rosca. Recomendado principalmente para furos cegos.

b) Chanfro médio, com comprimento de três a cinco filetes de rosca. Recomendado para furos passantes.

c) Chanfro longo, com comprimento de oito a onze filetes de rosca. Recomendado apenas para furos passantes em alta produção, em que o fator principal é a vida útil da ferramenta, e ou para materiais muito abrasivos.

A Fig. 2.7 permite avaliar a complexidade da geometria de um macho de corte, a qual varia de acordo com o tipo de material a ser usinado, o tipo de pré-furo e o fluido de corte, dentre outras características.

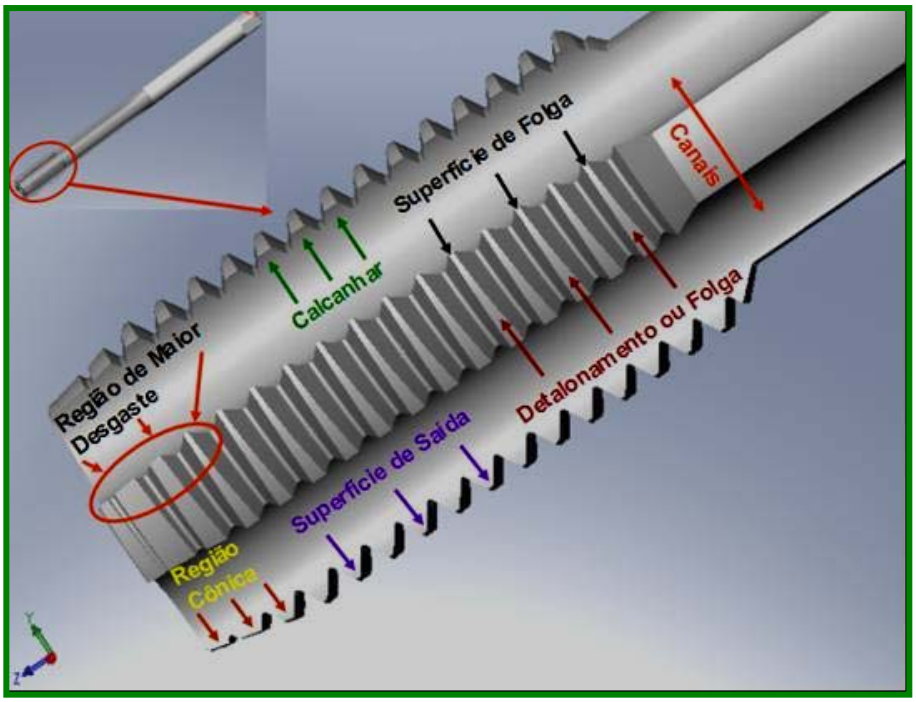


Figura 2.7 – Geometria de um macho de corte utilizado na usinagem de roscas

Tanto os machos manuais quanto os machos para máquina são produzidos com canais retos, em hélice, ou com uma combinação dos dois. Os machos possuem canais por três razões principais: proporcionar arestas de corte, proporcionar folga para saída dos cavacos, e conduzir fluido para a região de corte. Alguns tipos de machos possuem quatro canais. Para o rosqueamento de materiais metálicos que produzem cavacos moles e

fibrosos ou para facilitar a remoção do cavaco no rosqueamento de furos profundos, três ou até dois canais podem ser usados (JOHNSON, 1989).

A resistência e a usinabilidade do material a ser usinado determinará fatores importantes na fabricação de machos, tais como o ângulo de saída, detalonamento, redução do diâmetro, comprimento total do macho, diâmetro da haste, e principalmente o material do qual é feito o macho. Até meados da década de 70, os materiais resistentes tais como duralumínio, aço cromo-níquel, aço inoxidável e outros que provocam altos desgastes nas ferramentas, eram rosqueados com machos de aço-rápido. Materiais mais dúcteis e que possuem grande tendência a aderir na ferramenta, eram rosqueados com aço carbono com baixo teor de cromo. Na década de 80, praticamente se aboliu a utilização do aço carbono comum como material para machos, e assim, a maioria dos machos passou a ser fabricado de aço-rápido sem tratamento superficial, ou com tratamentos de nitretação, cromeação ou revestidos com TiN. Já na década de 90 com o advento da usinagem em altas velocidades de corte no rosqueamento, tanto o metal duro, quanto o aço-rápido com adição de cobalto (HSS-E) e sinterizado (HSS-E-PM), e com diferentes revestimentos (TiN, TiCN, WC/C, CrN, TiALN) passaram a ser utilizados também na fabricação de machos (REIS, 2004).

A usinagem com macho de corte é realizada pelas arestas de corte da entrada da ferramenta mais a aresta de corte do primeiro filete de rosca completa, que geralmente está na parte cilíndrica. Desta forma, a velocidade de corte é variável ao longo da entrada, sendo menor nos primeiros filetes e maior no filete da parte cilíndrica (BEZERRA *et al*., 2001; REIS, 2004; DA MOTA, 2006).

O procedimento para o rosqueamento interno com macho de corte envolve usinagem e retirada de material. O macho de corte é uma ferramenta de múltiplas arestas de corte que, através do movimento rotativo combinado com o axial, executa a usinagem na superfície interna de um furo, cujo diâmetro é um pouco menor que o diâmetro externo do macho de corte, para formar filetes de rosca após a remoção de cavacos (MÜLLER; SOTO, 1999).

Dentro deste contexto, o rosqueamento com machos de corte é um processo de usinagem que merece uma atenção especial, pois normalmente é um dos últimos realizados sobre a peça que está sendo fabricada, e que, portanto, já possui um alto valor agregado. Existem vários problemas frequentemente encontrados nos processos de rosqueamento com machos de corte, tais como a quebra do macho de corte, erro síncrono entre o movimento rotacional e de avanço, desgaste do macho de corte e desalinhamento entre a ferramenta e o pré-furo, dentre outros. Uma má escolha da ferramenta, condições de corte críticas ou uma lubrificação inadequada são fatores que levam, na melhor das hipóteses, a um rosqueamento fora da tolerância, e, na pior, à quebra da ferramenta e ao sucateamento

da peça (SHA *et al*., 1990; FANTIN, 1992; BEZERRA, 2003; REIS, 2004; DA MOTA, 2006). A Fig. 2.8 representa o processo de rosqueamento com macho de corte, destacando o princípio básico desta operação de usinagem (corte, parada e retorno).

No início do rosqueamento a ferramenta aproxima-se da peça que será rosqueada, com uma velocidade de corte e avanço pré-definidos. Ao tocar a peça, os dentes cônicos iniciam o desbaste e os dentes finais do macho dão a forma à rosca. Ao final do processo, a ferramenta inverte o sentido de giro e o avanço, de forma que o macho sai da peça, deixando o perfil da rosca. Assim, qualquer problema durante o processo de rosqueamento pode resultar em refugo ou re-trabalho o que implica em grande perda de tempo, e consequentemente, de dinheiro para a empresa (REIS, 2004). Além disso, as velocidades de corte geralmente são baixas, tornando o processo um dos gargalos na fabricação.

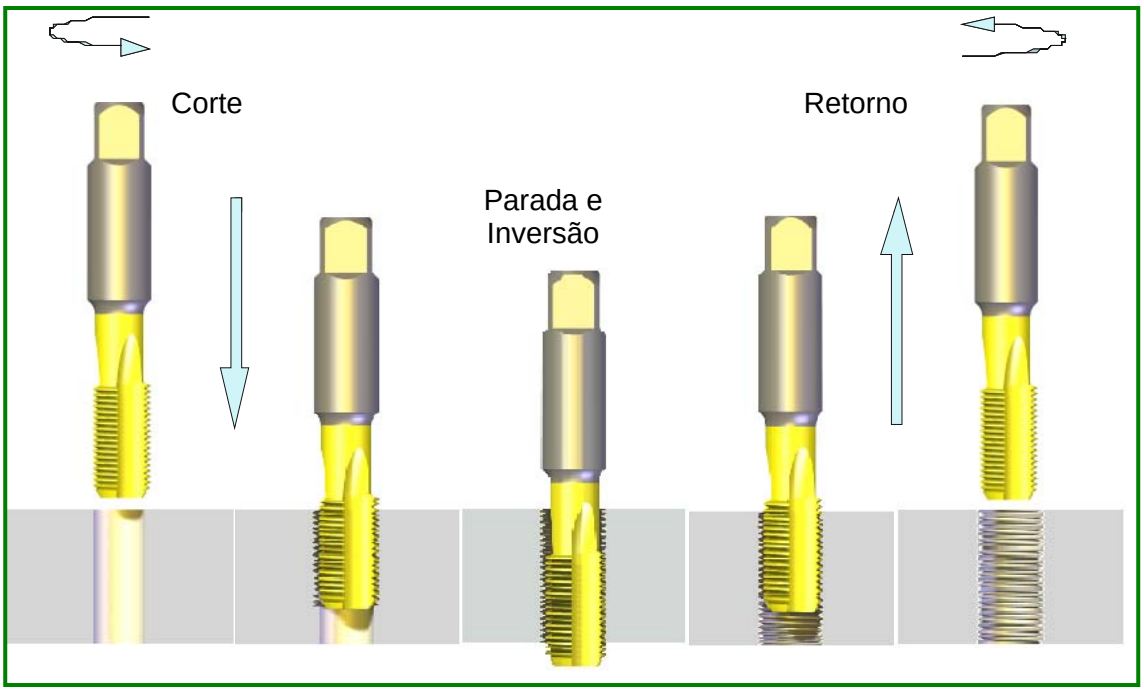


Figura 2.8 – Princípio do rosqueamento interno com macho de corte

2.4 Usinagem em HSM (*High Speed Machining)*

A usinagem em alta velocidade de corte (HSM - *High Speed Machining ou* HSC – *High Speed Cutting*) nos dias atuais tem sido bastante discutida e avaliada, pois essa tecnologia pode proporcionar várias vantagens para o setor produtivo, tais como: altas taxas de remoção de material; redução das forças de corte proporcional ao aumento das

velocidades de corte; melhor dissipação do calor do processo de corte; redução do tempo de produção; produção de peças com melhor qualidade superficial e dimensional; custos de fabricação reduzidos; e melhoria nos mecanismos de formação de cavaco (FALLBÖHMER *et al*., 2000; BEZERRA, 2003; DA MOTA, 2006; NAVES, 2009). Entretanto, dependendo do material a ser usinado em altas velocidades, o desgaste nas ferramentas é muito severo, chegando a um fator de vinte vezes, como por exemplo, na comparação de alguns processos de usinagem de ferro fundido cinzento versus vermicular (HECK *et al*., 2007).

Poucos são os trabalhos desenvolvidos em rosqueamento com machos de corte em altas velocidades de corte. Podem-se destacar os estudos do rosqueamento em ferro fundido cinzento de Bezerra (2003) e de Da Mota (2006). Ambos utilizaram velocidades de corte superiores aos praticados pelas indústrias em geral. Entretanto, há novos desafios a serem vencidos, principalmente quando se trata de novos materiais de ferramentas de corte, revestimentos, tipos e formas de aplicação de fluidos de corte, dentre outros.

2.5 Revestimentos

Na usinagem, o atrito da ferramenta com a peça e com os cavacos, juntamente com a energia gasta para deformar o material, geram grande quantidade de calor, que é dissipada pela peça, cavacos e ferramenta de corte. Este calor gerado precisa ser reduzido e/ou extraído da ferramenta e da peça, principalmente a fim de minimizar o desgaste da ferramenta, a dilatação térmica da peça e o dano térmico à estrutura superficial da peça (SANTOS, 2002; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). Uma das soluções para o problema é a aplicação de grande quantidade de fluidos de corte, o que confronta com a tendência de se utilizar quantidades cada vez menores de fluido de corte, motivada por fatores econômicos e ambientais (OLIVEIRA, 2003).

Outra solução é revestir as ferramentas de corte evitando o contato direto entre o substrato e o material da peça durante a usinagem, reduzindo o atrito na interface cavaco-ferramenta e até oferecendo a possibilidade de substituir o fluido de corte (NOUARI; GINTING, 2006). Através do uso de revestimentos espera-se obter também proteção térmica, proteção contra a difusão e resistência a altas temperaturas (MÜLLER; SOTO, 1999; SANTOS, 2002; PALDEY; DEEVI, 2003). Os revestimentos proporcionam às ferramentas altas durezas superficiais, resistência mecânica, resistência ao desgaste, melhorando as propriedades físicas, químicas e tribológicas das ferramentas (YUHARA, 2000). O revestimento sobre as ferramentas de corte tem o objetivo de unificar a tenacidade existente nessas ferramentas com as propriedades mecânicas superficiais melhoradas pelas

características de cada material de cobertura, diminuindo assim os mecanismos químicos e físicos de desgaste que atuam na ferramenta.

Atualmente a maioria das ferramentas disponíveis no mercado é revestida. Entretanto, a aplicação em escala industrial de revestimentos começou na década de 60 em metal duro, através do processo CVD (*Chemical Vapour Deposition* ou deposição química a vapor). Esta aplicação não podia ser realizada em aço rápido, pois esta técnica requer temperatura da ordem de 1000ºC, acima da temperatura de revenimento dos aços. Somente com o desenvolvimento do processo PVD (*Phisical Vapour Deposition* ou deposição física a vapor), que usa temperaturas em torno de 500ºC, foi possível fabricar ferramentas de aço rápido revestidas. Tal temperatura não compromete o tratamento térmico desse material (DINIZ *et al*., 1999; YUHARA, 2000; MACHADO *et al*., 2009). Para o rosqueamento essa técnica é importante, pois ainda predominam ferramentas de corte fabricadas com aço-rápido. E os revestimentos estão sendo cada vez mais utilizados.

Entretanto, o revestimento dos machos de corte depende de vários fatores, como o tipo de material a ser usinado, as velocidades de corte empregadas e as condições das máquinas-ferramentas. Reis, (2004), constatou que os machos de corte de aço-rápido revestidos com TiN e multicamadas de TiN/TiAlN, quando utilizados em linha de produção, com máquinas do tipo transfer não tiveram bons desempenhos. Os resultados apresentados pelas ferramentas revestidas foram desastrosos. Toda ferramenta deste tipo sofreu falha catastrófica, fraturando por torção no estágio de retorno já nas primeiras roscas fabricadas. De acordo com o autor, uma provável hipótese para a quebra das ferramentas é a de que o revestimento estaria se destacando do substrato. Neste caso a presença de partículas abrasivas do revestimento misturadas com os cavacos de ferro fundido seria catastrófica, pois elas aceleram o desgaste das ferramentas, aumentando a quantidade de material do substrato presente no interior do furo roscado, criando desta forma uma condição propícia ao travamento do macho no furo.

Por outro lado, Da Mota, (2006), fez diversos ensaios em laboratório, com ferramentas de corte semelhantes às utilizadas por Reis, (2004), em uma máquina CNC fabricada pela Romi (Discovery 760) e os resultados foram excelentes. Conseguiu-se usinar mais de 1000 roscas em ferro fundido cinzento, com velocidade de corte de 37,5 m/min, tanto com cabeçote fixo, como com cabeçote auto-reversível. De forma parecida, Costa e Moura, (2007), fizeram uma investigação do rosqueamento do ferro fundido vermicular, comparando-o com a usinagem de ferro fundido cinzento. A máquina utilizada foi uma fresadora CNC (PETRUS 50100R), fabricada pela Nardini S.A. Os resultados também foram positivos. Com machos de corte de aço-rápido (HSS-E) revestidos com TiN, consegui-se

rosquear 1176 roscas em ferro fundido cinzento. Utilizou-se cabeçote fixo e ar comprimido com óleo mineral como fluido de corte (MQF).

Até pouco tempo a grande maioria das pastilhas de metal duro empregadas na usinagem possuíam camadas de cobertura com espessura microscópica. No mercado, as espessuras de revestimentos mais utilizados variam de 2 a 12 μm, sendo que a medida que a espessura aumenta, a resistência ao desgaste da ferramenta melhora, mas a aresta começa a ter uma tendência maior de lascamento (KRABBE, 2006). Atualmente existem coberturas com espessuras nanométricas.

Os principais materiais utilizados nas coberturas são o carboneto de titânio (TiC), óxido de alumínio (Al_2O_3), nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN), dentre outros. Os revestimentos podem ser com uma única camada ou mais, podendo chegar até doze camadas de diferentes revestimentos. A finalidade destas camadas é aumentar a resistência ao desgaste da camada superior que entra em contato com o cavaco e com a peça, sendo que o núcleo da pastilha permanece com a tenacidade característica do metal duro mais simples, composto por cobalto e principalmente carboneto de tungstênio (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; MACHADO *et al*., 2009).

A Tab. 2.1 mostra as propriedades dos revestimentos mais usados (SCHULZ *et al*., 2000 E YUHARA, 2000) e a Figura 2.9 representa esquematicamente a formação de algumas camadas de revestimentos (TiN, Al_2O_3 e TiCN) utilizados em uma ferramenta de corte, fabricada com metal duro, a qual possui um substrato duro, com alta dureza (próximo de 1000 HV). Observa-se que há uma zona enriquecida por cobalto entre o substrato de metal duro e a camada de TiCN. O cobalto contribuiu para melhorar a tenacidade da ferramenta.

Tabela 2.1 – Propriedades dos revestimentos mais usados

CAMADA	**TiN**	**TiCN**	**TiAlN**
espessura (μm)	1 a 5	1 a 5	1 a 5
dureza (HV0,05)	2100 a 2600	2700 a 3200	2600 a 3000
coeficiente de atrito	0,4	0,25 a 0,4	0,3 a 0,4
coeficiente de atrito no aço	0,65	0,50	0,60
resistência à oxidação (ºC)	até 450	até 350	até 700
estabilidade térmica (ºC)	550	450	800
coeficiente de transmissão de calor (W/mK)	29	29	-
cor	dourado lilás	cinza	preto

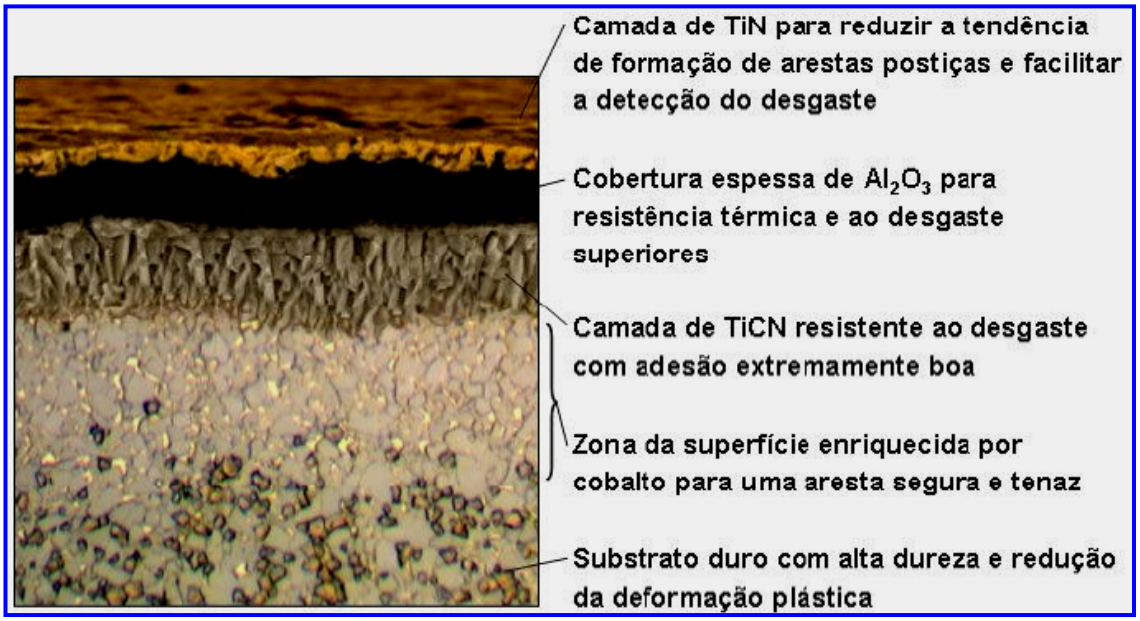


Figura 2.9 – Exemplo de combinação dos revestimentos (SANDVIK, 2000, apud BEZERRA, 2003)

O objetivo de um revestimento multicamadas é combinar as características positivas dos diversos revestimentos. Além disso, as camadas finas de revestimentos multicamadas conduzem a uma favorável distribuição dos esforços. Se ocorrer uma trinca na superfície do revestimento a energia da trinca será aliviada pela deflexão e pela ramificação da própria trinca. Em contraste com isto, os revestimentos em monocamadas fornecem pouca resistência ao crescimento de trinca. Os picos da trinca podem facilmente estender à superfície de uma ferramenta e as grandes áreas do revestimento podem danificar-se (WEINERT *et al.*, 2004). A Fig. 2.10 representa esquematicamente duas superfícies de ferramentas revestidas com monocamadas (Fig. 2.10a) e multi-camadas (Fig. 2.10b). A adesão dessas camadas no substrato das ferramentas e entre as demais aplicações de revestimentos dependem de ações químicas e físicas.

O cabonitreto do titânio (TiC) possui alta dureza. Geralmente ele é a única camada de cobertura ou é a camada que está debaixo das outras camadas. Sua dureza é superior a 3000 HV, maior que a dureza de todos os outros materiais utilizados. Este material ainda possui como característica baixa tendência de soldagem com o material da peça, dificultando o desgaste por adesão e a formação de aresta postiça de corte, e baixo coeficiente de dilatação térmica (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

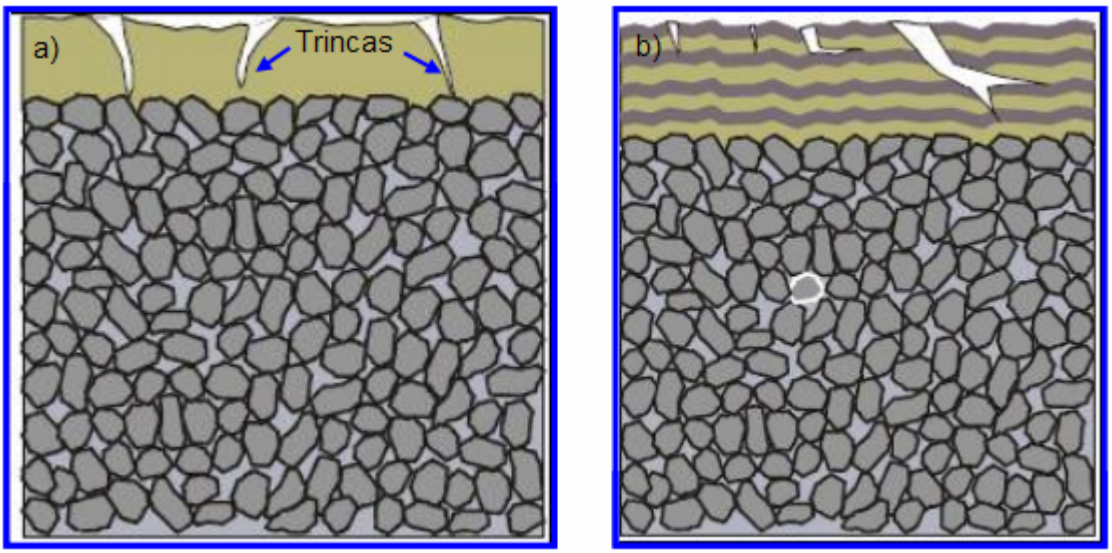


Figura 2.10 – Diferentes extensões de trincas em revestimentos monocamadas e multicamadas: a) pequena obstrução da extensão da trinca, permitindo atingir o substrato; b) Redução da energia da trinca devido a deflexão e a ramificação das trincas (WEINERT et al., 2004)

A presença de uma camada de baixa condutividade térmica e termicamente estável protege o núcleo da ferramenta das elevadas temperaturas atingidas na superfície (CSELLE; BARIMANI, 1995; YUHARA, 2000; HARRIS *et al*., 2003; MACHADO *et al*., 2009). A geração do calor pode ser reduzida com a diminuição do coeficiente de atrito. Com a diminuição dos esforças de corte e da potência o calor gerado diminui. Os revestimentos também reduzem as tensões mecânicas e térmicas nas ferramentas de corte, isolando o metal de base da ferramenta, possibilitando acréscimos nas velocidades e nas taxas de avanço para diversos materiais.

O sucesso das ferramentas revestidas é justificado pelo seu alto índice de aplicação no mercado. No final do século passado Cselle; Barimani (1995) já afirmavam que mais de 40% de todas as ferramentas de corte utilizadas nas indústrias modernas eram revestidas, e, além disso, elas executavam acima de 80% de todas as operações de usinagem. Especificamente, dentre todo o metal duro utilizado na indústria, a percentagem dessas ferramentas revestidas é da ordem de 90% (MACHADO *et al*., 2009).

O TiN (nitreto de titânio) foi o precursor dos revestimentos duros e é ainda muito utilizado, sendo o revestimento mais indicado para a situação em que se têm diversos materiais a serem usinados com a mesma ferramenta, pois além de alta dureza (2500 Hv), possui boas propriedades físicas, químicas e mecânicas, proporcionando às ferramentas,

dureza, tenacidade, aderência (sobre o aço-rápido e o metal duro), estabilidade térmica e reduzindo o coeficiente de atrito, facilitando o escoamento dos cavacos (YUHARA, 2000).

É evidente que o TiN não é apropriado para a usinagem de todos os metais, abrindo um campo de implementações para outras camadas de revestimentos como o TiCN (carbonitreto de titânio) e o TiAIN (nitreto de titânio e alumínio), dentre outros. Mesmo assim, há um grande número de empresas que ainda continuam utilizando ferramentas revestidas com TiN, devido a tradição e principalmente devido ao excelente desempenho no aumento da taxa de remoção de material, com boa resistência à abrasão e corrosão. Outro fator determinante é a sua aparência estética (cor dourada), sugerindo alta qualidade para a maioria dos usuários, permitindo que o desgaste seja supervisionado facilmente.

O nitreto de titânio alumínio, patenteado pela Balzers como TINAL, proporciona um aumento considerável na vida útil das ferramentas. Surgiu na década de 1980 e é muito utilizado para usinagem de ferro fundido cinzento e ligas de alumínio-silício, principalmente nas linhas automotivas, podendo atuar sem refrigeração. As ferramentas revestidas com TiAlN proporcionam grandes reduções nos custos de produção, aumentando a produtividade, principalmente na usinagem com altas velocidades de corte (HARRIS *et al*., 2003).

A principal vantagem do TiAlN é a sua característica de formar um filme protetivo de Al_2O_3, extremamente denso e com alta adesão em sua superfície, durante a usinagem, o que garante uma maior resistência à difusão do material do revestimento para a peça (GU *et al*., 1999; YUHARA, 2000; HARRIS *et al*., 2003; PALDEY; DEEVI, 2003). Além disso, Diniz *et al*., (2006), afirmam que esse revestimento garante estabilidade térmica necessária em temperaturas elevadas por ser um material cerâmico refratário, possuindo boa resistência à abrasão e boa resistência à oxidação e ataques químicos. Esta proteção é ainda mais efetiva quando a usinagem é feita em altas velocidades de corte, às quais geram altas temperaturas na interface cavaco/ferramenta. Também pode-se destacar a baixa condutividade térmica desse revestimento nos processos de usinagem, assegurando que a maior parte do calor seja dissipado pelo cavaco, permitindo velocidades de corte maiores, já que a carga térmica no substrato é menor. O revestimento TiAlN é mais duro do que o revestimento TiN, mas sua superfície é mais áspera do que o TiN, aumentando assim o coeficiente de fricção entre a ferramenta e a peça (GU *et al*., 1999).

Conforme pode ser visto na Fig. 2.11, a diferença entre as microdurezas dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN é alterada com o aumento da temperatura, o que pode causar uma alteração na diferença de vida entre as ferramentas revestidas com esses elementos químicos quando para velocidades de corte mais elevadas.

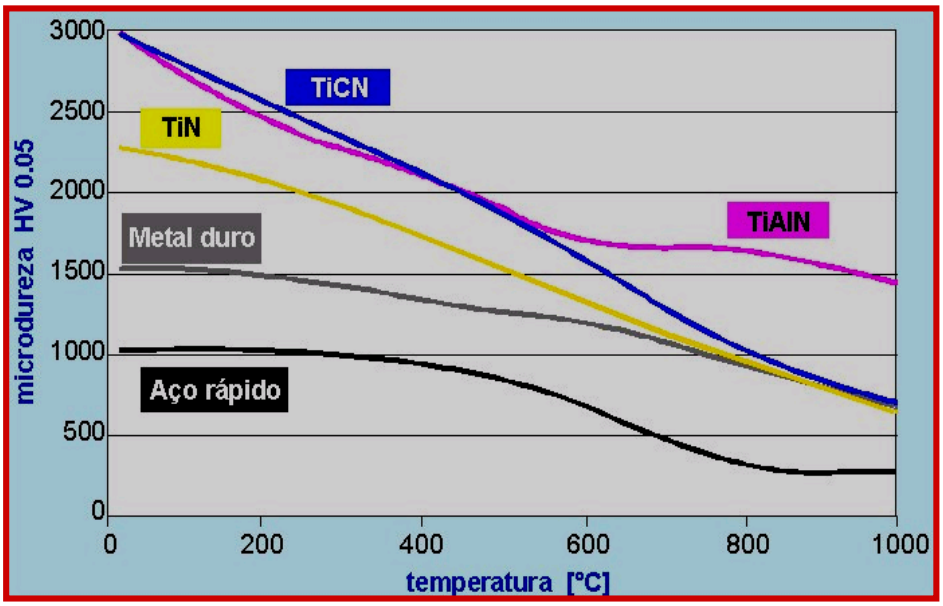


Figura 2.11 – Microdureza em relação à ferramentas e revestimentos (ISCAR, 2001)

Observa-se que o revestimento TiAlN distorceu pouco as suas propriedades de microdureza, com o aumento da velocidade de corte. Além disso, óxidos (Al_2O_3) que se formam na superfície das ferramentas revestidas por TiAlN, podem atuar como uma camada que aumenta a lubrificação na interface e agem também como uma barreira à condução do calor para o interior da ferramenta, mantendo a integridade desta, o que favorece o aumento em sua vida útil e consequentemente aumenta o número de peças usinadas quando se trabalha em alta velocidade de corte (PALDEY; DEEVI, 2003).

Por maior que seja a dureza dos revestimentos e a resistência ao desgaste das ferramentas de corte, e por menor que seja a resistência mecânica da peça de trabalho, as ferramentas de corte sofrerão algum tipo de destruição que mais cedo ou mais tarde exigirão a sua substituição (MACHADO *et al*., 2009).

2.6 Desgaste e Avarias das Ferramentas de Corte

A usinagem dos metais é um processo complexo. Além das altas temperaturas localizadas, principalmente na interface cavaco-ferramenta, chegando a mais de 1000°C em alguns casos, e altas tensões, podendo superar 8 GPa, as ferramentas normalmente sofrem impactos durante os cortes interrompidos e os cavacos retirados da peça podem interagir com o material da ferramenta, ocasionando o fim de suas vidas (SANDVIK, 1999; PALDEY;

DEEVI, 2003; MACHADO *et al*., 2009). Na usinagem de aços e ferros fundidos, ainda hoje o padrão de desgaste é o fator limitante para a velocidade de corte. Essa é uma das inúmeras razões de os fabricantes de ferramentas continuarem a investir no desenvolvimento e na otimização de materiais e geometrias que as tornem cada vez mais resistentes ao desgaste e avarias. Todas as ferramentas de corte utilizadas na usinagem estão propícias ao desgaste e/ou avarias. Mesmo se a ferramenta de corte tiver tenacidade suficiente para evitar uma avaria, infelizmente, ela está sujeita a algum tipo de desgaste. Os desgastes e avarias ocorrem nas ferramentas como resultado da atuação de várias cargas na aresta de corte. Estas cargas são, principalmente, de origem mecânica, térmica ou química.

O desgaste altera a geometria original da ferramenta de corte, modificando a área de contato na interface cavaco-ferramenta. Como consequência, várias outras modificações irão surgir, sendo as mais importantes: o aumento na geração do calor, o aumento das forças de usinagem e do torque, além da elevação da deformação plástica (MACHADO *et al*., 2009; DA MOTA, 2006). O desgaste em ferramentas pode surgir na forma de uma cratera na superfície de saída da ferramenta, desgaste de flanco na superfície de folga ou como um entalhe que pode aparecer tanto na ponta como na extremidade da aresta na região da profundidade de corte, normalmente na superfície de folga. De acordo com Trent; Wright, (2000), essas formas de desgaste podem ser geradas por uma ou por várias combinações de mecanismos de desgaste: deformação plástica, adesão ou *attrition*, difusão, abrasão ou oxidação.

O desgaste é fortemente dependente da combinação do material da peça a ser usinada, do material da ferramenta, da geometria do cavaco e do tipo de fluido de corte. Os parâmetros de corte, como velocidades, avanços e profundidades de corte, assim como o sistema de arrefecimento da interface cavaco/ferramenta determinarão a forma de desgaste predominante. Por maior que seja a dureza e a resistência ao desgaste das ferramentas de corte, e por menor que seja a resistência mecânica da peça de trabalho, a ferramenta de corte sofrerá um processo de destruição que mais cedo ou mais tarde exigirá a sua substituição. A vida útil das ferramentas de corte pode ser limitada por uma série de variedades de formas de desgaste (MACHADO *et al*., 2009), tais como as apresentadas na Fig. 2.12: o desgaste de cratera (área A), o desgaste de flanco (área B) e o desgaste de entalhe (área C e D), ou seja:

1 - Desgaste de cratera (A): ocorre na superfície de saída da ferramenta e é causado principalmente pela difusão entre a ferramenta e a superfície inferior do cavaco. Este tipo de desgaste atinge principalmente ferramentas de metal duro sem cobertura em operações onde o material da peça é o aço. Isto ocorre em função dos cavacos longos formados por este tipo de material, o que proporciona um tempo de contato longo entre ferramenta e

cavaco, e também em função da afinidade química que existe entre o metal duro e o aço. Este tipo de desgaste pode ter seu efeito minimizado através da utilização de ferramentas de metal duro com cobertura de cerâmica à base de óxido de alumínio (Al_2O_3). Atualmente, devido à popularização das ferramentas com cobertura em função da redução de seus custos, este tipo de desgaste tem menor incidência do que os demais tipos. Uma redução da temperatura de corte também pode contribuir para evitar o surgimento desta forma de desgaste, já que o mecanismo de difusão necessita de temperaturas elevadas para ocorrer.

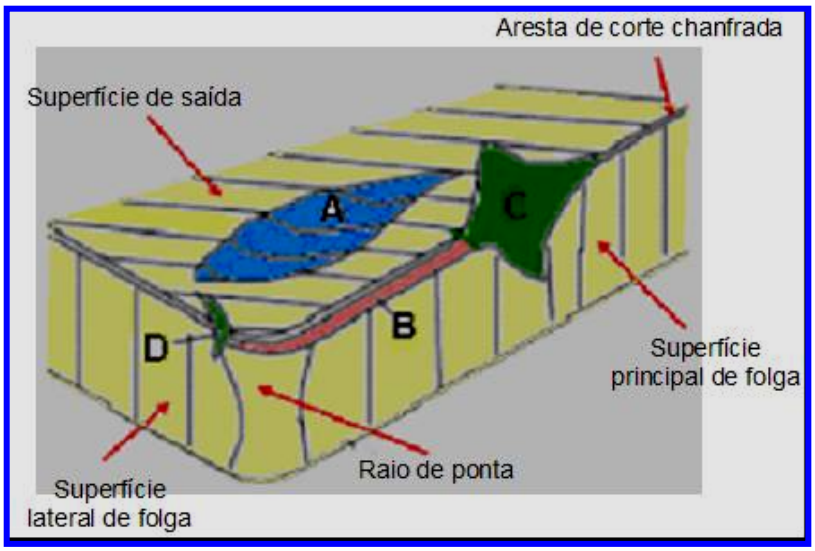


Figura 2.12 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY; TRENT,1982, apud MACHADO *et al*., 2009, modificada)

2 - Desgaste de flanco (B): esse tipo de desgaste está presente em qualquer operação de usinagem e atinge a superfície de folga da ferramenta. É causado principalmente pela abrasão e é potencializado em operações onde o material usinado apresenta alta dureza ou incrustações, ou quando a temperatura de corte alcança valores elevados, diminuindo a dureza do material da ferramenta. É possível reduzir a formação do desgaste de flanco utilizando ferramentas com uma maior resistência ao desgaste e também com uma maior dureza a quente. A utilização de revestimentos de ferramentas com materiais de dureza elevada também pode diminuir ou retardar o surgimento deste tipo de desgaste.

3 – Desgaste de entalhe (C) e (D): este tipo de desgaste pode acontecer simultaneamente ao desgaste de flanco. O desgaste de entalhe pode ser evitado através da utilização de ferramentas mais resistentes à oxidação ou então através da utilização de fluidos de corte com aditivos antioxidantes. Esta medida é mais difícil de ser tomada no caso de operações de fresamento em desbaste, normalmente realizadas a seco para evitar

choques térmicos na ferramenta (COSTA, 2003). Por falta de consenso, é comum tratar esta forma de desgaste como um mecanismo. Ele ocorre, principalmente, na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas, tais como as ligas de níquel, cobalto e aço inoxidável. Assim, esse tópico será novamente abordado no próximo item.

2.7 Mecanismos de Desgaste das Ferramentas de Corte

Na literatura a classificação dos mecanismos de desgaste é ampla, não havendo uma concordância entre os pesquisadores. No entanto, é comum encontrar os seis mecanismos de desgaste para as ferramentas de corte, conforme enumerados pela Figura 2.13 (FERRARESI, 1995; ZUM GAHR, 1987; TRENT; WRIGHT, 2000; YUHARA, 2000; MACHADO *et al*., 2009):

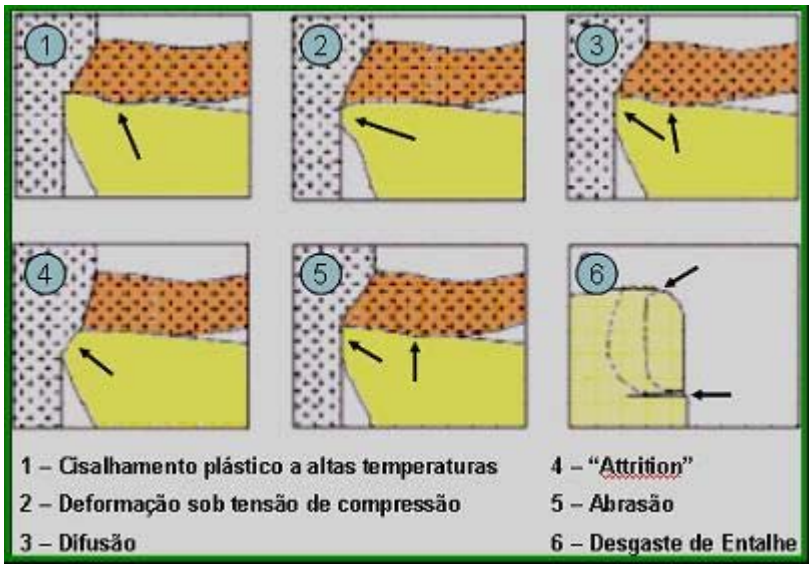


Figura 2.13 – Mecanismos e processos de desgaste que podem acontecer nas ferramentas de corte (TRENT; WRIGHT, 2000, modificada)

1 - O cisalhamento plástico é um processo de destruição das ferramentas de corte que ocorre principalmente nas ferramentas de aço-rápido, devido as grandes tensões cisalhantes ocorridas na interface cavaco-ferramenta. As altas temperaturas provocam o escoamento do material da ferramenta próximo à região da interface, gerando crateras na superfície de saída das ferramentas (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO *et al*., 2009).

2 - A deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão não é propriamente um mecanismo de desgaste e sim um processo de destruição das ferramentas

de corte, gerado durante a usinagem de metais com elevada dureza (MACHADO *et al*., 2009), principalmente com altas taxas de avanço e altas velocidades de corte. Nestas condições é comum acontecer falhas catastróficas, principalmente em ferramentas de aço-rápido e metal duro.

A elevada pressão e a geração de calor no processo de usinagem podem causar amolecimento da ferramenta, permitindo que grãos de carboneto se desloquem. O raio da ponta da ferramenta tende a distorcer. Para minimizar esse problema, recomenda-se usar ferramenta de metal duro com baixo conteúdo de elemento ligante (Co), substrato do tipo micrograão e conteúdo de carbonetos com estrutura centrada como é o carboneto de tântalo (TaC) (JOHNSON, 1989). A escolha de um raio de ponta grande e de revestimentos duros também ajudam a minimizar a deformação plástica devido à diminuição na geração de calor por atrito.

3 - A difusão é um fenômeno químico envolvendo movimentação atômica ativado pela temperatura na zona de corte. A difusão muda o equilíbrio entre os elementos químicos que compõem a ferramenta, causando uma reação entre eles e o material do cavaco gerado, reduzindo a resistência da ferramenta. Para isso, além de temperatura elevada, é necessário que haja tempo de contato e afinidade físico-química entre os dois materiais. Esse mecanismo de desgaste pode ser controlado pela utilização de ferramentas com uma camada de cobertura de óxido de alumínio, que melhora consideravelmente a estabilidade química da superfície de saída da ferramenta, região em que esse mecanismo de desgaste mais age.

4 - A adesão ou "*attrition*" ou também referenciado como aderência e arrastamento (TRENT; WRIGHT, 2000), predomina geralmente a baixas velocidades de corte, onde o escorregamento de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna atípico. Com o fluxo de material da peça adjacente, pode haver fragmentos microscópicos arrancados da ferramenta, principalmente se houver a APC (aresta postiça de corte). No microscópio, as áreas desgastadas por adesão têm uma aparência áspera (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO *et al*., 2009). Esse mecanismo de desgaste pode ter sua ação minimizada através da utilização de fluidos de corte com maior poder lubrificante ou de insertos com coberturas que apresentem um coeficiente de atrito menor.

5 - A abrasão mecânica é um dos principais mecanismos causadores de desgaste e a principal responsável pelo desgaste de flanco (SHAW, 1984; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006; COSTA, 2003; MACHADO *et al*., 2009). Esse mecanismo de desgaste é incentivado pela presença de partículas duras na peça, assim como pela elevação da temperatura durante a usinagem da mesma. Quanto maior a dureza a quente e a resistência ao desgaste da ferramenta, menor a tendência deste fenômeno ocorrer. Tanto o desgaste

de flanco quanto o desgaste de cratera podem ser gerados pela abrasão, entretanto a ação abrasiva é mais acentuada no desgaste de flanco, já que a superfície de folga está em atrito com a peça que é mais rígida, enquanto na superfície de saída o atrito é exercido por um elemento flexível que é o cavaco. No microscópio, as áreas desgastadas por abrasão apresentam uma grande quantidade de riscos.

6 - O desgaste de entalhe também não é um mecanismo de desgaste, mas sim uma configuração (forma) de desgaste. Geralmente ele ocorre na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas, como as ligas de níquel, cobalto, titânio e aços inoxidáveis (MACHADO *et al*., 2009). Um provável mecanismo por meio do qual seria formado o desgaste de entalhe, é a oxidação, que na maioria dos metais é provocada pela presença de água, ar e altas temperaturas. O desgaste gerado pela oxidação se forma especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nesta região, o que explicaria o surgimento do desgaste de entalhe (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Assim como na difusão, as reações químicas ocasionadas por esse mecanismo de desgaste reduzem a resistência da aresta da ferramenta, abreviando a vida da mesma. O tungstênio e o cobalto, durante o corte, formam filmes de óxidos porosos sobre a ferramenta, que são facilmente retirados da superfície pela ação do atrito, gerando desgaste. Porém, alguns óxidos como o óxido de alumínio, são mais duros e resistentes. Assim sendo, alguns materiais de ferramenta, que não contém óxido de alumínio, desgastam-se mais facilmente por oxidação. Dessa forma, ferramentas com cobertura de óxido de alumínio apresentam uma maior resistência a esse mecanismo de desgaste.

Todos esses mecanismos de desgastes citados anteriormente evoluem para uma perda ou deslocamento contínuo de material, o qual não acontece subitamente, mas se desenvolve ao longo de um certo período de tempo. Não obstante, na avaria da ferramenta também acontece uma perda ou deslocamento de massa. Porém, a forma é diferente do desgaste, a qual acontece repentina e inesperadamente, caracterizada por fratura ou lascamento de origem mecânica, ou pela fadiga térmica causada por flutuações de temperatura (MELO; SILVA; MACHADO, 2005; MACHADO *et al*., 2009).

2.8 Avarias nas Ferramentas de Corte

As formas de avarias das ferramentas de corte mais comuns incluem: deformação plástica da aresta de corte, trincas de origem térmica e mecânica, lascamento e quebra da ferramenta. A quebra e a lasca levam à perda de uma quantidade considerável de material

da ferramenta de corte instantaneamente, enquanto que a trinca promove a abertura de uma fenda no corpo da ferramenta de corte.

Geralmente as trincas aparecem nas operações onde o corte é interrompido, como no fresamento, devido às condições mais severas de corte que este tipo de operação apresenta, em função da grande variação da força e da temperatura de corte. A principal causa deste tipo de avaria é a variação de cargas térmicas e mecânicas. As trincas de origem térmica se apresentam perpendicularmente à aresta de corte, enquanto que as trincas de origem mecânica se apresentam paralelamente à aresta. A principal ação para evitar as trincas é a utilização de ferramentas mais tenazes. Uma redução da força de corte através da redução da seção do cavaco também pode dificultar o surgimento deste tipo de avaria, mas com o inconveniente da redução da produtividade do processo (MACHADO *et al*., 2009).

Ao contrário do desgaste frontal e de cratera, que retiram continuamente partículas muito pequenas da ferramenta, no lascamento, partículas maiores são retiradas de uma só vez (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). O lascamento da ferramenta é mais frequente durante o corte interrompido, como acontece no fresamento e sua evolução pode provocar a quebra da ferramenta. Nessas condições a aresta de corte pode ser danificada devido ao impacto ou à fadiga. Características das ferramentas, como dureza e tenacidade, geometria da aresta, parâmetros de corte e condições de entrada e saída são variáveis importantes para prevenir o lascamento da ferramenta. Ferramentas de metal duro com elevado conteúdo de cobalto são mais resistentes à fratura e lascamento (MELO; SILVA; MACHADO, 2005).

De acordo com Melo et al., (2005), o principal parâmetro de corte que influencia no lascamento das ferramentas de corte é o avanço por dente. A ampliação deste parâmetro provoca um aumento proporcional da espessura de cavaco não deformado, consequentemente, aumenta a área de cisalhamento primário e secundário, levando ao acréscimo das forças de corte. No fresamento, o lascamento da aresta de corte pode ser causado por um problema na entrada ou na saída da ferramenta no corte. Os cavacos de alguns materiais tendem a prender e esfregar na superfície de saída da ferramenta pouco tempo antes da saída do corte, aderindo nela até que no reingresso ao corte provocam o lascamento. A avaria denominada como lascamento pode ter origem nas características da ferramenta ou do processo realizado ou ainda das características como inclusões duras e variações de algumas propriedades, como a dureza do material a ser usinado. Essa avaria pode surgir devido à dureza muito elevada da ferramenta, que faz com que a aresta sofra rupturas durante a remoção do material ou em função do processo apresentar corte interrompido, como acontece no fresamento, o que provoca uma variação nas cargas

térmicas e mecânicas atuantes na ferramenta. Esse tipo de avaria, assim como as demais, podem levar à quebra da ferramenta e pode ser minimizada utilizando-se ferramentas com maior tenacidade ou com uma micro-geometria da aresta de corte mais robusta. No caso do fresamento, quando a espessura do cavaco no início do corte é diferente de zero, o choque de entrada da ferramenta também pode causar o lascamento da aresta.

Quando as tensões térmicas são geradas por súbitas variações de temperatura, o processo recebe o nome de choque térmico. Com o choque térmico, a tensão surge rapidamente, sendo que muitos materiais são extremamente sensíveis à taxa de deformação. Estes falham devido às tensões que, se fossem aplicadas de forma gradativa, não os afetariam. Para materiais com baixa tenacidade (cerâmicas, por exemplo), um ciclo de aplicação de tensões térmicas pode resultar em fratura. Em materiais menos frágeis, porém, o número de ciclos pode ser elevado antes que sobrevenha a falha do elemento. Esse mecanismo de falha é denominado fadiga térmica, na qual o fator necessário para que este se instaure é a variação cíclica da temperatura (FERRER, 2006). O choque mecânico é também frequente no fresamento. A escolha de uma ferramenta de metal duro com elevado conteúdo de aglomerante aumenta a tenacidade e a resistência ao choque térmico e à fadiga térmica que provoca geração de trincas ao longo da superfície de folga e de saída da ferramenta de corte.

As flutuações de temperatura que provocam trincas térmicas são mais frequentes no corte interrompido, porém, podem também acontecer em resposta a uma aplicação irregular de fluido de corte na interface cavaco/ferramenta no corte contínuo, causado por exemplo pela formação de um emaranhado de cavacos. Essas trincas térmicas se propagam perpendicularmente à aresta de corte e podem provocar lascamento na superfície da ferramenta, reduzindo drasticamente sua vida (FERRER, 2006).

O desenvolvimento dos desgastes e avarias das ferramentas de corte pode provocar a quebra da ferramenta. Algumas vezes, o rompimento pode acontecer inesperadamente devido a alguns fatores como: ferramenta muito dura, carga excessiva, raio de ponta, ângulo de ponta ou ângulo de cunha pequeno, corte interrompido, parada instantânea, entupimento dos canais de expulsão de cavacos ou dos bolsões de armazenamento de cavacos, colisões com a peça ou dispositivos de fixação, pressões de corte inconsistentes, vibrações, etc. (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). A quebra pode ocorrer quando um ou mais mecanismos de falha atuam sobre a ferramenta, ou quando o aumento de forças de usinagem é tão elevado que ultrapassa a resistência do inserto (JOHNSON, 1989).

2.9 Desgaste, Avarias e Mecanismos de Desgaste em Machos de Corte

A Figura 2.14 apresenta os quatro tipos principais de avarias e desgastes que ocorrem nos machos de corte, de acordo com os principais fabricantes de ferramentas: 1) O lascamento; 2) O desgaste propriamente dito (abrasão, adesão, difusão, oxidação), que ocorre tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta; 3) O rasgamento que é o arrancamento da camada superior da crista de um ou mais filetes do macho; 4) A "soldagem" que é na realidade a adesão de materiais da peça sobre as superfícies dos filetes do macho, acompanhada ou não de arrancamento de material da ferramenta (OSG, 1999).

Essas formas de desgaste foram verificadas por vários pesquisadores (BEZERRA, 2003; REIS, 2004; REITER *et al*., 2006, DA MOTA, 2006) estudiosos do processo de rosqueamento interno com machos de corte.

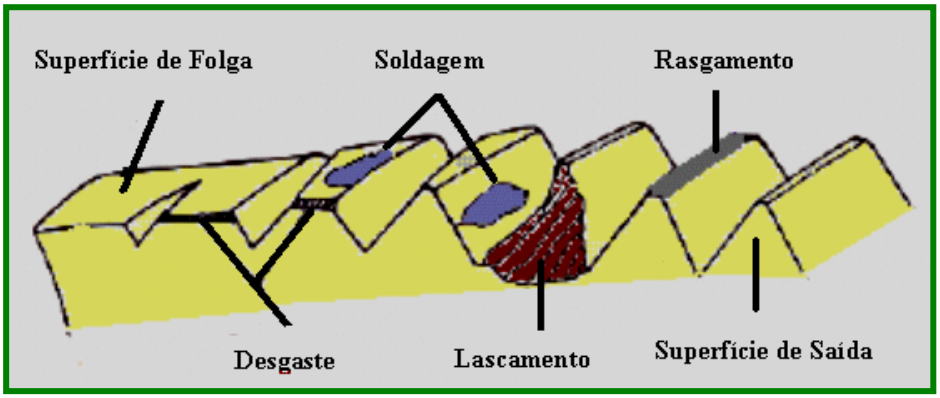


Figura 2.14 – Principais tipos de desgaste e avarias (CATÁLOGO DA OSG, 1999)

A Figura 2.15 apresenta duas fotografias de machos de corte (HSS-CO – PM, revestidas com TiAlN) utilizados por Bezerra (2003), com velocidade de corte de 60 m/min, em ferro fundido cinzento. O cabeçote utilizado foi o auto-reversível, sem fluido de corte. As fotos foram feitas com duas ferramentas com estágio de desgaste diferentes: 1) como original (nova) e 2) em fim de vida (usada). Observa-se que o desgaste ocorreu em toda extensão da superfície de folga nos filetes da ferramenta usada, onde acredita-se que o mecanismo de desgaste predominante foi abrasão e adesão.

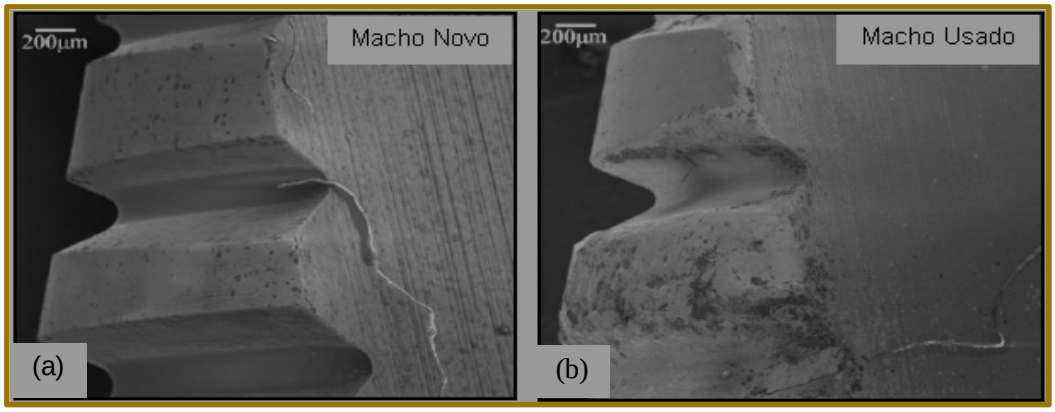


Figura 2.15 – Desgaste apresentado no 3° e 4° filetes de dois machos de corte revestidos com TiAlN; a) Macho novo; b) Macho em fim de vida (BEZERRA, 2003)

A Figura 2.16 permite visualizar a superfície de folga de um macho de corte, HSS-E, revestido com TiN, após usinar ferro fundido cinzento, em baixa velocidade de corte (8,5 m/min). O trabalho foi desenvolvido por Reis (2004) e ficou constatado que a usinagem em baixas velocidades de corte provoca adesão do material usinado (ferro fundido cinzento).

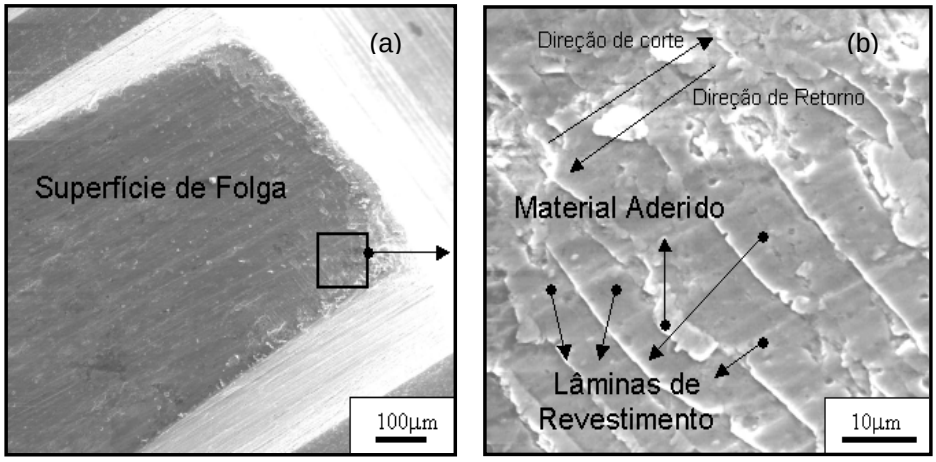


Figura 2.16 – Fotos da superfície de uma ferramenta de HSS-E revestida com TiN (elétrons secundários): a) Aspecto do desgaste sobre a superfície de folga; b) Detalhe de uma região onde o revestimento está se soltando (REIS, 2004)

Além da adesão, é possível notar a delaminação do revestimento na superfície de folga do macho. Atribui-se essa falha no revestimento à geração de trincas, às quais se propagam até atingirem o substrato, de tal forma que se formam “lâminas” de revestimento, que durante o estágio de corte se sobrepõem umas às outras. No retorno da ferramenta

acredita-se que estas “lâminas” raspam os cavacos que ficam retidos nos filetes de roscas gerados, de tal forma que estes cavacos se aderem à superfície podendo entrar nos espaços existentes entre as lâminas e arrancá-las. Desta forma se daria o destacamento do revestimento. A presença de camadas de revestimento destacadas é catastrófica, principalmente no processo de rosqueamento interno em que estas porções de revestimentos podem ficar retidas no interior do pré-furo e provocar uma aceleração do mecanismo de desgaste abrasivo (REIS, 2004).

Assim como as ferramentas revestidas com TiN e TiAlN, Reis (2004), investigou também o comportamento de machos sem revestimento e nitretados no rosqueamento de ferro fundido cinzento, em uma linha de produção automotiva. A Figura 2.17 ilustra bem o estado de desgaste de um macho HSS-NI, após usinar 1800 roscas (REIS, 2004). Observa-se que houve “rasgamento” e lascamento de toda a superfície de folga dos dentes 3 e 4 dessa ferramenta. Provavelmente o desgaste ocorreu devido à adesão e abrasão, pois a temperatura na interface cavaco-ferramenta não deve ter sido muito alta, em função da baixa velocidade de corte (8,5 m/min), o que favoreceria a difusão e a oxidação da ferramenta.

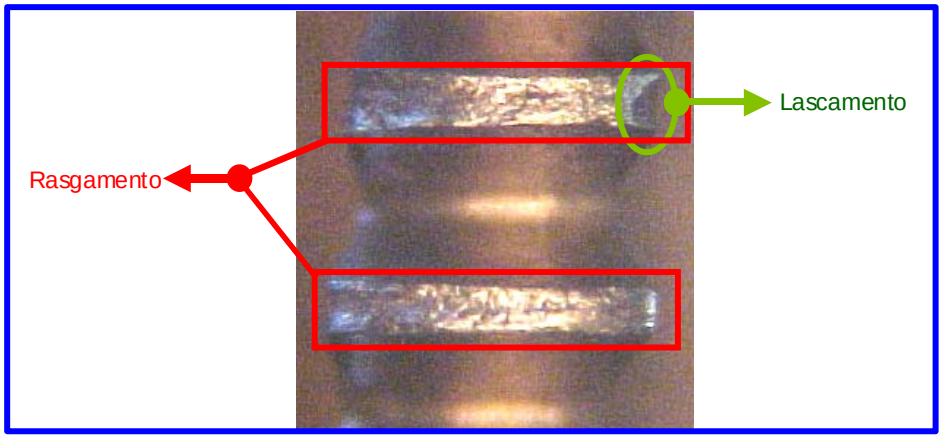


Figura 2.17 – Foto realizada através de um microscópio ferramenteiro após usinar 1800 roscas com macho HSS-NI, terceiro e quarto dentes (REIS, 2004)

(REITER *et al.*, 2006), investigaram o rosqueamento em aço inoxidável austenítico, DIN 1.4571 em furos cegos, com diversos machos de corte (HSS), com diferentes revestimentos, usando o método PVD – Deposição Física à Vapor. Foi utilizado fluido de corte e a velocidade de corte foi de 3 m/min. A Fig. 2.18 configura algumas arestas de corte após usinar 56 roscas.

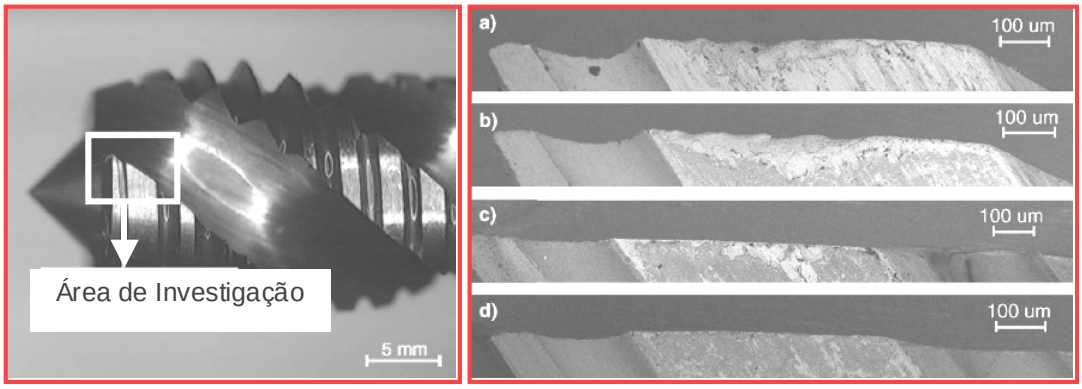


Figura 2.18 – Micrografias da aresta de corte (MEV) de ferramentas revestidas com: (a) CrC, (b) CrN, (c) TiAlN, (d) TiCN (REITER *et al*., 2006)

Verifica-se que a ferramenta revestida com TiCN (d) foi a que teve o menor desgaste, enquanto que o macho revestido com carboneto de cromo obteve o pior desempenho. Atribui-se esse desgaste acentuado à menor dureza do revestimento do CrC (a), com dureza aproximada de 2200 HV, contra 3100 HV do revestimento TiCN. Além disso, o coeficiente de atrito do CrC é muito maior do que do revestimento TiCN (0,49 X 0,29). As ferramentas revestidas com CrN (b) e TiAlN (c) tiveram desempenhos intermediários.

A Fig. 2.19 permite avaliar o nível de desgaste de um macho de corte (M6 X 1.0) de aço-rápido (HSS-PM), revestidos com nitreto de titânio (TiN), após usinar 602 roscas, em ferro fundido vermicular, classe 450. A usinagem das roscas foi feita com uma velocidade de 37,0 m/min (1965 rpm), com fluido de corte em forma de MQF. Neste caso, concluiu-se que a abrasão e a adesão foram os principais mecanismos de desgaste, embora o lascamento de alguns dentes tenha ocorrido com muita frequência.

Pode-se afirmar que as ferramentas de corte, mesmo estando com uma cobertura superficial, sofrem severos desgastes, independentes do tipo de material a ser usinado. Para a usinagem com velocidades de corte altas (*HSM – high speed machining*) a situação é mais crítica devido às condições agressivas do corte. Na maioria das vezes há necessidade da presença de elementos com características lubrificantes e refrigerantes, no intuito de reduzir o atrito e a temperatura na interface cavaco-ferramenta. Entretanto, o uso de fluido de corte nem sempre é uma boa solução devido às questões trabalhistas, ambientais e econômicas (COSTA *et al*., 2004). O uso de revestimentos em ferramentas de corte, os quais garantem boas condições de trabalho melhorando suas propriedades, é uma solução bastante comum no intuito de permitir a usinagem a seco ou com mínima quantidade de lubrificante (MQL). Por outro lado, há que se observar a necessidade de

avaliar outros parâmetros de usinagem, como o tipo de ferramenta (substrato, revestimento, geometria, etc) de corte em função dos materiais a ser usinados.

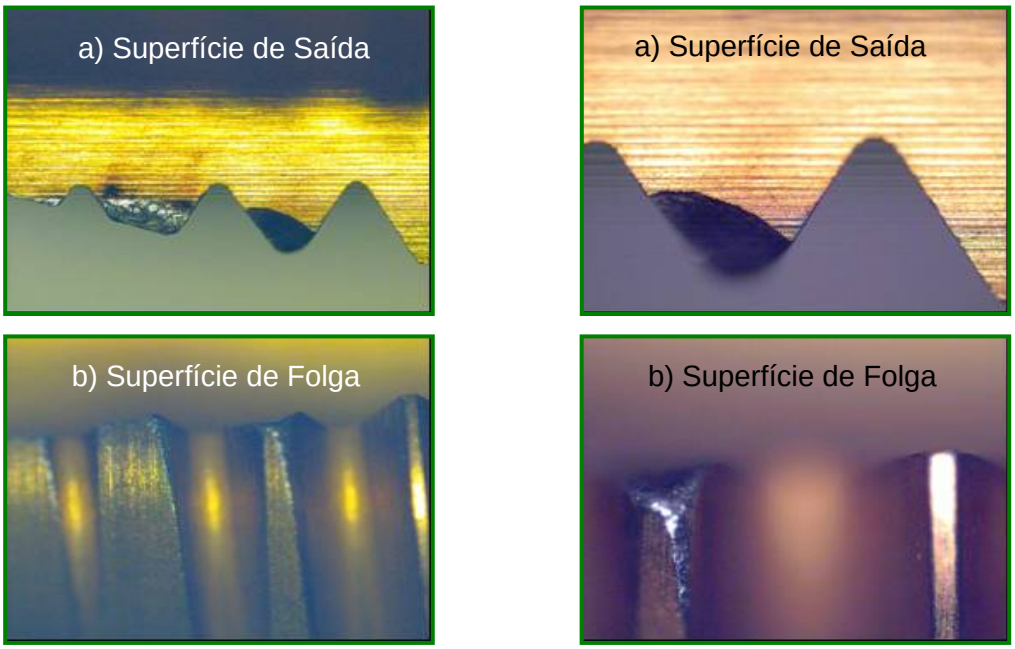


Figura 2.19 – Lascamento do 3º dente da segunda carreira de um macho de corte HSS-PM (M6 X 1.0 mm), revestido com TiN, após usinar 602 roscas em ferro fundido vermicular (classe 450) usando MQF; a) superfície de saída; b) superfície de folga (COSTA; MOURA, 2007)

2.10 Fluidos de Corte

A preocupação, por parte das empresas, na escolha do tipo de fluido mais adequado é crescente, e não depende apenas de questões relativas à produtividade, mas também às questões de saúde e meio ambiente.

Um dos grandes desafios das indústrias metalúrgicas, de fabricação de máquinas e equipamentos, automobilística e mecânica em geral, onde as operações de usinagem de peças metálicas fazem parte do processo, é a redução do uso dos fluidos de usinagem. Esse assunto tem sido tema de pesquisa e desenvolvimento por parte de universidades, fabricantes de ferramentas de corte, de máquinas e de fluidos, por diversos motivos. Entre estes, pode-se citar os efeitos nocivos à saúde dos operadores e a dificuldade de atendimento à legislação ambiental, num mercado cada vez mais exigente e competitivo com relação aos produtos ambientalmente sustentáveis (CNTL-SENAI/RS, 2006). Os fluidos

de corte utilizados na usinagem, quando manejados inadequadamente, acabam atingindo o solo, o ar, a fauna, a flora e os recursos hídricos, causando sérios prejuízos ao meio ambiente (SANTOS, 1999; SALES, 1999).

De acordo com a literatura (SANTOS, 1999; SALES, 1999; COSTA, 2004; ALVES; DEMINICIS, 2007), os fluidos de corte podem ser classificados em quatro categorias: sintético (soluções químicas constituídas por sais e isentas de óleo), semi-sintético (fluido sintético com pequenas quantidades de óleo), óleo emulsionável (emulsões, óleo disperso em água) e óleo de corte integral (óleos básicos aditivados ou não).

Entretanto, existem diversas formas de se classificar os fluidos de corte, e não há uma padronização que estabeleça entre as empresas fabricantes uma unificação. A classificação mais difundida agrupa os produtos da seguinte forma (MACHADO *et al*., 2009):

1) Ar;

2) Aquosos (água, emulsões e soluções químicas);

3) Óleos (minerais, graxos, compostos, de extrema pressão e de usos múltiplos);

Estudos de processos de usinagem com redução ou eliminação do uso de fluidos de corte vêm se tornando cada vez mais importantes devido ao aumento de preocupações com o meio ambiente e com a saúde dos operadores de máquinas-ferramenta, bem como uma alternativa para buscar a redução dos custos de fabricação. No entanto, o comportamento do processo de usinagem em condições severas de aplicação de fluidos lubri-refrigerantes é diferenciado e ainda não compreendido. Desta forma, dentre outros pontos de estudo, são necessárias pesquisas referentes à superfície gerada e à vida de ferramentas de corte em tais condições de usinagem (SANTOS, 1999; SALES, 1999; COSTA, 2004; ZEILMANN; SLOMP, 2007).

A usinagem com MQL é recente e economicamente mais viável do que a usinagem a seco ou quando comparada com a usinagem com fluido de corte (aquosos e óleos). Porém, apresenta questões que não possuem respostas concretas e precisas, tais como, quais são os efeitos sobre a máquina-ferramenta, sobre a peça em trabalho e a ferramenta de corte, bem como todos os efeitos ambientais gerados, por exemplo, a quantidade de óleo suspenso no ar, de óleo aderido à máquina-ferramenta, dentre outros.

Oliveira, (2007), analisou o desgaste de ferramentas no fresamento com alta velocidade de aços endurecidos. Esse autor afirma que a técnica MQF tem pouca capacidade de refrigeração e o objetivo de sua utilização é promover uma pequena lubrificação no corte e minimizar o efeito da flutuação da temperatura na ferramenta. Em seu trabalho presumia-se que o óleo, em forma de névoa, poderia adsorver na superfície de saída da ferramenta durante o período de uma volta em que não há corte e, durante o período de corte, lubrificar a interface cavaco-ferramenta. Deste modo, o atrito na interface

cavaco-ferramenta seria reduzido, além de minimizar as adesões de material da peça na aresta de corte. Como resultado desta maior eficiência no corte, ocorreria um acréscimo na vida da ferramenta. Contudo, os resultados demonstram que a aplicação da técnica MQF não produziu os efeitos desejados na vida da ferramenta quando comparado com a usinagem isenta de fluido.

A explicação deve-se ao fato de que a maior rotação utilizada nesta pesquisa (OLIVEIRA, 2007) dificulta a penetração do fluido na região de corte em função do fluxo de ar gerado pela ferramenta. Deste modo, em elevadas rotações, a eficiência da lubrificação com a técnica MQF é reduzida, minimizando a capacidade do fluido em reduzir o atrito na interface cavaco-ferramenta e as adesões na aresta de corte.

Entretanto, outros trabalhos (COSTA, 2004; DA MOTA, 2006) comprovam que o uso da técnica MQF é totalmente viável, principalmente quando se utiliza baixas velocidades de corte ou o material a ser usinado tem baixa usinabilidade.

Para compreender melhor os resultados da influência do uso de fluidos de corte na usinagem de ferro fundido vermicular, Alves; Deminicis (2007), realizaram diversos experimentos no laboratório de Sistema Flexível de Manufatura, do Instituto Superior Tupy (IST), da Sociedade Educacional de Santa Catarina, SOCIESC. Esses pesquisadores concluíram que a utilização de fluido de corte na furação do CGI resultou em um aumento de produtividade e redução de custos com ferramentas. A vida das ferramentas aumentou em aproximadamente 50% quando usinou-se com fluido de corte, em comparação com a usinagem à seco. Os melhores resultados encontrados foram quando usinaram (furação) ferro fundido vermicular com óleo mineral (35%), adicionado com éster (10%), aditivos EP (5%) e água (50%).

2.10.1 Fluidos de corte para o rosqueamento com machos de corte

Para o rosqueamento existem poucos trabalhos que tratam especificamente do fluido de corte. Pode-se citar como referência o trabalho desenvolvido por Cao e Sutherland (2002), os quais compararam o efeito da lubrificação nas forças de corte e no torque. Além dos testes experimentais, foram realizadas algumas simulações de rosqueamento, utilizando um software específico para a simulação de rosqueamento. Esses autores afirmam que o fluido de corte aplicado no processo de rosqueamento serve para diminuir as forças de usinagem e melhorar a qualidade superficial das roscas fabricadas. Nesse trabalho utilizou-se fluido de corte emulsionável, óleo puro e óleo próprio para o rosqueamento. A Figura 2.20 permite verificar que os valores do torque previsto (software de simulação de rosqueamento) foram menores do que os valores medidos, independentes do tipo de lubrificação/refrigeração.

De acordo com Baker (2003), há um acordo universal em relação aos lubrificantes utilizados em rosqueamento. Sempre que for utilizar fluido de corte, deve-se utilizar fluidos oleosos. Os anúncios que promovem refrigerantes oleosos com vários aditivos são uma evidência indireta de que os machos de corte devem ser utilizados com o máximo de óleo possível, independentemente da marca. A diferença entre cortar a seco e cortar com o uso de óleo é mais dramática para o rosqueamento do que para a maioria das outras ferramentas de corte rotativas.

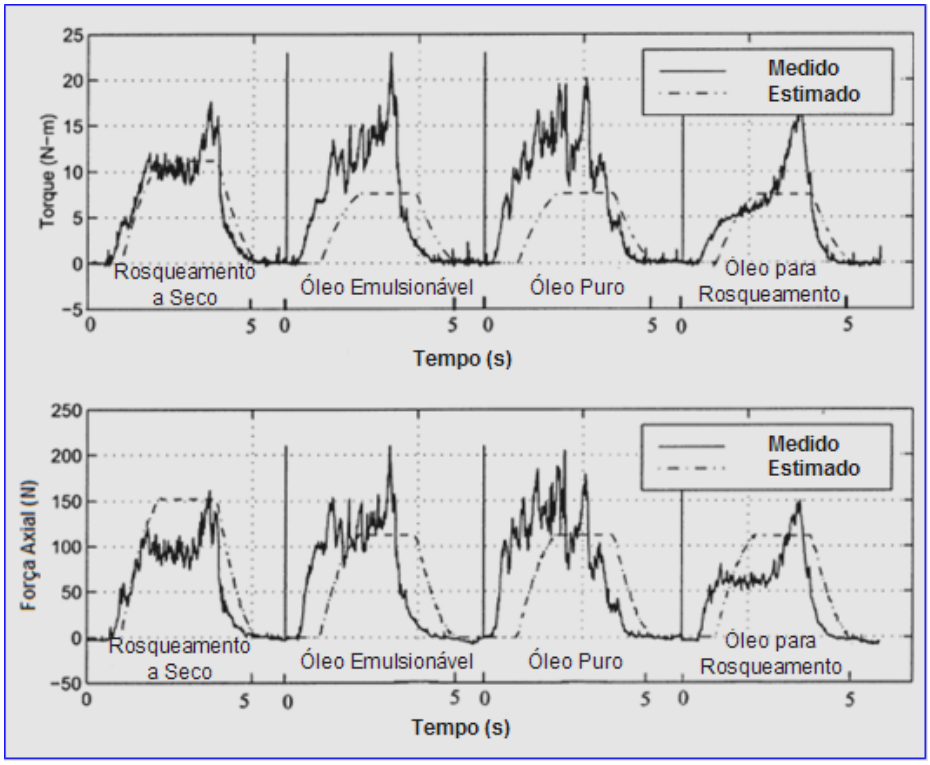


Figura 2.20 – Comparação das cargas do torque e das forças com diferentes condições de lubrificação (M10 X 1,5; profundidade de corte de 12,7 mm; velocidade do eixo árvore de 175 rpm); Cao e Sutherland (2002)

2.11 Monitoramento dos Processos de Usinagem

Os sistemas de usinagem convencionais dependem da intervenção humana para detectar anormalidades, inspecionar a qualidade do produto e controlar o processo. A tomada de decisões e ações cabíveis ainda dependem da habilidade do operador nesse tipo de operação. O operador experiente geralmente adquire a habilidade de antecipar o momento da quebra da ferramenta. Ele associa a proximidade da quebra com a formação

de faíscas na peça, com a alteração da forma do cavaco, com o acabamento superficial usinado ou com o ruído (DE SOUZA, 2004). Na verdade, o operador supervisiona os efeitos do processo através dos sentidos: visão, tato e audição.

Entretanto, a manufatura moderna exige máquinas e equipamentos que permitam um menor tempo de fabricação, exigindo dos operadores um maior controle das ferramentas de corte. Para isso, o treinamento dos operadores, bem como o acompanhamento da evolução tecnológica, faz com que a indústria acompanhe os processos produtivos atendendo as novas necessidades. Mas para que se tenha um processo totalmente automatizado, é fundamental o uso de sistemas de monitoramento, supervisão e diagnóstico de máquinas, que possibilitem o estabelecimento de critérios confiáveis na determinação do momento mais apropriado para a troca das ferramentas de corte (DE SOUZA, 2004). Além disso, o surgimento de novos materiais de difícil usinagem e de novos e caros materiais de ferramentas exigem uma otimização maior, não admitindo que substituições de ferramentas sejam feitas antes do momento adequado, onerando os gastos com ferramentas e gerando maiores tempos de máquinas paradas.

Para todos os processos de usinagem, as paradas de máquina têm origens calcadas majoritariamente na ferramenta de corte, devido ao fim de sua vida causada pelo seu desgaste natural ou pela sua quebra (HARA, 1995). Daí, a necessidade de monitorar os processos de usinagem, sendo em tempo real (concomitantemente ao processo) ou independente do tempo de execução do processo.

Usualmente, há quatro áreas de interesse em monitoramento na usinagem: supervisão do estado da ferramenta, controle do processo de corte, inspeção da qualidade final da peça e integridade da máquina-ferramenta (DE SOUZA, 2004). Dentre estas, as falhas nas ferramentas de corte, provocadas por avarias ou desgastes, afetam a qualidade do produto direta e significativamente. Assim, a detecção *on-line* da fratura, que sempre ocorre inesperadamente e pode provocar danos irreversíveis na peça ou até na máquina-ferramenta, é crucial para a automação de processos. Busca-se, portanto, uma forma de se determinar o momento que antecede tal fratura através do diagnóstico de falhas na ferramenta de corte, de modo a minimizar os problemas subsequentes.

Quanto ao desgaste da ferramenta, o método de monitoramento pode ser direto ou indireto. Diz-se que o método é direto quando a medição do desgaste é realizada diretamente na ferramenta de corte e indireto quando outro parâmetro mensurável em tempo real pode ser monitorado e posteriormente correlacionado ao desgaste da ferramenta. Ambos os métodos possuem vantagens e desvantagens, levando-se em consideração as características requeridas como confiabilidade, custo, repetibilidade em ambientes reais, insensibilidade a ruídos externos e não intrusividade (DUARTE *et al*., 2003;

HARA, 1995). Uma séria restrição ao método direto de monitoramento do desgaste é a possibilidade de fazê-lo em tempo real.

Diniz, (1994), apud Hara, (1995), em notas de aula, afirma que por outro lado, os métodos indiretos, onde um ou mais parâmetros são controlados e monitorados em tempo real e, posteriormente, correlacionados com os parâmetros que realmente influem no desgaste da ferramenta, sofrem do fato de que as medidas são influenciadas por fatores alheios ao desgaste, como por exemplo, variações no material de trabalho, geometria da ferramenta de corte, vibrações do sistema MFDP (máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça), etc. Estas influências exigem o condicionamento dos sinais, passando por diversos estágios, como amplificação, filtragem, conversão analógica-digital, dentre outros.

Para o rosqueamento interno com machos de corte o monitoramento pode ser feito de maneira direta, medindo-se o desgaste da ferramenta, muitas vezes com a ajuda de um microscópio ferramenteiro, ou indireta, medindo-se alguns parâmetros relacionados com o desgaste, tais como força de usinagem, torque, vibrações mecânicas do sistema, potência, e qualidade da rosca produzida.

2.11.1 Monitoramento de processos de usinagem através do sinal de vibração

As vibrações são produzidas por variações cíclicas nos componentes dinâmicos das forças de corte (DIMLA, 2000; DUARTE *et al*., 2003). Normalmente, estas vibrações começam como pequenos "*chatter*", responsáveis pelo aspecto ondulado na superfície usinada e também por irregularidades na espessura do cavaco e, posteriormente, progride para a vibração propriamente dita. Vibrações mecânicas resultam geralmente de movimentos ondulatórios periódicos. A natureza do sinal de vibração originado em processos de usinagem incorpora também aspectos de vibrações livres, forçadas e aleatórias.

Medições de vibração apresentam dificuldades na determinação de suas características, pois seu modo é dependente da frequência. Dimla (2000), em um trabalho de monitoramento do desgaste de uma ferramenta no torneamento, verificou que, no domínio do tempo, a amplitude dos sinais de vibração não era um bom indicador da evolução do desgaste, mas distinguiam claramente fraturas e lascamentos. No campo das frequências, as vibrações captadas na direção de corte (eixo z) se mostraram mais sensíveis às condições da ferramenta que os outros eixos, enquanto que o eixo x foi o que apresentou a pior correlação.

El-Wardany *et al*., (1996), investigaram o uso das características do sinal de vibração para monitorar o desgaste e a quebra de uma ferramenta de corte em operação de furação.

Dentre os parâmetros que os autores empregaram no domínio do tempo, a curtose dos valores aumentou rapidamente com a quebra da ferramenta. No domínio das frequências, uma análise revelou formação de picos que indicam uma fratura na aresta de corte da broca. Os autores sugerem que uma combinação das duas técnicas é possível monitorar de modo consistente o processo de furação.

Pesquisas sobre o comportamento do sinal de vibração com relação ao estado de desgaste de uma ferramenta no corte interrompido foram realizadas por Rotberg *et al*., (1987). Os autores procuraram enfatizar a entrada e a saída da ferramenta no fresamento e também medições do desgaste de flanco e de cratera. Também separaram o desgaste da ferramenta em três fases (afiada, meia vida, desgastada) e estabeleceram uma descrição destas fases via espectro. Esta descrição via meticuloso processamento do sinal adquirido, mostrou ser um bom indicador do estado da ferramenta durante sua vida.

2.11.2 Monitoramento do Desgaste em Machos de Corte

Uma má escolha do macho, uma lubrificação inadequada e/ou condições severas de corte podem ocasionar desde a produção de roscas fora da tolerância especificada até à quebra da ferramenta e ao refugo da peça, além do tempo gasto na remoção de um macho quebrado (SHA *et al*., 1990 e FANTIN, 1992). Assim, o monitoramento do desgaste do macho de corte é de fundamental importância nas operações de rosqueamento, para a prevenção da quebra ou do próprio desgaste da mesma, da melhoria na produtividade e do aumento da qualidade das peças usinadas (BEZERRA *et al*., 2002; DUARTE *et al*., 2003; WILCOX *et al*., 1997).

O monitoramento pode ser feito de maneira direta, medindo-se o desgaste da ferramenta, muitas vezes com a ajuda de um microscópio ferramenteiro, ou indireta, medindo-se alguns parâmetros relacionados com o desgaste, tais como a força de usinagem, o torque, as vibrações mecânicas do sistema, a potência de corte, e a qualidade da rosca produzida, dentre outros. Dentre estes parâmetros, o torque necessário para gerar uma rosca interna se destaca, pois está diretamente relacionado com o material da peça, o tipo de macho, o sistema de fixação, a porcentagem da altura da rosca, a lubrificação, e também pelo fato de qualquer alteração na geometria da ferramenta e na velocidade de corte resultar em mudanças no torque (AGAPIOU, 1994; DA MOTA, 2006). A Fig. 2.21 apresenta um exemplo de comportamento do sinal de torque com dois tipos de cabeçotes de fixação: auto-reversível e fixo. A região A é o sinal do torque durante a entrada da parte cônica, B durante o restante da usinagem e C é o ciclo de retorno.

Sha *et al*., (1990) afirmam que o torque no rosqueamento com macho de corte está diretamente relacionado com o desgaste da ferramenta. Segundo Bezerra *et al*., (2000), os

principais fatores que afetam os sinais de torque são: a condição de desgaste do macho e a variação na dimensão dos pré-furos. Ainda segundo Bezerra (2003), quando um macho começa a se desgastar, especialmente na forma de desgaste de flanco, o nível dos sinais de torque aumenta.

Além do torque, pode-se utilizar outros parâmetros com o objetivo de acompanhar o desgaste das ferramentas de corte. A emissão acústica (EA) é utilizada em alguns processos de usinagem, como o fresamento e a retificação. Entretanto, não foi encontrado nenhum artigo que relacione emissão acústica com desgaste para operação de rosqueamento com machos de corte.

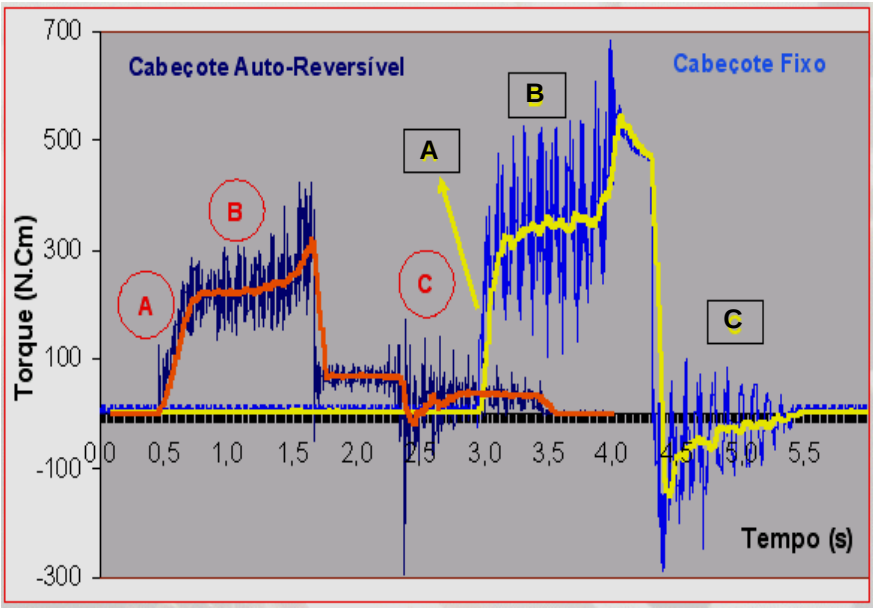


Figura 2.21 – Configuração do sinal de torque medido para o rosqueamento interno, utilizando dois cabeçotes: auto-reversível e fixo (DA MOTA, 2006)

2.11.3 - Relação entre grandezas de corte (força, potência, vibração, emissão acústica) e o desgaste da ferramenta

Diversos autores já pesquisaram a relação entre os esforços de corte e o desgaste da ferramenta. Hara, (1995), utilizou redes neurais em sistema de monitoramento da vida da ferramenta usando sinais de vibração. Os ensaios foram feitos em cilindros de aço ABNT 4340, utilizando o torneamento como processo de usinagem, onde foi possível variar a velocidade de corte e o avanço. O sinal de vibração foi adquirido e armazenado e as rugosidades média e máxima da superfície da peça foram medidas. Posteriormente executou-se uma rede neural "*back-propagation*" tendo como valores de entrada os sinais

de vibração e as condições de usinagem e fornecendo como saída a indicação do estado de desgaste da ferramenta.

Reis (2004) desenvolveu trabalho interessante, em que foram monitoradas as forças de corte no processo de rosqueamento de ferro fundido cinzento. Para o rosqueamento, foi monitorado o desempenho de machos de corte para máquinas, fabricados com diferentes tipos de aço rápido e revestimentos. Durante o corte, os sinais de potência elétrica e força de corte foram medidos para serem relacionados com o nível de desgaste. Além disso, o autor criou um método para medir o desgaste das ferramentas, através das cotas críticas, utilizando um microscópio ótico (medição direta do desgaste). O sinal de potência se mostrou eficiente na caracterização dos três estágios (corte, repouso e retorno), nos quais o rosqueamento se divide. No entanto, apenas no estágio de corte foi detectada uma relação entre o sinal de potência elétrica do motor de rotação do eixo árvore com o grau de desgaste da ferramenta.

Outra contribuição de Reis (2004) foi a medição de Fz na saída da ferramenta de corte durante o rosqueamento com ferramentas revestidas. O sinal mostrou-se eficaz no sentido de indicar durante o estágio de retorno, um estado de possível quebra do macho por torção devido a um travamento causado pela presença de partículas de revestimento e substrato misturadas ao cavaco.

Outros dois trabalhos sobre monitoramento do rosqueamento interno com machos de corte foram desenvolvidos por Bezerra (2003) e Da Mota (2006), em um centro de usinagem Romi (Discovery 560). Ambos trabalharam com ferro fundido cinzento e monitoraram o torque, buscando relacionar o nível de desgaste das ferramentas (machos de corte) com o sinal emitido por um dinamômetro *Kistler* 9272 e um amplificador de carga multicanal *Kistler* modelo 5019. Da Mota (2006) concluiu que os sinais de torque permitiram fazer análises do estado de desgaste dos machos de corte, apresentando resultados que possibilitaram comparar o desempenho dos revestimentos, bem como a influência da velocidade de corte na vida das ferramentas e o desempenho dos cabeçotes fixo e auto-reversível.

Destacou-se também neste trabalho que o torque foi maior para as ferramentas sem revestimento e revestidas somente com TiN. O fato de usar MQL (mínima quantidade de lubrificação) em ferro fundido cinzento, não diminuiu o torque. Entretanto, a vida das ferramentas aumentou aproximadamente dois terços, quando comparadas com as ferramentas que usinaram a seco. A presença de material aderido na superfície das roscas usinadas e a grande quantidade de cavacos nos canais e nos filetes dos machos proporcionaram variações no torque. O entupimento dos espaços vazios entre a peça e a ferramenta gerou o aumento do torque, proporcionando picos nos gráficos de torque superiores a 1200 N.cm (equivalente a 12 N.m).

A Figura 2.22 permite avaliar a média móvel dos torques medidos com duas ferramentas de HSS-E (machos de corte de aço-rápido com adição de vanádio) sem revestimento. O rosqueamento foi feito com velocidade de corte de 75 m/min, na condição a seco e com MQL. Em ambas as situações as ferramentas encontravam-se em final de vida, conforme critérios estabelecidos, ou seja, a calibração das roscas estava comprometida com 160 roscas fabricadas (macho que usinou à seco) e 560 roscas (macho que usinou com MQF).

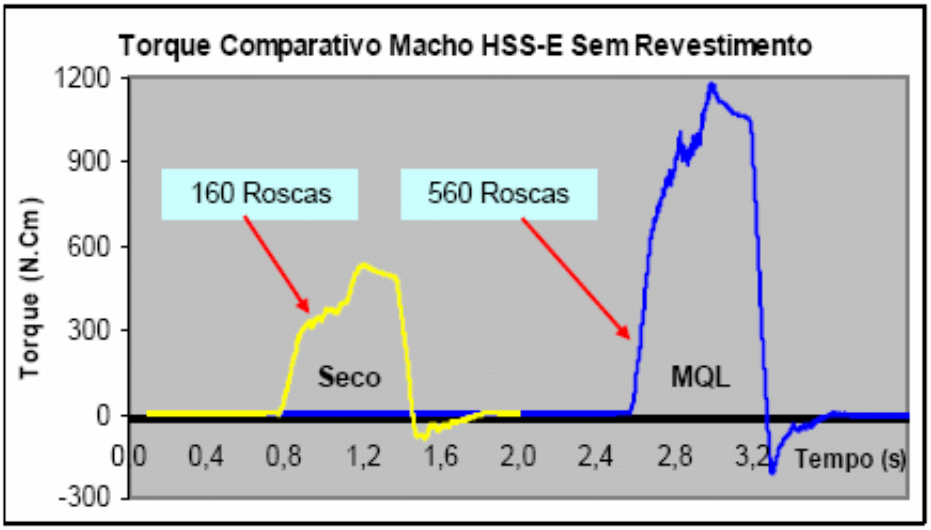


Figura 2.22 – Médias móveis dos torques medidos em duas ferramentas de HSS-E sem revestimento com alta velocidade de corte utilizando cabeçote fixo nas condições a seco e com MQL (DA MOTA, 2006)

Cao e Sutherland (2002) desenvolveram uma técnica de modelagem do rosqueamento interno com macho de corte fabricados em aço rápido (HSS), sem revestimento, variando muitos parâmetros de usinagem, como a geometria das ferramentas, a profundidade das roscas, os fluidos de corte, as velocidades de rosqueamento e as profundidades do pré-furo. O modelo estima a força axial e o torque resultante da formação do cavaco e da fricção da ferramenta com a peça. Exaustivos testes foram feitos em aço carbono. No entanto, os resultados foram inconsistentes.

Em seus experimentos, Cao e Sutherland (2002) perceberam que não foi possível uma repetibilidade nas medidas de torque no rosqueamento. A explicação dessa variação está relacionada com o processo de formação do cavaco, e com seu comportamento após ter sido gerado. Devido à geometria dos machos de corte, periodicamente cavacos ficam presos (enclausurados), nos canais destas ferramentas, e isto provoca uma oscilação na magnitude dos sinais de torque e força. A Figura 2.23 representa uma repetição de seis

testes de medição do torque para o rosqueamento com machos de corte M10 X1,5 mm, ambos com o mesmo nível de desgaste.

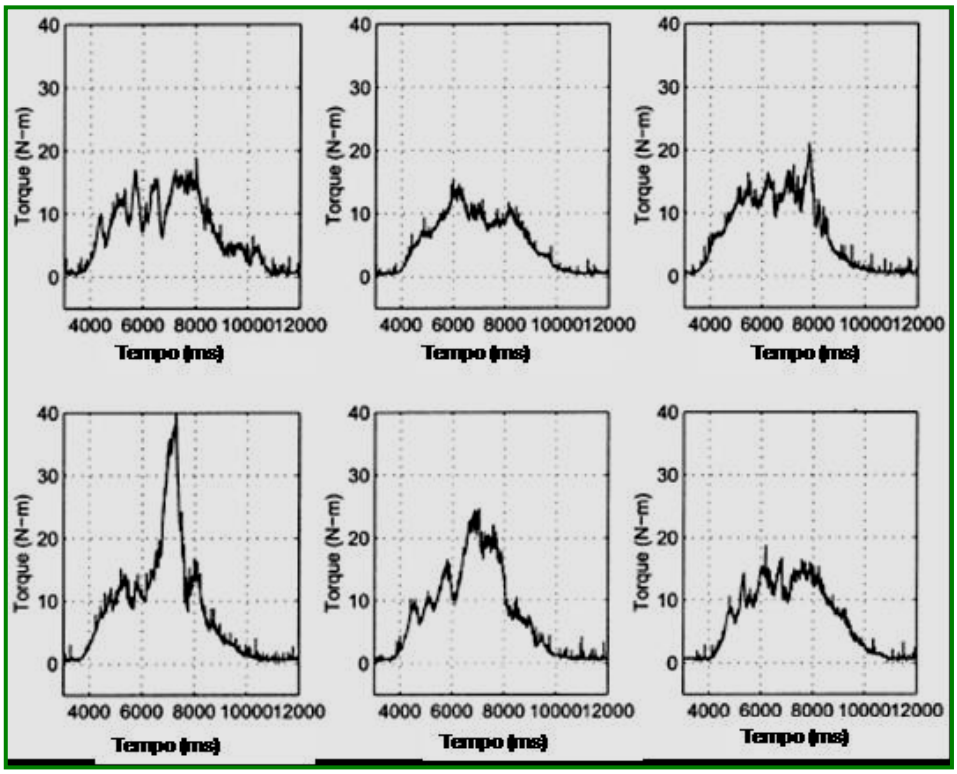


Figura 2.23 – Repetibilidade da medição do torque com machos de corte M10 X 1,5 mm; 9,5 mm de profundidade de corte; condição à seco; 175 rpm (Cao e Sutherland, 2002)

Fromentin *et al.*, (2005), estudaram o rosqueamento interno com machos de conformação em furos cegos, utilizando aço ao carbono (C70). Foram utilizados machos de aço-rápido obtido pela metalurgia do pó (HSS-E M12 X 1,5 mm) revestidos com TiN. Neste trabalho comparou-se os valores do torque e da força, tanto para o rosqueamento interno com machos de corte, quanto para o rosqueamento com machos de conformação mecânica. Para fixar as ferramentas foram utilizados dois cabeçotes, sendo um fixo e o outro flutuante.

Para a fixação das ferramentas com mandril fixo a usinagem das roscas depende praticamente do passo da rosca do macho e do sincronismo de rotação e avanço da máquina-ferramenta. Neste caso, a ocorrência de um erro síncrono, entre o movimento linear e a rotação conduz a um aumento da força exercida pela ferramenta contra a peça. Mas, se um suporte de flutuação é usado, o erro de sincronismo é absorvido pela compressão da mola do suporte que tem uma rigidez muito baixa, comparada ao suporte fixo, e uma força mais baixa é transmitida à ferramenta.

Outros pesquisadores que contribuíram para o entendimento das forças de corte e o torque no processo de rosqueamento foram Mezentsev *et al*., (2002). Eles desenvolveram um modelo básico para determinar as principais falhas que ocorrem no processo de rosqueamento interno com machos de corte, como desalinhamento e a quebra ou falha de um ou vários dentes da ferramenta de corte. Além disso, foi avaliado o efeito do batimento da ferramenta de corte (macho de corte) na usinagem de roscas internas. A Fig. 2.24 mostra uma posição arbitrária de um dente de um macho de corte na presença de duas falhas do processo, desalinhamento do centro da ferramenta e batimento, simultaneamente.

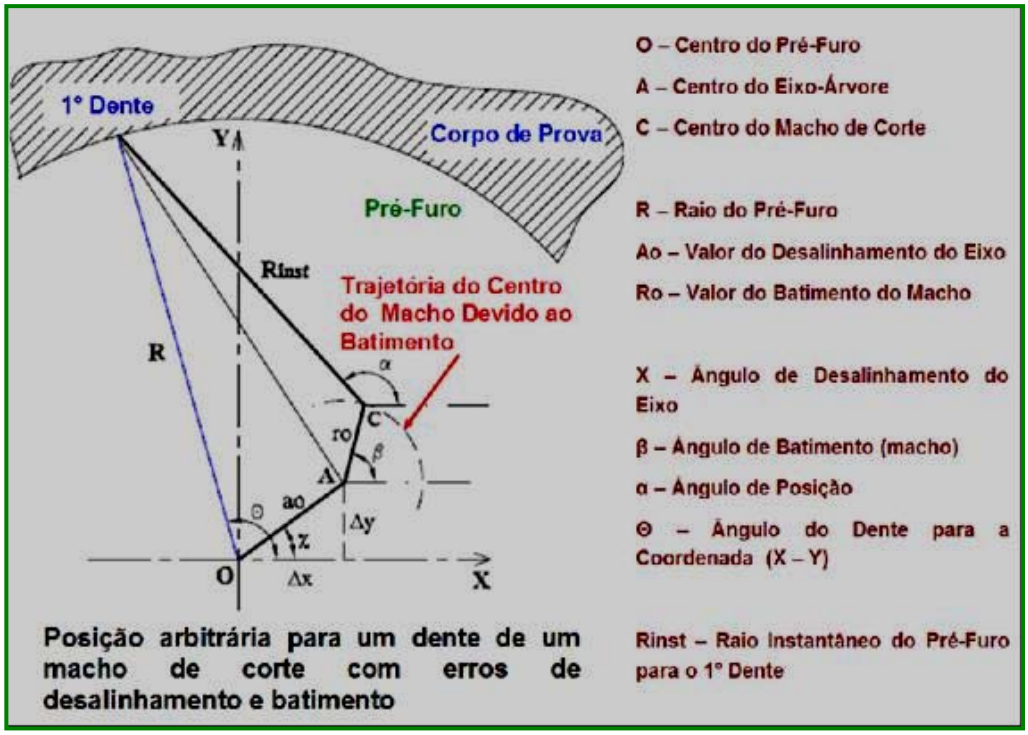


Figura 2.24 – Representação esquemática de um dente de um macho de corte com batimento e desalinhado em relação ao pré-furo adaptada de Mezentsev *et al*., 2002

Dessa forma, no rosqueamento sem falhas cada dente do macho de corte segue uma trajetória espiral, retirando um volume de cavacos constante durante o giro ao longo da circunferência do pré-furo. Entretanto, se o macho de corte tiver batimentos ou desvios de concentricidade (desalinhamento da ferramenta em relação ao pré-furo), o mesmo desenvolverá uma trajetória espiral diferente do perfil da circunferência do pré-furo, de forma que o volume de cavacos em cada giro não será constante (MEZENTSEV *et al*., 2002). Daí, as forças de corte radiais sofrerão mudanças ao longo do processo de rosqueamento. A Fig. 2.25 ajuda a compreender as consequências que um macho de corte desalinhado em

relação ao centro do pré-furo causará nas forças radiais. Observa-se que a quantidade de cavacos removida pelo dente desalinhado (parte superior da Fig. 2.25) é maior do que o dente da carreira oposta (parte inferior das Fig. 2.25). Isso representa uma diferença entre as forças axiais, e consequentemente uma rosca com uma qualidade ruim. Além da qualidade da rosca é importante afirmar que o desgaste da ferramenta será maior do que quando a usinagem ocorre normalmente.

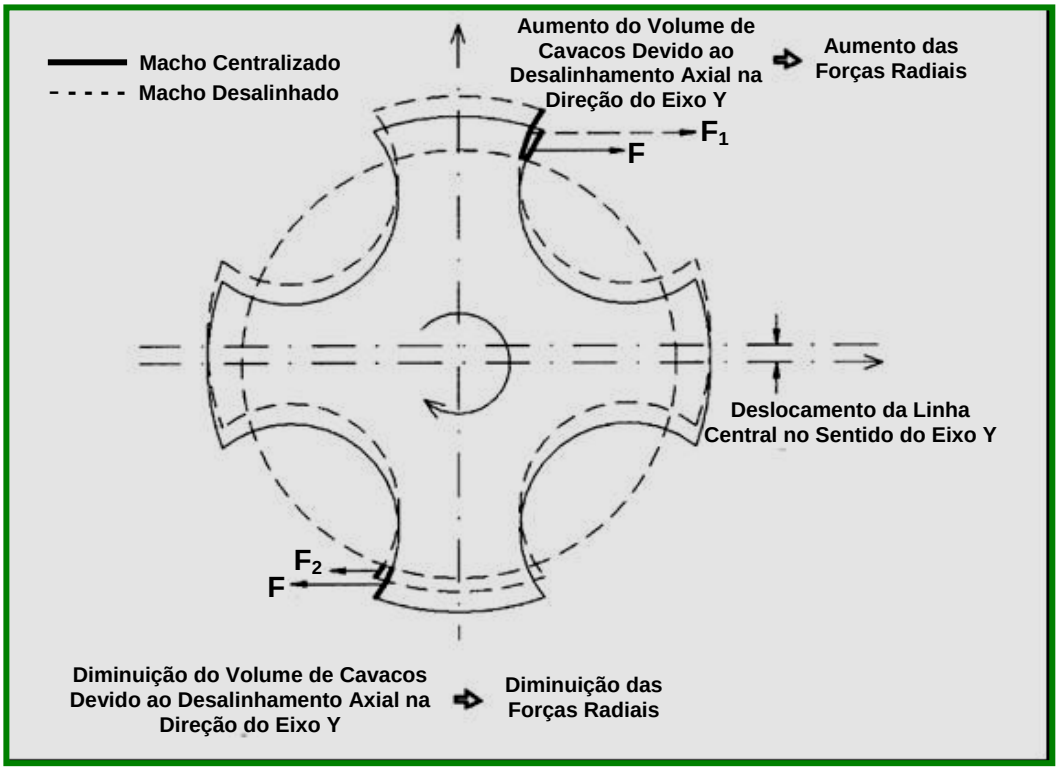


Figura 2.25 – Avaliação do efeito do desalinhamento axial do centro do macho de corte em relação ao pré-furo adaptada de Mezentsev *et al*., 2002

A Fig. 2.26 mostra o sinal do torque e das forças radiais (Fx e Fy), quando simuladas para o rosqueamento com macho de corte M 10 X 1,5 mm, com 500 rotações por minuto, na usinagem de alumínio 356. O eixo Y foi desalinhado em 0,03 mm, enquanto que para o eixo X foi mantida a coordenada do centro do pré-furo. Além do desalinhamento a simulação prevê um batimento do macho com 0,08 mm.

Como resposta pode-se observar o efeito nas forças de corte radiais (Fx e Fy). Verifica-se uma sobreposição do deslocamento da linha central na força X e um aumento no valor de ambas as forças radiais em decorrência do batimento do macho de corte. De forma semelhante é possível detectar uma variação na modulação (frequência) do torque devido ao desalinhamento e ao batimento do macho de corte. O sinal do torque possui picos devido

ao batimento da ferramenta. Os autores Mezentsev *et al*. (2002) afirmam que é possível comparar os testes padrões do torque e das forças radiais com o rosqueamento sem falhas (normal) com o rosqueamento com falhas induzidas ao processo.

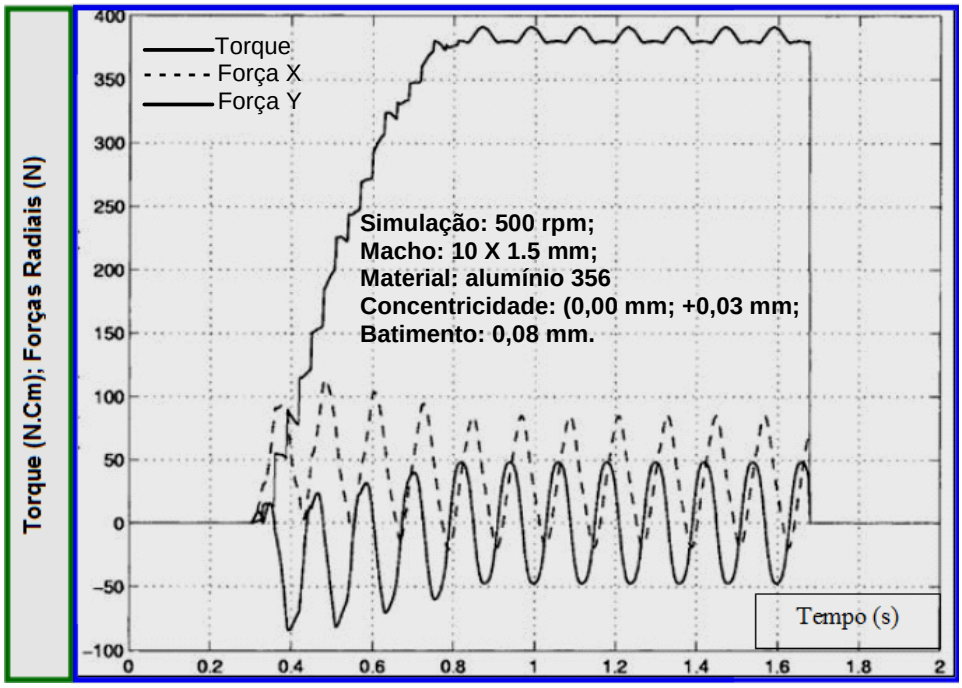


Figura 2.26 – Combinação dos sinais de força e torque (simulação) para um macho de corte com batimento e desalinhado, simultaneamente adaptada de Mezentsev *et al*., 2002

Capítulo III

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo são apresentados os procedimentos experimentais adotados para a realização dos ensaios. A metodologia dos ensaios foi definida em função da necessidade de investigar a usinabilidade, bem como os principais mecanismos de desgaste que ocorrem no rosqueamento com machos de corte de metal duro em ferro fundido vermicular. As ferramentas foram utilizadas na linha de produção da empresa Tupy S.A. para obtenção de diversos níveis de desgaste. Foram obtidas ferramentas em final de vida (100% de desgaste) e com desgastes intermediários: 20%, 40%, 60% e 80%, como também ferramentas novas. Para cada nível de desgaste foram fornecidas 3 amostras de cada ferramenta. Todas as ferramentas utilizadas no trabalho foram fabricadas pela empresa Walter e possuem a mesma geometria (M13 X 1,5 mm, com quatro canais), revestidos com TiAlN (Prototyp). As condições de corte empregadas na Tupy para a furação dos pré-furos e do rosqueamento encontram-se descritas na Tab. 3.1. Esses machos foram utilizados na fabricação de roscas em blocos de motores automotivos a diesel (V8).

Tabela 3.1 – Condições de corte empregadas na Tupy

Tupy	Velocidade de Corte (Vc)	Velocidade em Z	Fluido de Corte	Profundidade do Pré-Furo (cego)
Broca	63 m/min	670 mm/min	Hysol 6545	30 mm
Macho	50 m/min	1836 mm/min	Hysol 6545	25 mm

Após atingir os níveis de desgaste na linha de produção automotiva os machos foram analisados em laboratórios (microscopia ótica e eletrônica de varredura), com o objetivo de identificar os principais mecanismos de desgaste que ocorrem nestas ferramentas, na usinagem de CGI. Também foi feito em laboratório a usinagem de roscas para verificar o efeito dos diferentes níveis de desgaste das ferramentas nas forças de corte e torque

durante a usinagem. A qualidade das roscas produzidas com ferramentas novas e desgastadas também foi avaliada por meio de observações no MEV. Vários outros experimentos foram realizados envolvendo variáveis que geralmente não são estudadas no rosqueamento com machos de corte, visando somente explorar essas variáveis, de forma a ampliar os conhecimentos sobre o processo de rosqueamento com machos de corte. As principais atividades desenvolvidas em laboratórios estão resumidas no fluxograma da Fig. 3.1.

Figura 3.1 – Fluxograma representativo da metodologia de ensaios

3.1 Procedimentos experimentais realizados em laboratórios

Esta etapa teve como objetivo investigar o desempenho de machos de corte de metal duro com quatro canais durante a usinagem do Ferro Fundido Vermicular - CGI classe 450, nas condições de corte a seco, com fluido de corte aplicado na forma de jorro e com mínima quantidade de fluido (MQF). Para tanto foram conduzidos experimentos com as seguintes finalidades:

1) Obter maiores informações sobre o processo de rosqueamento com machos de corte;
2) Estudar as formas e mecanismos de desgaste nas ferramentas para este tipo de operação;
3) Verificar a relação entre o desgaste das ferramentas e os sinais de força (Fx, Fy e Fz) e o torque (Mz) monitorado durante o processo de rosqueamento;

Os seguintes laboratórios foram utilizados para desenvolvimento dos experimentos e análises relativos a esta pesquisa:

1 – Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

2 – Laboratório de Materiais e Tratamentos Térmicos do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Goiás (IFG);

3 – Laboratório de Usinagem do IFG;

4 – Laboratório de Mecânica das Rochas de FURNAS Centrais Elétricas S.A. (Departamento de Apoio e Controle Técnico - DCT.C. – Aparecida de Goiânia - Goiás).

Inicialmente foram realizadas análises do nível de desgaste de todas as ferramentas fornecidas pela Tupy S.A. por meio do microscópio ótico metalográfico, modelo Olympus BX51M. Esta etapa foi realizada no Laboratório de Materiais e Tratamentos Térmicos do IFG. Após essa fase as ferramentas foram selecionadas para futuras análises em MEV (microscópio eletrônico de varredura). Os machos de corte analisados no MEV foram selecionados de acordo com os seguintes critérios:

1) maior grau de desgaste apresentado em cada grupo (20, 40, 60, 80 e 100% de desgaste);

2) maior nível de desgaste das carreiras 1, 2, 3 e 4;

3) macho de corte com avaria (lascamentos);

4) evidência de destacamento de revestimento na superfície de folga.

As observações no MEV foram realizadas no Laboratório DCT.C.(FURNAS Centrais Elétricas S.A.)

Após as análises em MEV, todas as ferramentas foram utilizadas na usinagem de blocos de ferro fundido vermicular no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da UFU (LEPU/UFU). Foram medidas as forças de corte e torque.

Para garantir a operação de rosqueamento com a velocidade de corte programada, o ciclo de rosqueamento foi iniciado a certa distância do pré-furo (Fig. 3.2), de tal forma que a ferramenta ao percorrer esta distância teria tempo suficiente para atingir a velocidade de corte programada (que depende da aceleração da máquina ferramenta). Neste caso a distância segura escolhida foi de 20 mm.

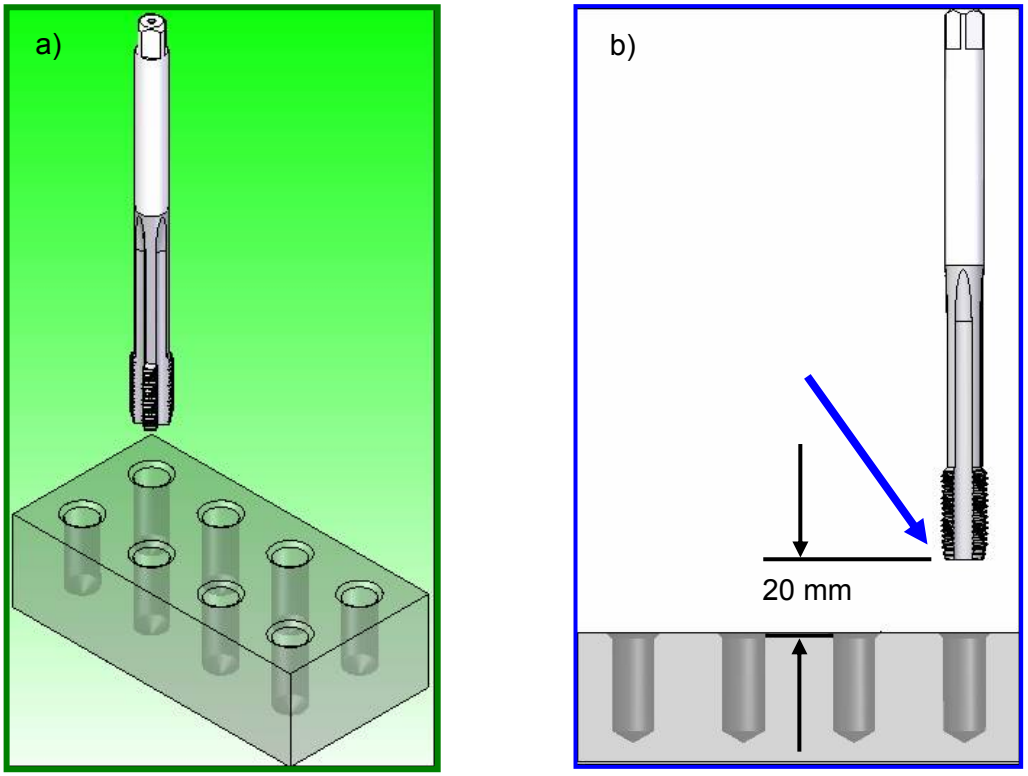


Figura 3.2 – Representação esquemática do posicionamento da ferramenta de corte em relação ao corpo de prova em perspectiva (a) (distância segura para garantir a velocidade de corte programada) (b) vista frontal com a peça e o macho destacando a distância entre os mesmos

Nos testes de usinagem utilizou-se ar comprimido para limpeza dos pré-furos (retirada de cavacos produzidos durante a furação) antes da operação de rosqueamento. Para cada macho de corte foram realizados pelo menos três aquisições, variando as velocidades de corte e a atmosfera de usinagem (com fluido e sem fluido).

Na Tab. 3.2 é mostrado o planejamento experimental dos principais testes para medição de força e torque em função das velocidades de corte empregadas e atmosfera de usinagem. Somente os testes feitos com a velocidade de corte empregada na Tupy (50 m/min) foram realizados duas repetições. Nos pré-testes a velocidade de corte foi variada de 5 a 150 m/min.

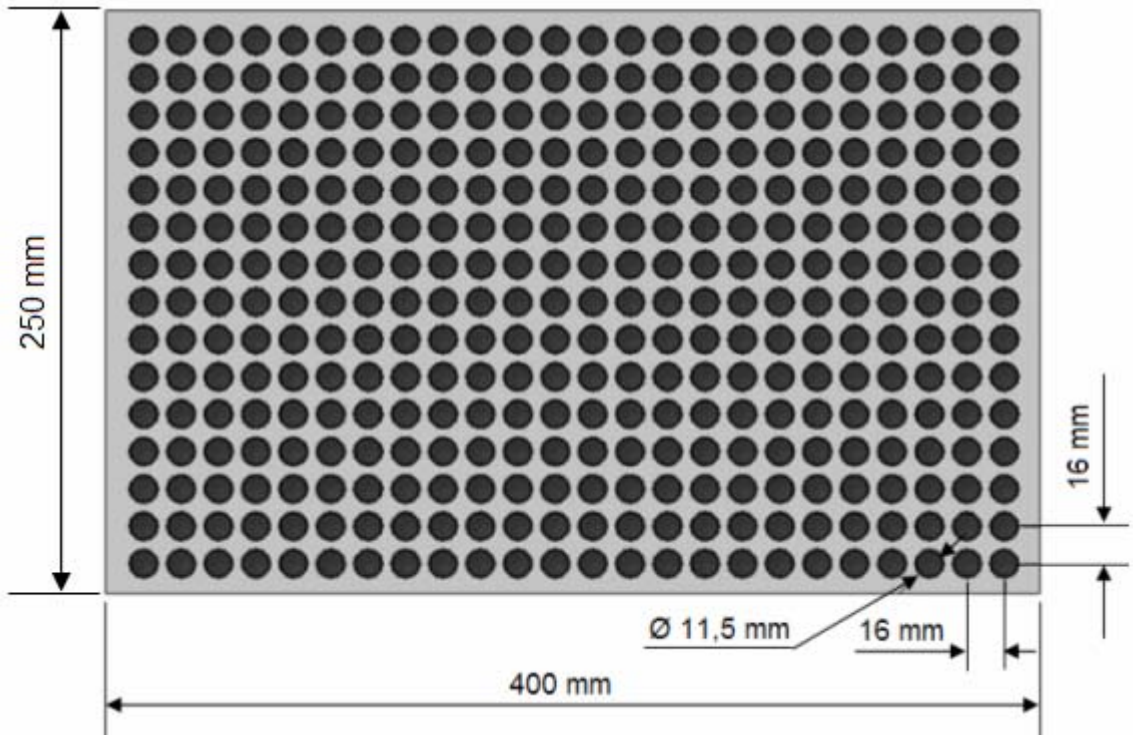
Tabela 3.2 – Planejamento experimental dos testes para medição de força e torque em função das velocidades de corte empregadas

Testes	Macho	Desgaste	Velocidades de Corte (m/min)	Atmosfera de Usinagem
01 a 06	1	0% (novo)	25, 50 e 100	Jorro / Seco
07 a 12	2	0% (novo)	25, 50 e 100	Jorro / MQF
13 a 18	3	0% (novo)	25, 50 e 100	Jorro / MQF
19 a 24	1	20%	25, 50 e 100	Jorro / Seco
25 a 30	2	20%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
31 a 36	3	20%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
37 a 42	1	40%	25, 50 e 100	Jorro / Seco
43 a 48	2	40%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
49 a 54	3	40%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
55 a 60	1	60%	25, 50 e 100	Jorro / Seco
61 a 66	2	60%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
67 a 72	3	60%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
73 a 78	1	80%	25, 50 e 100	Jorro / Seco
79 a 84	2	80%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
85 a 90	3	80%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
91 a 96	1	100%	25, 50 e 100	Jorro / Seco
97 a 102	2	100%	25, 50 e 100	Jorro / MQF
103 a 108	3	100%	25, 50 e 100	Jorro / MQF

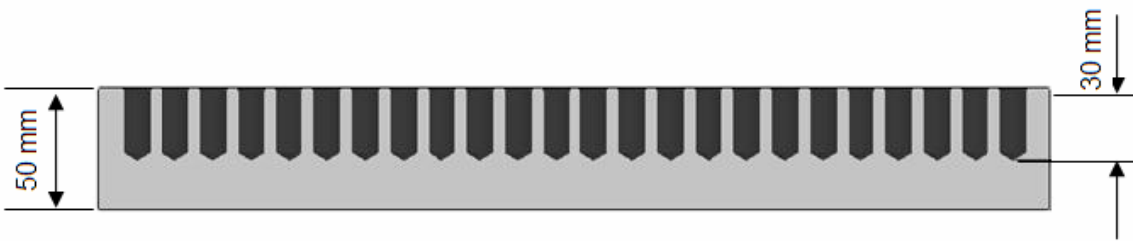
3.2 Material utilizado

O material empregado na pesquisa foi o ferro fundido vermicular *CGI* classe 450 da norma ASTM, fornecido pela Tupy (o mesmo utilizado nos blocos dos motores automotivos fabricados pela empresa) em forma de barras (placas) com seção retangular e dimensões: 400 x 250 x 50 mm. A Fig. 3.3 apresenta as principais dimensões das placas rosqueadas,

assim como os principais detalhes dos pré-furos. Na pré-usinagem dos corpos de prova foi retirada uma camada de cerca de 3 mm de espessura na superfície externa, evitando que falhas de fundição da liga não afetassem a atuação dos machos de corte durante a realização dos experimentos.



a)



b)

Figura 3.3 – Desenho esquemático da placa de ferro fundido vermicular; a) vista superior da placa rosqueada; b) vista lateral do corpo de prova

As principais características do ferro fundido vermicular (Classe 450) são descritas na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Características do fofo *CGI* classe 450 da norma ASTM

Matriz	Grafita			Dureza Brinell (HB 5/750)	Microdureza na Perlita (HV 01)	Tração LR (MPa)
	Forma	Nodular	Partículas p/mm²			
Perlita com ~2% de Ferrita	III-VI	7 %	218	237	321 a 366	374

A Fig. 3.4 apresenta algumas micrografias do ferro fundido vermicular (classe 450), que caracterizam a estrutura da matriz perlítica, com grafitas em forma de vermes e nodular e a matriz metálica.

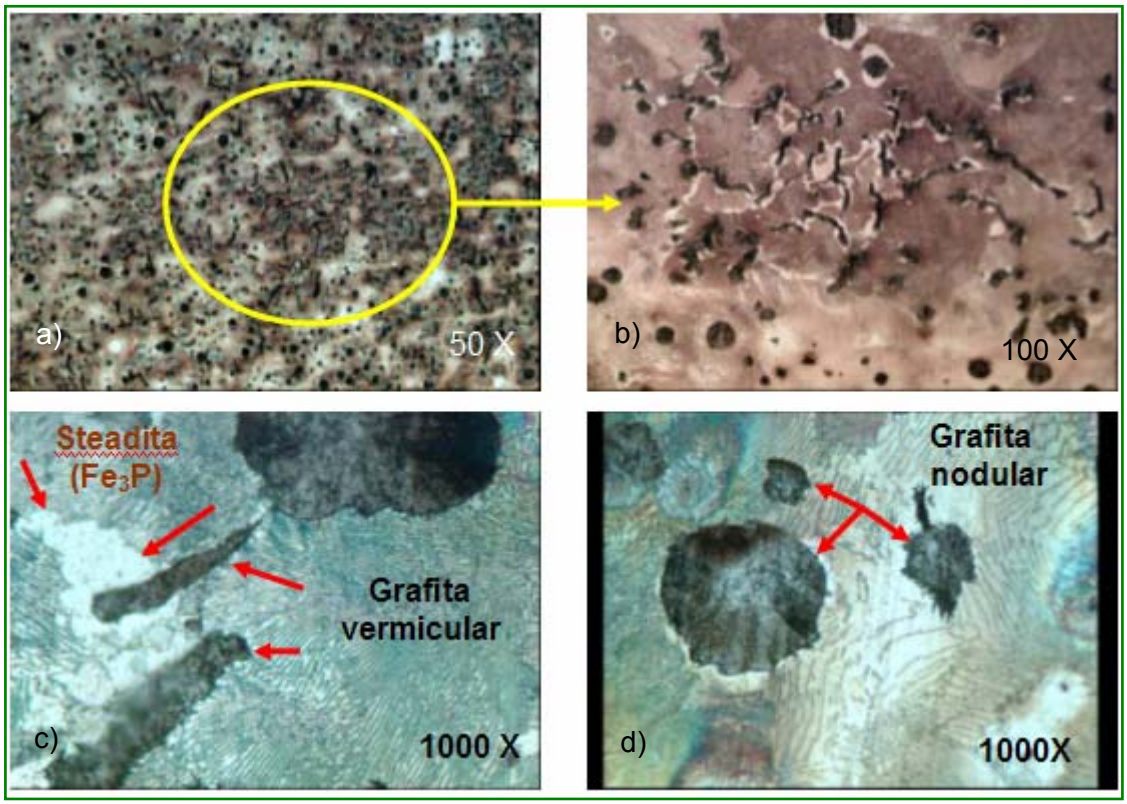


Figura 3.4 – Micrografias representativas de uma região do núcleo da amostra onde se observam as grafitas de vermicular e nodular e a matriz metálica (Ataque: nital 2%); a) região central do corpo de prova; b) imagem ampliada do detalhe mostrado em (a); c) e d) detalhes da forma das grafitas

A Fig. 3.5 mostra a microestrutura do fofo CGI utilizado, atacada com nital (2%) por 30 segundos e fotografada no MEV. Observam-se pequenos veios de grafita (em forma de

vermes) e pequenos arranjos em forma circular e matriz metálica, comprovando as características dessa classe de ferro fundido.

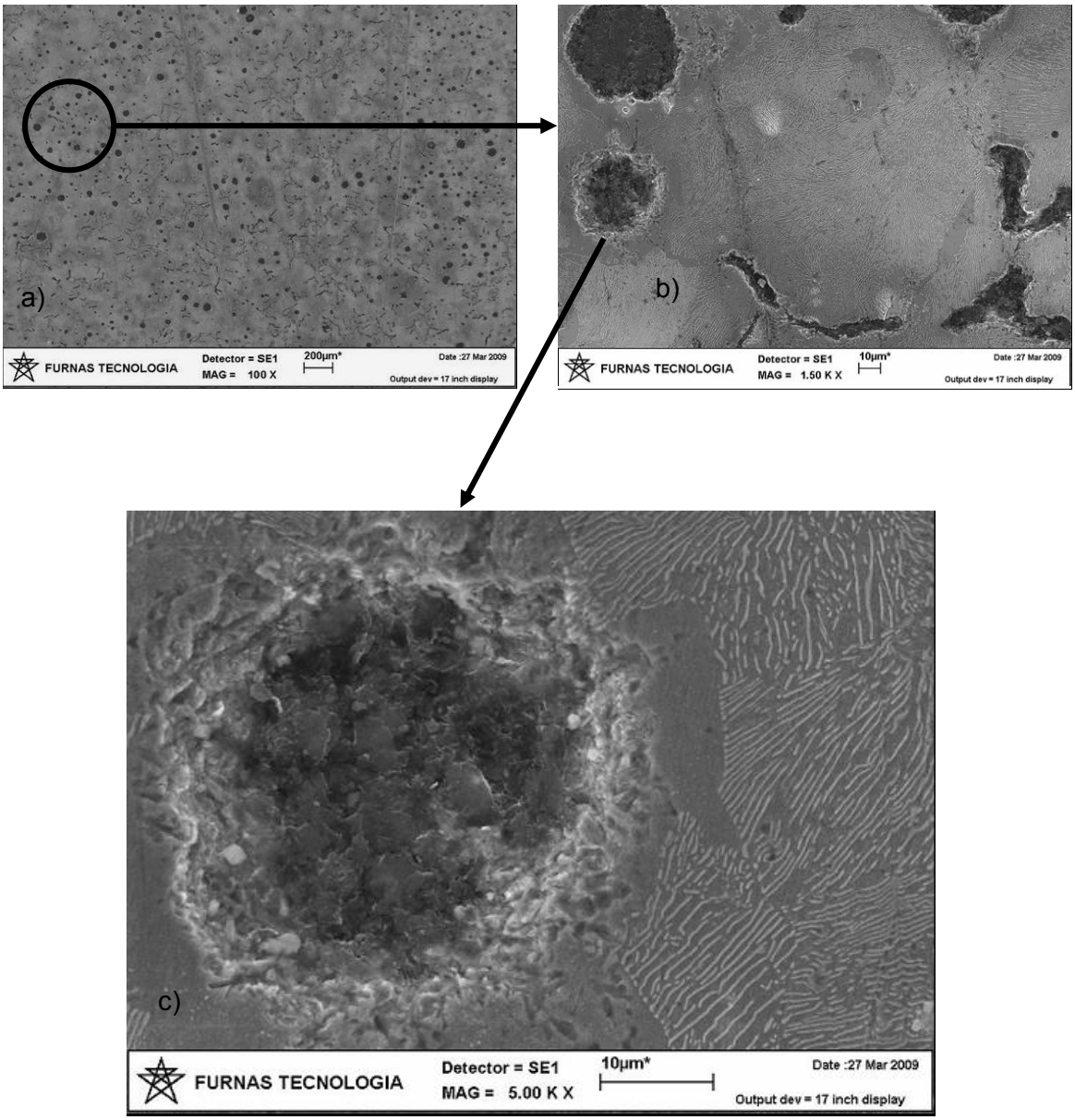


Figura 3.5 – Micrografia representativas de uma região do núcleo da amostra. (a) Imagem geral; b) ampliação da área selecionada em (a); c) ampliação da área destacada em (b)

A Fig. 3.6 apresenta uma micrografia representativa de uma região do núcleo da amostra onde se observam as grafitas vermicular e nodular e a matriz metálica. Foram realizadas análises por EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva) nas regiões do CP (corpo de prova) marcadas por e-cp7a e e-cp7b. Os resultados são mostrados na figura 3.7.

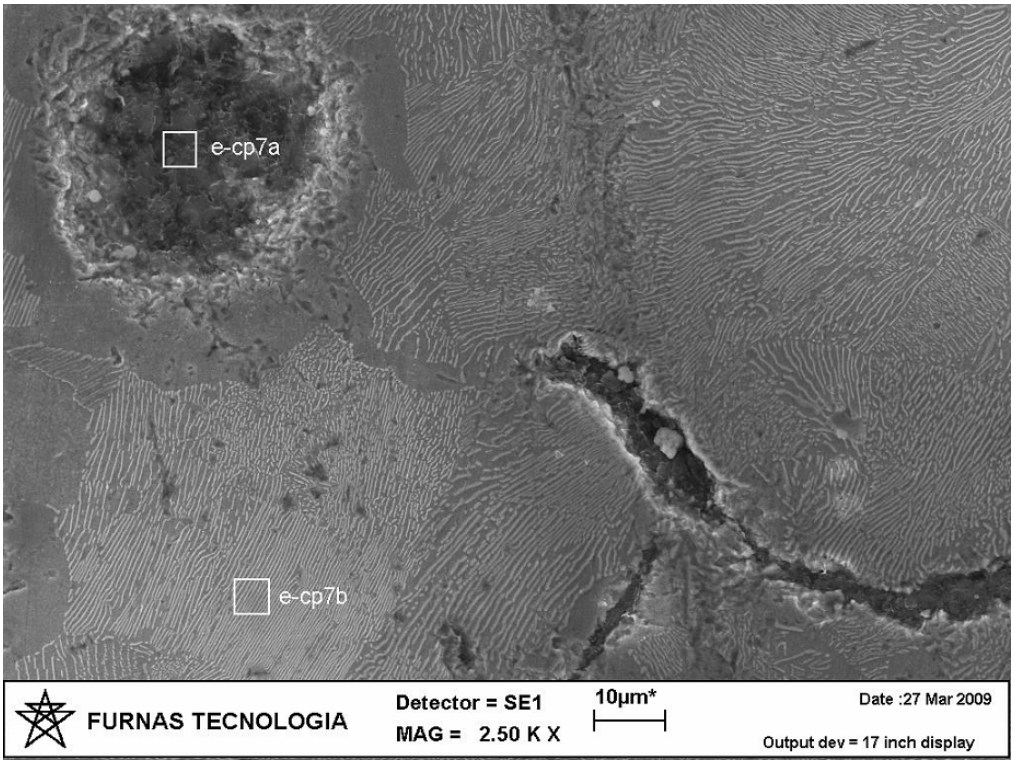


Figura 3.6 – Micrografias representativas de uma região do núcleo da amostra

A Fig. 3.7 permite avaliar a composição química (picos com diferentes frequências) dos principais elementos que formam as regiões e-cp7a e e-cp7b, demarcados pela Fig. 3.6, obtidos por EDS.

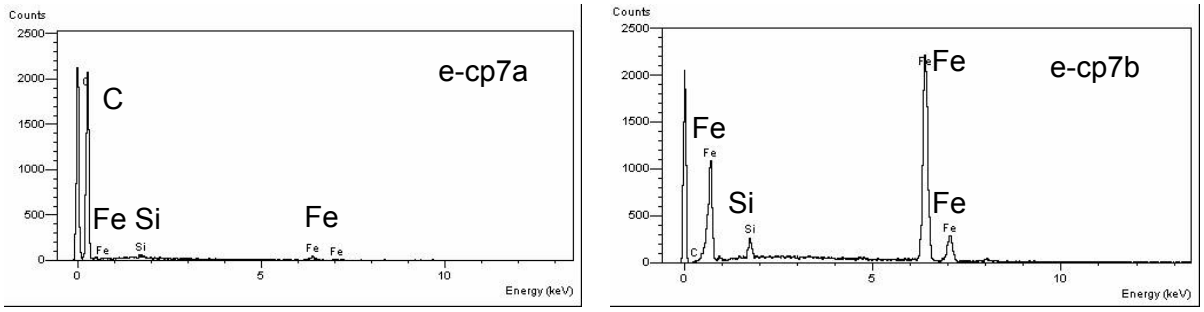


Figura 3.7 – Análises químicas das regiões selecionadas (e-cp7a) e análise química da região marcada (e-cp7b)

Observa-se que, na região denominada como e-cp7a, predomina-se o elemento químico carbono (grafita nodular). Já na região denominada como e-cp7b, percebe-se a presença de ferro e silício, como os principais elementos químicos daquela região.

3.3 Ferramentas e equipamentos utilizados

Os ensaios foram realizados em um centro de usinagem vertical CNC modelo Discovery 760, do fabricante ROMI, comando Siemens 810, Fig. (3.8), cujas características estão descritas na Tab. (3.4). Foi utilizado o ciclo de rosqueamento 84, próprio para rosqueamento com macho rígido. Essa máquina-ferramenta encontra-se instalada no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (LEPU/UFU).

Figura 3.8 – Centro de usinagem vertical, modelo Discovery 760 (ROMI), utilizada nos testes de laboratório

Tabela 3.4 – Características do centro de usinagem Discovery 760

Especificações técnicas	Valores	Especificações técnicas	Valores
Faixa de velocidades	10 a 10.000 RPM	Potência total instalada	15 KVA
Avanço rápido (eixos x / y)	25.000mm/min	Curso long. da mesa (x)	762 mm
Avanço rápido (eixos z)	20.000 mm/min	Curso trans. da mesa (y)	406 mm
Avanço de corte	1 a 5.000 mm/min	Curso vert. do cabeçote	508 mm
Pot. do motor principal CA	9 KW/12,5 cv	Comando	Siemens 810

As brocas de metal duro (classe K) utilizadas para realização dos pré-furos foram afixadas em um mandril com pinça. Semelhante ao processo de fixação das brocas, os machos de corte também foram afixados por mandril porta-pinças, uma vez que esse sistema de fixação é o original utilizado pelo fabricante do dinamômetro, equipamento utilizado para medir forças e torque.

A fixação dos corpos de prova para a realização dos ensaios de rosqueamento foi feita por um dispositivo excêntrico (dois encostos fixos e um excêntrico) fabricado pela empresa Usimática, que são apoiados e ajustados diretamente na mesa do centro de usinagem (máquina CNC), cujo objetivo foi garantir uma boa rigidez e evitar vibrações durante os ensaios. A Fig. 3.9 ilustra o sistema de fixação utilizado.

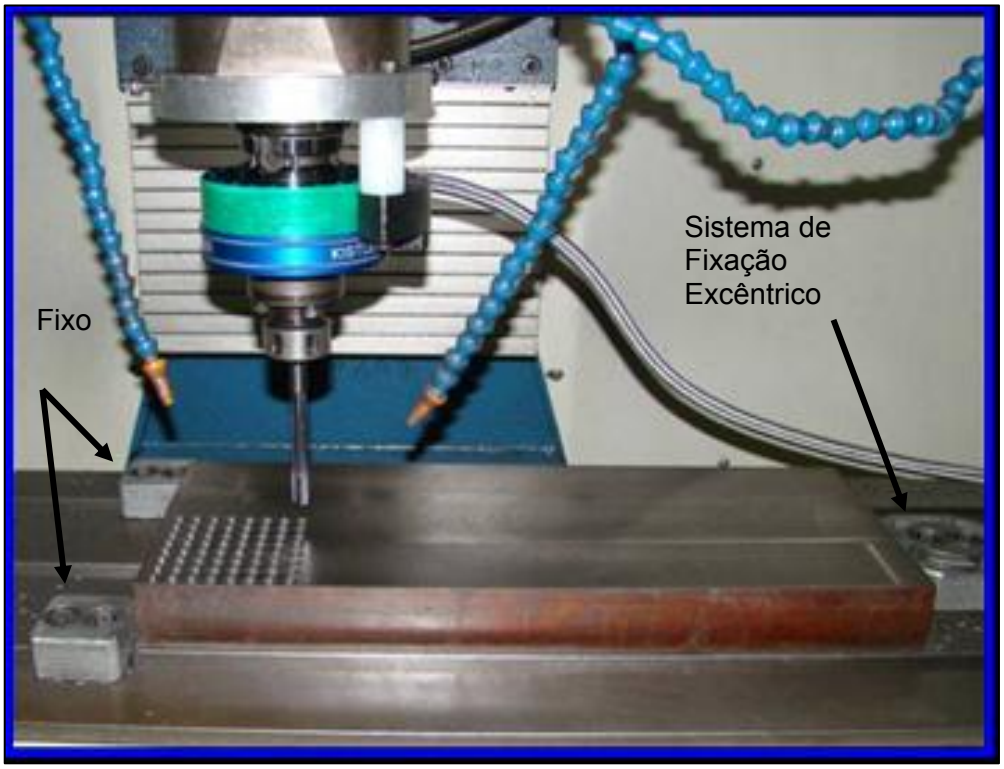


Figura 3.9 – Sistema de fixação dos corpos de prova (placas de CGI)

A Fig. 3.10 mostra o modelo das brocas e dos machos de corte utilizados nesta pesquisa, semelhantes às ferramentas utilizadas na Tupy S.A.. As brocas utilizadas possuem escalonamentos dos diâmetros, 11,5 e 14,0 mm, para a abertura dos pré-furos e escareamento.

Figura 3.10 – Ferramentas utilizadas nos ensaios de rosqueamento de ferro fundido vermicular; a) broca escalonada; b) macho de corte M13 X 1,5mm

As Tab. 3.5 e 3.6 apresentam as características geométricas das brocas e dos machos de corte, respectivamente. Os ensaios de usinagem em laboratório foram realizados com ferramentas na posição vertical, enquanto que na fábrica de cabeçotes automotivos os ensaios foram realizados com ferramentas na posição horizontal (com fluido sob pressão).

Tabela 3.5 – Características geométricas das brocas utilizadas nos ensaios

Broca de metal duro (classe K) com canal reto KARB (BR2 – HA16 - BFL-962)	
Características	**Dimensões**
Diâmetro externo maior (chanfro)	14 mm
Diâmetro externo menor (pré-furo)	11,5 mm
N° de canais	2
Revestimento	Nitreto de Titânio e Alumínio (TiAlN)
Comprimento da Broca (total)	143 mm
Comprimento da Broca (pré-furo)	30 mm
Comprimento da Broca (chanfro)	60 mm
Ângulo de ponta (entrada “U”)	120°
Número de furos (lubrificação interna)	2
Relação L/D utilizada	2,6

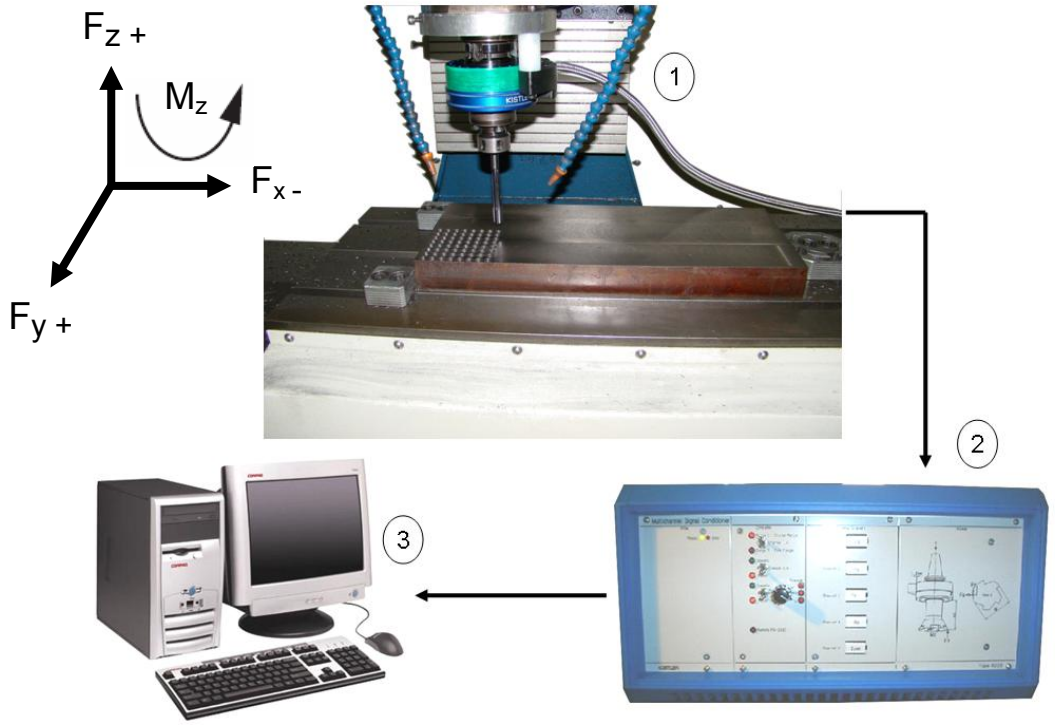
Tabela 3.6 – Características geométricas dos machos utilizados nos ensaios

Macho máquina (classe K) com canal reto (B-FL-963 M13 X 1,5 ISO2 6H)	
Características	**Dimensões**
Diâmetro externo	13 mm
Passo da rosca (P)	1,5 mm
N° de canais	4
Revestimento	TiAlN (TINAL – PROTOTYP)
Diâmetro do fundo do canal	6 mm
N° de filetes	15
N° de filetes cônicos	≈ 2,5
Ângulo de entrada (região cônica)	≈12°
Ângulo da rosca	60°
Comprimento total do macho	150 mm
Comprimento da rosca	22,5 mm
Relação L/D utilizada	7

3.3.1 Medição de força e torque

Para a medição ou monitoramento das forças de corte (Fx, Fy e Fz) e momento torçor (Mz) durante a usinagem, utilizou-se um dinamômetro modelo 9123C1211 (fabricado pela Kistler), próprio para medir esforços em ferramentas rotativas (telemetria). O dinamômetro foi acoplado ao eixo-árvore do centro de usinagem e conectado ao condicionador de sinais (modelo 5223B1), o qual foi conectado a uma placa de aquisição fabricada pela empresa National Instruments. Essa placa transmitiu os sinais das forças (Fx, Fy e Fz) e o torque para um microcomputador utilizando programa LabVIEW.

A aquisição ocorreu no máximo durante 32 segundos, dependendo da velocidade de corte empregada. Para as altas velocidades de corte no rosqueamento, o tempo completo do ciclo de aquisição dos sinais de força e torque é de aproximadamente 5 segundos (corte, parada e retorno do macho de corte). Entretanto, o tempo de usinagem foi de aproximadamente 1 segundo. A Fig. 3.11 mostra detalhes do sistema de aquisição de forças e torque utilizado.



1 – Dinamômetro por telemetria
2 – Vista frontal do amplificador de carga
3 – Computador com software LabVIEW

Figura 3.11 – Dinamômetro Kistler modelo 9123C1211 (telemetria) e sistema de aquisição utilizado neste trabalho

A Tab. 3.7 apresenta os dados técnicos do dinamômetro.

Tabela 3.7 – Dados técnicos do dinamômetro modelo 9123C1211 (Kistler)

Faixa de medição	F_x, F_y F_z M_z	KN KN Nm	±5 ±20 ±200
Rotação máxima		1/min	10 000 máx
Sensibilidade	F_x, F_y F_z M_z	mV/N mV/N mV/Nm	≈2 ≈0,5 ≈50
Frequência natural F_nx, F_ny, F_nz, F_n(M_z)		kHz	≈2
Temperatura de operação		ºC	0..60
Diâmetro	D	Mm	115
Altura	H	Mm	52
Peso		Kg	3

3.3.2 Medição de desgaste

O monitoramento e a medição dos desgastes das ferramentas de corte (machos de corte) foram realizados por meio de um microscópio metalográfico (Olympus BX51M), acoplado com uma câmara digital que permite ampliação de até 1000 vezes, como também a digitalização da imagem para o computador (Fig. 3.12). Para análise da superfície de saída dos machos de corte foram utilizadas ampliações de 50 e 100 vezes. Para análise das superfícies de folga utilizou-se ampliações de 50, 100, 200, 500 e 1000 vezes, dependendo do nível de desgaste. A medição do desgaste foi realizada apenas para os dentes alisadores de todos os machos de corte (superfície de folga). No presente trabalho comparou-se a dimensão do desgaste na superfície de folga (dentes alisadores) dos machos de corte utilizando-se dos recursos do software de análises de imagens do próprio microscópio metalográfico.

Figura 3.12 – Microscópio metalográfico Olympus BX51M (IFG)

A figura 3.13 ilustra uma tela do microscópio metalográfico, como exemplo da medição do desgaste de flanco e de área de um dente de um macho de corte.

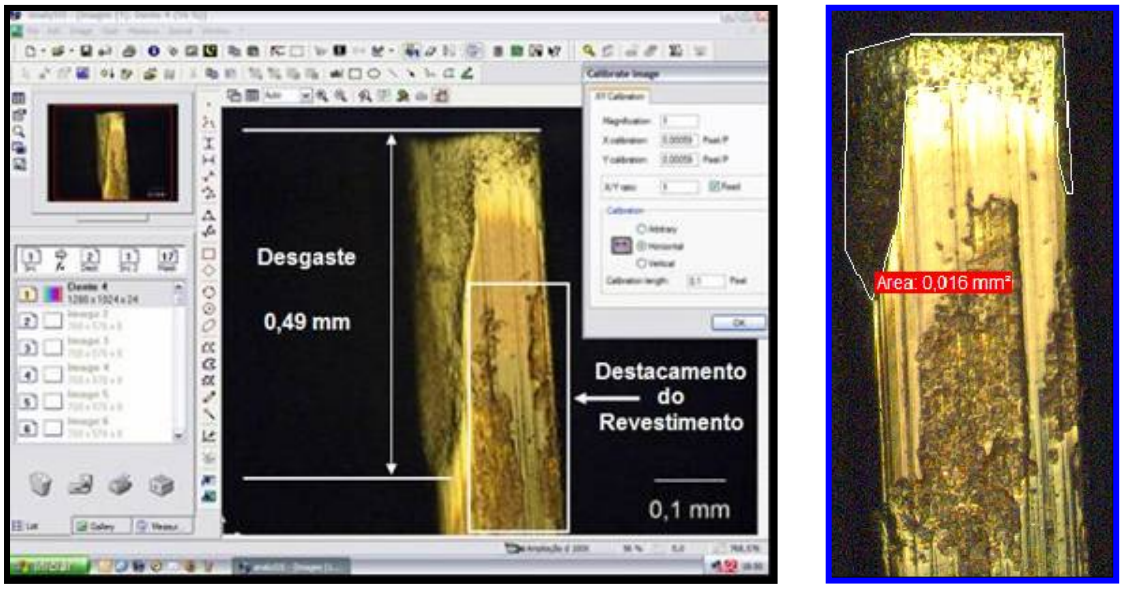


Figura 3.13 – Imagem da tela do software (analySIS) que permitiu adquirir as imagens das ferramentas e realizar as medições do desgaste (microscópio metalográfico Olympus BX51M)

Também foi empregada a microscopia eletrônica de varredura para análise das ferramentas (topografia da superfície) a fim de identificar os principais mecanismos de desgaste. O microscópio eletrônico de varredura (MEV) utilizado pertence ao Laboratório de Mecânica das Rochas de FURNAS Centrais Elétricas S.A., marca Leica, modelo S440i – 1995, de alto vácuo, com EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva) da Oxford (Fig. 3.14).

Para realização das análises, foram utilizados os seguintes detectores acoplados ao MEV:

- Elétrons secundários (SE): para formação de imagens e informações topológicas - morfologia das superfícies das ferramentas;
- Elétrons Retroespalhados (QBSE): para identificação das diferentes fases presentes através de tons de cinza e informações sobre o número atômico médio das fases;
- Raios X: detecção das informações fornecidas pela técnica da espectrometria por energia dispersiva de Raios X – EDS – para análise qualitativa e avaliação semiquantitativa dos elementos químicos presentes – microanálise – de forma rápida e simultânea à observação das imagens.

Figura 3.14 – Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) pertencente ao Laboratório de Mecânica das Rochas de FURNAS Centrais Elétricas S.A.

Antes de serem observados no MEV, os machos de corte foram lavados com água e sabão, e, posteriormente, limpos com álcool em uma lavadora ultra-sônica (modelo USC – 700), com uma frequência de 55 KHz. Finalmente os machos de corte foram secos com ar quente e colocados na câmara do MEV.

3.4 Condições de corte

As condições de corte utilizadas em laboratório, tanto para a fabricação do pré-furo quanto para a fabricação da rosca, estão descritas na Tab. (3.8). A maior diferença em relação às condições de corte utilizadas na Tupy foi em relação ao tipo de fluido de corte e à forma de aplicação. Na fábrica utilizou-se o fluido de corte em alta pressão (Hysol 6545) em canais internos (pressão mínima de 30 bar), enquanto que em laboratório o fluido de corte foi em forma de jorro (Vasco 1000), ou MQF, devido as características da máquina CNC que

não permite usar fluido em alta pressão, além da restrição imposta pelo sistema de medição de força e torque (dinamômetro). Em ambos os casos, a concentração ficou entre 10 e 12%.

Tabela 3.8 – Condições de corte empregadas em laboratório (UFU)

Laboratório (UFU)	Velocidade de Corte (Vc)	Velocidade em Z	Fluido de Corte	Profundidade do Furo (cego)
Broca	54 m/min	450 mm/min	Vasco 1000	30 mm
Macho	50 m/min	1835 mm/min	Vasco 1000	25 mm

A maior parte dos ensaios de rosqueamento foi realizada com fluido de corte em forma de jorro. Foi utilizada também a técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) com o objetivo de entender a influência nas forças de corte e no torque. Para aplicação de MQF utilizou-se um aparelho fabricado pela ITW Fluid Products Group, modelo O2AO-STD. Trabalhou-se com um fluxo contínuo de ar comprimido, ajustado em torno de 4,3 bar, e "*spray*" intermitente de fluido na frequência de 1 pulso por segundo. A vazão de fluido nestas condições foi de 30 ml/h. Utilizou-se um fluido vegetal biodegradável, atóxico e insolúvel em água, com composição química de óleos vegetais (soja, milho e canola) e aditivos anti-corrosivos (Accu-Lube®/LB-2000). A Tab.3.9 mostra algumas características típicas deste fluido.

Tabela 3.9 – Características típicas do óleo vegetal Accu-Lube®/LB-2000

Propriedade	**Valor**
Densidade, g/ml	(20/-3 °C) 0,900 – 0,940
Ponto de Ebulição	>100°C
Ponto de Fulgor	>300°C

O conjunto MQF foi afixado na parte externa da máquina-ferramenta com o auxílio de uma base magnética (Fig. 3.15). Para a usinagem das roscas utilizou-se dois bicos com ar comprimido e óleo (MQF), separados à 180º. O fluxo de ar e óleo foi direcionado para os filetes dos machos de corte, garantindo dessa forma a lubrificação de todos os dentes dos machos avaliados.

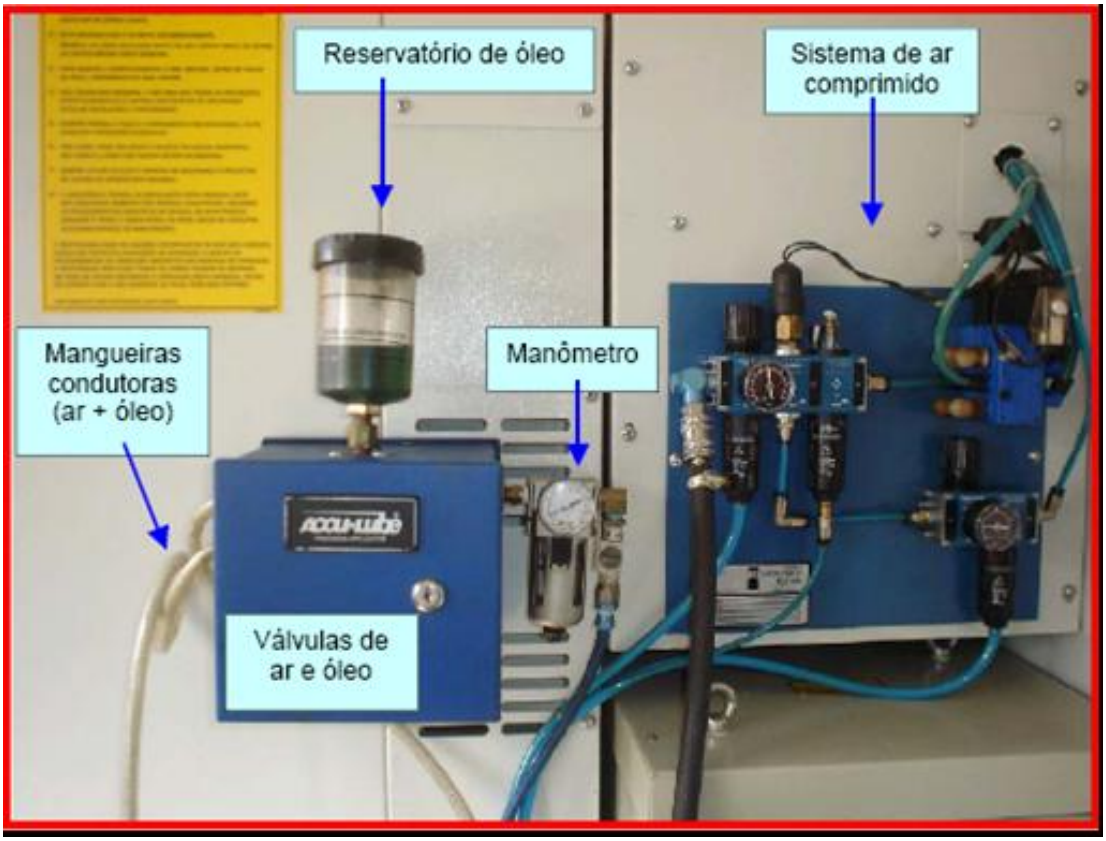


Figura 3.15 – Equipamento de mínima quantidade de fluido (MQF) acoplado na máquina CNC

3.5 Avaliação da qualidade das roscas usinadas

Foram selecionadas algumas roscas fabricadas para análise da qualidade utilizando o MEV. A Fig. 3.16 mostra alguns exemplos de corpos de prova retirados das barras usinadas em laboratório. As amostras foram selecionadas e retiradas dos corpos de prova de fofo vermicular de acordo com os parâmetros que seriam avaliados (velocidade de corte, atmosfera de usinagem e níveis de desgaste das ferramentas). A preparação dos corpos de prova foi feita inicialmente com uma fresa de topo de aço rápido (12 mm de diâmetro), para a extração do bloco com três roscas e posteriormente fresado com uma ferramenta (fresa cilíndrica) de metal duro (50 mm de diâmetro) para a usinagem das laterais da peça.

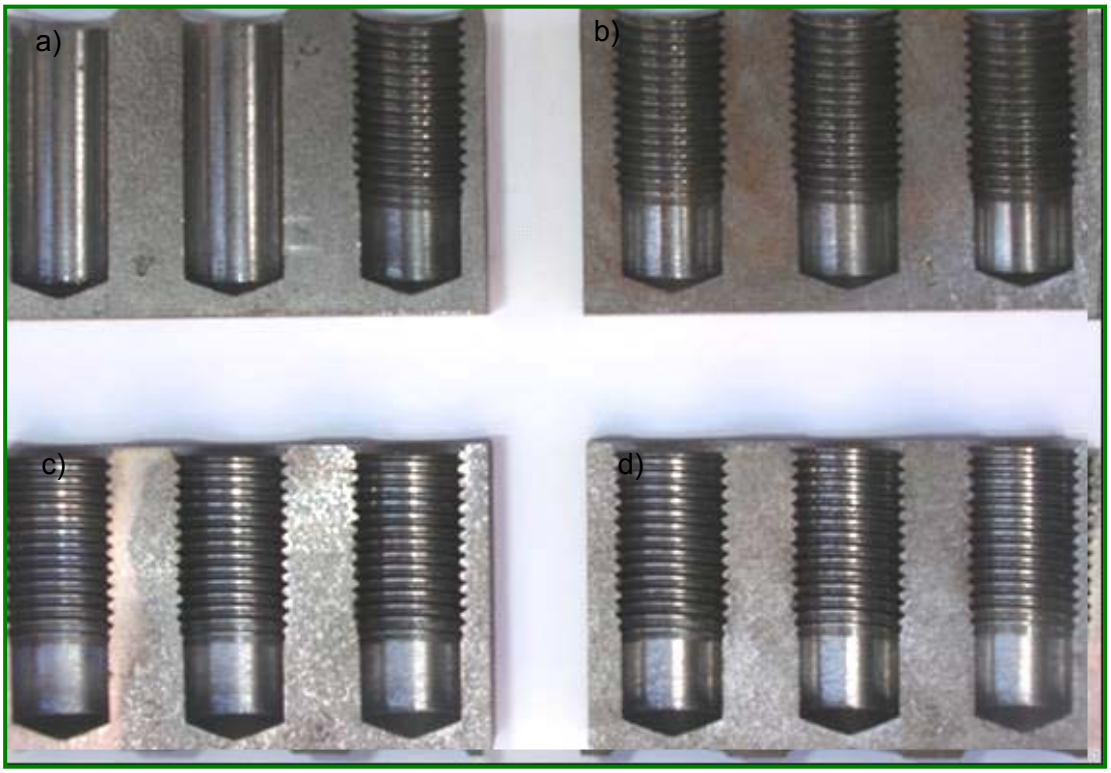


Figura 3.16 – Exemplos de corpos de prova para observação no MEV; a) rosqueamento com velocidade de corte de 5 m/min; b) velocidade de corte igual a 25 m/min; c) velocidade de corte de 50 m/min; d) velocidade de corte de 100 m/min

3.6 Variação do avanço programado na máquina CNC

A velocidade de avanço para a operação de rosqueamento com machos de corte deve corresponder ao passo da rosca a ser fabricada. Assim, o avanço neste caso não é um parâmetro de corte. No entanto, para verificar erro de passo da máquina ou diferença entre avanço selecionado e passo da ferramenta, foram realizados diversos testes (Tab. 3.10) com uma ferramenta nova, variando-se o avanço na direção Z, alterando a velocidade do deslocamento na direção vertical (velocidade vertical que não corresponde ao passo dos filetes dos machos de corte). Como o passo dos machos de corte em estudo possui 1,5 mm, foram empregados avanços maiores e menores do que esse valor de referência.

Tabela 3.10 – Condições de corte e valores de avanço na direção z

Testes	Avanço de Corte (mm/volta)	Testes	Avanço de Corte (mm/volta)
01	1,501	09	1,499
02	1,502	10	1,498
03	1,503	11	1,497
04	1,504	12	1,496
05	1,505	13	1,495
06	1,506	14	1,494
07	1,507	15	1,493
08	1,508	16	1,492

Para cada condição de corte foram medidos os sinais das forças (Fx, Fy, Fz) e torque (Mz) durante a operação de usinagem. A velocidade de corte empregada foi de 50 m/min, em furo cego, com fluido de corte em forma de jorro. A profundidade rosqueada foi de 25 mm. Não houve repetições, exceto nos pré-testes, quando avaliou-se a faixa de avanços apropriada para garantir a segurança da operação em termos de máquina, equipamentos, ferramentas e do operador.

3.7 Variação do comprimento da rosca

Nesta etapa dos testes, buscou-se relacionar a influência do comprimento da rosca nas forças e o torque. Para isso, foi preparado um corpo de prova com diferentes espessuras (furo passante), ou seja, escalonado, para variar os comprimentos rosqueados, conforme mostra a Tab. 3.11. O avanço na direção Z foi constante, igual ao passo do filete dos machos de corte analisados (1,5 mm por volta) e os testes foram realizados com uma ferramenta com 40 % de desgaste.

Tabela 3.11 – Variação da profundidade da rosca em uma chapa escalonada

Testes	Velocidades de Corte (m/min)	Fluido de Corte	Profundidade Rosqueada (mm)
01 a 04	5, 25, 50, 100	Jorro	1,5
05 a 08	5, 25, 50, 100	Jorro	3,0
09 a 12	5, 25, 50, 100	Seco	4,0
13 a 16	5, 25, 50, 100	Jorro	5,0
17 a 20	5, 25, 50, 100	Jorro	6,0
21 a 24	5, 25, 50, 100	Seco	7,0
25 a 28	5, 25, 50, 100	Seco	8,0
29 a 32	5, 25, 50, 100	Jorro	9,0
33 a 36	5, 25, 50, 100	Jorro	10,0
37 a 40	5, 25, 50, 100	Jorro	12,0
41 a 44	5, 25, 50, 100	Jorro	14,0

Observa-se também na tabela 3.11 que além dos comprimentos das roscas, outros parâmetros foram variados, tais como as velocidades de corte e a atmosfera lubri-refrigerante (seco e jorro). Em todos os testes os furos foram passantes. Não houve repetições.

A Fig. 3.17 apresenta o formato do corpo de prova escalonado.

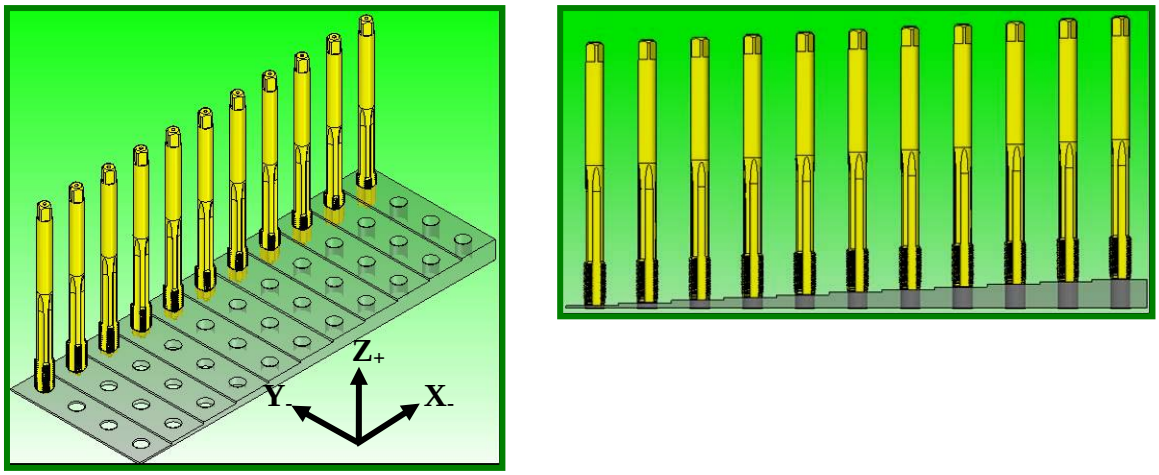


Figura 3.17 – Rosqueamento com macho de corte em chapa escalonada

O material foi fresado a partir de um bloco com as seguintes dimensões: 20 X 70 X 180 mm. A distância entre os pré-furos foi de aproximadamente 16 mm. A broca que fez os

pré-furos foi a mesma utilizada nos demais testes, bem como as mesmas condições de corte (broca de metal duro, com diâmetro de 11,5 mm). O macho de corte utilizado tinha um nível de desgaste de 40%. A escolha da ferramenta para essa bateria de testes foi aleatória. Em outros testes utilizou-se machos com níveis de desgaste diferentes.

A Fig. 3.18 mostra as etapas da preparação do corpo de prova (fresamento).

Figura 3.18 – Imagens das etapas de preparação da chapa escalonada utilizada nos testes para investigaram a influência da espessura de corte no rosqueamento com machos de corte

Para estes testes utilizou-se um corpo de prova que já havia sido rosqueado em trabalhos anteriores (furo cego). Ele foi fresado na superfície superior, e assim, o corpo de prova passou a ter 14 mm de espessura. Em seguida utilizou-se uma fresa, tipo disco, para realizar os demais rebaixos. A menor medida (espessura da chapa) equivaleu a 1,5 mm.

Teste similar foi realizado utilizando outro método. Foram usinadas roscas com diversos comprimentos em furos cegos, conforme mostra a Tab. 3.12. O avanço na direção Z também foi igual ao passo do macho de corte (1,5 mm por volta) para dois estágios de desgaste (novo e em fim de vida). Neste caso, foi verificada a influência da profundidade rosqueada em furos cegos, de mesmo comprimento. Nestes testes foram utilizadas as placas com dimensões semelhantes às mostradas na Fig. 3.3.

Tabela 3.12 – Condições de corte para os testes de efeito da profundidade de corte em furo cego com dois machos (novo e com 100% de desgaste)

Testes	Profundidade Rosqueada (mm)	Testes	Profundidade Rosqueada (mm)
01 e 02	0,25	21 e 22	4,50
03 e 04	0,50	23 e 24	5,50
05 e 06	0,75	25 e 26	6,50
07 e 08	1,00	27 e 28	7,50
09 e 10	1,50	29 e 30	10,0
11 e 12	2,00	31 e 32	12,5
13 e 14	2,50	33 e 34	15,0
15 e 16	3,00	35 e 36	17,5
17 e 18	3,50	37 e 38	20,0
19 e 20	4,00	39 e 40	25,0

3.8 Influência do diâmetro do pré-furo nas forças e no torque

Em todos os testes descritos até aqui utilizou-se uma broca de metal duro, revestida com TiAlN, com diâmetro de 11,5 mm. Esse diâmetro é o recomendado para abrir roscas M13 X 1,5 mm. Entretanto, para entender o efeito do diâmetro do pré-furo (furação) nas forças e torque durante o rosqueamento, foram utilizadas outras brocas de aço-rápido (HSS), com diâmetros diferentes de 11,5 mm. A Fig. 3.19 representa esquematicamente os diâmetros utilizados. Neste caso foram usinadas as roscas individuais e uma escalonada.

A Tab. 3.13 apresenta os diâmetros dos pré-furos utilizados, bem como os parâmetros de corte empregados no rosqueamento. Para isso, utilizaram-se várias brocas de aço-rápido e uma de metal duro (diâmetro de 11,5 mm). Em todos os testes utilizou-se velocidade de corte de 50 m/min. A ferramenta utilizada tinha 40 % de desgaste e em todos os testes o fluido de corte aplicado foi em forma de jorro. Não houve repetições dos testes.

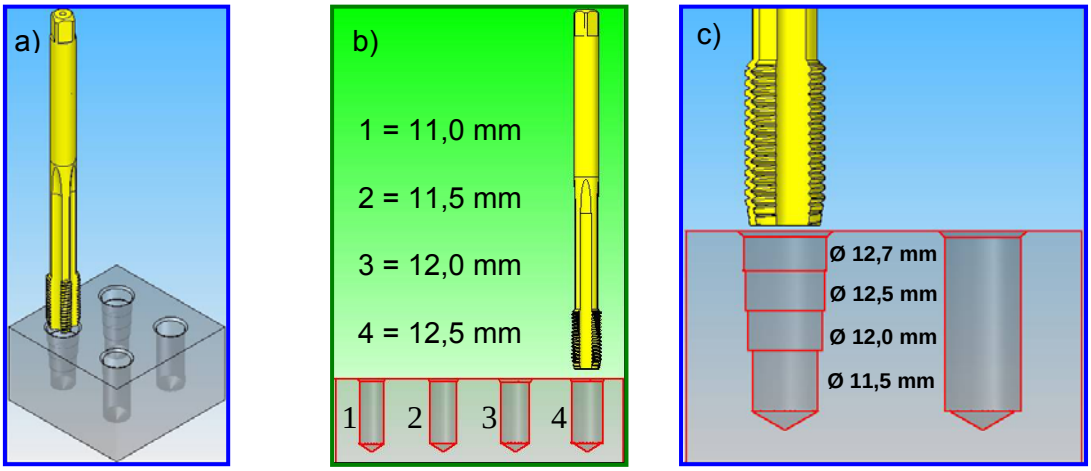


Figura 3.19 – Representação dos pré-furos com distintos diâmetros; a) ilustração em perspectiva; b) variação dos diâmetros dos pré-furos; c) Pré-furo escalonado

Tabela 3.13 – Diâmetros das brocas utilizadas nesta etapa da pesquisa

Testes	Diâmetro das Brocas (mm)	Material da Broca	Profundidade Rosqueada (mm) (furo cego)
01	11,5	metal duro	25
02	11,0	aço-rápido	08
03	11,0	aço-rápido	10
04	11,0	aço-rápido	12
05	11,0	aço-rápido	18
06	11,0	aço-rápido	25
07	11,5	aço-rápido	25
08	12,0	aço-rápido	25
09	12,5	aço-rápido	25
10	12,7	aço-rápido	25

3.9 Variação do erro de concentricidade dos machos de corte em relação aos pré-furos

Nesta etapa do trabalho buscou-se relacionar a influência da falta de concentricidade da ferramenta em relação ao pré-furo. A Fig. 3.20 ilustra de forma esquemática o deslocamento do macho de corte em relação ao pré-furo.

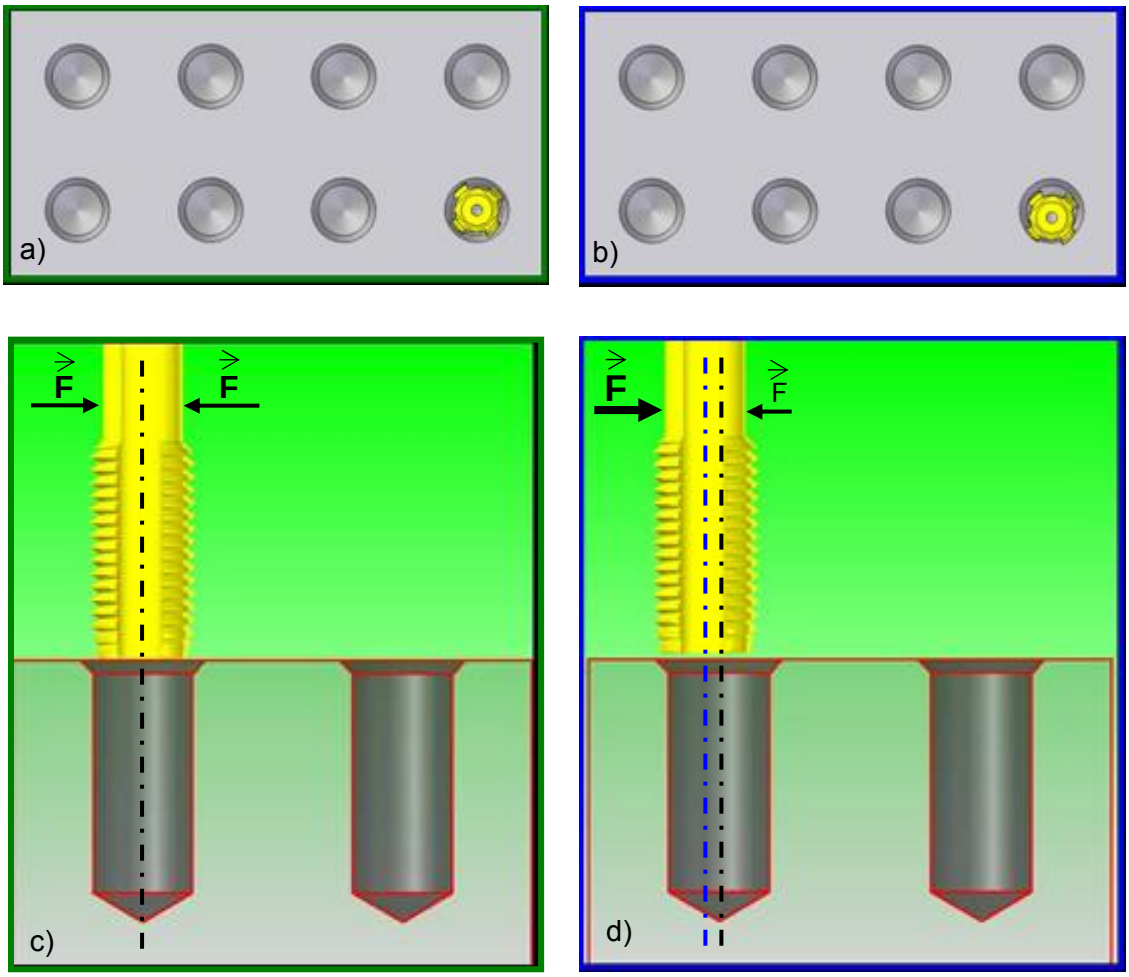


Figura 3.20 – Esquema ilustrativo da variação da concentricidade do macho de corte em relação ao pré-furo; a) vista superior de um macho concêntrico com o pré-furo; b) vista superior de um macho não concêntrico com o pré-furo; c) vista lateral de um macho com pré-furo concêntrico; d) vista lateral de um macho com pré-furo não concêntrico

Se o centro do macho de corte é o mesmo centro do pré-furos, diz-se que o rosqueamento é concêntrico. A não concentricidade é a diferença entre o posicionamento que existe entre o pré-furo e o macho de corte. Também é comum ocorrer durante o rosqueamento com machos de corte o batimento (oscilação da ferramenta em relação ao pré-furo). Esses problemas podem ocorrer devido à má fixação das ferramentas de corte (fixação por pinças, por exemplo) ou defeito da usinagem da haste dos machos de corte. Assim, buscou-se deslocar o centro do macho de corte em relação ao pré-furo, alterando o programa CNC. Foram realizados diversos testes e foram avaliados os resultados das forças e do torque para cada condição.

A Tab. 3.14 mostra os valores dos desvios de concentricidade utilizados para esta investigação.

Tabela 3.14 – Valores dos desvios de concentricidade utilizados nos testes

Teste	Concentricidade (mm)	Teste	Concentricidade (mm)	Teste	Concentricidade (mm)
01	0,010	18	0,120	35	0,300
02	0,014	19	0,127	36	0,311
03	0,020	20	0,130	37	0,320
04	0,028	21	0,140	38	0,339
05	0,030	22	0,141	39	0,340
06	0,040	23	0,160	40	0,360
07	0,042	24	0,170	41	0,368
08	0,050	25	0,180	42	0,380
09	0,057	26	0,198	43	0,396
10	0,060	27	0,200	44	0,400
11	0,070	28	0,220	45	0,424
12	0,071	28	0,226	46	0,453
13	0,080	30	0,240	47	0,480
14	0,085	31	0,255	48	0,509
15	0,090	32	0,260	49	0,537
16	0,099	33	0,280	50	0,566
17	0,100	34	0,283	51	1,000

Os testes foram utilizados com velocidades de corte de 50 m/min e avanço de 1,5 mm/volta. O macho de corte utilizado já havia feito 4800 roscas na Tupy. (40% de desgaste). Em todos os testes utilizou-se fluido de corte em forma de jorro. A profundidade rosqueada foi de 25 mm (furo cego). Foram realizados 68 testes no total, incluindo 15 repetições para os valores de desvio de concentricidade inferiores a 0,05 mm. Os valores dos desvios de concentricidade variaram de 0,01 a 1,00 mm.

A Fig. 3.21 ilustra graficamente a posição do centro do macho em relação ao pré-furo, admitindo como referência os eixos x e y da mesa da máquina ferramenta. Observa-se que há pontos com valores de desvios de concentricidade iguais (distância do ponto até o centro da circunferência). Esses testes foram feitos porque buscou-se avaliar o efeito do deslocamento nos eixos x e y (positivo e negativo). Como os valores das forças e do torque foram parecidos, optou-se por realizar somente o deslocamento nas direções de x e y (negativos).

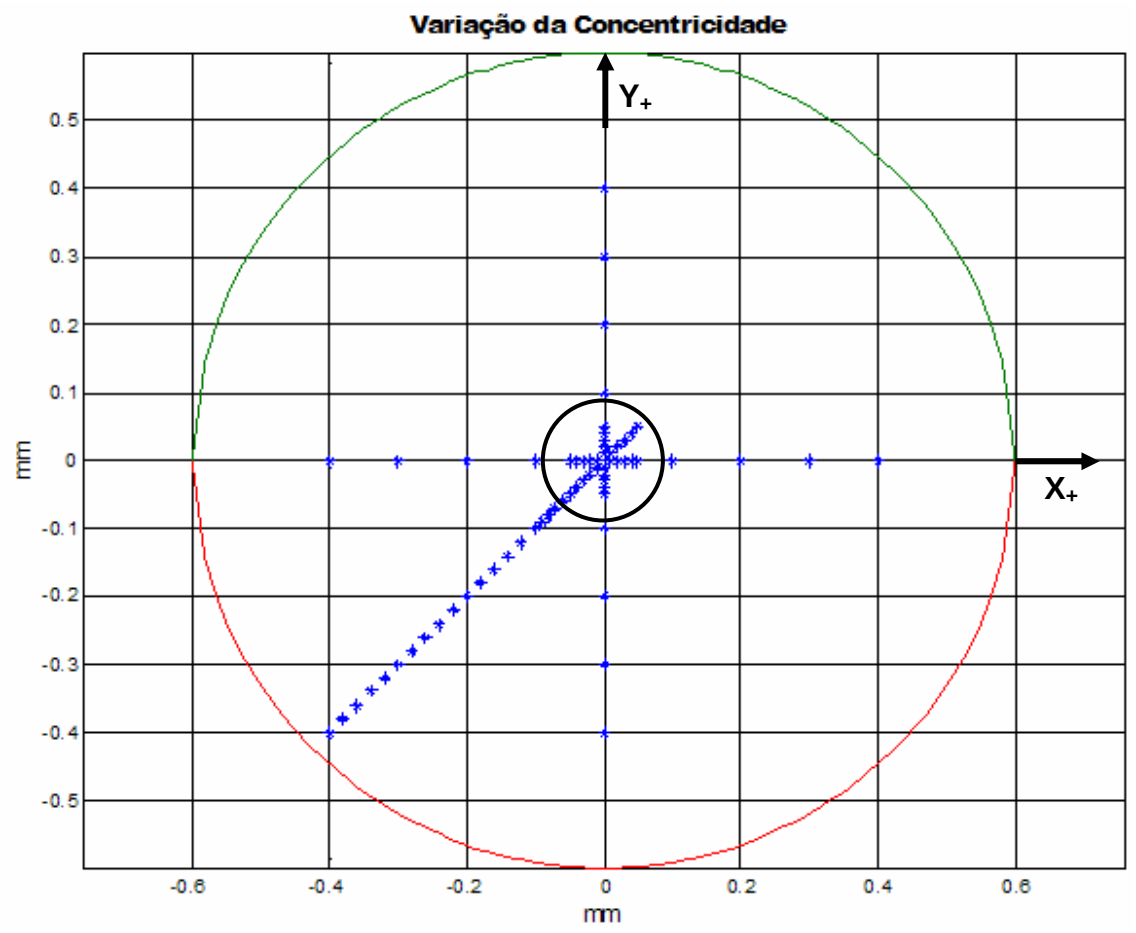


Figura 3.21 – Esquema ilustrativo da variação da concentricidade nos pré-furos

3.10 Rosqueamento com corte interrompido

Os resultados dos pré-testes realizados apresentaram discrepâncias entre os sinais das forças e do torque, ou seja, enquanto os sinais de torque e força axial atingiram valores significativos (Fig. 3.22 (b e d)) os sinais das forças Fx e Fy foram muito baixos (Fig. 3.22 (a e c)). Esta discrepância não tem sentido físico, visto que estas grandezas (torque e força radial) são diretamente proporcionais. A explicação para tal aversão, então, está relacionada com a forma com que os dados são adquiridos pelo dinamômetro. No caso do macho de corte, que é uma ferramenta que possui mais de uma aresta cortante, o resultado final da força radial em x, por exemplo, é a soma ou resultante das Fx geradas pelas diversas arestas da ferramenta ao longo do comprimento da parte cortante do macho (REIS, 2004).

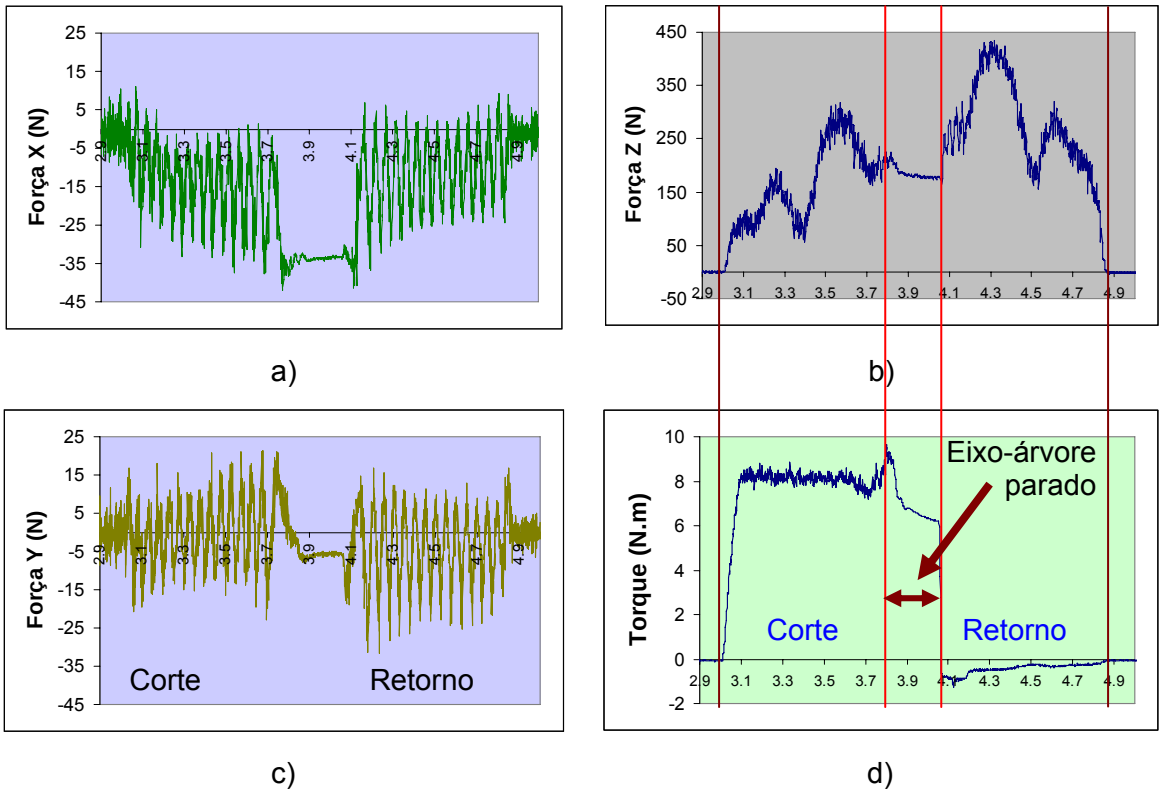


Figura 3.22 – Forças e torque medido durante a usinagem de ferro fundido vermicular com um macho de corte de metal duro com 4 canais (Vc = 50 m/min); a) Força radial (Fx); b) Força axial (Fz); c) Força radial (Fy); d) torque (Mz)

Analisando o exemplo de uma ferramenta com 4 arestas (Fig. 3.23), o resultado da força radial no eixo x (Fx), medido pelo dinamômetro em um instante t qualquer, seria Fx = Fx1 + Fx2 – Fx3 – Fx4. Desta forma, para o caso particular do presente trabalho em que as

ferramentas possuem 4 canais simetricamente distribuídos, a tendência é que a força resultante medida (Fx) seja nula, o que justifica os resultados encontrados para esta variável.

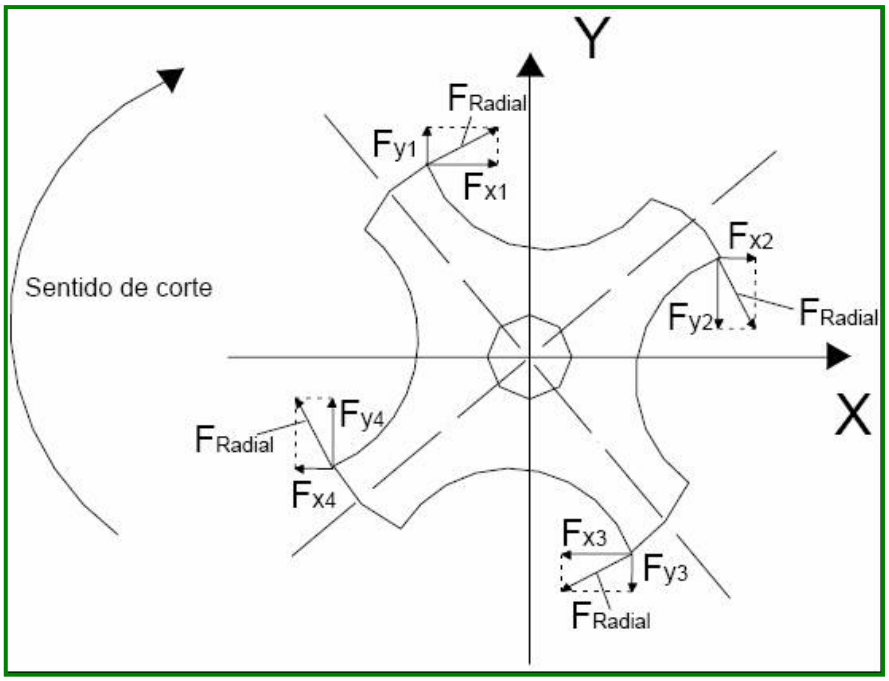


Figura 3.23 – Esquema mostrando as direções e sentidos da força radial e de suas componentes Fx e Fy, nas arestas de corte de um macho com quatro canais (REIS, 2004)

Com o objetivo de se ter uma ideia, ainda que aproximada, do real valor da força radial gerada durante os testes de rosqueamento interno realizados neste trabalho, e ao mesmo tempo determinar as possíveis variações nos sinais de torque, foram realizados alguns ensaios de rosqueamento com corte interrompido. Optou-se por empregar dois métodos diferentes, descritas a seguir:

a) No primeiro método foram gerados rasgos laterais até uma profundidade de 8 mm nos pré-furos (Fig. 3.24) que seriam posteriormente rosqueados. Desta forma o macho produziria a rosca em furos com uma fenda na borda, o que causaria um desbalanceamento das forças. Os dentes da ferramenta de corte em cada volta sofreriam um alívio de forças (diminuição da quantidade de material a ser removido) e, em seguida, um acréscimo de material nas laterais do pré-furo, de tal forma que, novamente, as forças de corte sofressem um aumento. A ideia foi usinar uma rosca com os cortes interrompidos, semelhantes ao processo de fresamento. O comprimento total rosqueado foi de 18 mm, sendo que para os 8

mm iniciais a ferramenta de corte usinou com corte descontínuo. A velocidade de rosqueamento foi de 5,0 m/min (123 rpm). O macho de corte utilizado era novo. A confecção destes rasgos foi realizada da seguinte forma: após usinar os pré-furos com a broca escalonada, foram feitos rebaixos em três pré-furos distantes entre si de 50 mm (centro a centro), com uma fresa de topo de 16 mm de diâmetro (desalinhada em relação ao pré-furo em 2 mm) com o objetivo de atingir e produzir um rasgo (fenda) na borda de um pré-furo a ser rosqueado. A Fig 3.24 esquematiza o corpo de prova para o rosqueamento com corte descontínuo. Houve duas repetições.

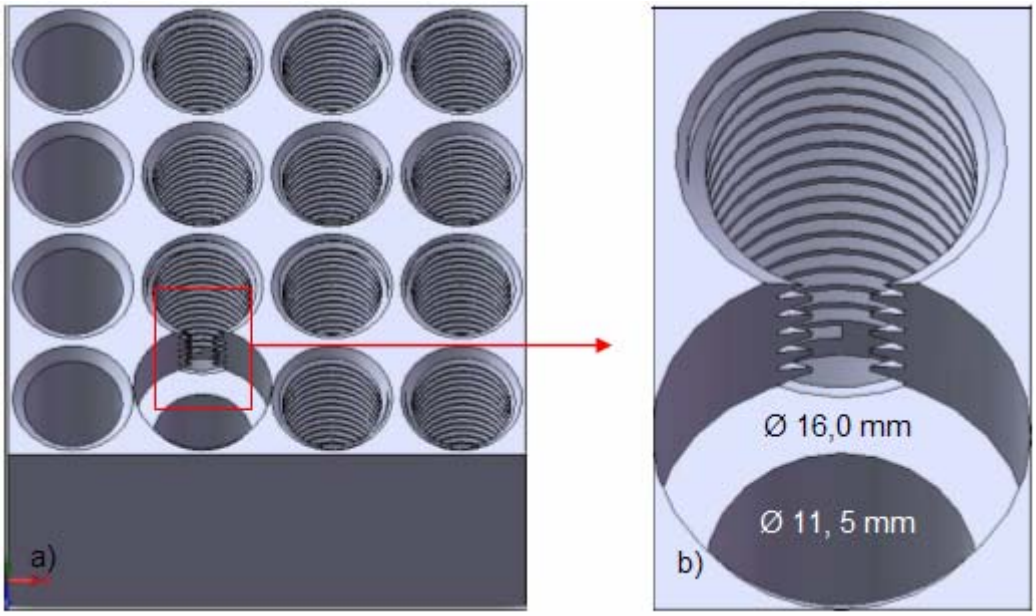


Figura 3.24 – Rosqueamento com corte descontínuo nos 8 mm iniciais da rosca; a) ilustração da operação; b) detalhe da região selecionada na Fig. 3.24 (a)

b) No segundo método variou-se o volume de material rosqueado em toda extensão dos pré-furos. Fez-se o fresamento de uma das laterais do corpo de prova (placa de CGI), de forma que se estabelecesse uma referência entre a peça a ser usinada e o eixo X da máquina CNC. Em seguida realizou-se a furação dos pré-furos (30 mm de profundidade), porém, com diferentes medidas em relação à face do corpo de prova, permitindo dessa forma, que os pré-furos tivessem um alívio na lateral do corpo de prova fresado (Fig. 3.25). Variou-se as coordenadas do eixo Y da máquina CNC de zero a 2,5 mm, com intervalos de 0,25 mm. Com isso, o volume de material a ser removido na direção Y positivo variou, permitindo

assim, a usinagem de roscas com o corte interrompido, de forma que as forças nas direções (X, Y e Z) pudessem ser alteradas.

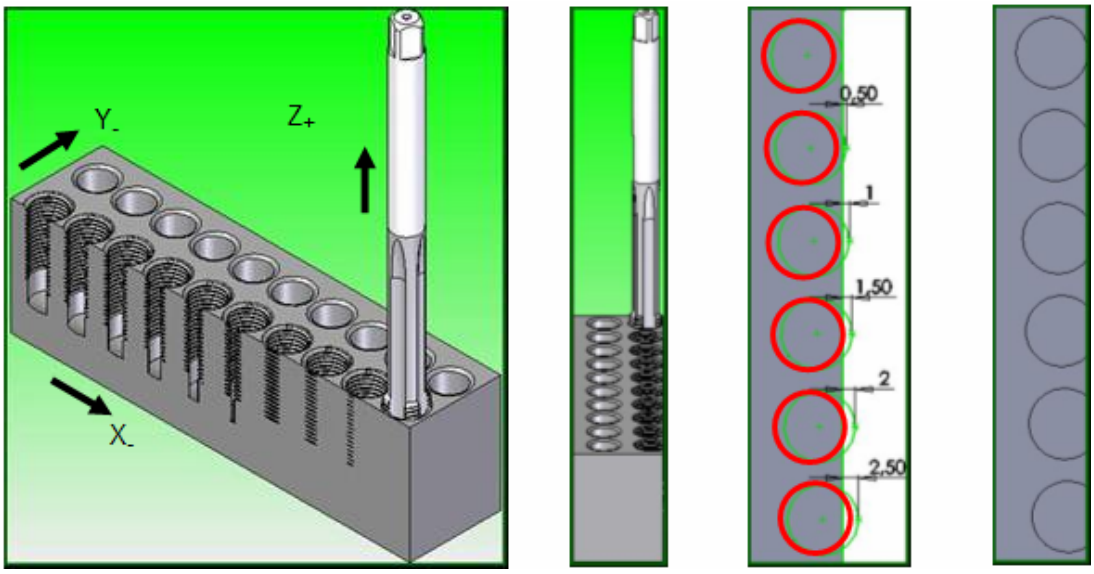


Figura 3.25 – Geometria dos pré-furos especiais para avaliação das forças e torque no rosqueamento

3.11 Efeito da retirada de alguns dentes de um macho de corte

Os ensaios desta seção foram realizados com o objetivo de estudar a influência da ausência de alguns dentes da ferramenta de corte nas forças e no torque. Especificamente, avaliou-se o rosqueamento com machos de corte com a ausência de alguns dentes em uma carreira e posteriormente com a ausência da carreira completa de dentes.

Inicialmente, foram retificados (corte) sete dentes em uma das carreiras de um macho de corte que já havia produzido 12.000 roscas na empresa Tupy S.A. e que já apresentava avarias (lascamentos) em alguns dentes, devido a testes feitos em laboratório com altas velocidades de corte (150 m/min), durante os pré-testes. A Fig. 3.26 ilustra as alterações provocadas na geometria desse macho de corte. Utilizou-se um rebolo abrasivo (carboneto de silício) e usinou-se (retificação) 7 dentes de uma carreira da ferramenta (Fig. 3.26 a e b). Em seguida, após adquirir alguns sinais de força e torque, optou-se por destacar os demais dentes da carreira retificada (Fig. 3.26c); De forma semelhante fez-se a alteração de outra carreira oposta à carreira usinada anteriormente, conforme pode ser observado nas

Figs. 3.26d e 3.26e. A Fig. 3.26f é a representação de uma vista frontal de um macho de corte novo.

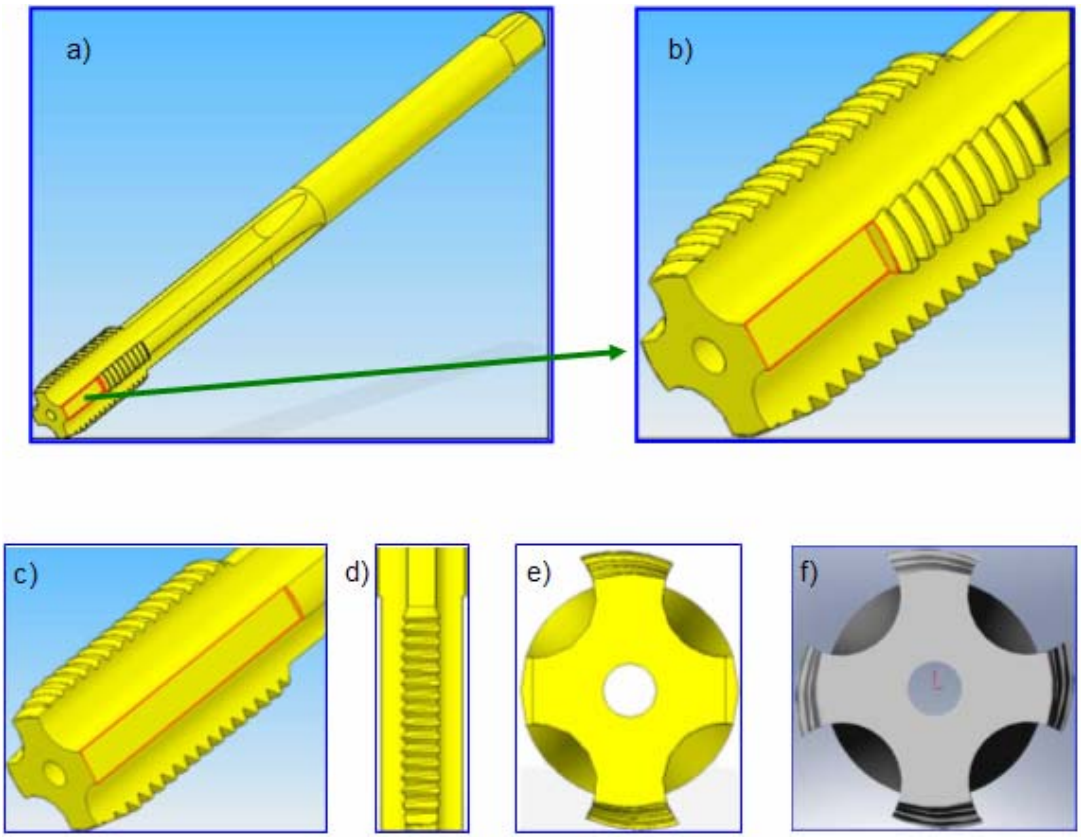


Figura 3.26 – Alteração da geometria de um macho de corte. a) destacamento de 7 dentes; b) detalhe da retificação da área selecionada da Fig. 3.26 (a); c) destacamento da carreira inteira (15 dentes); d) vista lateral do macho de corte após a retirada de duas carreiras (30 dentes); e) vista frontal do macho após a retificação das duas carreiras; f) vista frontal de um macho novo

3.12 Efeito da redução de comprimento do macho de corte

Finalmente, para comprovar que a região cônica dos machos de corte é a maior responsável pelas forças e o torque, foram investigados alguns sinais de torque e forças em Z. Utilizou-se uma ferramenta em fim de vida e realizou-se vários desbastes na extensão do macho de corte (comprimento da região cônica), de forma que a dimensão total da ferramenta se tornasse menor, tanto na região dos filetes, como na dimensão total (Fig. 3.27).

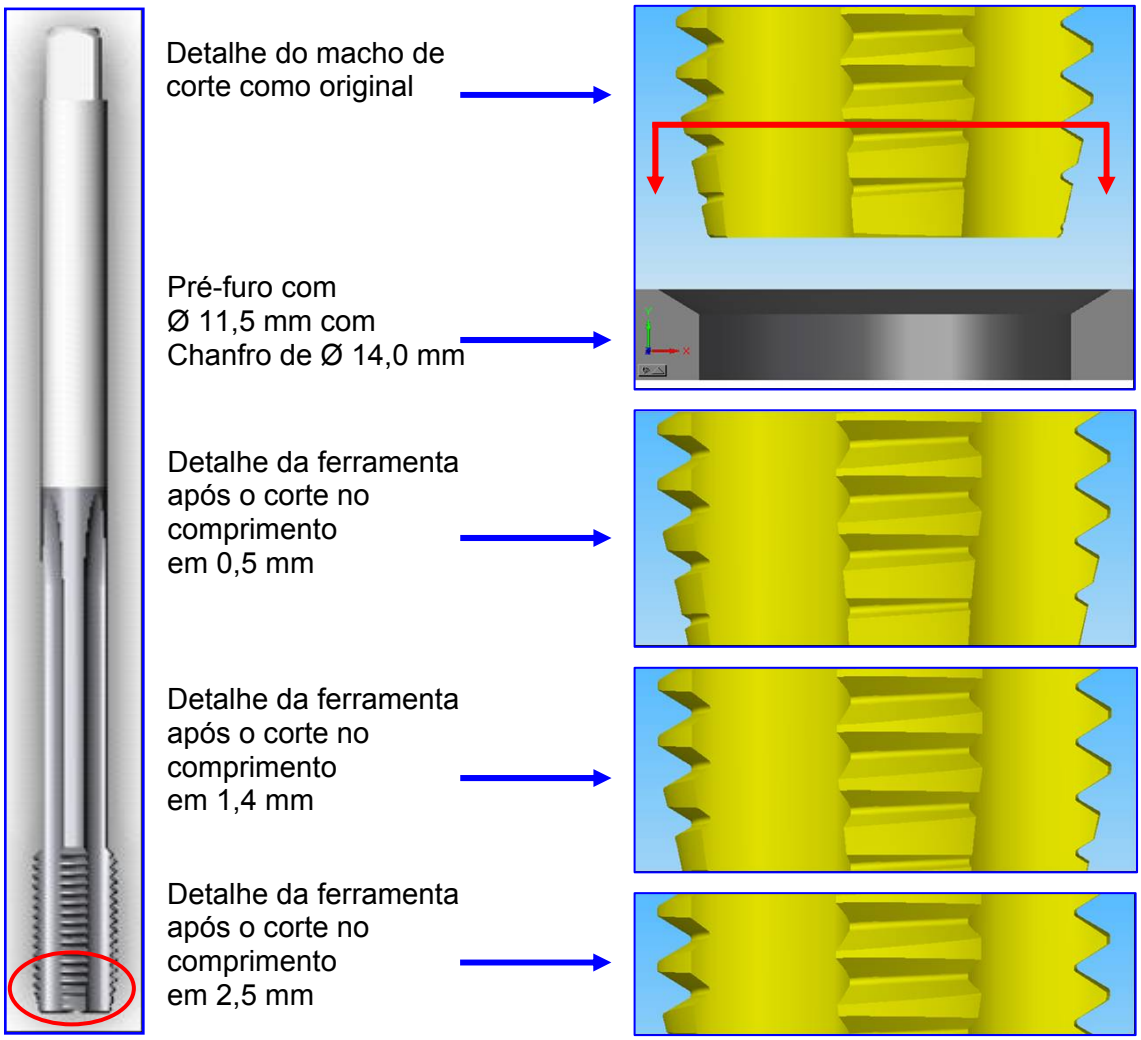


Figura 3.27 – Esquema ilustrativo da geometria do macho de corte após a retirada de alguns dentes na região cônica (comprimento da ferramenta)

Utilizou-se um rebolo de carboneto de silício e cortou-se manualmente o macho de corte na região cônica em 0,5 mm, de forma que o comprimento do macho de corte que era inicialmente de 150 mm de comprimento, após a retificação passou para 149,5 mm. Em seguida, após fazer os testes de rosqueamento, com a aquisição dos sinais de força e torque, repetiu-se o procedimento 6 vezes, de forma que o macho de corte diminuísse as medidas para 149,2; 148,9; 148,6; 148,2; 147,8 e 147,5 mm, respectivamente. Para cada medida do macho de corte fez-se a aquisição de força e torque, com as condições de corte empregadas na Tupy (Vc = 50 m/min, avanço de 1,5 mm/volta, furo cego). O fluido de corte foi aplicado em forma de jorro.

Capítulo IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados dos ensaios de rosqueamento com machos de corte conforme descrito anteriormente (capítulo 3). Foram abordados os seguintes itens: análise das formas e mecanismos de desgaste ocorridos; avaliação da qualidade das roscas fabricadas; análise do torque e forças de corte ocorridas durante o processo de rosqueamento em diversas situações de usinagem, com o objetivo de aumentar os conhecimentos dessa tecnologia.

4.1 Análise da forma e mecanismo de desgaste

As análises mostram que ocorreram desgastes tanto na superfície de folga (principal e secundária), como na superfície de saída, principalmente, para os primeiros dentes dos machos de corte. Na superfície de folga o desgaste ocorreu tanto nos dentes cônicos, como nos dentes alisadores. Pela dificuldade em focar os dentes cônicos (D1, D2 e D3) em microscópio ótico, optou-se por não apresentá-los nesta etapa do trabalho. A Fig. 4.1 mostra as superfícies de folga em dentes alisadores de cinco machos de corte com níveis de desgaste de 20, 40, 60, 80 e 100%, respectivamente. Estes dentes são da carreira 2, onde o desgaste foi maior. Nota-se que os primeiros dentes das ferramentas de corte (primeiro da parte cilíndrica ou quarto dente dos machos de corte) foram os que mais sofreram avarias, seguidos pelos próximos dentes alisadores.

Durante o estágio de corte os dentes do macho entram em ação de corte continuamente um após o outro, até atingir a profundidade programada. Os primeiros dentes (cônicos) iniciam o corte e à medida que vão se desgastando, os dentes alisadores (cilíndricos) contribuem para a retirada de material (corte). Geralmente os últimos dentes atingem o material com uma velocidade inferior aos primeiros dentes, pois a máquina já encontra-se em fase de desaceleração, quando utilizam-se cabeçotes fixos.

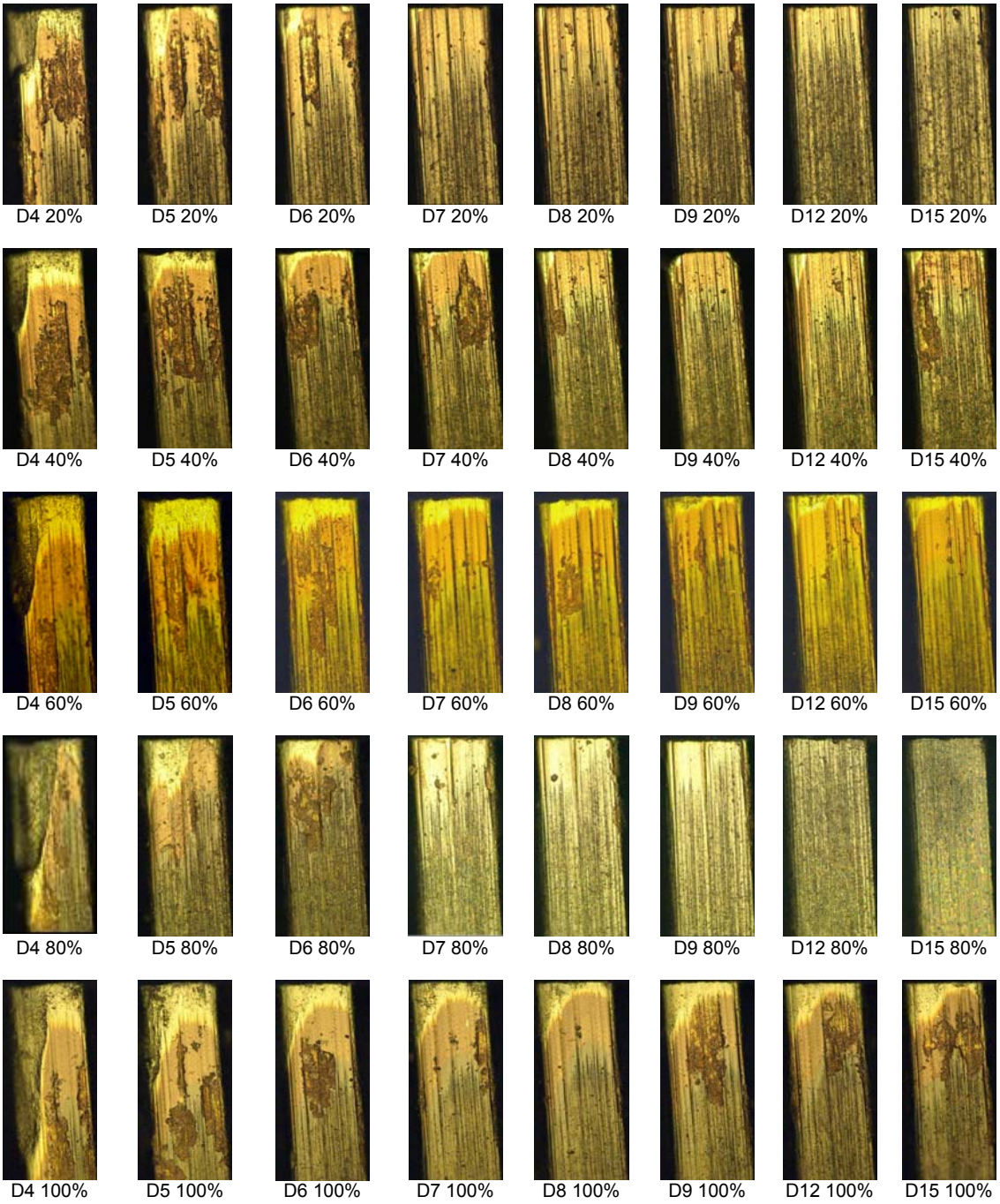


Figura 4.1 – Evolução do desgaste dos dentes alisadores em cinco ferramentas (macho de corte, 2ª carreira)

No retorno, os últimos dentes, como por exemplo, o 10º, 11º, 12º, 13º, 14º e 15º, são os primeiros a deixarem o pré-furo e, consequentemente, ficam menor tempo em contato com a peça a ser rosqueada. Ressalta-se também que a velocidade de retorno, para cabeçotes fixos, é variável, ou seja, após o corte, o eixo-árvore inicia a retração da ferramenta, acelerando-a, até atingir a velocidade programada. Se a aceleração da máquina

for pequena e o comprimento dos furos rosqueados for curto, provavelmente os primeiros dentes do macho serão os únicos a desenvolverem um contato com os filetes já usinados com a velocidade programada. Além disso, o primeiro dente alisador (4º dente da carreira 1) possui uma região cônica, conforme pode ser constatado na Fig. 4.2, que mostra uma ilustração da geometria da ferramenta de corte.

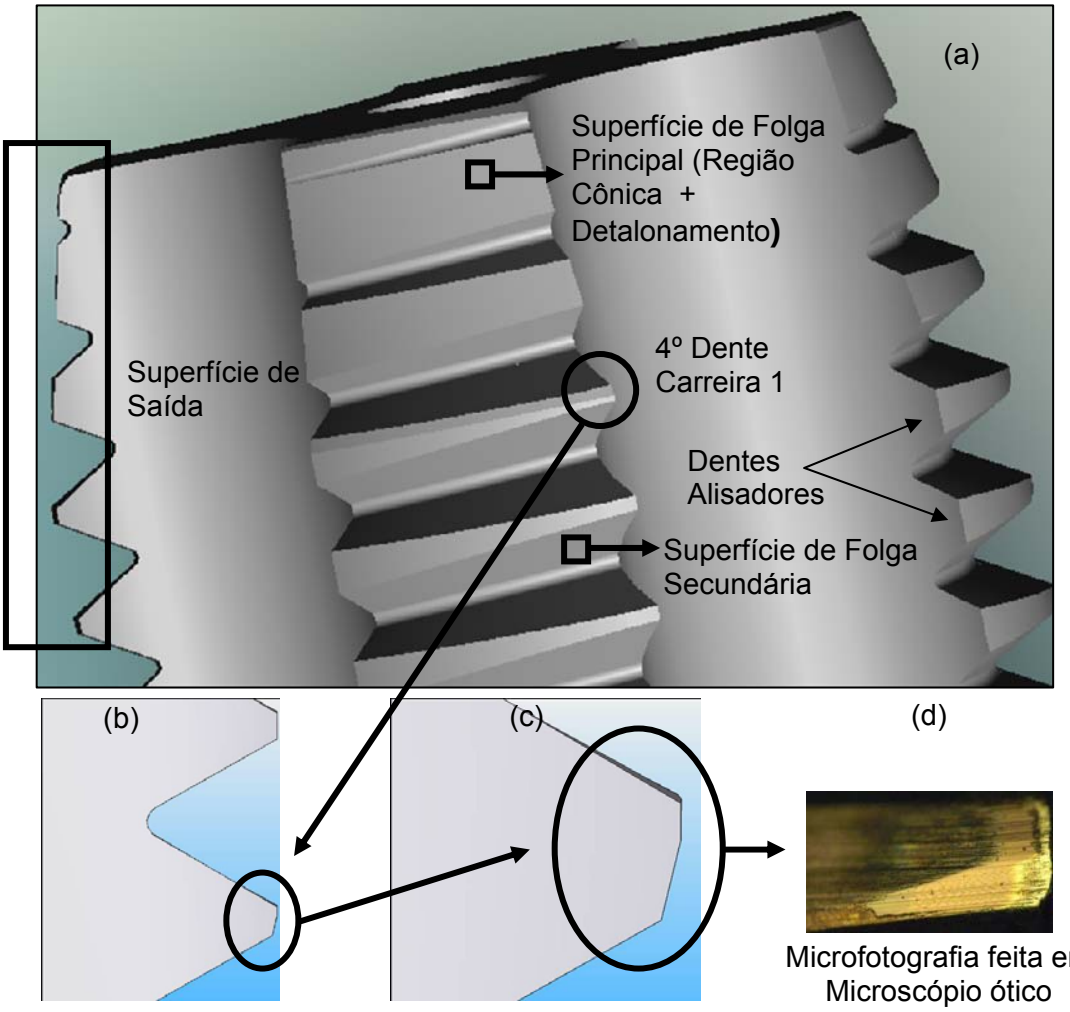


Figura 4.2 – (a) Esquema ilustrativo de um macho de corte; (b e c) Detalhe do 4º dente da carreira 1; (d) Microfotografia do 4º dente de um macho de corte após usinar 12.000 roscas

Teoricamente, o quarto dente da primeira carreira é o primeiro responsável para dar a forma ao perfil da rosca. Em seguida o quarto dente da segunda carreira e assim sucessivamente, até completar uma volta e iniciar o ciclo (segunda volta) com o quinto dente da primeira carreira. Entretanto, percebeu-se que para esses machos de corte (para essa geometria), o primeiro dente totalmente cilíndrico é o da segunda carreira. Assim, considerando sempre um ponto fixo como o início do rosqueamento, o ciclo de acabamento

do perfil das roscas inicia-se com o primeiro dente da segunda carreira (C2), seguido pelo primeiro dente da terceira carreira (C3) e completa-se com o segundo dente cilíndrico da primeira carreira (quinto dente da C1).

A Fig. 4.3 mostra as superfícies de folga e saída de um macho de corte de metal duro, com 60% de desgaste, ou seja, após usinar 7200 roscas em ferro fundido vermicular. Analisando a região cônica, verificou-se que houve alteração da geometria de corte nos três dentes iniciais das carreiras três (C3) e quatro (C4). Para as carreiras um (C1) e dois (C2), o desgaste só ocorreu a partir do segundo dente cônico. O desgaste foi maior para os dentes cônicos porque eles são os responsáveis pelo desbaste de fato das roscas. Além desse fato, deve-se observar também que a velocidade de corte para os dentes iniciais (cônicos) é variável. Quanto mais próximo dos dentes alisadores, maior é o diâmetro da ferramenta e, consequentemente, maior é a velocidade de rosqueamento, fator influente no desgaste e na vida dos machos de corte. Na superfície de saída o desgaste também ocorreu com maior intensidade nos dentes cônicos.

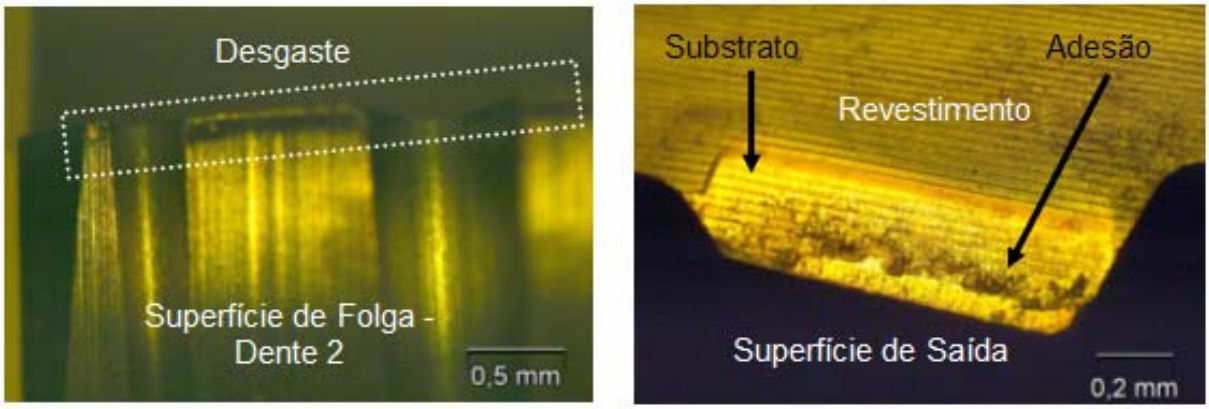


Figura 4.3 – Detalhe da região cônica de um macho de corte de metal duro (superfície de folga e saída) com 60% de vida

A Fig. 4.4 mostra uma foto feita no MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura) para uma ferramenta em final de vida. A imagem mostra as principais áreas afetadas durante o processo de rosqueamento realizado durante a usinagem de ferro fundido vermicular na empresa Tupy S.A.. Observa-se que houve desgaste nas superfícies de folga e saída da ferramenta de corte.

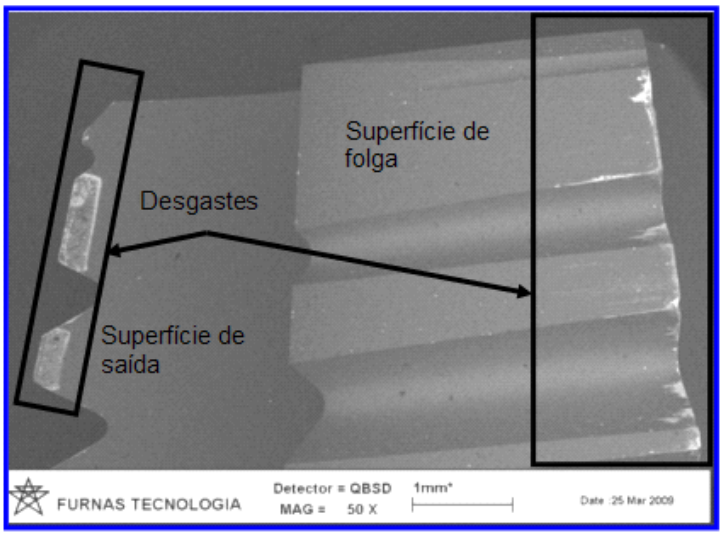


Figura 4.4 – Imagem do panorama geral de um macho de corte após usinar 12.000 roscas em ferro fundido vermicular (classe 450)

A Fig. 4.5 ilustra o desgaste na superfície de saída ocorrido nos primeiros filetes (região cônica) de dois machos de corte que usinaram 4.800 e 12.000 roscas, respectivamente.

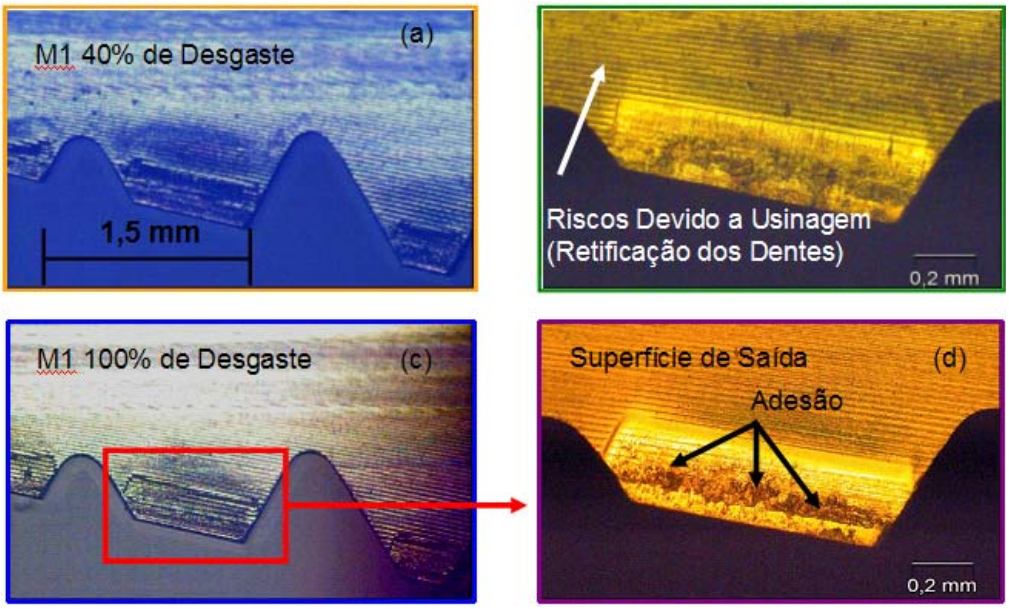


Figura 4.5 – a) e b) Superfície de saída de um macho que usinou 40% das roscas previstas; c) e d) Superfície de saída de um macho de corte em fim de vida (usinou 100% das roscas previstas)

Nota-se que a forma do desgaste parece ser a mesma para todos os filetes analisados. Entretanto, acredita-se que o desgaste ocorreu logo no início da usinagem, pois os machos de corte que usinaram somente 40% do previsto (4800 roscas), Fig. 4.5(a) e 4.5(b), já apresentavam desgaste na superfície de saída semelhante ao macho de corte que chegou ao fim de vida, Fig. 4.5(c) e 4.5(d). Verificou-se aderência de material da peça nas superfícies de folga e também de saída, cobrindo grandes extensões do revestimento e também das áreas já desgastadas. A adesão ocorreu para todos os machos de corte, inclusive para as ferramentas que foram utilizadas em laboratório (novas).

A Fig. 4.6 apresenta uma visão geral de um macho de corte, após usinar aproximadamente 100 roscas em ferro fundido vermicular em laboratório. Observa-se que o desgaste parece ser muito pequeno (superfície de folga), tanto nos dentes cônicos, como nos alisadores (cilíndricos). A imagem foi feita em MEV, utilizando elétrons secundários. Entretanto, ao ampliar as imagens feitas em MEV percebeu-se que a adesão iniciou-se logo nas primeiras roscas usinadas, causando o destacamento do revestimento próximo à aresta de corte.

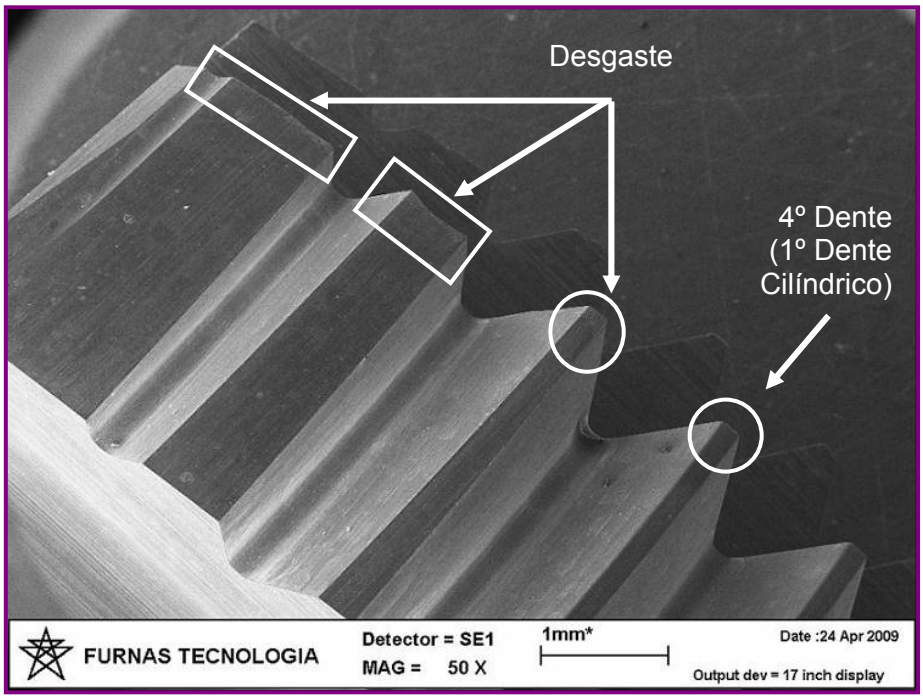


Figura 4.6 – Panorama geral de um macho de corte após usinar aproximadamente cem roscas em laboratório (CGI)

A Fig. 4.7 é uma vista geral da segunda carreira (C2) desse macho de corte, a qual permite visualizar as superfícies de folga e saída, simultaneamente, em que utilizou-se

elétrons retro-espalhados. Observa-se a presença de metal aderido (CGI) em diversas regiões do macho de corte, principalmente nos dentes dois (2) e três (3) da região cônica.

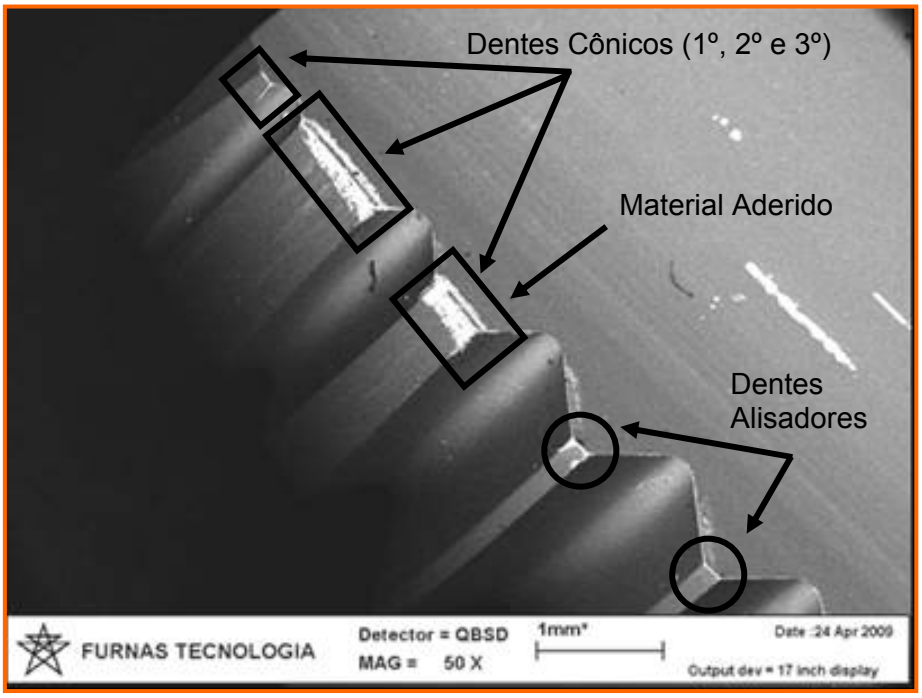


Figura 4.7 – Vista geral da segunda carreira (C2) após usinar aproximadamente cem roscas em CGI

A Fig. 4.8 é uma ampliação do terceiro dente (3º dente cônico), na qual podem ser observadas as primeiras marcas de desgaste. O ferro fundido vermicular aderiu nas superfícies de folga e saída dos machos de corte logo nas primeiras roscas usinadas. Ao desprenderem, arrancaram consigo partículas dos revestimentos, bem como dos substratos, caracterizando o mecanismo de desgaste denominado por "*attrition*" (TRENT; WRIGHT, 2000: MACHADO et al., 2009). Observa-se na superfície de saída as marcas deixadas pelos cavacos, com a aparência do início de uma cratera. Percebeu-se também que o desgaste ocorreu muito próximo da aresta de corte (aproximadamente 100 μm). Além disso, pode ter havido lascamentos ou destacamento dos revestimentos em determinadas regiões da ferramenta, conforme pode-se observar através da ampliação da imagem da Fig. 4.8 (regiões marcadas por "1" e "2").

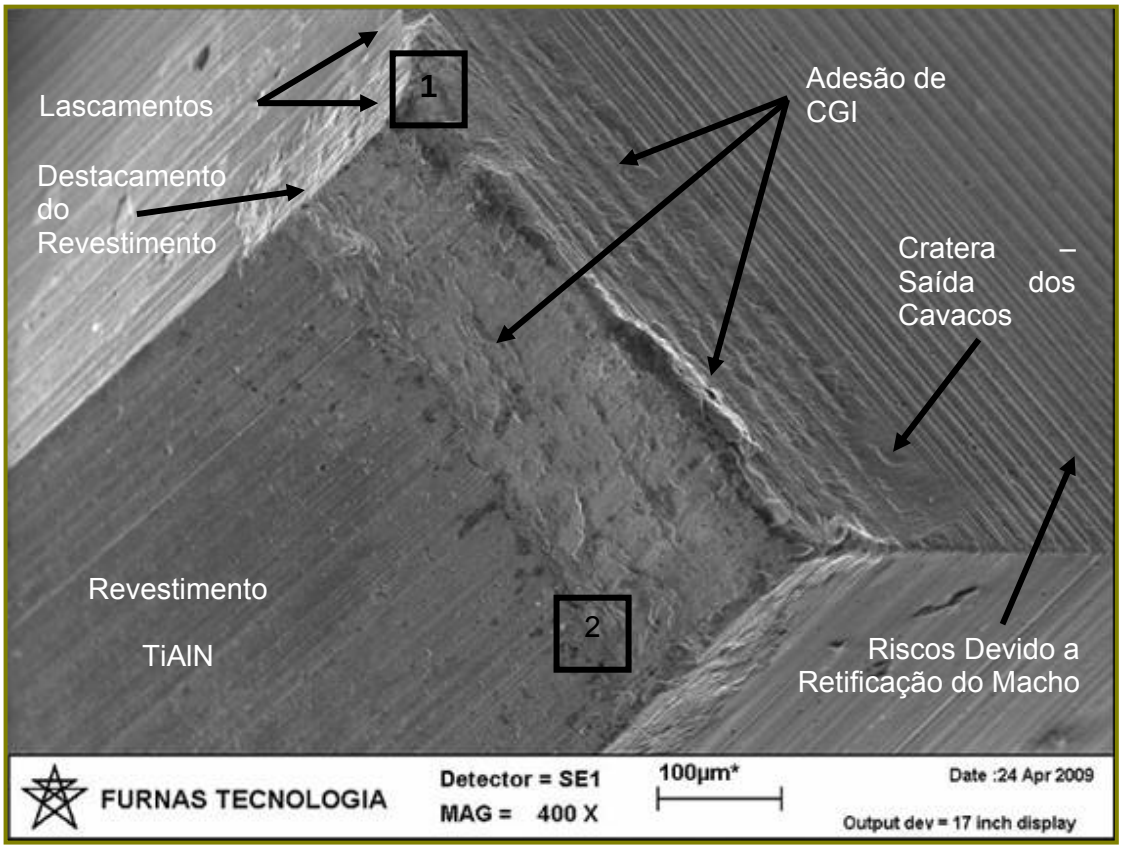


Figura 4.8 – Detalhe do terceiro dente cônico do macho de corte após usinar cem roscas em laboratório

A seguir serão apresentadas algumas imagens feitas em MEV, destacando a forma e os mecanismos de desgaste. A Fig. 4.9 é uma ampliação da Fig. 4.8, na qual destacam-se algumas regiões próximas aos pontos um (1) e dois (2), onde há evidências de lascamento e adesão.

Na Fig. 4.10 constata-se também que além do desgaste propriamente dito, causado pelos mecanismos de abrasão e adesão, houve uma forma de destacamento de material da ferramenta (delaminação), caracterizando uma espécie de fenda na superfície de saída de um macho de corte com 80% de desgaste (9600 roscas produzidas).

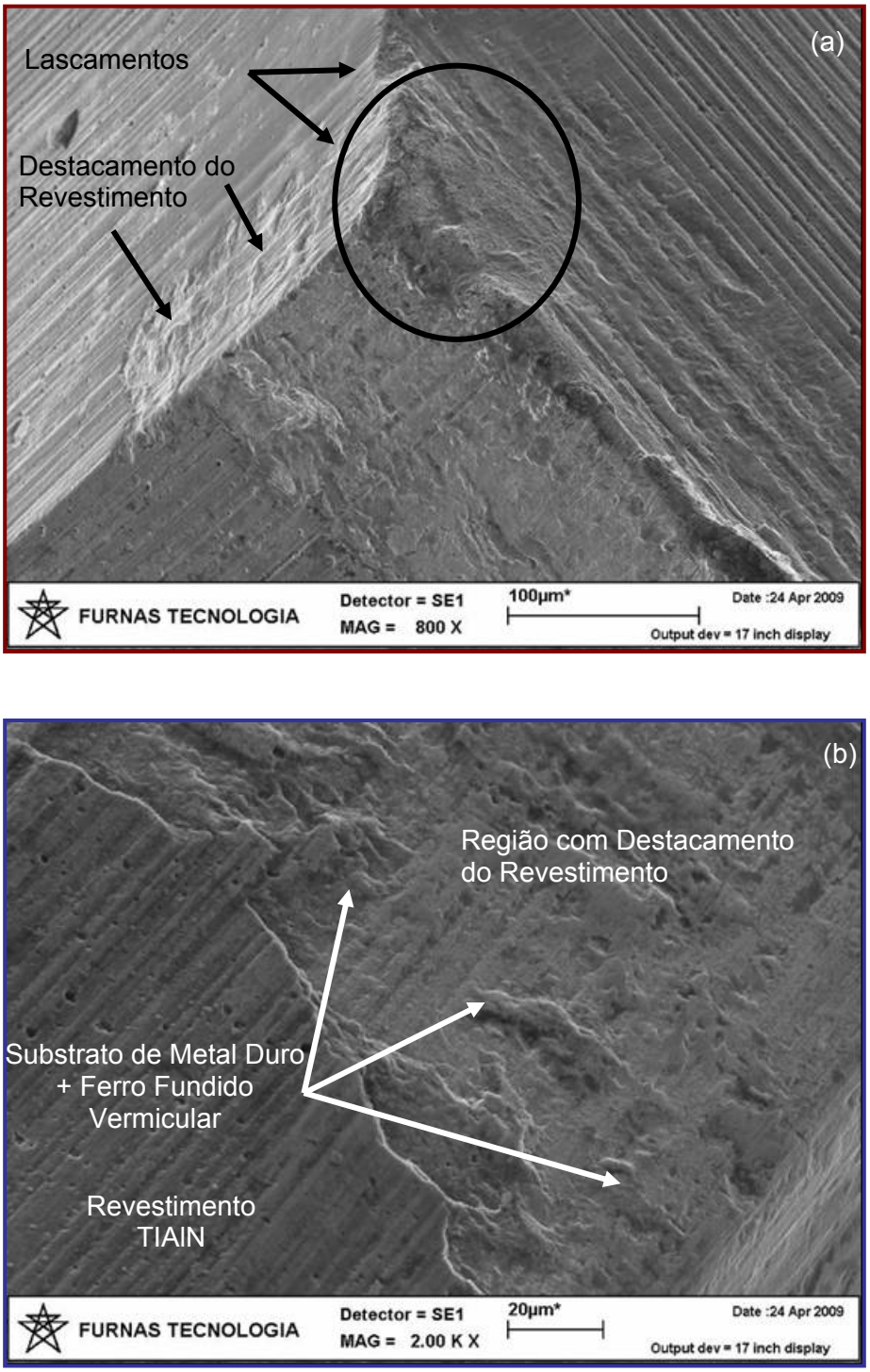


Figura 4.9 – Detalhes da Fig. 4.8; a) próximo ao ponto 1; b) próximo ao ponto 2

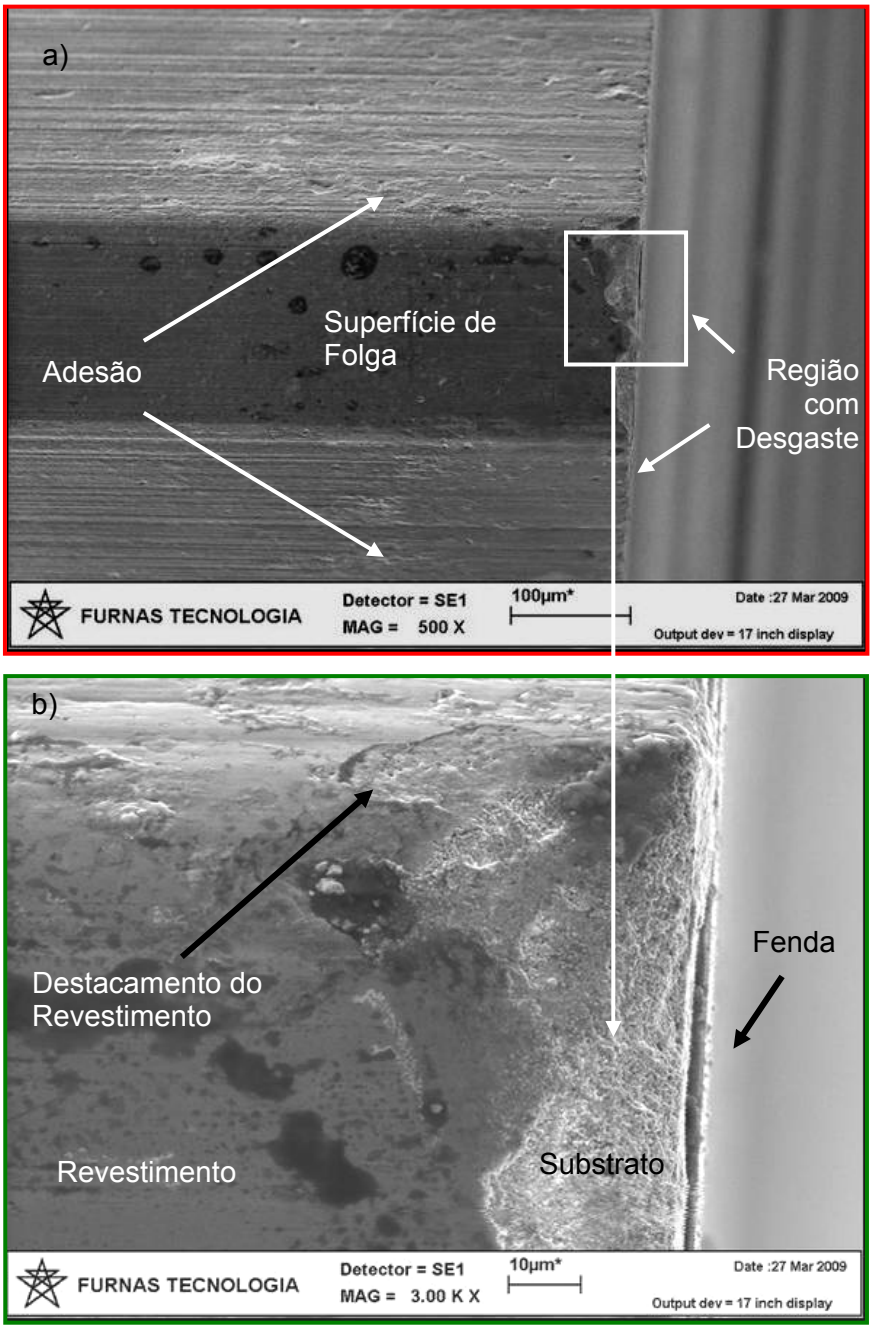


Figura 4.10 – a) Detalhe da região de corte afetada por desgaste no macho de corte (dente laminador); b) ampliação do detalhe da Fig. 4.10 (a) (macho com 80% de desgaste)

Acredita-se que o possível destacamento de material originado por essa fenda poderia provocar outros desgastes ainda maiores na ferramenta de corte. Provavelmente partes do revestimento ou do substrato (material com partículas extremamente mais duras do que o ferro fundido vermicular) ao se desprenderem da ferramenta provocariam riscos ou cortes (abrasão) na ferramenta de corte.

As microfotografias feitas por microscopia ótica apontam para a presença do substrato (baixo relevo) em quase todos os dentes avaliados nesse trabalho. Acredita-se que houve destacamento do revestimento em diversas áreas dos machos de corte. Assim, para esclarecer as principais dúvidas quanto ao destacamento do revestimento, a Fig 4.11 ilustra uma área mais próxima da aresta de corte, analisada em MEV, com o auxílio de uma micro-sonda EDS (Espectroscopia por Energia Dispersiva).

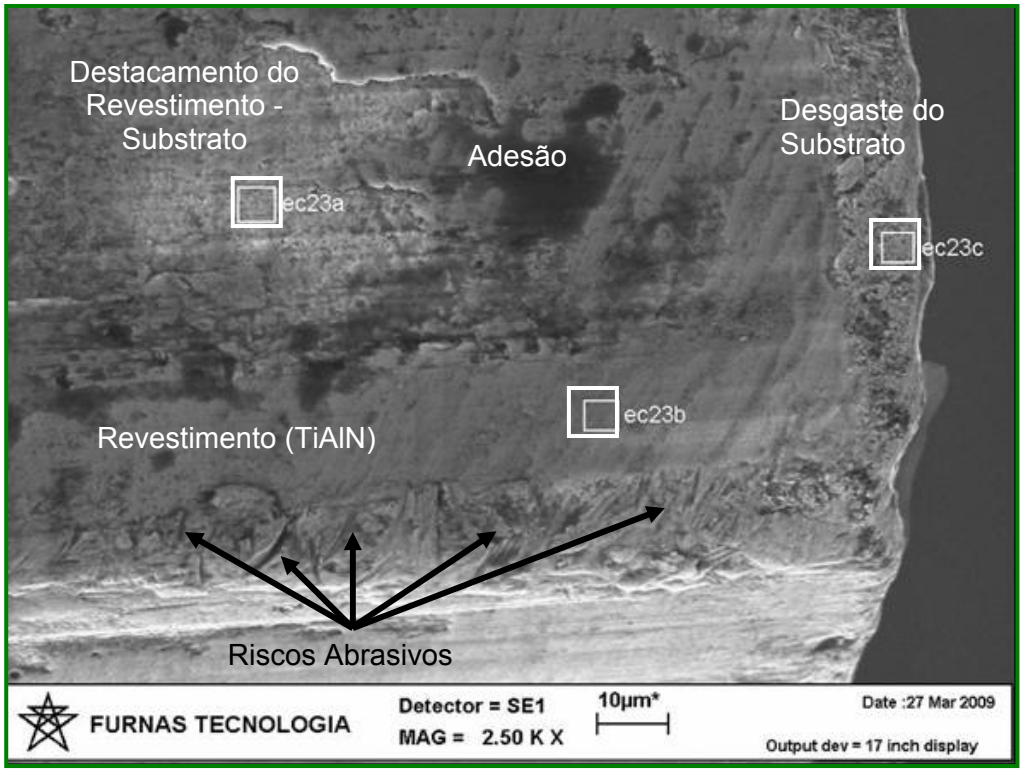


Figura 4.11 – Imagem de uma área próxima da aresta de corte na superfície de folga do 5º dente de um macho de corte que usinou 12.000 roscas

Acredita-se que houve destacamento do revestimento em algumas regiões afastadas da aresta de corte (ec23a), de forma que o substrato deve ter ficado em contato direto com o material que foi usinado (ferro fundido vermicular). Entretanto, conforme pode-se constatar através da Fig. 4.12, nem todo o revestimento foi retirado da região avaliada. Verifica-se que, além do tungstênio, principal elemento químico do substrato da ferramenta de corte avaliada, e do cobalto, elemento ligante, existe também o titânio, um dos elementos químicos que fazem parte do revestimento do TiAlN.

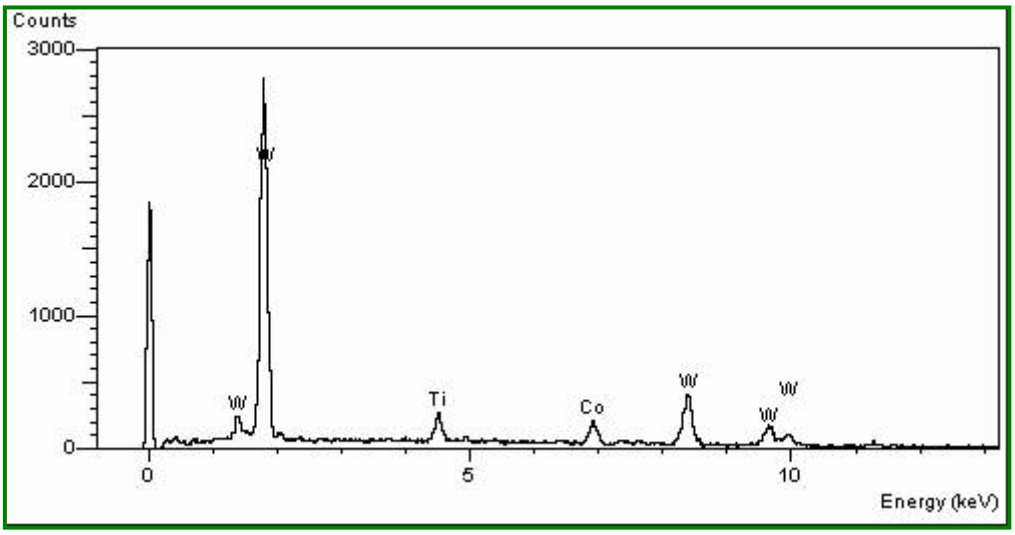


Figura 4.12 – Microanálise da região demarcada na imagem da Fig. 4.11 (região em baixo relevo - ec23a)

Para ajudar na compreensão das análises foi feita uma ampliação da região que denominou-se de baixo relevo (área que foi feita a microanálise ec23a) e comprovou-se que realmente os principais elementos químicos possuem características distintas (Fig. 4.13), pois quando trabalha-se com elétrons retro-espalhados, percebe-se pela coloração das imagens a diferença entre metais leves (ferro - TiAlN) e pesados (tungstênio). Assim, acredita-se que a região mais clara da imagem da Fig. 4.13, ampliada em 6000 vezes, pode caracterizar a presença dos elementos químicos que compõem o substrato do macho de corte.

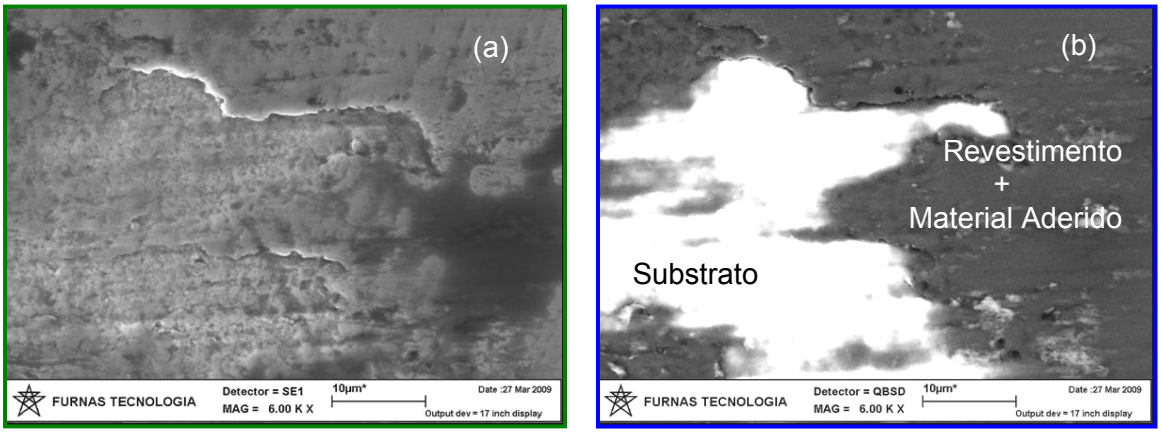


Figura 4.13 – Ampliação da região em baixo relevo; a) elétrons secundários; b) retro-espalhados

Por outro lado, a região ec23b (Fig. 4.11) apresentou os elementos químicos que fazem parte da composição do revestimento, demonstrando que naquela região não houve destacamento do mesmo, bem como adesão de ferro fundido vermicular. A Fig. 4.14 apresenta a microanálise dessa região analisada.

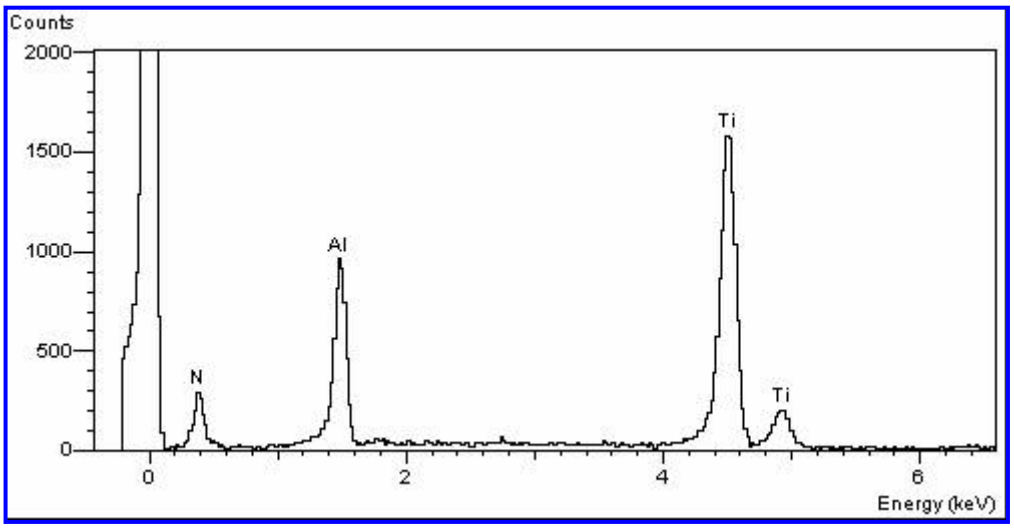


Figura 4.14 – Microanálise da região demarcada na imagem da Fig. 4.11 (ec23b)

Verifica-se que o titânio, o alumínio e o nitrogênio foram os únicos elementos químicos presentes no espectro. Na região denominada como ec23c, ocorreu o que já era esperado (Fig. 4.15). A microanálise deste demonstrou que os elementos químicos predominantes naquela área são o tungstênio, o cobalto e o ferro, caracterizando a adesão, o desprendimento do revestimento e posteriormente o desgaste. Neste caso, a presença do tungstênio permite afirmar que na aresta de corte o substrato da ferramenta encontra-se sem cobertura, propiciando o aumento do desgaste, já que o revestimento protege a ferramenta, pois o mesmo apresenta uma microdureza superior ao substrato. Além desse aumento de dureza, o revestimento à base de titânio e alumínio, quando trabalha com velocidades de corte altas, proporcionando altas temperaturas, formam óxidos (Al_2O_3). Esses óxidos podem atuar como uma camada que aumenta a lubrificação na interface e age também como uma barreira à condução do calor para o interior da ferramenta, mantendo a integridade desta, o que favorece o aumento da vida útil e, consequentemente, aumenta o número de roscas usinadas quando se trabalha em alta velocidade de corte (PALDEY; DEEVI, 2003).

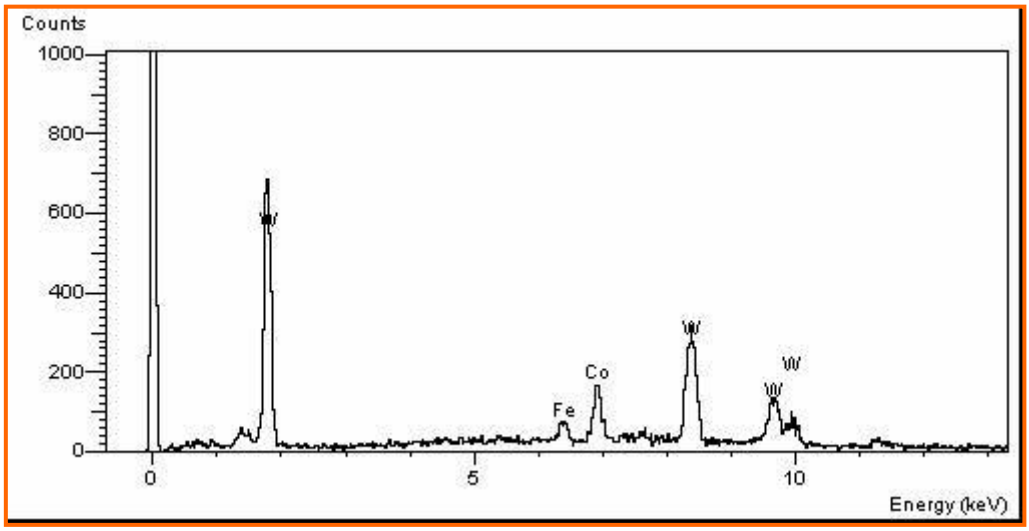


Figura 4.15 – Microanálise da região demarcada na imagem da Figura 4.11 (ec23c - região da aresta de corte do macho analisado – 5º dente)

Na Fig. 4.16 são apresentadas fotomicrografias feitas em microscópio ótico e eletrônico de varredura da superfície de saída de um dente cônico (D2) de um macho de corte com 60% de desgaste (7200 roscas). Pode-se constatar que a região desgastada apresenta características da existência de ferro fundido vermicular aderido em quase toda a região do dente investigado.

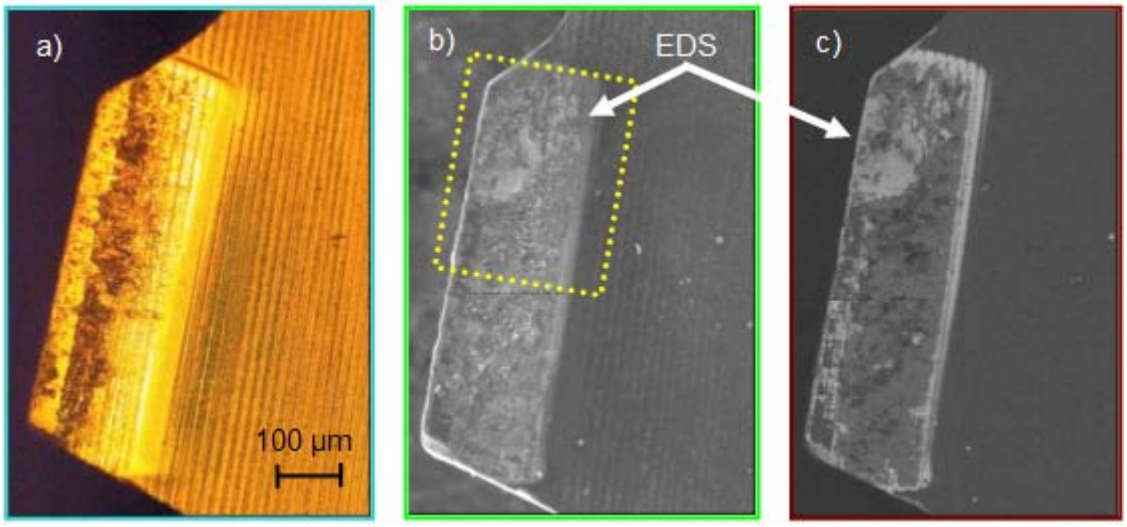


Figura 4.16 – Imagens feitas em microscópio ótico e MEV da superfície de saída de um macho de corte após usinar ferro fundido vermicular; a) Microfotografia feita em microscópio ótico; b) Imagem feita em MEV (SE); c) Imagem feita em MEV (QBSD – imagem retro-espalhada)

Para comprovar a aderência de material, foram realizadas análises químicas em 5 pontos (A, B, C, D e E), de acordo com a Fig. 4.17.

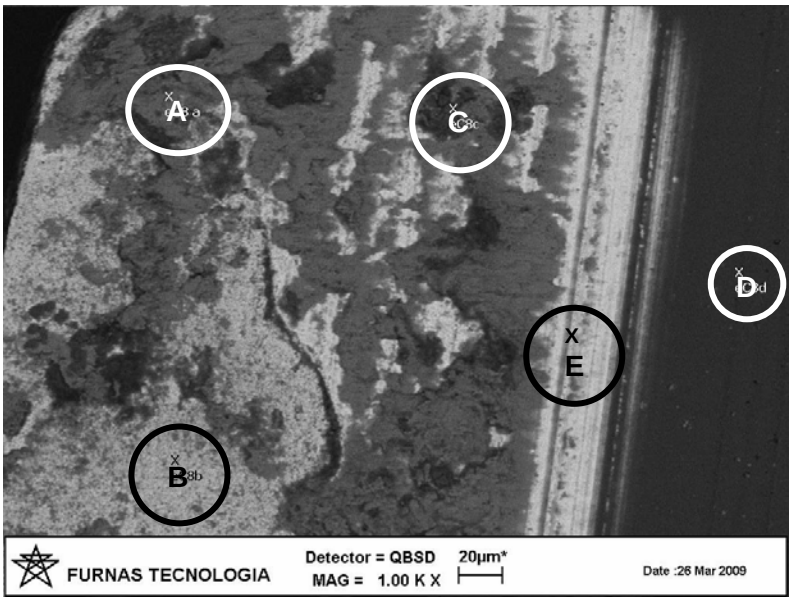


Figura 4.17 – Imagem da parte superior do desgaste do dente 2 (Fig. 4.16) da superfície de saída (região onde fez-se EDS)

As análises químicas apontam para a existência de ferro, carbono e silício. Entretanto, constatou-se também que em algumas áreas avaliadas há a presença de outros elementos químicos, como o tungstênio e o cobalto. Com o auxílio da imagem feita por QSBS (imagem retro-espalhada), nota-se a diferença dos materiais considerados leves (região escura da imagem) e pesados (região clara da imagem avaliada).

A Fig. 4.18 apresenta os espectros por energia dispersiva (análise química) de duas regiões marcadas na Fig. 4.17, onde acredita-se que há desgaste (regiões denominadas como A e B). A região C apresentou uma análise química semelhante à região A e por isso não será abordada neste trabalho. Observa-se na região escura (A) a presença de ferro, silício e carbono, caracterizando a adesão de ferro fundido vermicular. Por outro lado, na região mais clara da Fig. 4.17 (B), a análise química apresentou como elemento predominante o tungstênio, com alguns resquícios de titânio, ferro e oxigênio. Isso pode caracterizar que o revestimento nesta região do dente foi parcialmente destacado, justificando assim a presença de tungstênio (principal componente do substrato de metal duro). A presença do elemento químico ferro nesta região está relacionada com a adesão de CGI. Outra hipótese pode estar relacionada com o desprendimento momentâneo do material aderido (CGI), destacando assim partes do revestimento.

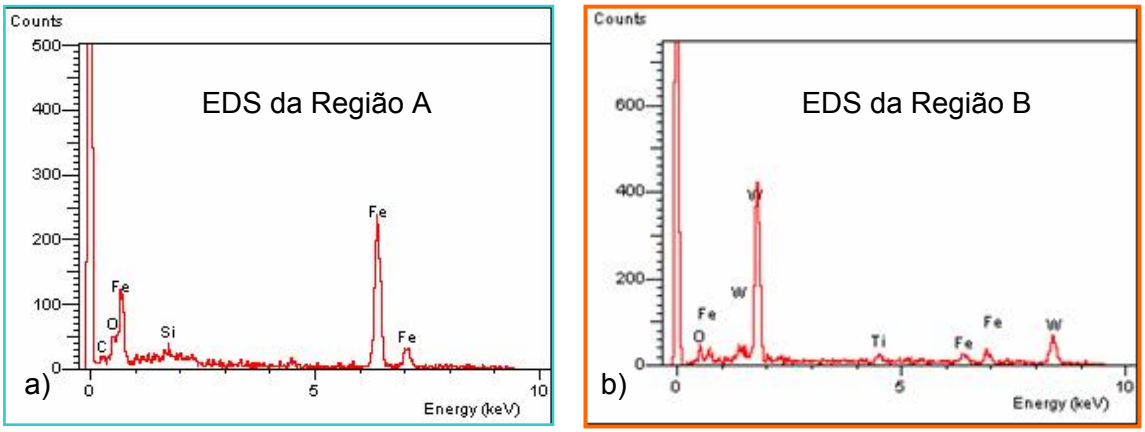


Figura 4.18 – Espectro por energia dispersiva (análise química) das regiões A (a) e B (b) feitas em MEV apresentando as regiões analisadas e os principais elementos químicos presentes na região demarcada

As Fig. 4.19 e 4.20 também estão relacionadas com a Fig. 4.17, onde os elementos químicos estão destacados de acordo com a posição das análises (D e E, respectivamente). Referem-se às regiões onde acredita-se que não houve destacamento do revestimento e que não foi contaminado por ferro fundido (região D) e a região intermediária entre o revestimento e o desgaste propriamente dito (sem adesão) onde acredita-se que há uma transição entre o revestimento e o substrato, sem a presença da adesão do CGI (região E).

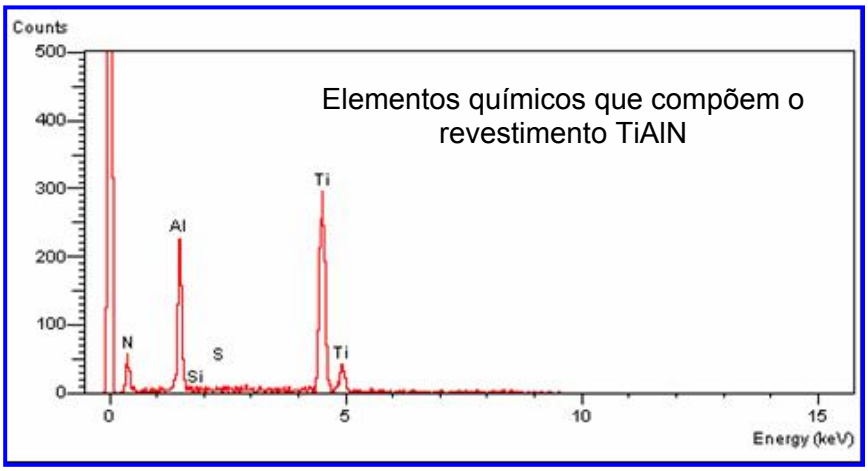


Figura 4.19 – Espectro por energia dispersiva (análise química) da região D da Fig. 4.17

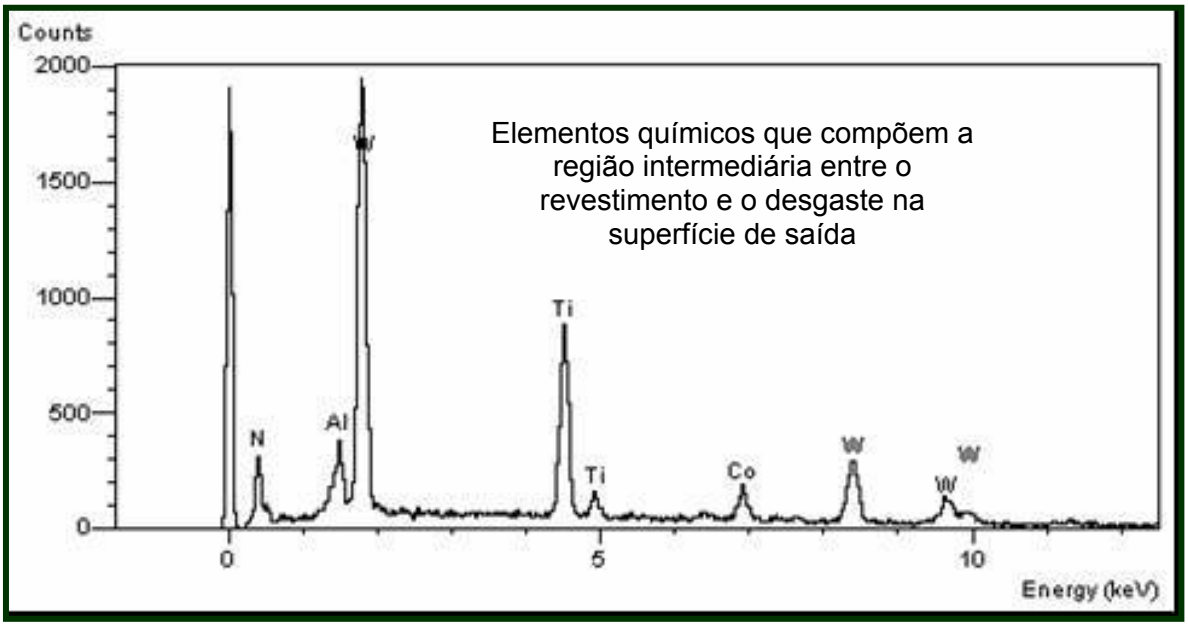


Figura 4.20 – Espectro por energia dispersiva (análise química) da região E da Fig. 4.17

A Figura 4.21 permite visualizar a intensidade da adesão do ferro fundido nas laterais dos dentes dos machos de corte (superfície secundária de folga).

Observa-se que a adesão mudou a topografia do macho de corte. Ficou claro nas análises feitas com MEV que a adesão ocorreu em todos os pontos próximo da aresta de corte, independente da quantidade de roscas fabricadas. Entretanto, a área atingida pelo desgaste foi proporcional ao número de peças usinadas.

A Fig. 4.22 sintetiza bem o que já foi constatado pelas análises feitas através da microscopia ótica e posteriormente através das análises de MEV. Verifica-se que tanto na superfície de folga, como na superfície de saída, há material aderido (ferro) e pequenas áreas onde aparece o desplacamento do revestimento. Assim, pode-se concluir que os principais mecanismos de desgaste que ocorreram nas ferramentas de metais duros, revestidos com TiAlN, quando usinaram ferro fundido vermicular (CGI 450), foram a adesão (mecanismo de desgaste por aderência e arrastamento), seguida pela abrasão. A presença de sulcos em algumas regiões indica a existência deste mecanismo. Em alguns casos houve a quebra ou ruptura de alguns dentes, causados por lascamentos ou por esforços muito acima dos necessários para a abertura de filetes (roscas) em ferro fundido vermicular. Na maioria dos machos de corte percebeu-se que a aresta de corte ficou destruída, o que poderá ser um dos responsáveis pela variação das forças de corte e do torque, pois a área de contato ferramenta/peça ficou alterada.

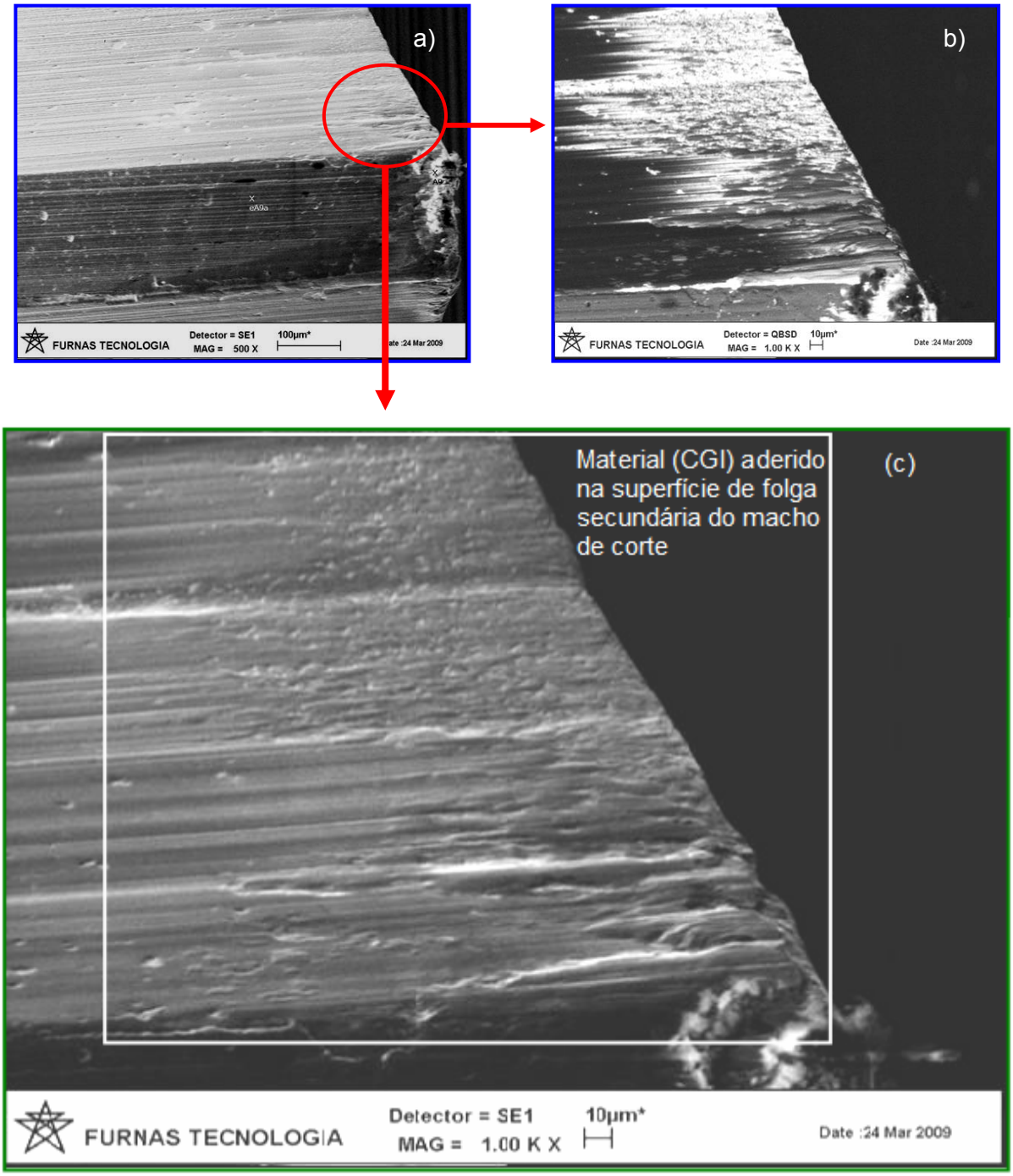


Figura 4.21 – Adesão de ferro fundido em um dente de uma ferramenta de corte após usinar 9600 roscas (80% de desgaste); a) Detalhe da imagem (SE); b) Detalhe da imagem (retro-espalhada); c) Detalhe da imagem (SE)

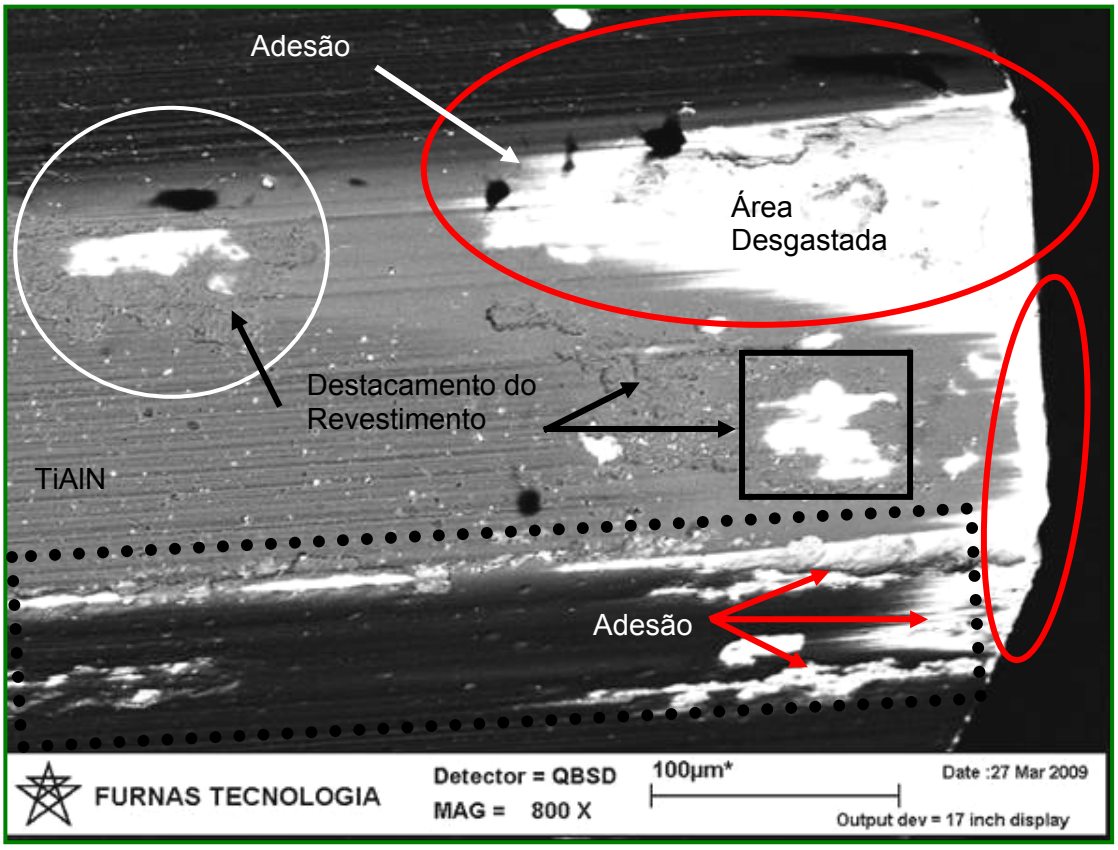


Figura 4.22 – Imagem geral de um dente de um macho de corte que usinou 12.000 roscas

4.2 Medição do desgaste dos machos de corte na superfície de folga

A Fig. 4.23 mostra os valores dos desgastes de flanco máximo a partir do primeiro dente alisador (D4), para as ferramentas utilizadas. Observa-se que o desgaste aumentou proporcionalmente à quantidade de roscas fabricadas. Percebe-se que o desgaste atingiu cada vez mais os dentes da parte cilíndrica. Para a ferramenta com 100% de utilização o desgaste chegou até a última fileira de dentes, D15.

Ao avaliar somente os primeiros dentes alisadores (4º dente da 2ª carreira dos machos de corte) em função da quantidade de roscas usinadas, percebe-se que houve uma evolução significativa do desgaste. A Fig. 4.24 mostra a média do desgaste de flanco de todos as ferramentas fornecidas pela Tupy S.A. para este trabalho. O desgaste mediu aproximadamente 0,5 mm (média) para as ferramentas que usinaram 12.000 roscas.

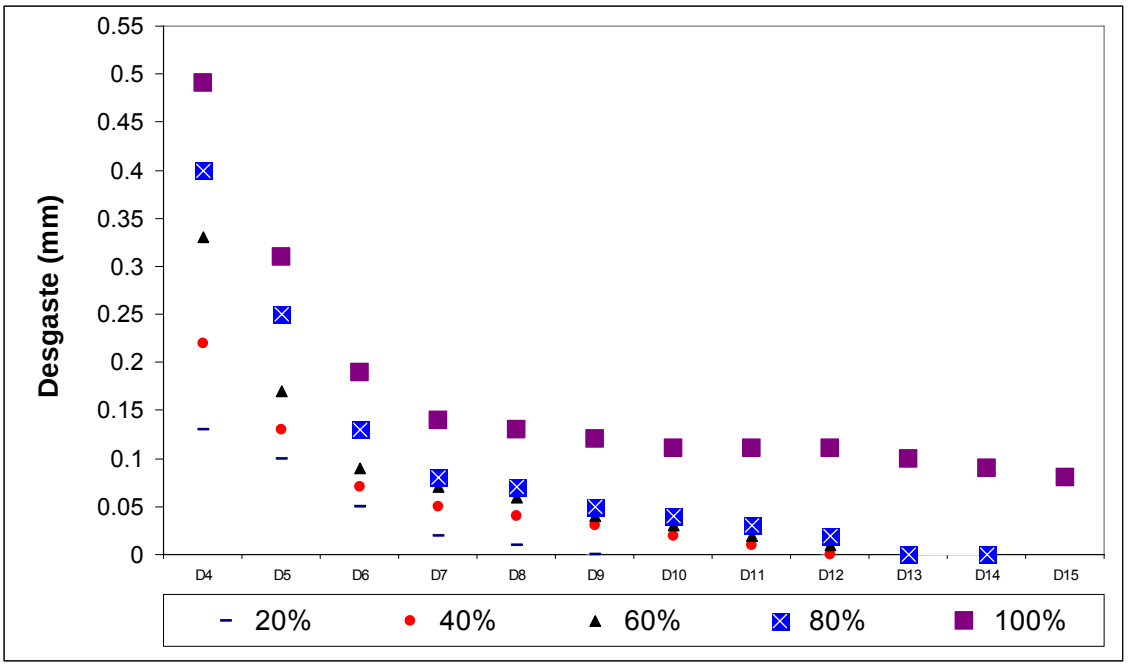


Figura 4.23 – Evolução do desgaste de flanco nos dentes alisadores dos machos de corte (superfície de folga da 2ª carreira)

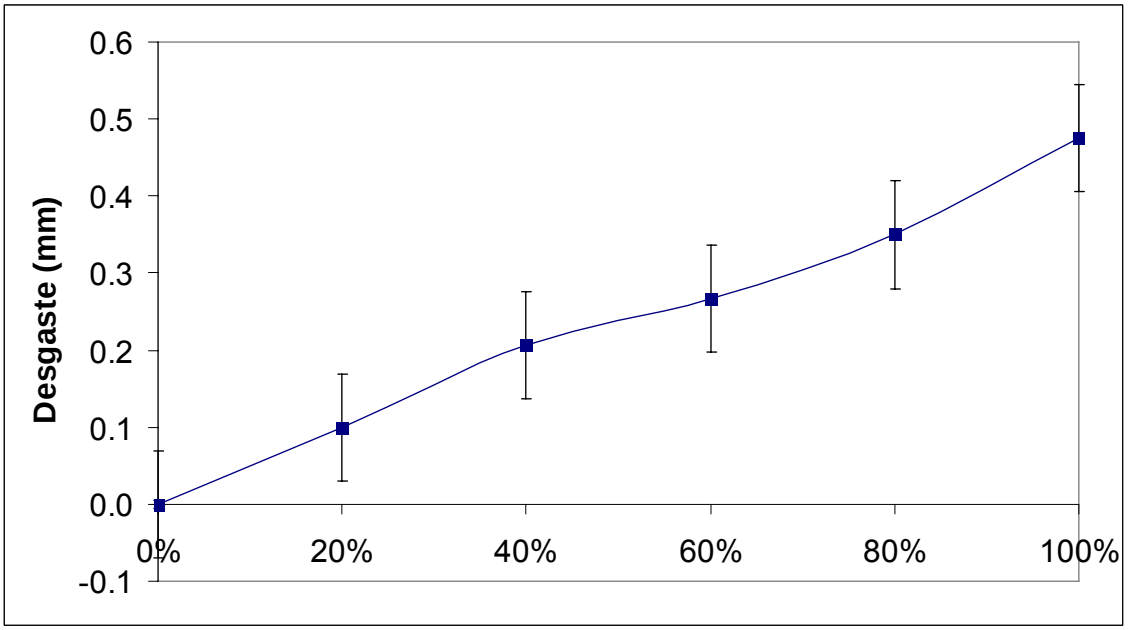


Figura 4.24 – Média de desgaste de flanco do 4º dente (2ª carreira) de todos os machos de corte envolvidos neste trabalho

A Fig. 4.25 representa a área desgastada do quinto dente de ferramentas para todos os níveis de utilização. Observa-se que a segunda carreira foi a que melhor representou a evolução do desgaste (área de desgaste) dos machos de corte. Houve um acréscimo linear da área desgastada (medida com o auxílio do software do microscópio metalográfico Olympus BX51M) em função da quantidade de roscas fabricadas.

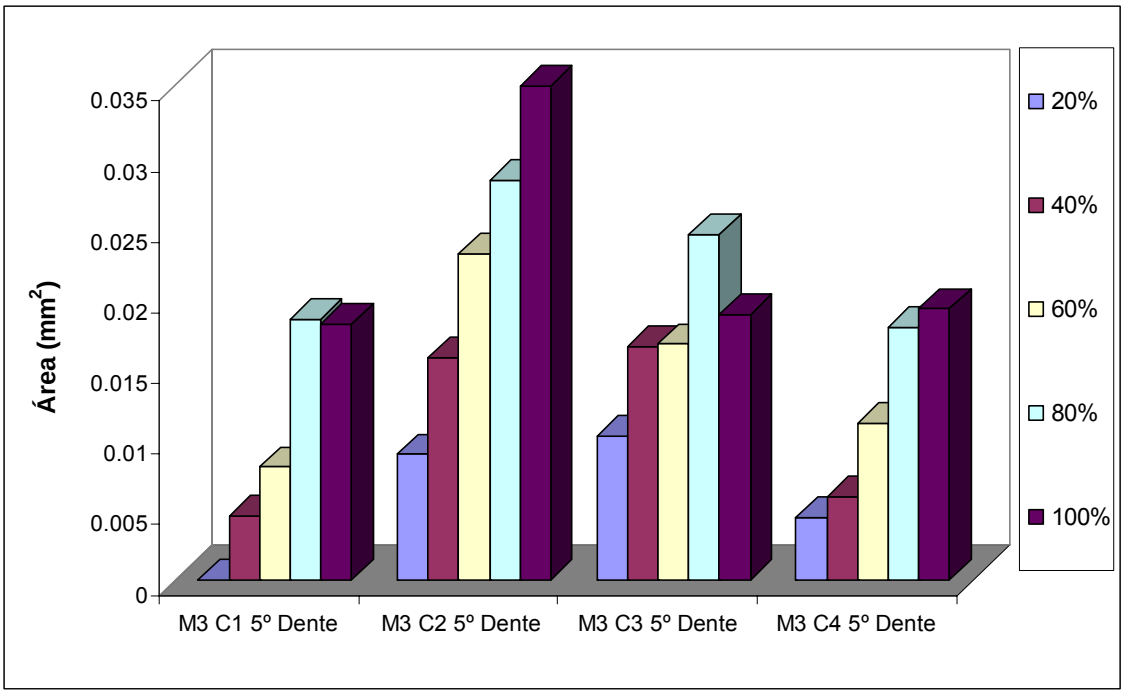


Figura 4.25 – Comparação da área desgastada entre cinco machos de corte (5º dente) com diversos estágios de desgaste (20, 40, 60, 80 e 100%)

A área desgastada do 5º dente apresenta características semelhantes para todos os machos avaliados. A maior variação foi em relação às carreiras dos dentes que geram o perfil final das roscas. Observa-se na Fig. 4.26 que o 5º dente das carreiras 2, 3 e 4 apresentou menor área de desgaste do que os demais dentes (4º dentes). Para a carreira 1 não foi possível medir o desgaste para o 4º dente devido a sua geometria (cilíndrica e cônica), conforme já discutido anteriormente. Entretanto, esse dente teve desgaste semelhante aos demais dentes, de forma que a área desgastada provavelmente seria maior do que a área do quinto dente da primeira carreira de todos os machos investigados. Algumas exceções podem ter ocorrido devido a erros de medição e/ou algum defeito causado por batimentos dos machos de corte, ocasionando maiores desgastes em algumas carreiras e/ou dentes dos machos de corte.

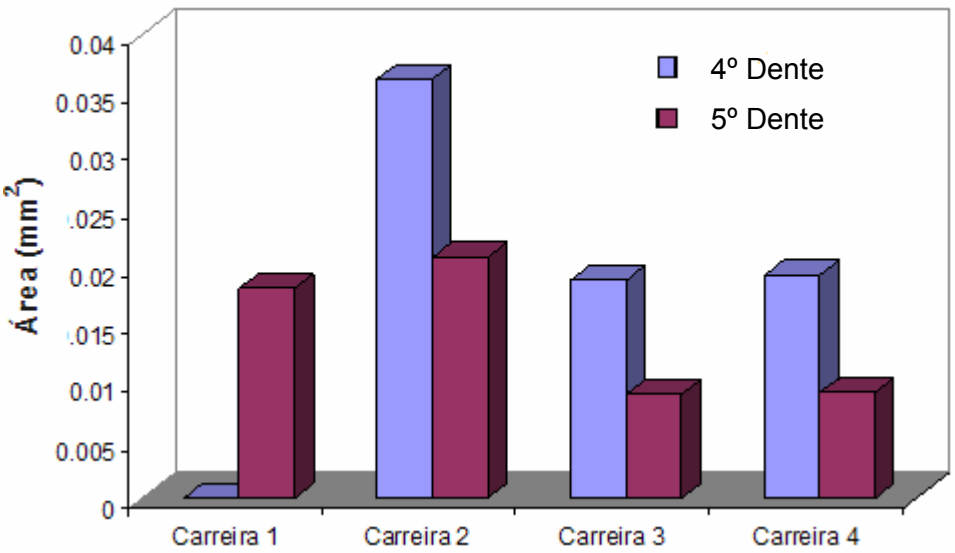


Figura 4.26 – Comparação das áreas desgastadas entre as carreiras 1, 2, 3 e 4 de um macho de corte que rosqueou 12.000 roscas

4.3 Avaliação da qualidade das roscas usinadas

Indiretamente, a qualidade das roscas usinadas pode ajudar a avaliar as formas e os mecanismos de desgaste. Certamente outros parâmetros possuem influência direta no acabamento e na qualidade das roscas usinadas, como velocidade de corte, tipo e forma de aplicação de fluido de corte, revestimento, batimento dos machos de corte, desalinhamento entre o pré-furo e o macho de corte, dentre outros. Neste trabalho, percebeu-se que em praticamente todas as roscas analisadas no MEV houve material aderido na superfície das roscas usinadas.

O perfil dos filetes usinados possui uma qualidade superficial ruim, praticamente em toda superfície usinada, característica do material usinado (CGI). Possivelmente o material aderido nas superfícies dos machos de corte pode ter contribuído para a pobre qualidade das roscas usinadas. Pode-se verificar que o perfil da rosca não é regular, havendo grandes riscos na superfície. A Fig. 4.27 representa o aspecto de uma rosca fabricada em laboratório. A rosca foi usinada com um macho de corte na posição vertical, fator que deve ter contribuído para impedir a saída dos cavacos. O fluido de corte utilizado foi em forma de jorro, sendo que o ideal seria com aplicação interna em alta pressão, facilitando o escoamento dos cavacos.

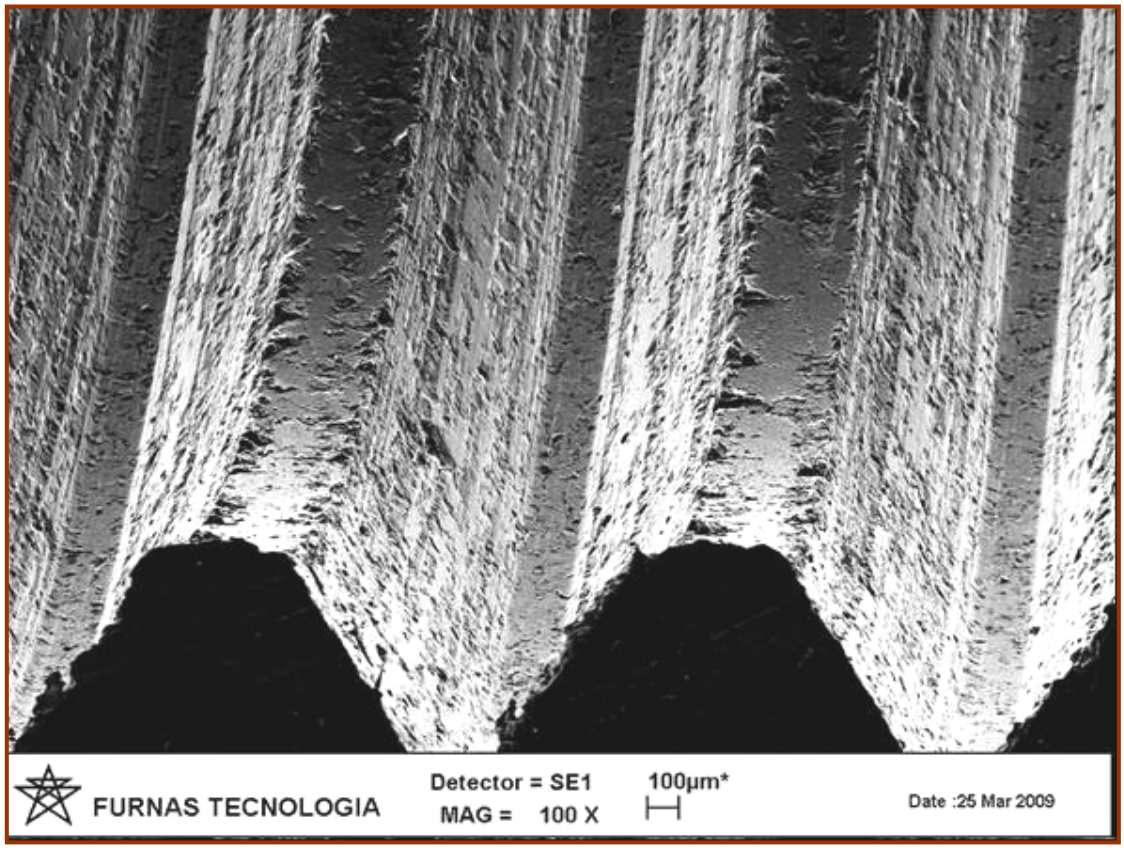


Figura 4.27 – Imagem de uma rosca usinada em ferro fundido vermicular (50 m/min) com macho de corte de metal duro (fim de vida – após usinar 12000 roscas) com fluido de corte em forma de jorro (região intermediária da rosca)

O depósito de material proveniente do ferro fundido vermicular pode causar sérios danos à superfície da ferramenta de corte, pois como comentado anteriormente, ao sair da superfície da ferramenta de corte, os cavacos podem levar consigo partes do revestimento ou do substrato do macho de corte. Esta condição é acentuada neste trabalho em que as roscas foram feitas em furos cegos, não permitindo que os cavacos fossem eliminados no fim do pré-furo. Desta forma estes cavacos seriam comprimidos contra a peça pela ferramenta, principalmente durante o estágio de retorno. O escorregamento entre o contra-corpo (macho) e o corpo (ferro fundido vermicular), além dos fragmentos de desgaste provenientes da ferramenta ou do material, são os maiores responsáveis pelos desgastes abrasivos ocorridos neste tipo de operação. Além disso, os cavacos aderidos são comprimidos contra a ferramenta ou a peça, aumentando a dureza pelo encruamento dos cavacos (ZUM GAHR, 1987).

A Fig. 4.28 apresenta uma imagem com material aderido no fundo de um filete e algumas rebarbas na parte superior do filete das roscas. O macho de corte utilizado já havia feito 12.000 roscas e utilizou-se 50 m/min como velocidade de corte, com fluido de corte em forma de jorro.

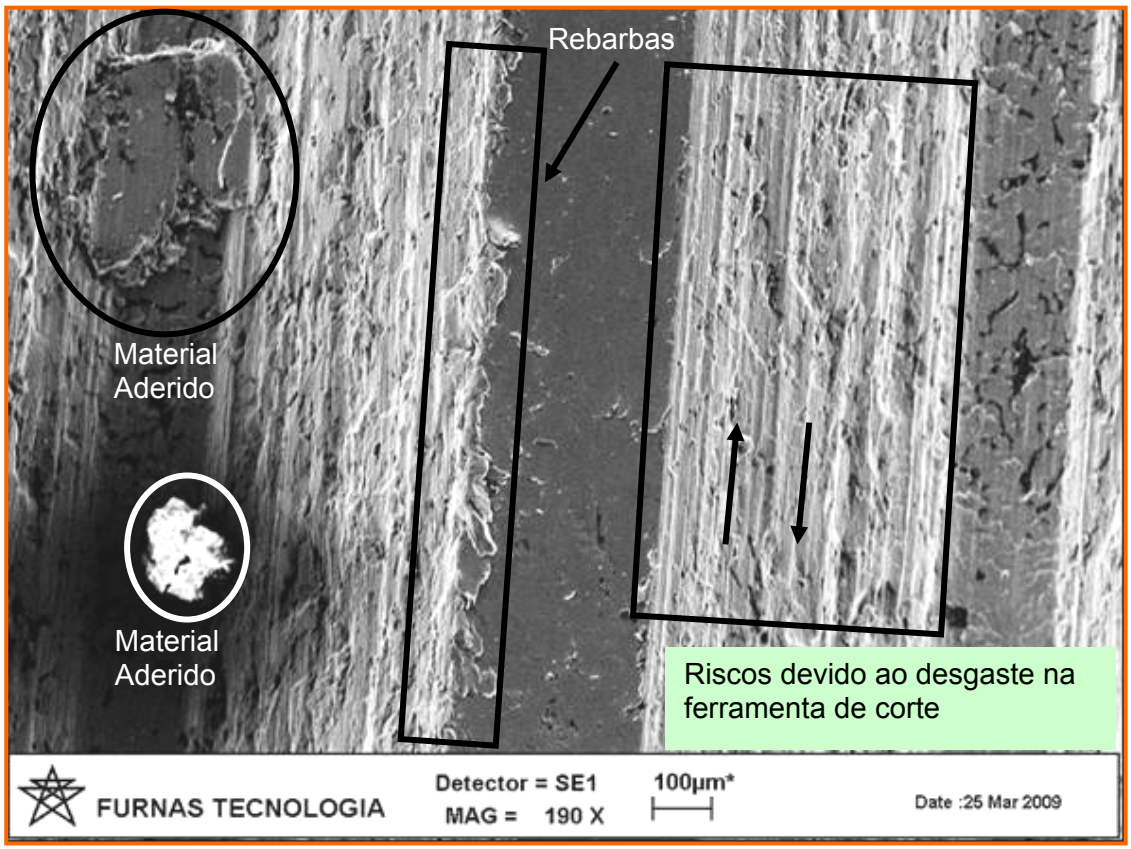


Figura 4.28 – Imagem da região intermediária de uma rosca usinada em ferro fundido vermicular, destacando a adesão no fundo do filete e riscos nas laterais dos filetes, além de rebarbas na região superior da rosca

Provavelmente os riscos observados nas superfícies das roscas são oriundos do perfil dos primeiros dentes alisadores do macho de corte. Durante o corte, esses dentes cortam o material, deixando o seu perfil na peça usinada. O acabamento final é feito pelos últimos dentes alisadores do macho de corte, os quais possuem pouco desgaste e consequentemente, o acabamento da rosca seria bom, exceto se os dentes alisadores tiverem altos índices de desgaste. Essa característica não ocorre somente com ferramentas de metal duro. Ela depende mais do nível de desgaste, como pode-se constatar através da Fig. 4.29, imagem de uma rosca usinada em ferro fundido cinzento, com macho de corte de HSS (aço-rápido) após usinar 1800 rosca na Fiat (REIS, 2004). A imagem mostra a região

final da rosca da superfície dos 3 últimos filetes feitos com os dentes cônicos. O desgaste no macho foi intenso, a ponto deixar os filetes com um perfil arredondado (2º filete).

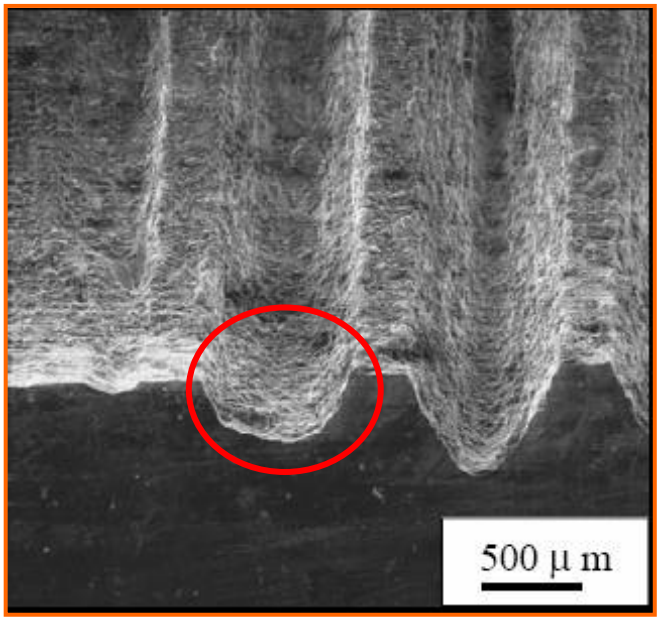


Figura 4.29 – Microfotografia de uma rosca usinada com macho de corte de HSS após usinar 1800 roscas na montadora de automóveis Fiat (REIS, 2004)

Além dos materiais aderidos nos filetes das roscas, verificou-se que existe algum aglomerado de ferro fundido vermicular (CGI) na parte superior dos filetes das roscas (região onde a broca fez os pré-furos), parecidos com algum tipo de rebarba. Parece ter havido um esmagamento dos cavacos aglomerados dentro dos canais e entre os filetes, de forma que durante o retorno do macho de corte, os cavacos ficam impregnados na superfície onde existe algum espaço livre do contra-corpo (macho de corte) e do corpo (CGI). A Fig. 4.30 permite visualizar os contornos finais de uma rosca, na qual percebe-se, em destaque, a posição onde o macho de corte parou de usinar a rosca, deixando a marca dos dentes cônicos.

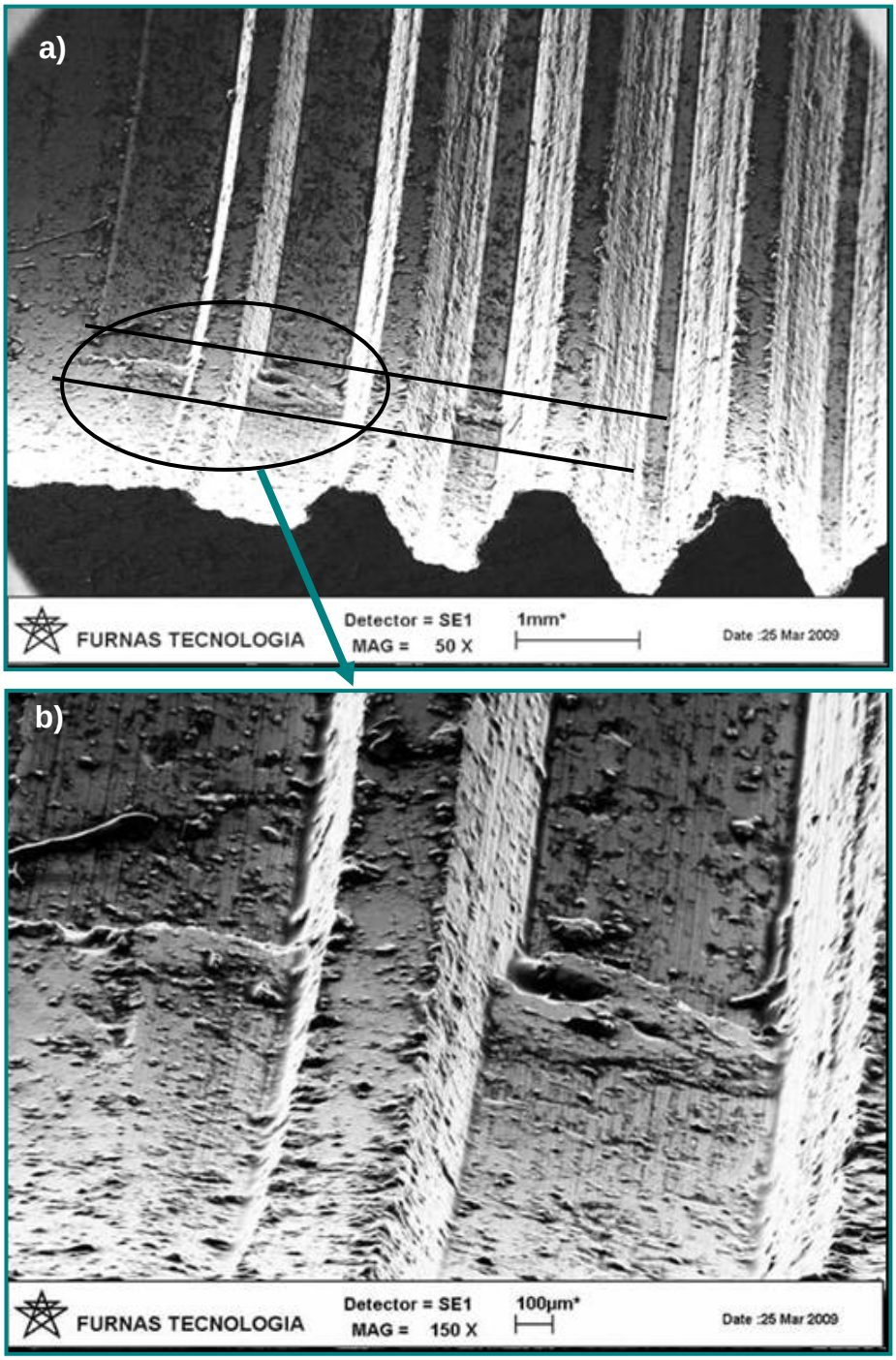


Figura 4.30 – a) Vista geral da região final de uma rosca usinada com macho de corte de metal duro em fim de vida; b) ampliação do detalhe selecionado na Figura 4.30 (a)

Observa-se que o aspecto final da rosca possui muito material aderido e características oriundas do tipo de material usinado, ferro fundido vermicular, que deixa vazios em função do grafite da microestrutura.

Na Fig. 4.31 são apresentadas fotomicrografias feitas em MEV, onde acredita-se que houve batimento, ou desalinhamento entre o pré-furo e o macho de corte ou os dois efeitos, simultaneamente.

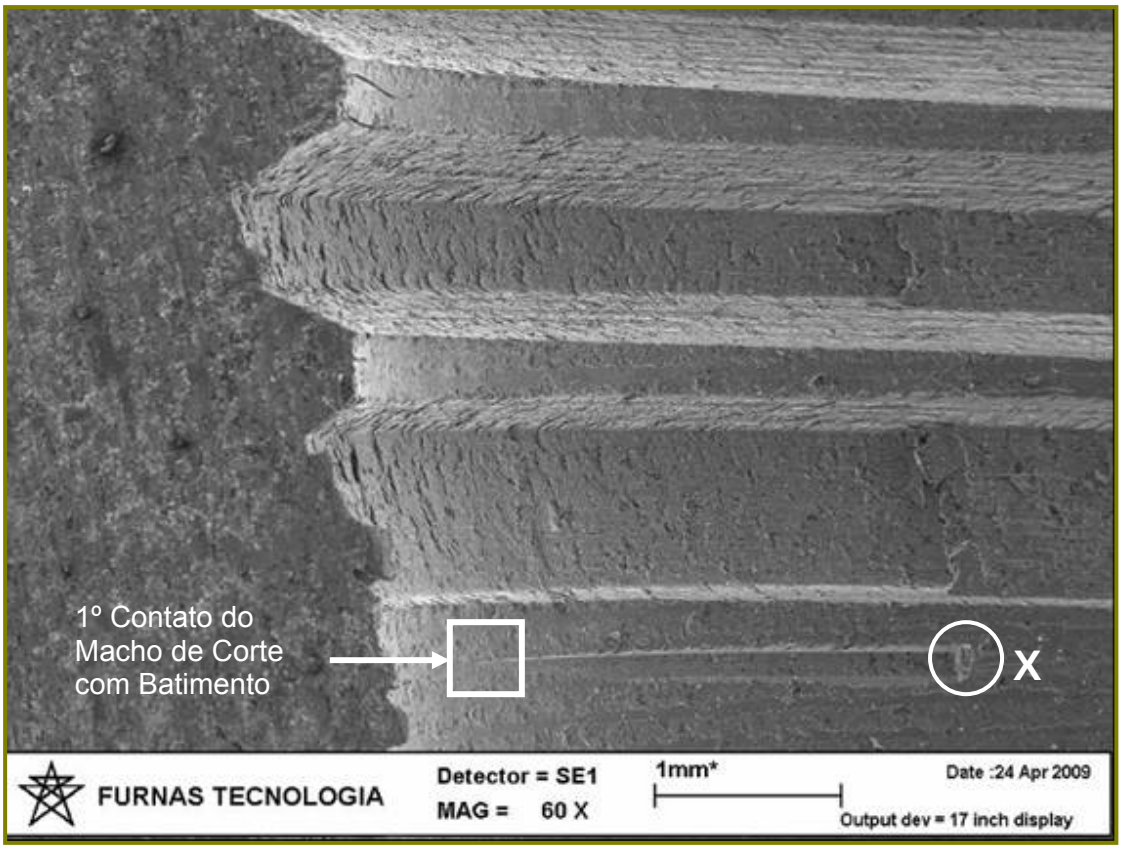


Figura 4.31 – Fotomicrografia de uma rosca fabricada com macho de corte desalinhado em relação ao pré-furo ou com batimento

A ferramenta fez um traçado diferente do círculo feito pela broca na execução do pré-furo. Uma das consequências do batimento entre o macho de corte e o pré-furo é uma rosca fora dos padrões normais, já que a altura da rosca varia em função da diferença entre os diâmetros da broca e do macho, quando concêntricos. Mas se o macho de corte está desalinhado com relação ao pré-furo, sua trajetória dará um perfil à rosca diferente, gerando um aumento do volume de cavacos em uma determinada direção e, na direção oposta, uma diminuição do volume de cavacos. Também pode-se observar o início do contato do primeiro dente cônico com o material a ser usinado e a marca deixada pelos dentes do macho de corte no instante final da rosca (profundidade final da rosca). Percebe-se que há um aumento gradativo da altura dos filetes, à medida que os dentes cônicos usinaram o corpo de prova. A Fig. 4.32 é uma ampliação da Fig. 4.31.

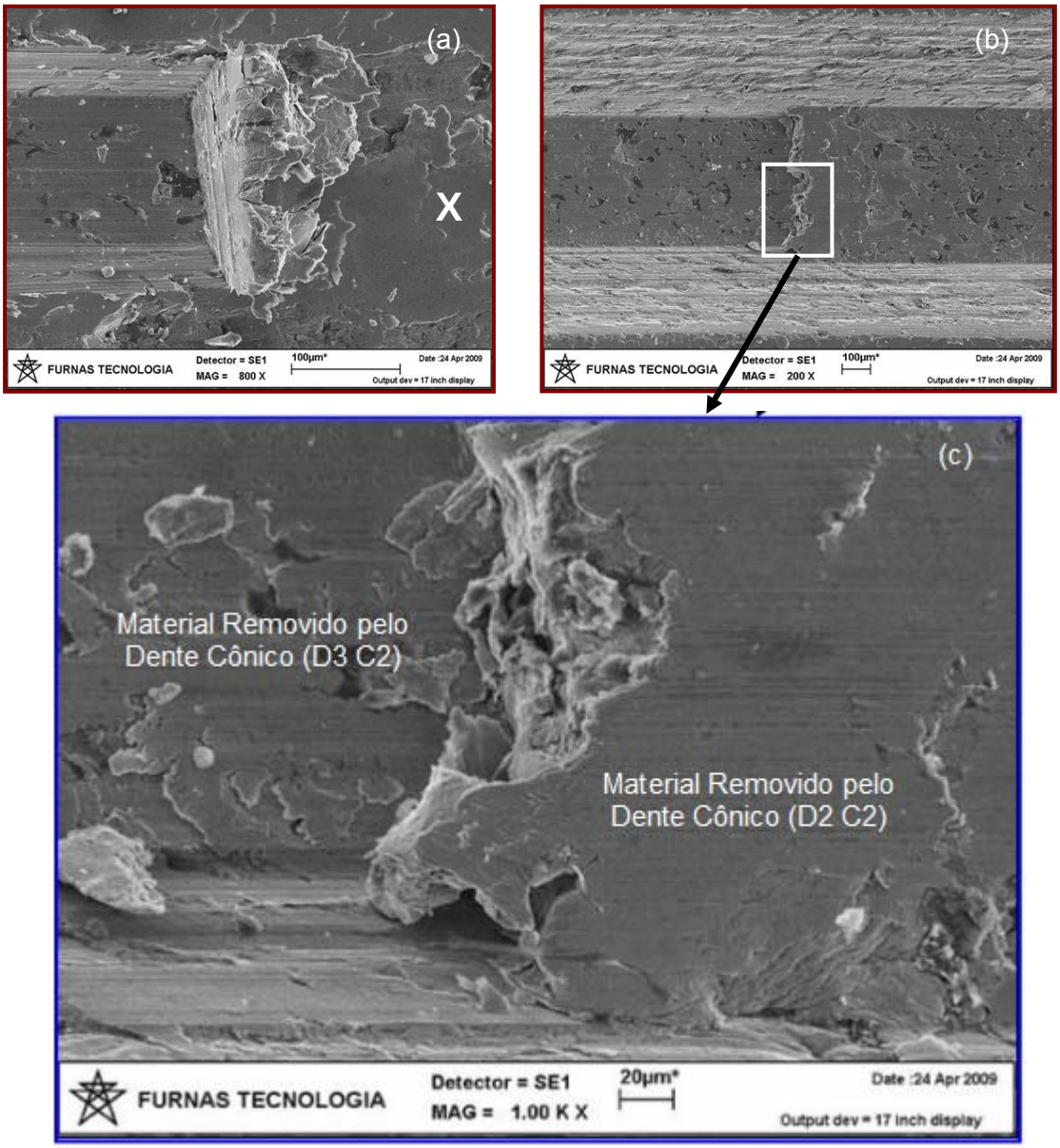


Figura 4.32 – Fotomicrografias com detalhe da formação dos cavacos no rosqueamento interno com machos de corte: a) aglomerado de cavacos gerados pelo terceiro dente cônico da carreira um (D3 C1); b) imagem do fundo de um filete, após o corte do macho de corte; c) detalhe da imagem da Fig. 4.31

Observa-se a forma dos cavacos e o perfil deixado pelos primeiros dentes cônicos da ferramenta utilizada. A Fig. 4.32 (a) é uma ampliação de uma região próxima ao ponto “X”, destacado na Fig. 4.31. Já a Fig. 4.32 (b) e (c) representam a região intermediária do desbaste da rosca, feita pelos dentes cônicos do macho. Observa-se que o material a ser removido pelo terceiro dente cônico da carreira 1 (D3 C1) foi empurrado, formando uma espécie de aglomerados de cavacos compactados, semelhantes ao encontrado na literatura,

como ilustrado na Fig. 4.33. As imperfeições que a grafita na forma vermicular apresentam e o fato dela ser interconectada, resultam em uma forte adesão dela à matriz de ferro, fazendo com que o cavaco não quebre e fique mais tempo em contato com a ferramenta, apresentando característica de formação de cavaco dúctil (Xavier, 2009).

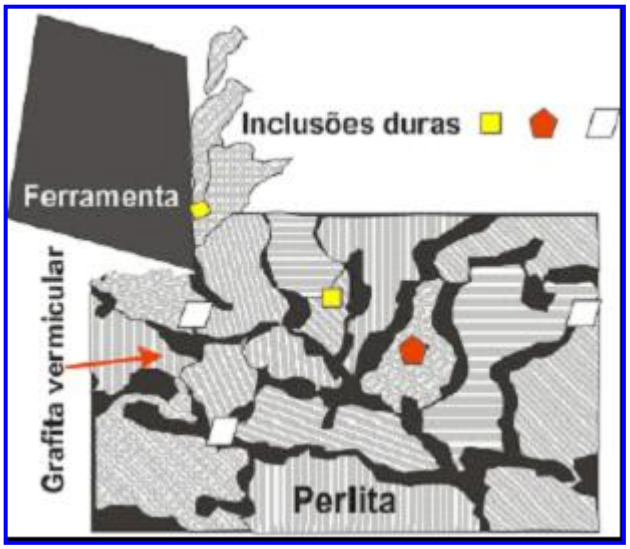


Figura 4.33 – Mecanismo de formação dos cavacos em ferro fundido vermicular (XAVIER, 2009)

4.4 Análises das forças e do torque durante o rosqueamento

As forças e torque no rosqueamento são afetadas pelo desgaste das ferramentas de corte e, portanto, podem ser utilizadas como forma de monitoramento e indicar a necessidade de troca ou re-afiação das ferramentas. O torque e as forças no rosqueamento aumentam naturalmente quando a ferramenta trabalha desgastada. Entretanto, o desgaste não é o único fator que determina a oscilação do torque e das forças. Fatores como o diâmetro do pré-furo, tipo de lubrificação, velocidade de corte, avanço, a não concentricidade da rosca em relação ao pré-furo, profundidade rosqueada e usinabilidade do material, podem influenciar diretamente os valores do torque e das forças, dentre outros.

A Fig. 4.34 mostra o sinal do torque em função do nível de desgaste de seis ferramentas que usinaram com velocidade de corte de 50 m/min. O corte da rosca foi em um pré-furo sem saída (furo cego). Pode-se observar que a diferença entre o torque medido entre uma ferramenta nova e as demais ferramentas com desgaste é pequena. Neste caso, há um ligeiro acréscimo do torque em função do aumento do número de roscas já usinadas.

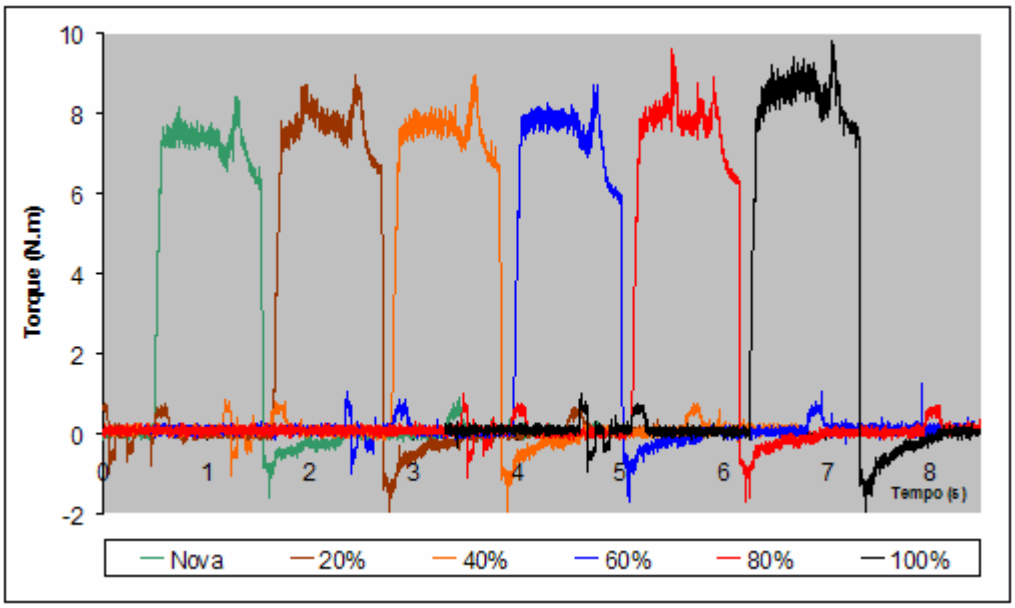


Figura 4.34 – Representação dos sinais de torque (valores brutos) para seis machos de corte com diferentes níveis de desgaste (velocidade de corte de 50 m/min) durante a usinagem

Talvez o gráfico que melhor representa a evolução do torque em função do desgaste seja o apresentado na Fig. 4.35.

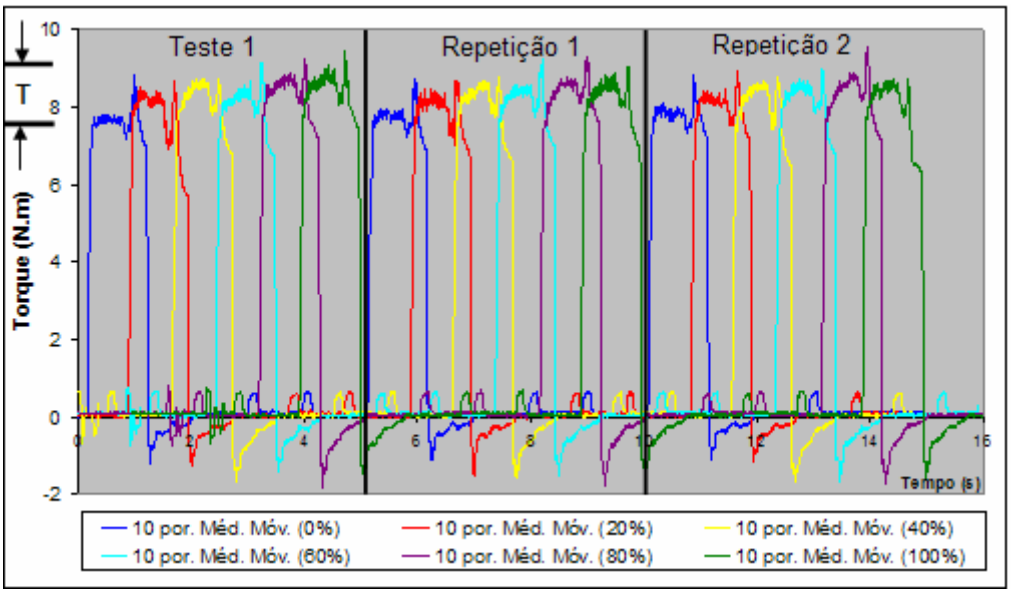


Figura 4.35 – Valores de torque monitorados com os machos de corte novo, 20, 40, 60, 80 e 100% de desgaste (média móvel - ferramentas que tiveram os maiores desgastes) durante a usinagem

Foram plotados os valores dos torques adquiridos para os machos que apresentaram os maiores valores de desgastes em cada grupo analisado. Observa-se que há uma evolução do torque em função da quantidade de roscas usinadas. Repetiram-se os testes duas vezes e os resultados foram semelhantes.

Percebeu-se que o comportamento do sinal do torque das ferramentas que usinaram mais roscas difere do comportamento dos sinais para as ferramentas em início de vida. Para o macho novo, observa-se que ao atingir o torque máximo na região do corte, o valor do mesmo ficou praticamente constante. Entretanto, para os outros machos de corte (20, 40, 60, 80 e 100% de desgaste), há um aumento gradativo do sinal do torque.

Acredita-se que o atrito entre os dentes da região cônica, somados com o atrito provocado pelos dentes alisadores com desgaste, são os responsáveis pelo aumento do torque. A diferença entre o maior e o menor valor do torque está representado pela faixa **"T"** na Fig. 4.35. Neste caso, quanto maior for o desgaste nas superfícies de folga e saída dos machos de corte, maior será a quantidade de dentes (cônicos e alisadores) que estarão contribuindo com o aumento do torque. Assim, à medida que o desgaste avança na região cônica, os dentes alisadores passam a cortar mais material. Por isso, o sinal do torque foi maior para as ferramentas com o volume maior de roscas fabricadas.

A Fig. 4.36 é uma ampliação dos resultados do teste 1 da Fig. 4.35 (região superior do gráfico). Observa-se que o sinal do torque para a ferramenta nova tem um aspecto diferente das demais ferramentas.

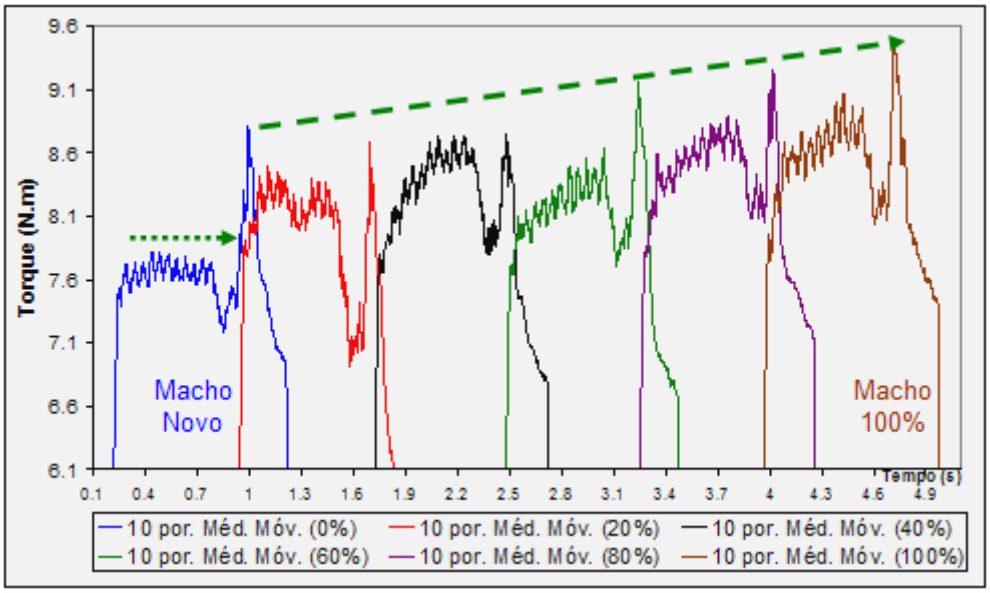


Figura 4.36 – Evolução do torque para as 6 primeiras roscas avaliadas na Fig. 4.35 (Teste 1) na região do corte (média móvel) durante a usinagem

De forma semelhante, é possível avaliar o torque durante o retorno das ferramentas. Quando o eixo-árvore da máquina CNC inicia o retrocesso do macho de corte há um pico no sinal do torque (negativo). Quanto maior o desgaste, maior será o contato entre a ferramenta de corte e o material e consequentemente, maior será o valor do torque. A Fig. 4.37 representa a parte negativa (inferior do gráfico) da Fig. 4.34 (2ª repetição). Observa-se que é possível relacionar o nível de desgaste dos machos de corte avaliados com a intensidade do torque. Pode-se inclusive comparar as áreas abaixo da linha central onde foram plotados os gráficos e concluir que quanto maior for o desgaste, maior será a área. Obviamente que fatores como a quantidade de cavacos presos dentro dos pré-furos também influenciará na intensidade do torque negativo.

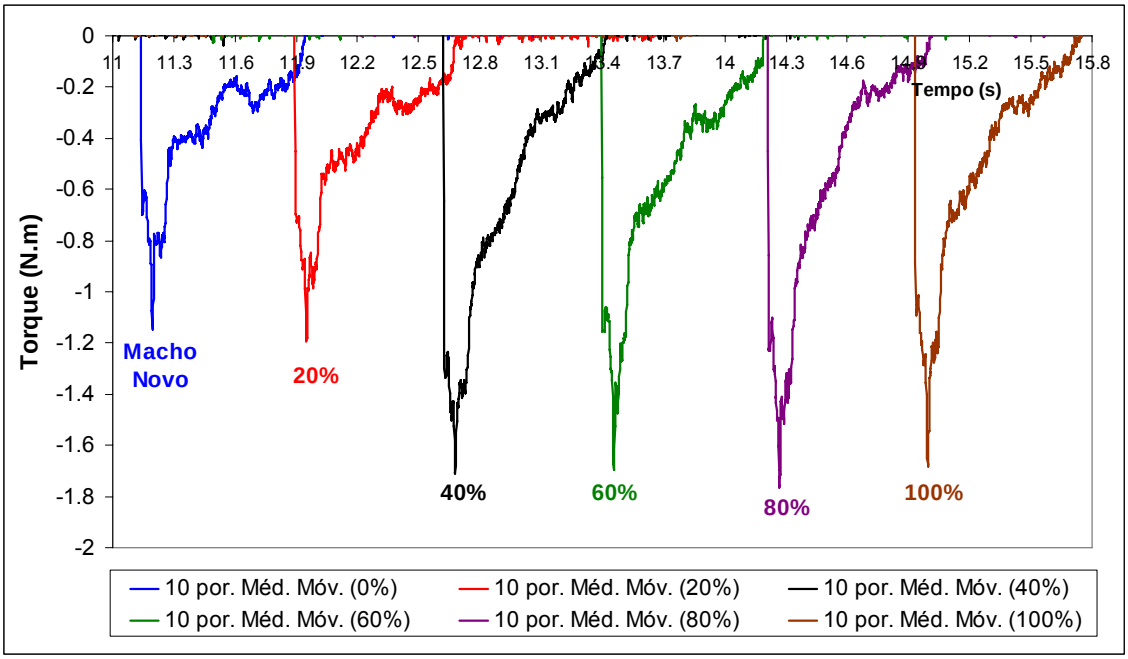


Figura 4.37 – Valores do torque (média móvel) para o retrocesso (saída do macho) do macho de corte (torque negativo) durante a usinagem

Outros fatores, como a usinagem com fluido de corte ou a seco influenciam os valores das forças e do torque. A Fig. 4.38 mostra uma comparação do torque para usinagem a seco e com aplicação de fluido em forma de jorro e com MQF. Observa-se que o fluido de corte tem efeito no torque. O torque foi maior quando usinou-se com aplicação de fluido MQF. Constatou-se que os cavacos em contato com o fluido de corte (óleo puro em forma de *spray*) tenham formado uma pasta (cavacos misturados com óleo), a qual favoreceu o preenchimento dos canais do macho, assim como o espaço vazio entre os dentes da ferramenta, aumentando o contato entre a peça e o macho. O fluido de corte em

forma de jorro (água com óleo mineral e aditivos) contribuiu para a limpeza dos canais e filetes dos machos de corte, diminuiu o atrito e, consequentemente, atenuou a temperatura na interface cavaco-ferramenta. A temperatura pode ter sido um fator que também contribuiu para a diminuição do torque. Na usinagem a seco a temperatura é maior, favorecendo o corte dos metais.

Observou-se neste trabalho que os valores do torque foram muito variados. Mesmo repetindo os testes em uma sequência de três furos, nas mesmas condições de usinagem, os resultados do torque eram distintos. Além disso, os valores dos picos no momento do retorno das ferramentas variaram muito, sendo que o fluido de corte em forma de jorro foi a condição de corte mais favorável (menor torque) em diversos testes.

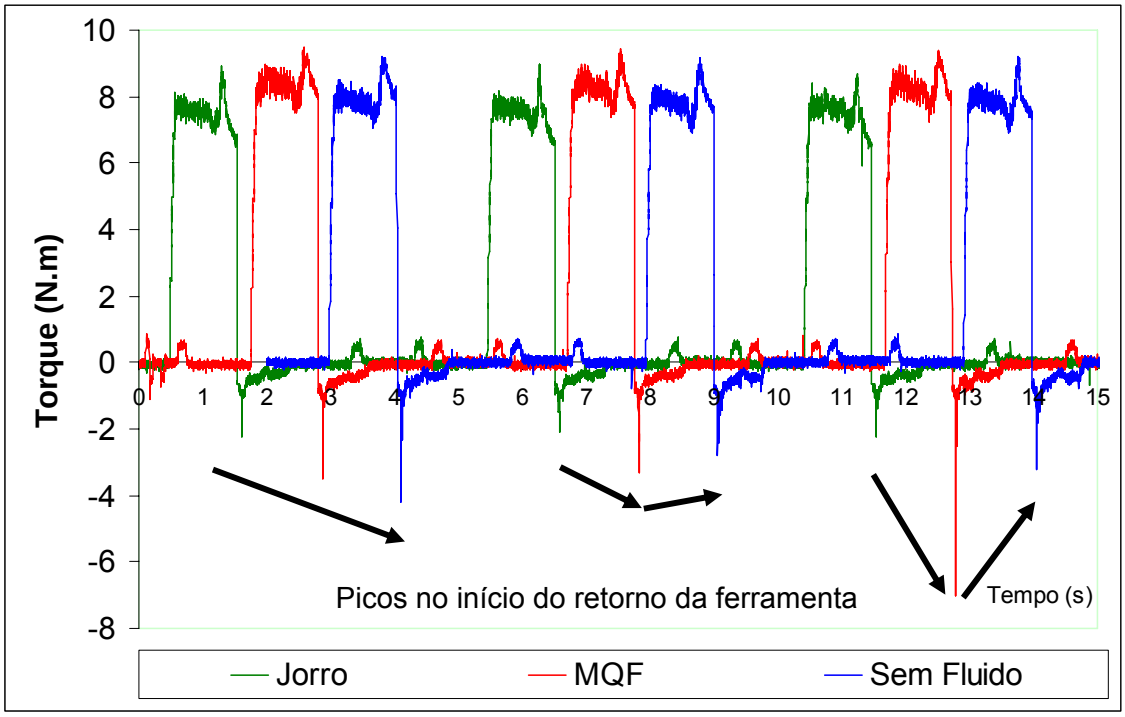


Figura 4.38 – Valores de torque durante o rosqueamento com macho de corte novo em diferentes condições de lubri-refrigerantes (Jorro, MQF e Sem Fluido) durante a usinagem

As forças axiais (Fz) tiveram valores (sinal bruto) muito parecidos. Ou seja, os valores das forças praticamente são iguais quando comparados entre uma ferramenta nova e uma em fim de vida. Entretanto, percebeu-se que o desgaste influenciou nos valores das forças axiais, pois ao fazer-se a média móvel (20 pontos) de três machos em fim de vida (M1, M2 e M3), o macho denominado como número 3 (M3) apresentou maior força, seguido

pelo macho 2 (M2), quando comparados com o macho 1 (M1). O macho 1 (M1) foi a ferramenta que teve o menor desgaste entre as três ferramentas em fim de vida (Fig. 4.39).

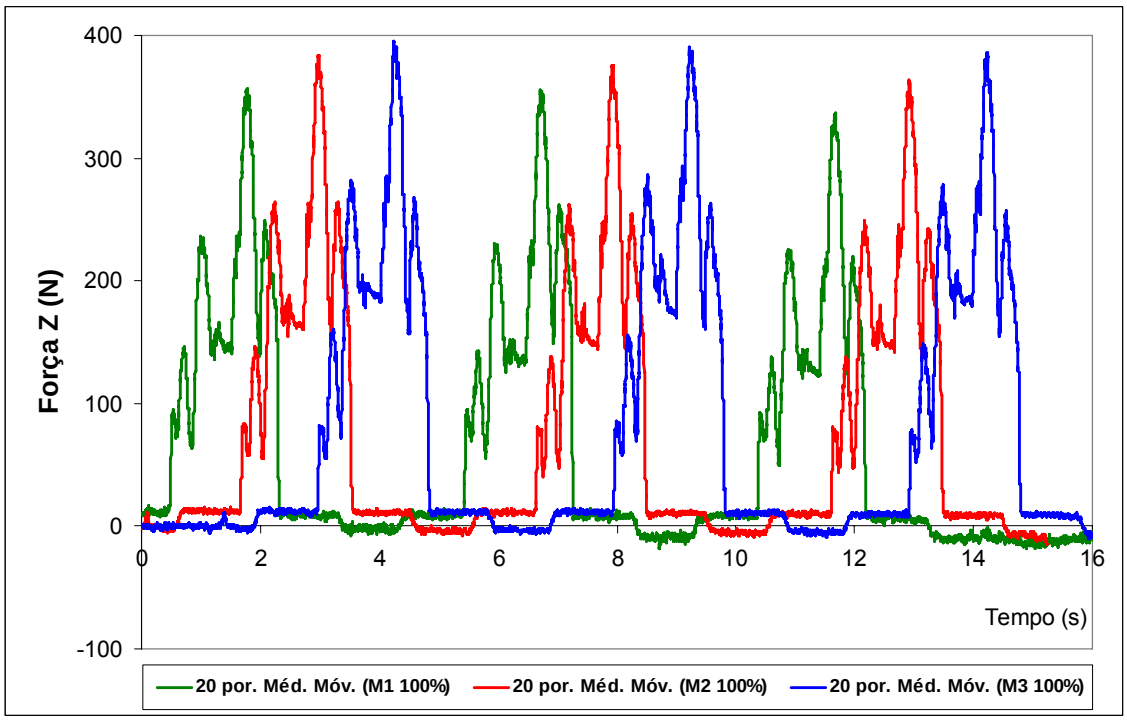


Figura 4.39 – Força medida na direção Z dos três machos que chegaram ao fim de vida com Vc = 50 m/min utilizando fluido de corte em forma de jorro durante a usinagem

As forças nas direções X e Y não serão discutidas nesta etapa do trabalho devido aos resultados obtidos. Os valores foram baixos, provavelmente por não haver ação nas direções X e Y devido à característica das ferramentas de corte e do processo de usinagem. Percebeu-se que as forças praticamente se anularam, talvez devido à geometria dos machos de corte (quatro canais). Entretanto, em alguns testes exploratórios conseguiu-se avaliar as forças X e Y, como na variação da concentricidade da ferramenta em relação ao pré-furo. Isto será abordado adiante.

Conforme descrito no capítulo três, foram realizados experimentos em laboratórios com objetivo de obter maiores informações sobre o processo de rosqueamento com machos de corte. A seguir são apresentadas as discussões relativas aos resultados obtidos.

4.4.1 Variação do avanço

Os cabeçotes fixos são geralmente utilizados em centros de usinagens ou em outras máquinas CNC que possuem sincronismo de velocidade de rotação e de avanço. Dessa

forma, o macho de corte deverá deslocar-se ao longo do pré-furo com movimento sincronizado entre a rotação e o avanço, o qual deve ser igual ao passo da rosca do macho de corte. Entretanto, se o avanço da máquina ou o passo do macho de corte forem diferentes, as forças e o torque serão alterados, além da qualidade da rosca. O gráfico da Fig. 4.40 permite avaliar o efeito que a variação do avanço de corte provoca no sinal das forças medido na direção Z (Média). Este gráfico mostra os valores médios das forças durante o corte e retorno da ferramenta.

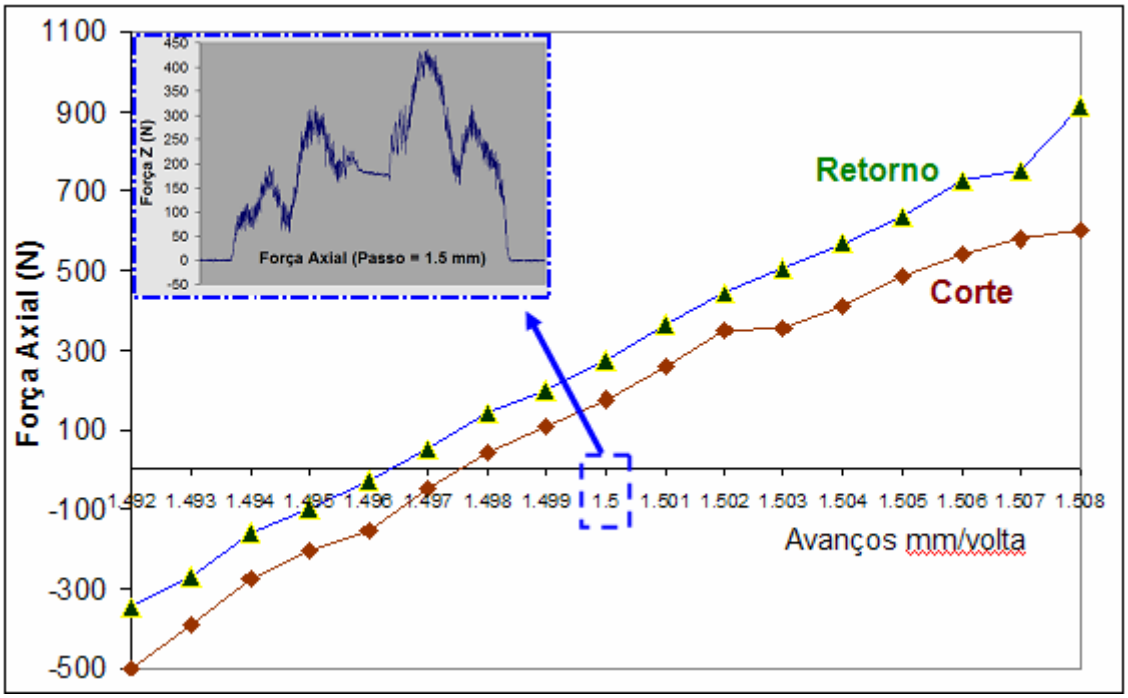


Figura 4.40 – Efeito do avanço (Média) no rosqueamento interno com machos de corte com uma ferramenta nova. A velocidade de corte empregada foi de 50 m/min com fluido de corte em forma de jorro

Observa-se que a força é positiva (corte e retorno), quando o avanço programado na máquina é maior que 1,498 mm/volta (Fig. 4.40). Quando o passo da rosca (avanço na máquina) programado foi de 1,492 mm/volta, as forças tiveram valores relativamente altos (negativas), chegando próximo de -500 N, tanto para o corte, como para o retorno da ferramenta. As forças de corte axiais quando o avanço é igual ao passo do macho de corte (1,500 mm), são positivas. Na média (corte e retorno) as forças podem então ser positivas ou negativas, dependendo do avanço programado na máquina CNC. A Fig. 4.41 permite avaliar quatro situações onde o avanço programado foi de 1,495; 1,505; 1,490 e 1,510 mm/volta.

Na média as forças axiais são negativas para avanços inferiores a 1,500 mm/volta e positivos para os valores maiores que o passo do macho de corte (1,500 mm/volta). Entretanto, pode-se constatar que os avanços inferiores ao passo da ferramenta provocaram uma inversão nos sinais das forças axiais. Inicialmente as forças são positivas e em seguida negativas. Esse assunto será abordado posteriormente.

Além da inversão, pode-se verificar que a intensidade das forças foi diferente para os avanços avaliados. Para os avanços de 1,495 e 1,490 mm/volta as forças foram de 600 e 1600 N, respectivamente. Por outro lado, as forças mediram aproximadamente 1300 e 2300 N, quando os avanços programados foram de 1,505 e 1,510 mm/volta, simultaneamente.

Pode-se concluir que ao aumentar em 0,010 mm o avanço, a força aumentou em aproximadamente 2000 N durante o corte, já que na média, as forças medidas neste trabalho mediram em torno de 300 N durante o corte, em que o passo da rosca coincidia com o avanço programado na máquina CNC.

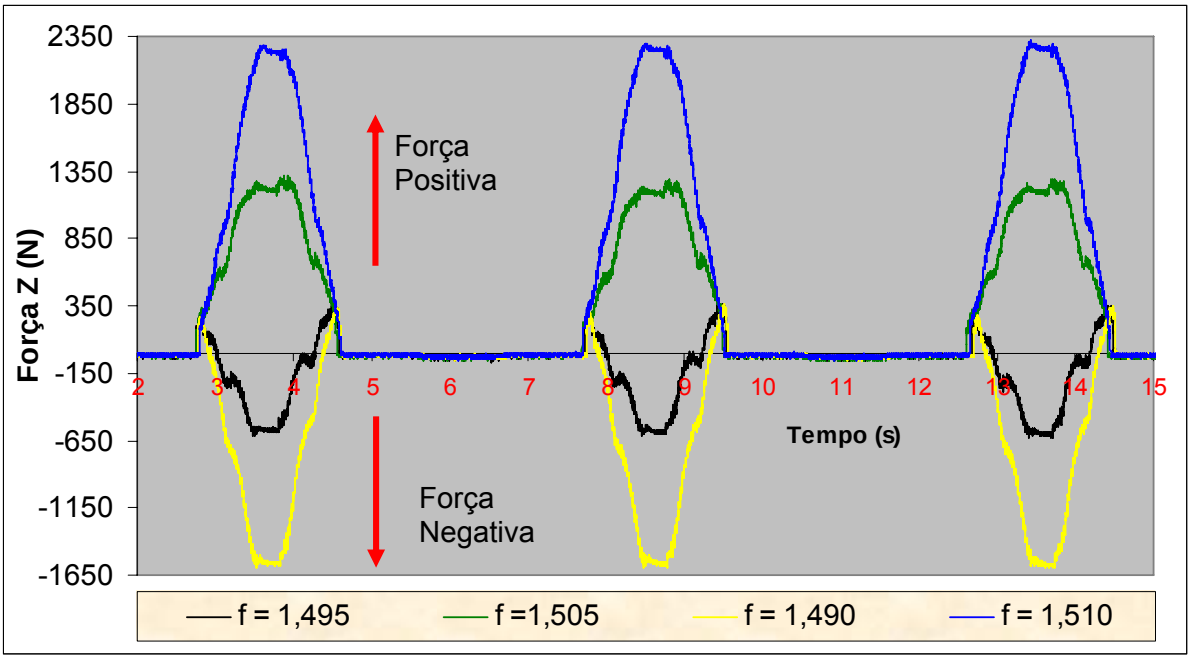


Figura 4.41 – Forças axiais em função da variação do avanço programado na máquina CNC (f = avanço programado) durante a usinagem

Pode-se afirmar que quanto mais distante for o passo programado (avanço) na máquina CNC em relação ao passo da rosca do macho de corte, maior será a força axial. A Fig. 4.42 representa um dos testes feitos em laboratório (pré-teste), em que o passo da rosca (avanço) foi muito acima do passo que é considerado correto para esse tipo de

ferramenta de corte. Utilizou-se como passo da rosca (avanço), 1,515 mm/volta e velocidade de corte de 100 m/min.

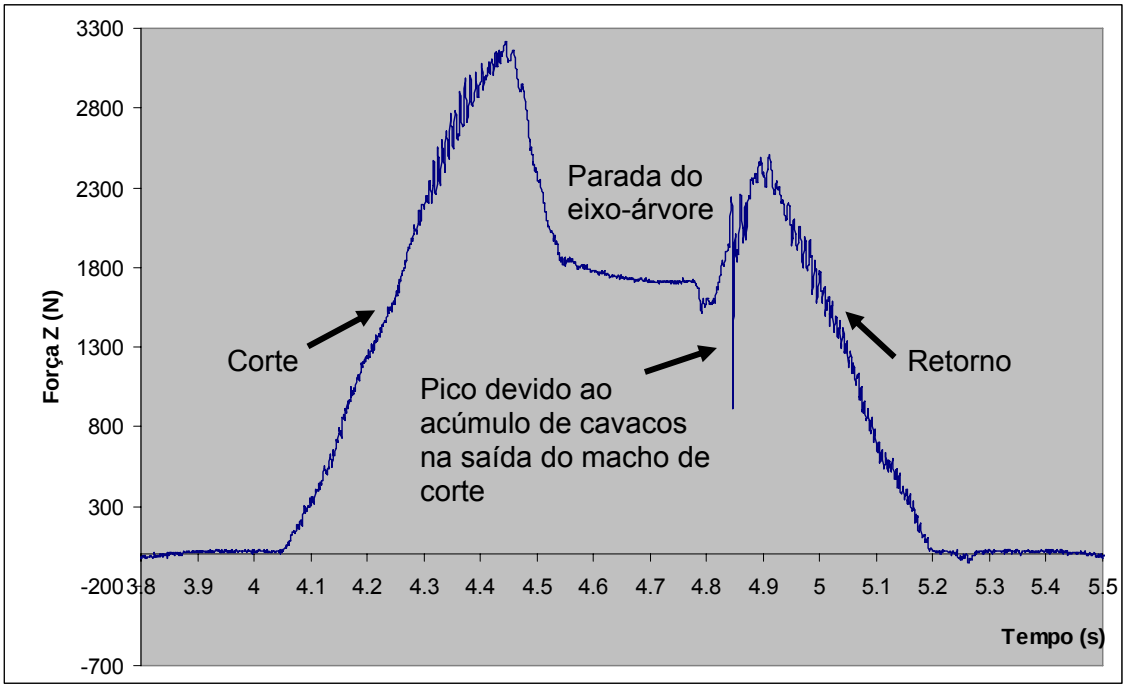


Figura 4.42 – Força de corte na direção Z com o passo programado (avanço) na máquina CNC igual a 1,515 mm/volta (Vc = 100 m/min) com fluido de corte aplicado pela técnica MQF durante a usinagem

Isso significa informar que a cada volta ou giro do eixo-árvore, a ferramenta de corte movimentou 0,015 mm a mais do que o passo do macho de corte. Em 16,67 voltas (comprimento da rosca igual a 25 mm) significa dizer que o macho deslocaria menos do que o eixo da máquina em aproximadamente 0,25 mm. Com certeza, se a pinça tiver conseguido segurar o macho de corte, evitando o deslocamento na vertical, a rosca ficará totalmente sem calibração. Neste caso, acredita-se que não houve deslocamento, pois o macho de corte foi fixo com uma pinça, de forma que a haste da ferramenta encostava-se no fundo do furo, na base do dinamômetro, garantindo assim o não deslocamento do mesmo na vertical, durante a operação. Observa-se que o sinal da força de corte é positivo em todo o tempo da usinagem, sendo inclusive maior durante o corte, contrariando os testes anteriores adquiridos com avanços programados na máquina CNC diferentes do passo do macho de corte (Fig. 4.40). Quando a ferramenta iniciou o corte do pré-furo, a força de avanço (Fz) aumentou instantaneamente, chegando a medir mais de 3000 N. Observa-se que a força de usinagem na direção Z foi positiva, tanto para o corte, como para o retorno (embora, no

retorno não seja realizado corte do material). No retorno, a força decresce apresentando um comportamento diferente do observado nessa pesquisa. Durante o retorno, o macho de corte tende a deslocar-se para cima com uma velocidade menor do que o avanço programado no CNC e consequentemente, os filetes do macho de corte atritam-se com os flancos da rosca já usinada, mantendo as forças altas. Provavelmente, quando a diferença de avanços e o passo são consideráveis, os filetes da rosca apresentam-se destruídos ou com uma má formação, dificultando, assim, a calibração ou até mesmo comprometendo a resistência à tração da rosca fabricada.

Quando o avanço programado é menor do que o passo do macho de corte ocorre o contrário (Fig. 4.43). Os filetes do macho de corte tendem a guiar o passo da rosca, mas a máquina desloca-se com um avanço inferior ao passo da ferramenta, criando dessa forma, forças contrárias às já mencionadas.

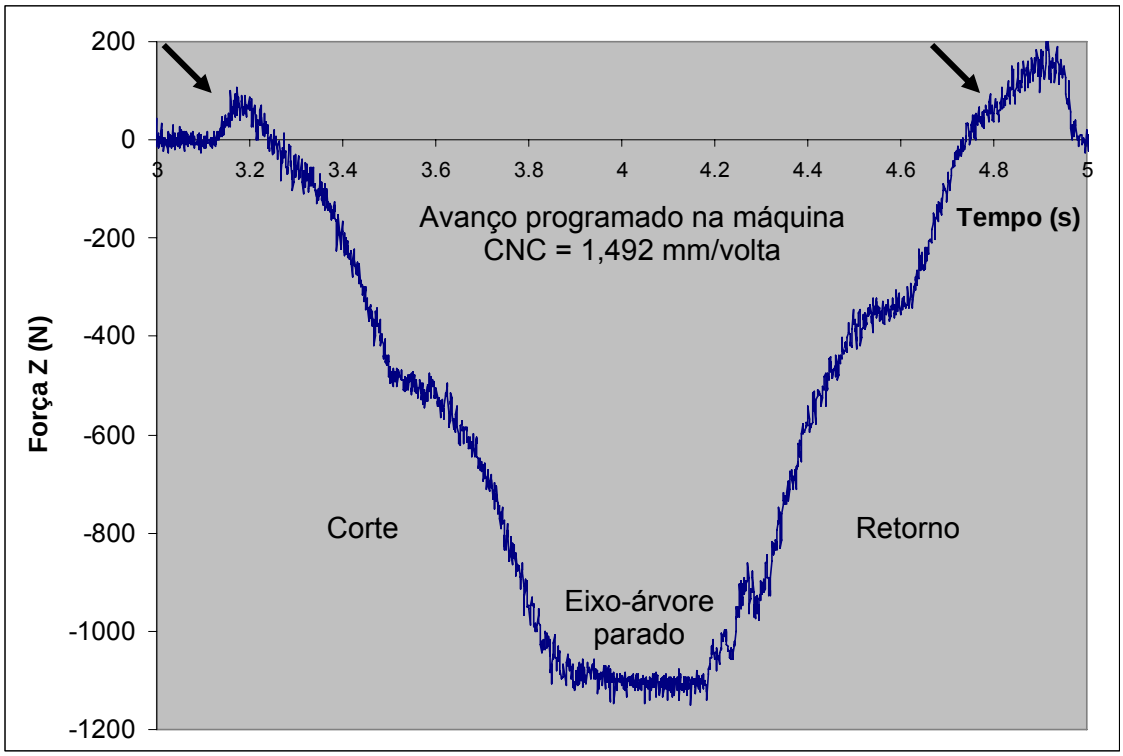


Figura 4.43 – Comportamento da força durante a usinagem devido ao avanço de corte programado na máquina CNC ser menor do que o passo do macho de corte

No início do rosqueamento, a força é positiva por alguns instantes, pois são poucos filetes em contato com o material a ser usinado. Em seguida, após os primeiros filetes do macho penetrarem no material, a diferença entre os avanços causam uma força negativa, pois os filetes tendem a descer mais rápido do que o eixo-árvore da máquina. Em

contrapartida, o avanço programado no CNC tende a segurar o macho de corte, invertendo o sentido da força na direção Z.

A alteração do avanço de corte para o rosqueamento com macho de corte não altera somente a força na direção Z. Observa-se da Fig. 4.44 que o torque também sofre mudanças. O torque foi superior a 9 N.m (inclusive nas repetições), em todas as situações, independentes se foram empregados avanços maiores ou menores do que o passo do macho de corte. A velocidade empregada neste caso foi de 50 m/min, com fluido de corte na forma de jorro. A ferramenta utilizada era nova, de forma que os valores relativamente superiores aos analisados até o momento, não foram influenciados pelo desgaste do macho de corte.

Em casos extremos o torque pode ser muito alto. Com uma velocidade de corte de 100 m/min o torque chegou próximo de 40 N.m antes de iniciar o retorno da ferramenta dentro da rosca usinada. Essa característica deve-se ao fato de que a aceleração tem que ser alta para garantir o sincronismo das velocidades de corte e avanço. Geralmente é nesse momento (início da inversão da rotação do eixo-árvore da máquina CNC) que ocorre a fratura ou falha catastrófica da ferramenta.

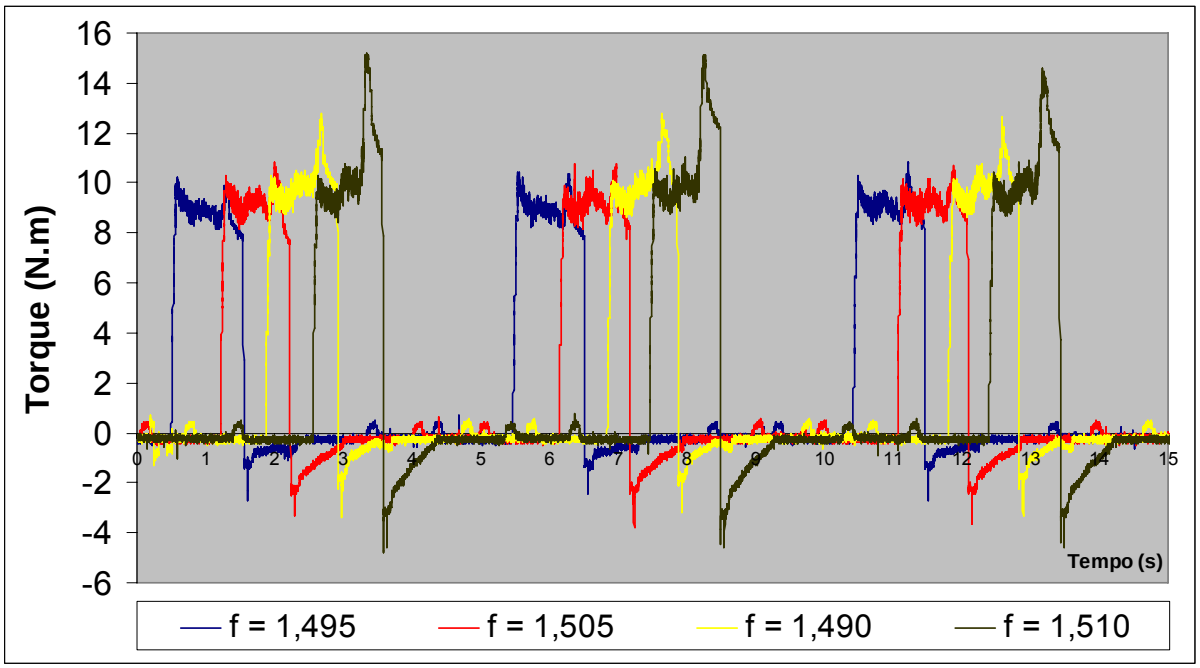


Figura 4.44 – Torque em função do avanço de corte durante a usinagem para quatro situações onde os avanços foram maiores e menores do que o passo do macho de corte (Vc = 50 m/min)

A Fig. 4.45 apresenta uma aquisição do sinal do torque com condições severas de corte (rotação alta, avanço maior do que o passo do macho e fluido de corte em forma de *spray* - MQF). O comprimento da rosca foi de 25 mm. Observa-se que o torque apresentou um comportamento similar aos demais sinais analisados durante o corte. Entretanto, no final do rosqueamento houve um súbito aumento do torque, o qual deve ser atribuído à frenagem da máquina (desaceleração) e o aumento da quantidade de cavacos, além da deficiente lubrificação na interface cavaco-ferramenta e nos filetes da ferramenta dentro do pré-furo. Além disso, o maior responsável pelo aumento do torque pode ter sido a diferença de avanços em baixa velocidade de corte. Durante o corte, a velocidade empregada foi de 100 m/min, proporcionando altas temperaturas nas interfaces cavacos-ferramenta. Daí, o torque relativamente baixo (próximo de 10 N.m) para essa condição. Entretanto, ao diminuir a velocidade de corte até zero, além do acúmulo de cavacos, o atrito deve ter aumentado, proporcionando o acréscimo súbito do torque (próximo de 40 N.m). Além desse fato, pode-se constatar que durante o retorno o torque foi alto (próximo de -10 N.m), podendo inclusive causar a quebra do macho de corte. Assim, acredita-se que o avanço de corte diferente do passo da rosca é um problema tanto para o torque, como para a força axial (Fz).

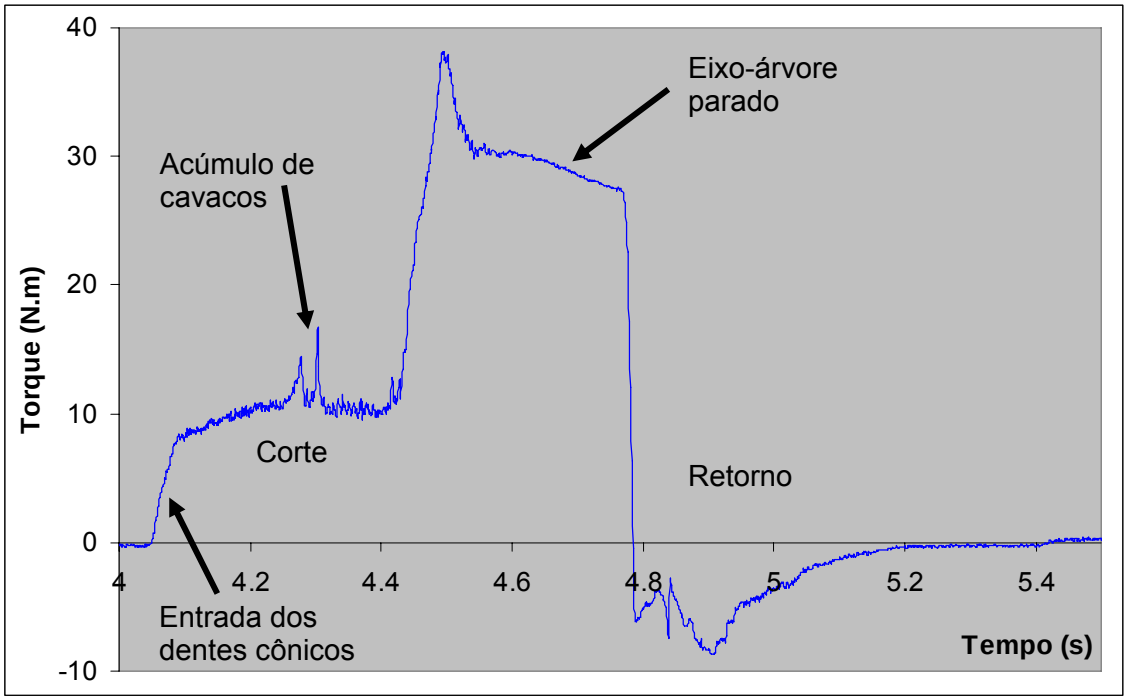


Figura 4.45 – Torque medido durante o monitoramento do rosqueamento interno com macho de corte M13 X 1,5 mm (Vc = 100 m/min) com fluido de corte em forma de MQF com avanço de corte programado de 1,515 mm/volta durante a usinagem

4.4.2 Variação do comprimento da rosca

Os resultados mostrados na Fig. 4.46 permitem avaliar o torque em função da variação da velocidade de corte e do comprimento da rosca. Pode-se observar que o torque aumentou com o comprimento da rosca usinada e diminuiu com o aumento das velocidades de corte, exceto para a velocidade de corte de 100 m/min (2446 rpm), para os valores em que o comprimento rosqueado foram superiores a 9 milímetros.

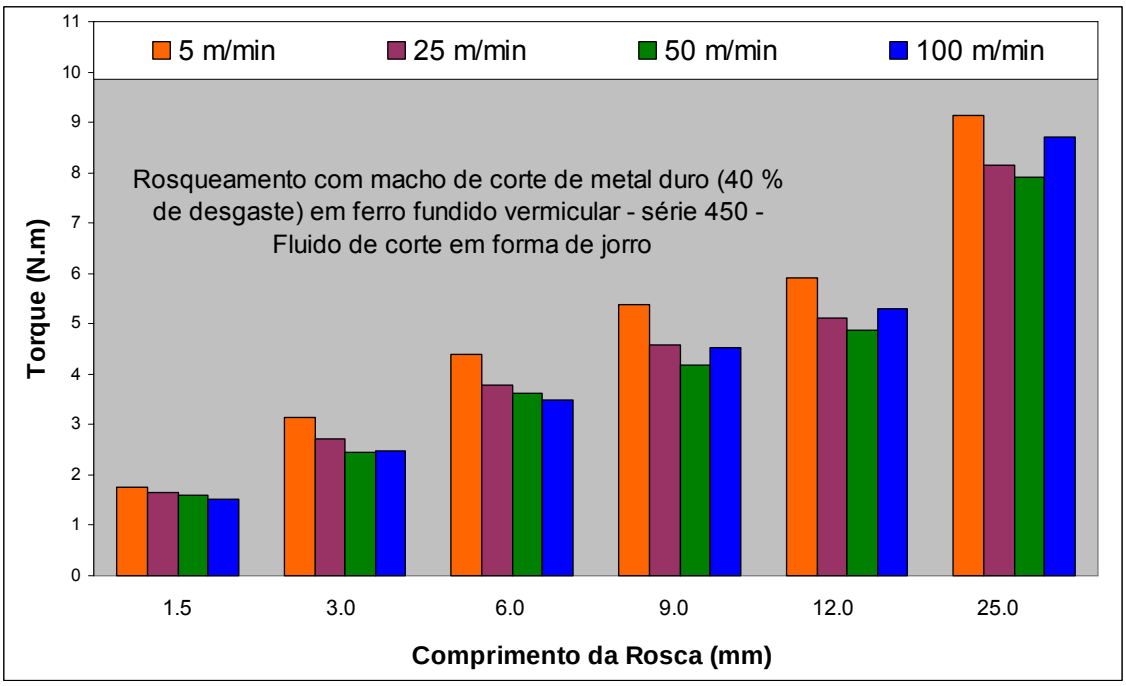


Figura 4.46 – Torque em função do comprimento da rosca e da velocidade de corte, durante a usinagem de uma chapa escalonada, com furos passantes

O comprimento da rosca teve influência na força de corte e no torque devido ao maior atrito que há entre os dentes do macho de corte e o corpo de prova. Quanto maior o comprimento rosqueado, maior foi a área de contato entre a ferramenta e a peça. Além desse fato, há que considerar a quantidade de cavacos enclausurados dentro dos pré-furos. Algumas prováveis causas para esse aumento do torque com altas velocidades devem-se à alta taxa de material removido em função do tempo. Quanto maior a velocidade de corte, maior é a taxa de remoção de metal da peça e, consequentemente, menor é o tempo de contato entre a ferramenta de corte e o corpo de prova. Observa-se que para velocidades de corte de 5 m/min (123 rpm), 25 m/min (612 rpm) e 50 m/min (1223 rpm), houve uma ligeira queda do torque. Isso já era esperado, e uma provável explicação para esse fato é o aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta, o que implica em uma redução das

forças de corte e consequentemente do torque. Outros fatores também podem estar relacionados com a variação do torque em função da velocidade de corte, como a aresta postiça de corte (APC) e a velocidade relativa entre cavacos e a ferramenta de corte, provocando diferentes atritos cinéticos. De forma semelhante, avaliou-se a influência do comprimento da rosca para furos cegos. A Fig. 4.47 apresenta os sinais do torque a partir de 0,25 mm, com velocidade de corte fixa (vc = 50 m/min).

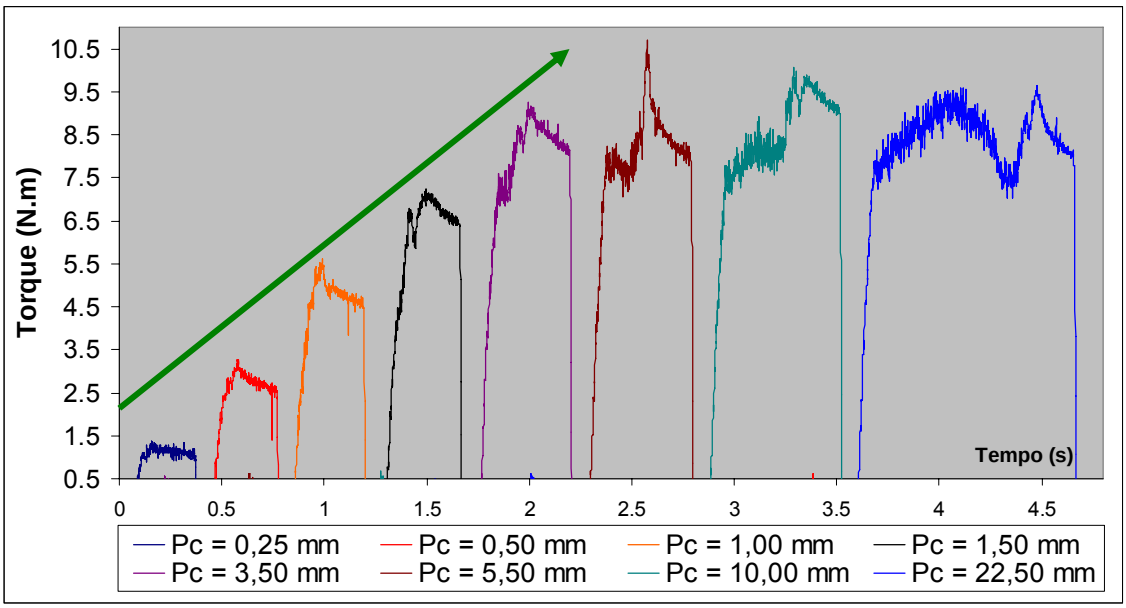


Figura 4.47 – Evolução do torque durante a usinagem para o rosqueamento com machos de corte em função da variação da profundidade de corte em furos cegos

Observa-se que o torque aumentou proporcionalmente à medida que os filetes cônicos penetraram no pré-furo. Quando o macho de corte penetrou os quatro primeiros dentes na rosca, equivalente a um giro completo, o torque medido atinge aproximadamente 7 N.m (pico máximo). Com uma profundidade de 5,5 mm rosqueados, o torque atinge aproximadamente o valor de 8.5 N.m (durante o corte), o que representa nesta condição de corte, a média de todos os testes analisados. Esse valor refere-se à região cônica da ferramenta, sem a influência dos dentes alisadores. Deve-se levar em conta que a velocidade de corte empregada nestes testes foi variável, pois o eixo-árvore da máquina encontrava-se em desaceleração, exceto para os últimos testes (10 e 22,5 mm de comprimento rosqueado), onde a velocidade era constante (50 m/min) e posteriormente variável. Assim, pode-se concluir que o comprimento da rosca, é um fator que pode influenciar os valores do torque para o rosqueamento. Entretanto, as forças axiais também

são dependentes do comprimento rosqueado. Quanto maior o comprimento da rosca, maior as forças na direção Z, para a faixa analisada (0,25 a 25 mm de comprimento).

4.4.3 Influência do diâmetro do pré-furo nas forças e no torque

Além do comprimento da rosca usinada, do avanço diferente do passo da rosca, da velocidade de corte, o diâmetro do pré-furo também altera os valores das forças e do torque. Para comprovar esse fato, a Fig. 4.48 permite avaliar as forças na direção Z para três diâmetros de pré-furos diferentes: 11,0, 11,5 e 12,0 mm.

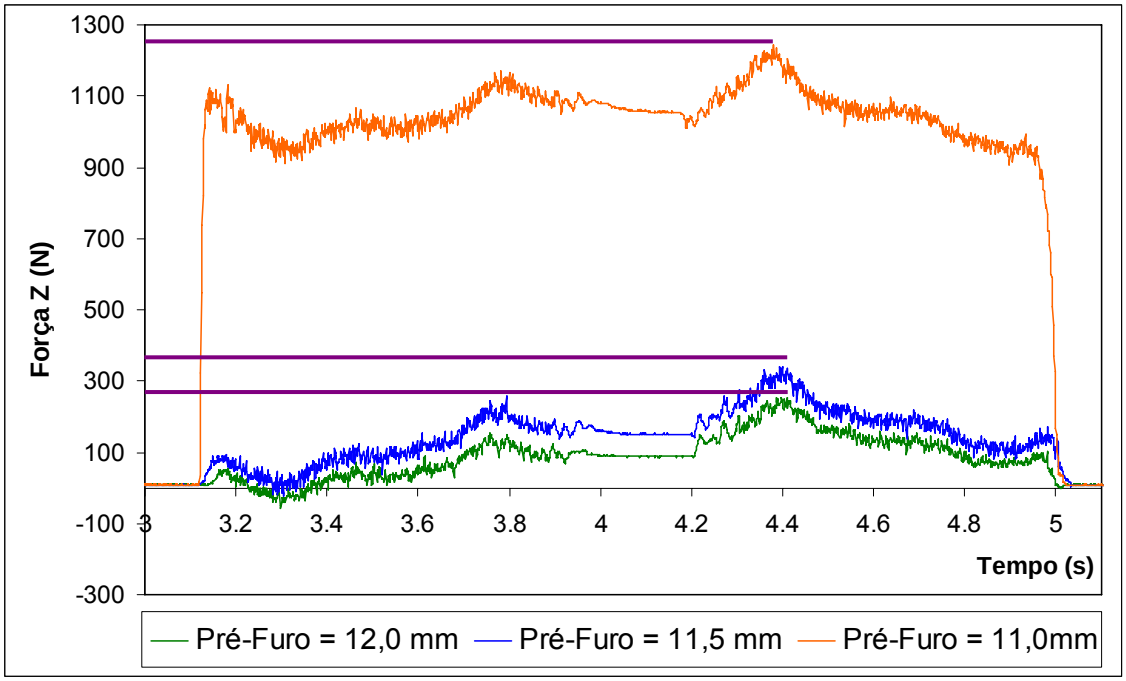


Figura 4.48 – Força Z em função do diâmetro do pré-furo na usinagem de roscas internas de 25 mm de comprimento rosqueado com macho de corte M13 X 1,5 mm (macho com 40% de desgaste), produzidos em ferro fundido vermicular, com Vc = 50 m/min

A força medida para o rosqueamento feito com um pré-furo de diâmetro inferior (Ø 11 mm) ao denominado padrão (neste trabalho foi considerado o diâmetro padrão igual a 11,5 mm) foi muito superior às forças medidas com as demais brocas. Por outro lado, a força axial adquirida no rosqueamento com pré-furo de diâmetro de 12,0 mm foi inferior. A força máxima (pico máximo) adquirida durante o retorno para o pré-furo feito com 11,0 milímetros de diâmetro atingiu aproximadamente 1.237 N, ou seja, 383 % superior à rosca feita com o pré-furo de diâmetro igual a 11,5 mm (323 N). A força (Z) medida (pico máximo) para a rosca feita com um pré-furo de diâmetro igual a 12,0 mm apresentou um valor pouco inferior

à rosca padrão (254 N), equivalente a 78,6% da rosca padrão. A força (Fz) medida com o pré-furo igual a 11,0 mm foi muito superior às demais porque os filetes do macho de corte tiveram uma área de contato maior, visto que o diâmetro do núcleo do macho é próximo de 11,0 mm.

O torque também foi alterado significativamente em função da alteração dos valores dos pré-furos. A Fig. 4.49 permite avaliar os valores do torque medido em três furos rosqueados com os pré-furos usinados com brocas de 12,0, 11,5 e 11,0 mm de diâmetro.

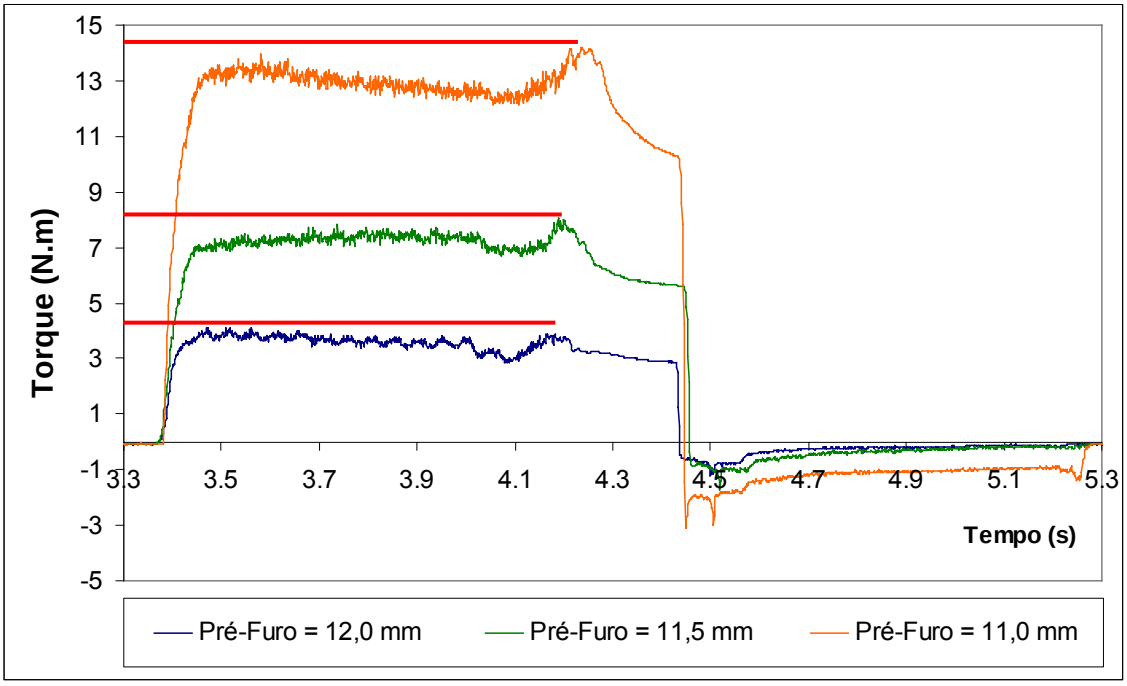


Figura 4.49 – Influência do diâmetro do pré-furo no torque durante a usinagem de roscas (25 mm de comprimento rosqueado) com macho de corte M13 X 1,5 mm (macho com 40% de desgaste), produzidos em ferro fundido vermicular, com Vc = 50 m/min

A quantidade de material a ser retirado para formar os filetes aumenta inversamente ao diâmetro do pré-furo. Neste caso a quantidade de material a ser usinado aumenta para o pré-furo de 11 mm de diâmetro. Nesta situação, a área de contato entre o macho de corte (filetes) e o bloco de ferro fundido foi grande, proporcionando uma porcentagem da altura da rosca acima do considerado normal para a fabricação de uma rosca M13 X 1,5 mm.

Pode-se constatar que o torque aumentou significativamente à medida que se diminuiu o diâmetro da broca, semelhante à análise feita para a força Z. O diâmetro ideal da broca deve estar entre 11,38 mm (100% da porcentagem da altura do filete da rosca) e 11,70 (80% da porcentagem da altura do filete da rosca), conforme catálogos da OSG, (1999).

Esses valores podem justificar a maior variação do torque quando rosqueou-se com uma broca de 11 mm de diâmetro. Provavelmente o núcleo do macho de corte juntamente com os cavacos aglomerados favoreceram o aumento do atrito entre a peça e a ferramenta de corte. Nesta situação, a porcentagem da altura da rosca foi de aproximadamente 123%, o que não é recomendado, pois sob o ponto de vista prático, pode causar falha catastrófica da ferramenta de corte (quebra do macho de corte dentro do pré-furo). Por outro lado, ao utilizar uma broca de 12 mm de diâmetro (equivalente a 61,58% da porcentagem do filete da rosca), o torque foi muito baixo. Possivelmente a rosca fabricada não suportaria as cargas de tensões necessárias (tração) usuais em blocos de motores.

A Fig. 4.50 representa o escalonamento do torque em função da diferença de alguns diâmetros dos pré-furos.

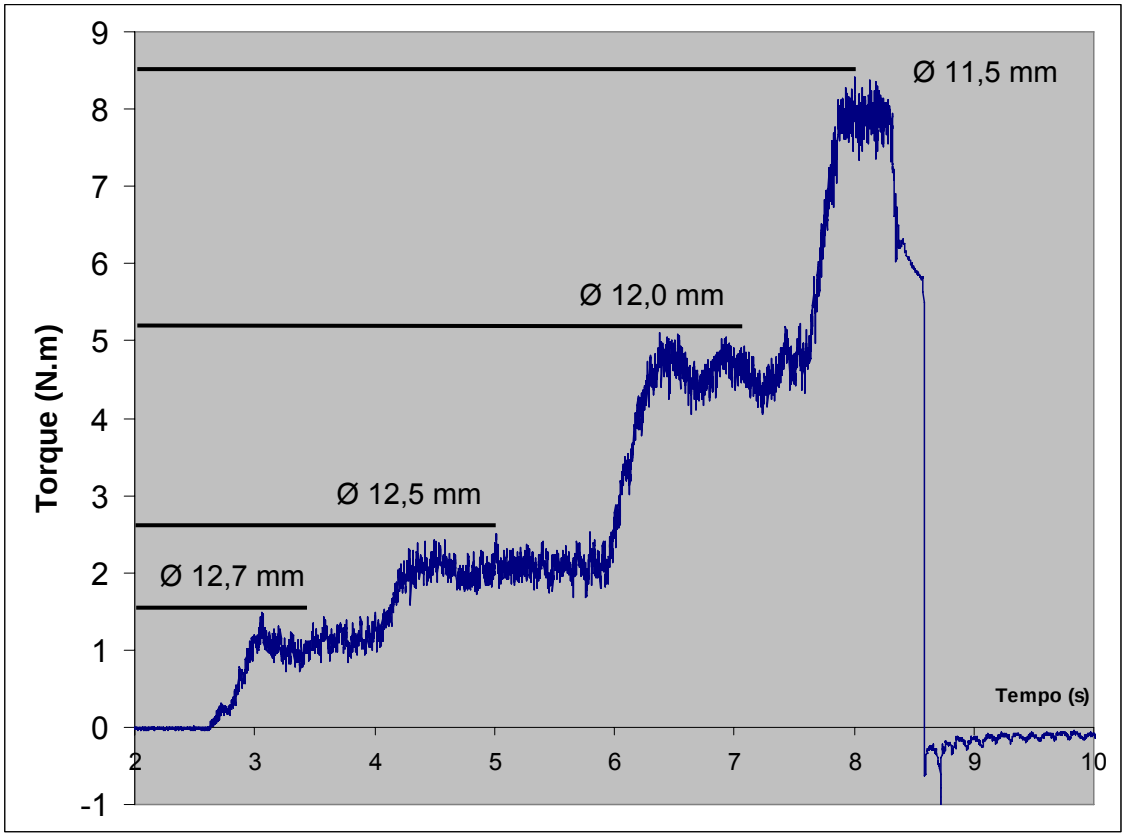


Figura 4.50 – Torque medido durante a usinagem em um furo escalonado com quatro diâmetros (12,7, 12,5, 12,0 e 11,5 mm de diâmetro) com macho de corte M13 X 1,5 mm (macho com 40% de desgaste), em ferro fundido vermicular, com Vc = 5 m/min

Observa-se que o pré-furo de 11,5 mm gerou um torque superior a 8 N.m. Por outro lado, os demais pré-furos (12,0 12,5 e 12,7 mm), geraram torques da ordem de 5, 2,5 e 1,5

N.m, respectivamente. Esses valores já eram esperados, uma vez que o volume de cavacos retirados foi pequeno, diminuindo assim o atrito entre a ferramenta de corte e o material.

A diminuição do diâmetro do pré-furo equivale ao aumento da espessura de corte (h), ou seja, aumento do avanço (f), num corte ortogonal. Assim, o resultado é uma área maior a ser cisalhada e consequente aumento das forças.

4.4.4 Variação do erro de concentricidade dos machos em relação ao pré-furo

As forças radiais (Fx e Fy) para o rosqueamento com um macho de corte com 4 canais, sem batimentos e alinhado com o pré-furo tem variação periódica e não foram muito úteis nas análises dos efeitos das variáves pois tem média próximo de zero. Entretanto, ao deslocar o centro do macho de corte em relação ao pré-furo (rosqueamento sem concentricidade), os resultados permitiram fazer algumas análises. A Fig. 4.51 permite estimar a ordem de grandeza das forças de corte nas direções X e Y em função do desvio de concentricidade.

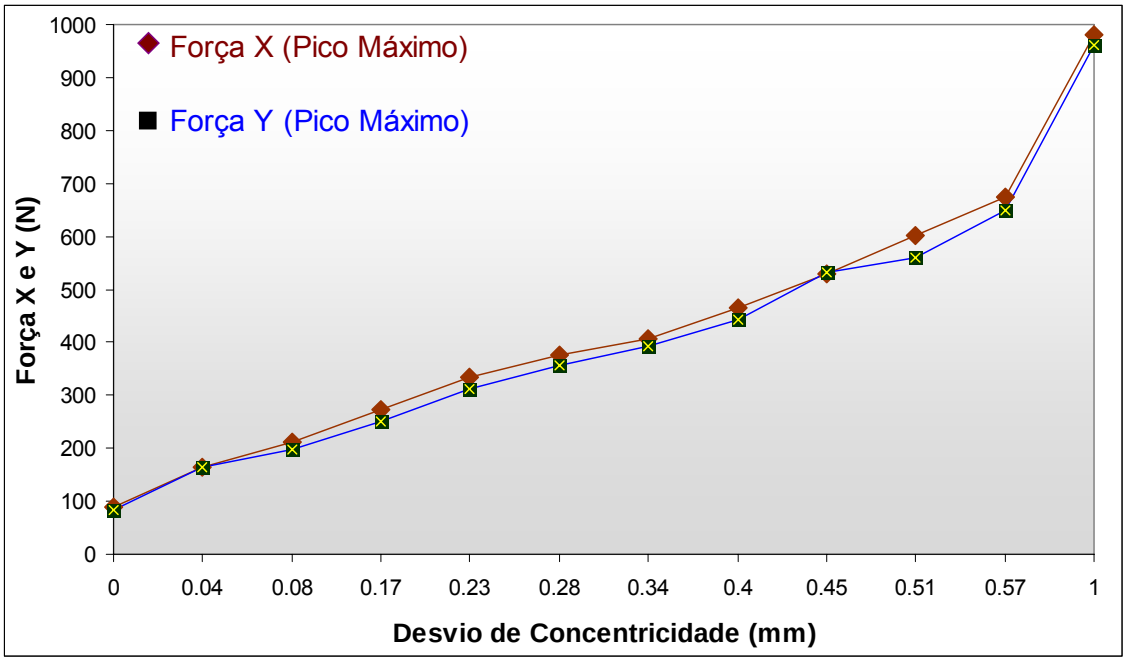


Figura 4.51 – Influência do desvio de concentricidade nas forças radiais (Fx e Fy) para vários pontos adquiridos com um macho de corte com 40% de desgaste

Da Fig. 4.51 pode ser observado também que ocorre um aumento significativo dos valores, tanto no corte, como no retorno da ferramenta. Quanto maior o desalinhamento do centro do macho de corte em relação ao centro do pré-furo, maiores as forças (pico

máximo), independente dos eixos avaliados (X ou Y). O sistema de fixação do macho de corte pode ser o componente que tenha sofrido as maiores consequências do desalinhamento, embora a rigidez e o comprimento da ferramenta de corte tenham sido fundamentais para o sucesso da operação de usinagem não concêntrica.

A Fig. 4.52 reflete as intensidades das forças na direção X, para três situações de usinagem de roscas, em que os centros do macho encontram-se desalinhados em relação aos pré-furos em 0,28 mm, 0,57 mm e 1,00 mm. O gráfico apresenta ambos os ciclos de rosqueamento, corte e retorno. No entanto, o ciclo de corte está se sobrepondo ao ciclo de retorno do teste antecedente e dificulta a visualização no gráfico.

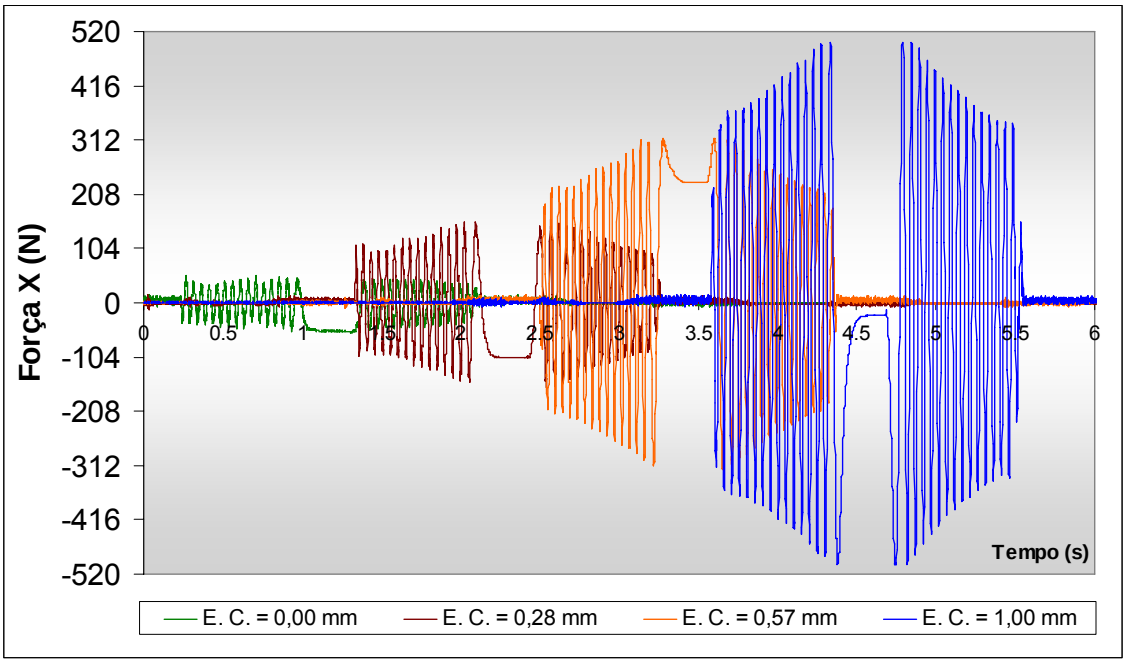


Figura 4.52 – Variação da força X durante a usinagem em função do deslocamento do macho de corte (40% de desgaste) em relação aos pré-furos para diferentes desvios de concentricidade (Vc = 50 m/min)

Observa-se que houve grandes variações das forças na direção X (pico a pico). Este mesmo comportamento foi verificado para as forças medidas na direção Y. Para as condições normais de rosqueamento (furo concêntrico), com macho de metal duro (M13 X 1,5 mm) em ferro fundido vermicular, com 50 m/min de velocidade de corte, utilizando fluido de corte em forma de jorro, as forças medidas ficaram em torno de 80 N (pico a pico). Neste caso, sabe-se que houve uma sobreposição das forças, conforme a discussão feita na secção 3.10 do capítulo 3, ou seja, as forças na direção X positivas se somaram com as

forças X negativas, de forma que quase se anularam. Todavia, quando deslocou-se o centro do macho de corte em relação ao pré-furo em 0,01 mm na direção X positivo (coordenada do programa CNC), verificou-se que houve um aumento de aproximadamente vinte e cinco por cento (25%) da força X (a força aumentou para aproximadamente 100 N – pico a pico). Esse valor foi alterado novamente quando a variação da concentricidade do centro do macho de corte foi desviada para 0,28 mm em relação ao centro do pré-furo. Neste caso, a força mediu aproximadamente 320 N (pico a pico), equivalente a quatrocentos por cento (400%) em relação às roscas denominadas como normais (concêntricas). Os demais testes comprovaram que a variação da concentricidade altera os valores das forças, proporcional à taxa de deslocamento. Para as coordenadas em que o valor do centro do macho foi deslocado para 0,57 e 1,00 mm, respectivamente, as forças X foram de 630 e 990 N (pico a pico, respectivamente). Esses valores representam 787,5% e 1237,5% simultaneamente em relação à rosca alinhada com o pré-furo.

Já a força na direção Z e o torque apresentaram algumas características interessantes. Enquanto as forças nas direções X e Y aumentaram com o acréscimo do desalinhamento dos pré-furos, quase que linearmente, com uma taxa bastante acentuada, as forças na direção Z e o torque pouco alteraram, principalmente para os desalinhamentos inferiores a 0,57 mm. A Fig. 4.53 permite avaliar as forças na direção Z, para as mesmas três situações de desalinhamento do macho de corte em relação aos pré-furos (desalinhamento de 0,28 mm, 0,57 mm e 1,00 mm).

Para o desalinhamento de 1,00 mm a força na direção Z ficou próxima de 565 N (pico máximo), enquanto que para os outros desalinhamentos avaliados, as forças variaram entre 230 e 300 N. Acredita-se que ao usinar com macho de corte desalinhado com relação ao pré-furo, as maiores forças são nas direções X e Y, forçando a ferramenta a executar uma rosca concêntrica. Para os desalinhamentos de 0,28 e 0,56 mm, provavelmente a área usinada ficou menor, devido ao afastamento do centro da ferramenta em relação ao centro do pré-furo e consequentemente a força na direção Z não sofreu grandes alterações, pelo fato do desalinhamento não ter sido tão intenso. Quando o desalinhamento foi maior (1,00 mm), provavelmente as forças na direção Z aumentaram devido ao atrito na superfície de folga secundária da ferramenta de corte. O desalinhamento provoca um aumento da seção de corte num lado da ferramenta e um decréscimo do lado oposto. Visualmente não foi possível verificar a qualidade das roscas. Seria necessário utilizar um calibrador de roscas, do tipo passa-não-passa para a calibração das roscas.

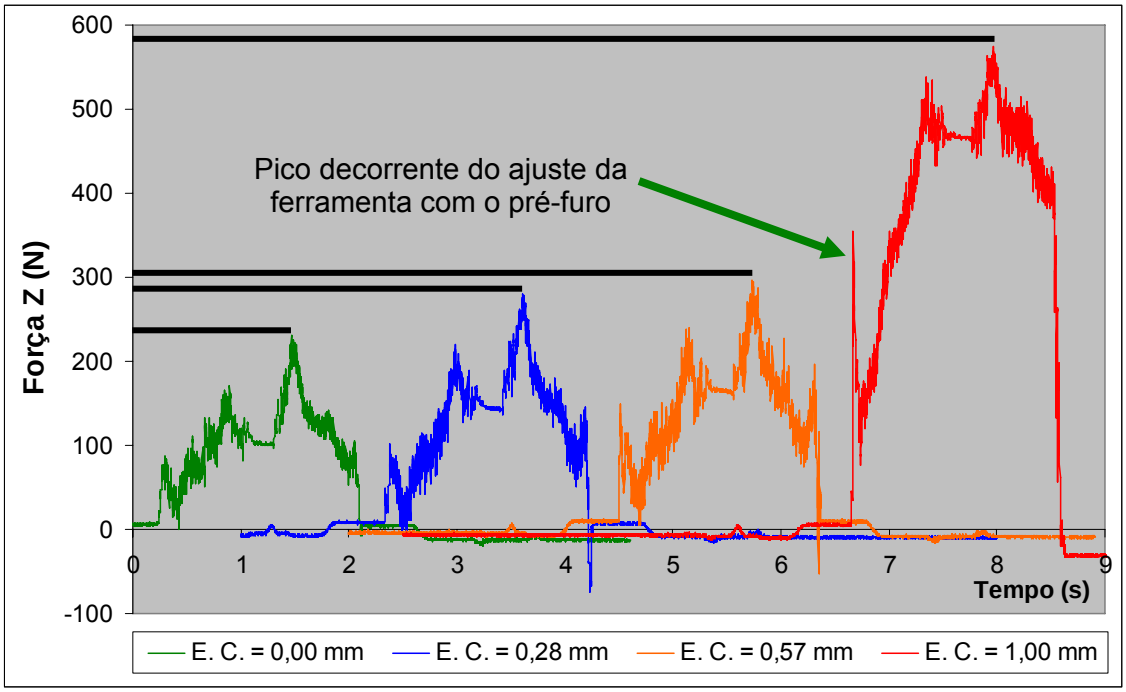


Figura 4.53 – Variação da força Z durante a usinagem em função do deslocamento do macho de corte (40% de desgaste) em relação aos pré-furos para diferentes desvios de concentricidade (Vc = 50 m/min)

Quando o macho encontra-se fora do centro do pré-furo, ao tocar a peça a ser rosqueada, o sistema de fixação da ferramenta deve sofrer algum esforço no sentido contrário ao desbalanceamento, provocando um desequilíbrio do sistema de fixação – ferramenta de corte – mandril (pinça). Dependendo da rigidez e do balanço da ferramenta de corte, pode haver o colapso da ferramenta ou outro dano à máquina-ferramenta ou ao sistema de fixação.

Os valores do torque para as roscas usinadas com o macho de corte desalinhado em relação aos pré-furos também não variaram tanto quanto as forças medidas nas direções X e Y. A Fig. 4.54 permite comparar os valores dos torques e avaliar o comportamento do efeito da não concentricidade.

Não houve variações expressivas de torque para os furos analisados. O torque atinge valores médios de aproximadamente 7,5 N.m para as três primeiras roscas. Já o torque medido para o furo rosqueado com 1,00 mm de afastamento em relação ao centro do pré-furo mediu aproximadamente 8.7 N.m, diferença de aproximadamente 15%. Contudo, percebe-se que ao iniciar a rosca o sinal do torque é similar aos demais sinais analisados. Mas à medida que os filetes penetram no pré-furo, o torque aumenta acentuadamente. Outra observação que pode ser vista, refere-se ao sinal do torque no retorno. O furo

rosqueado com o maior desvio de concentricidade apresentou um sinal do torque mais acentuado do que os demais testes.

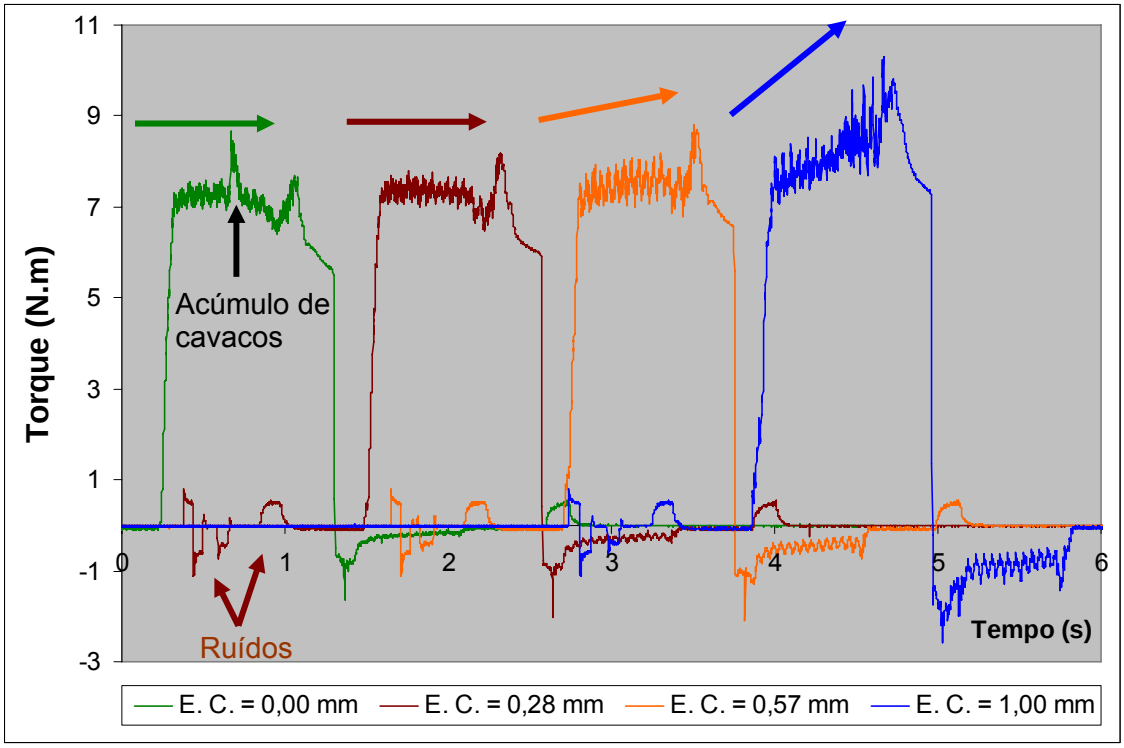


Figura 4.54 – Variação do torque durante a usinagem em função do deslocamento do macho de corte (40% de desgaste) em relação aos pré-furos para diferentes desvios de concentricidade (Vc = 50 m/min)

Quando se analisa a Fig. 4.55, verifica-se que a força na direção X possui um comportamento muito parecido com a força na direção Y. Ambas as forças possuem valores da ordem de 520 N (pico máximo). Nota-se também que houve um acréscimo das forças assim que o macho de corte iniciou a usinagem da rosca com o centro do macho desalinhado em 1,00 mm em relação ao pré-furo. De forma semelhante houve uma diminuição das forças na saída da ferramenta da rosca usinada. Existe uma defasagem de noventa graus (90º), como pode-se constatar no intervalo em que a ferramenta de corte ficou parada. Já para a força na direção Z, embora possua valores próximos de 600 N, percebe-se que há uma região do gráfico (assinalada por "**Z**") onde houve alguns sinais diferentes dos analisados até o momento. Percebe-se que há um pico (aumento repentino da força Z) no momento inicial da rosca, devido ao ajuste de posicionamento do macho de corte (desalinhado em relação ao centro do pré-furo). Através do sinal do torque não se pode constatar que o furo foi feito com desalinhamento, pois o valor, e o comportamento do

sinal foram semelhantes aos demais sinais analisados neste estudo. O torque atingiu aproximadamente 10 N.m. Entretanto, para efeito de visualização, os valores foram aumentados em 50 vezes, chegando próximo de 500 N.m.

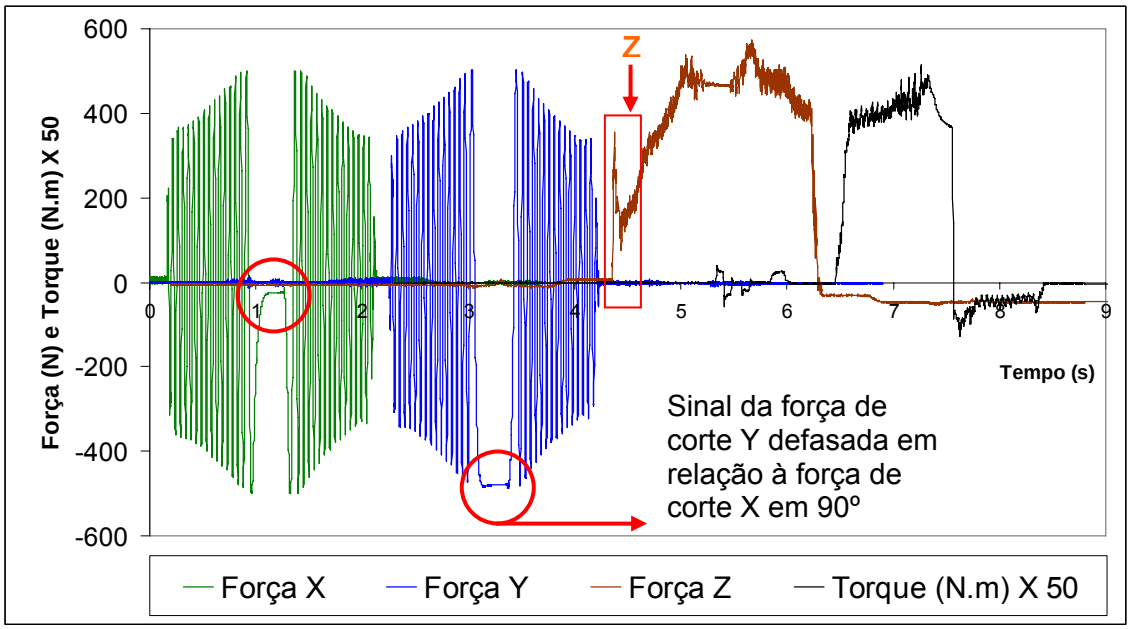


Figura 4.55 – Comparação das forças radiais (Fx e Fy), força axial (Fz) e do torque durante a usinagem quando usinou-se com um macho de corte desalinhado em relação ao pré-furo em 1 mm

A Fig. 4.56 mostra um esquema com os efeitos do rosqueamento com macho de corte quando o pré-furo encontra-se desalinhado em relação ao centro da ferramenta de corte. Quanto maior for a distância entre o centro da ferramenta de corte e o centro do pré-furo, maiores serão as forças axiais e radiais. O macho de corte sofrerá tensões de tração, compressão e flexão em toda haste, podendo inclusive quebrar, independente do sistema de fixação (mandril por dilatação térmica, pinça ou mandril hidráulico). Acredita-se que o sistema de fixação com mandril e pinças seja o mais flexível quando se trabalha com rosqueamento com erro ou desvio de batimento ou com erro de concentricidade, uma vez que as forças radiais poderão ser compensadas devido as ranhuras laterais das pinças. Quando a fixação é feita com mandril hidráulico ou por dilatação térmica o macho de corte terá que ser tenaz o suficiente para não quebrar durante o processo de rosqueamento com erro de concentricidade e ou grandes batimentos.

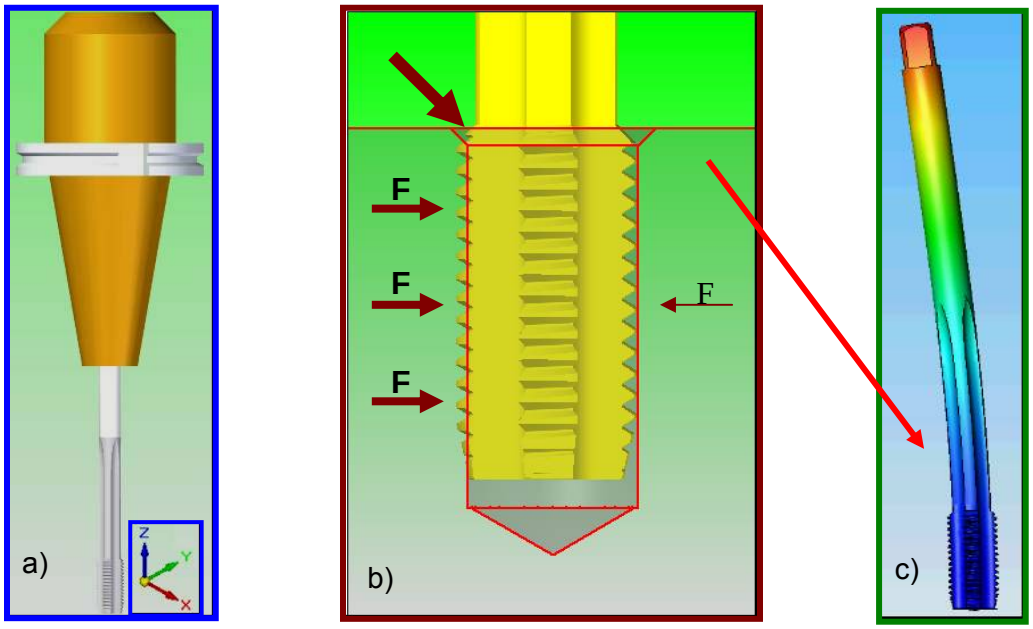


Figura 4.56 – Desenho esquemático mostrando o sistema de fixação de um macho de corte e o efeito do desvio de concentricidade nas forças axiais e radiais; a) sistema de fixação; b) macho de corte com solicitação de forças; c) ferramenta sob tensões

4.4.5 – Rosqueamento com corte interrompido

A Fig. 4.57 representa o sinal do torque medido para o rosqueamento com um pré-furo especial (rosqueamento com corte interrompido nos primeiros 8 mm de profundidade rosqueado). Observa-se que o sinal do torque para o início do rosqueamento (região de corte efetuado pelos dentes cônicos demarcadas por uma elipse) é diferente do sinal do torque onde todos os dentes do macho de corte estão em contato com o corpo de prova. Verifica-se que desde o início do sinal do torque há uma oscilação maior do que os gráficos de torque analisados anteriormente. Essa oscilação caracteriza a região onde o pré-furo possui uma quantidade menor de material a ser usinado. Cada dente da ferramenta após iniciar o corte passa por uma região do pré-furo onde há uma falta de material (fenda), devido ao maior diâmetro deixado pela fresa de topo de 16 mm, quando fresou-se um pré-furo vizinho ao furo rosqueado com corte interrompido (Fig. 3.24). Neste caso o volume de cavacos oscilou para cada dente do macho de corte em função das entradas e saídas constantes durante o corte na região afetada pelo alargamento do pré-furo adjacente.

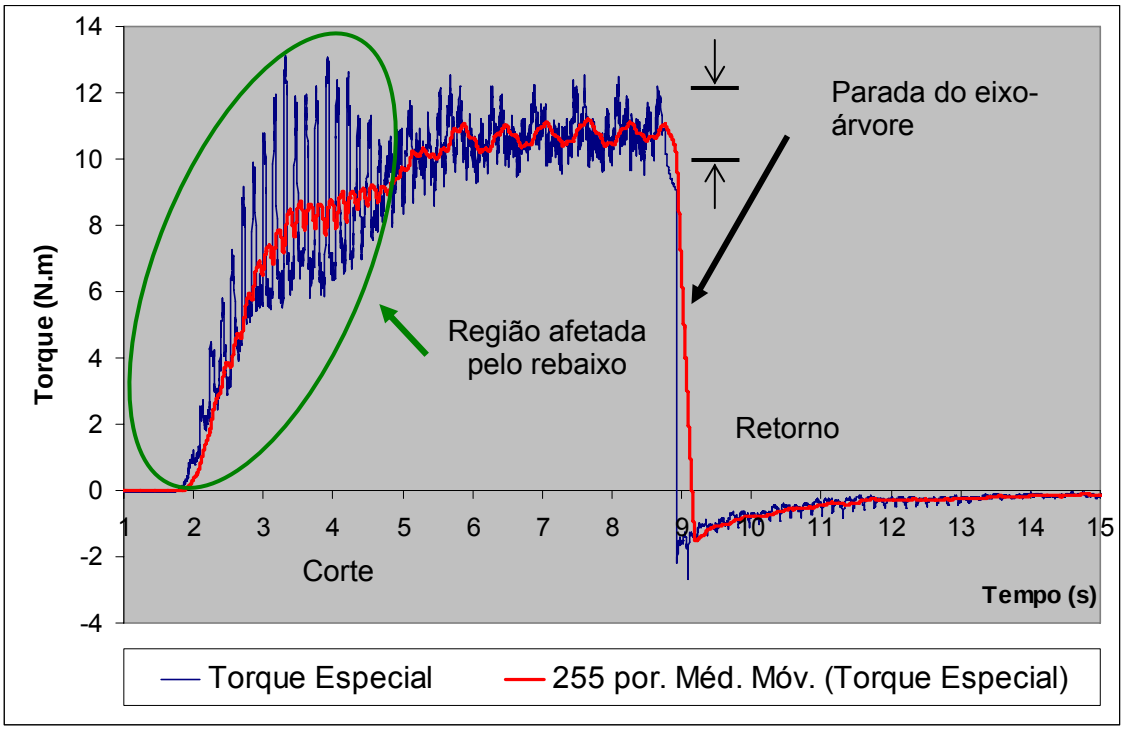


Figura 4.57 – Sinal do torque adquirido durante a usinagem para o rosqueamento com corte interrompido nos primeiros 8 mm de profundidade rosqueado, com fluido de corte em forma de jorro (Vc = 5 m/min)

A Fig. 4.58 é uma ampliação do sinal do torque e mostra o sinal para 5 segundos de usinagem. Observa-se que há pelo menos 20 picos e 20 vales na região que compreende os instantes T = 1,8 e T = 4,8 segundos. Como o macho de corte utilizado tinha 4 carreiras, significa dizer que em cada giro da ferramenta 4 dentes entraram em contato com o material (corpo de prova). Assim, para cada 3 segundos de usinagem o macho de corte girou 5 voltas, representando 7,5 mm de comprimento rosqueado, pois o passo do macho de corte mede 1,5 mm. Pode-se verificar no gráfico também que os primeiros picos demandam um tempo maior do que os demais picos, caracterizando a espessura dos dentes cônicos, os quais possuem maior área do que os demais dentes cônicos e os alisadores (dentes responsáveis pelo acabamento da rosca).

A diferença entre os cálculos teóricos (7,5 mm) e o comprimento rosqueado (8,0 mm), refere-se à diferença entre o menor diâmetro do macho de corte (região cônica) e o diâmetro feito pela broca (11,5 mm). Os primeiros dentes cônicos da ferramenta não entram em contato com o corpo de prova. Se o pré-furo tivesse sido feito com uma broca de 11 mm de diâmetro haveria contato de todos os dentes do macho de corte investigado neste trabalho.

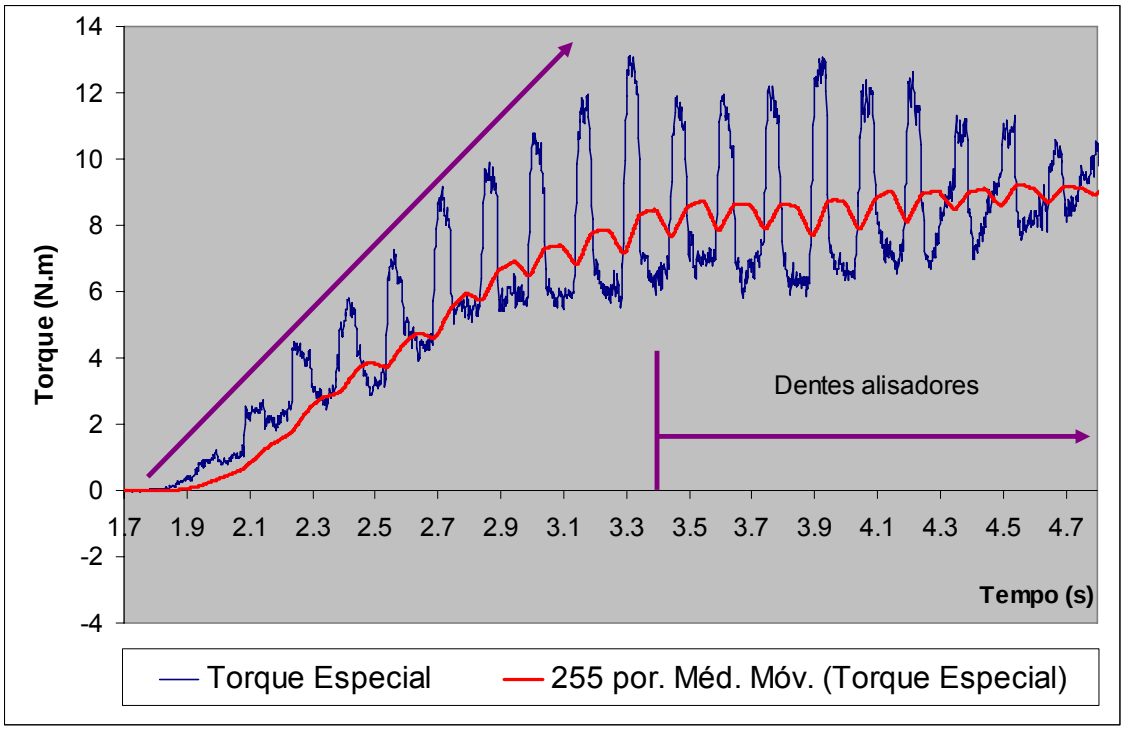


Figura 4.58 – Detalhe do Sinal do torque adquirido durante a usinagem para o rosqueamento com corte interrompido nos primeiros 8 mm de profundidade rosqueado, com fluido em forma de jorro (Vc = 5 m/min)

A Fig. 4.59 mostra o torque e a força medidos na direção Z (força axial) quando rosqueou-se com um deslocamento de 2,5 mm na lateral do pré-furo (Fig. 3.25). Observa-se que em toda extensão os valores medidos para o torque oscilaram, principalmente durante o corte, caracterizando a variação do volume de cavacos retirados no rosqueamento com corte interrompido (25 mm de comprimento da rosca). Por outro lado, o torque medido durante o retorno ficou relativamente pequeno e sem grandes oscilações. Neste caso os valores do torque foram multiplicados por um fator igual a 60, com o objetivo de comparar com os valores reais da força axial. Similarmente, a força na direção Z teve um comportamento parecido com os demais testes com corte interrompido, sendo positivo durante o corte e o retorno. Verifica-se que durante o retorno a força axial (Fz) foi maior do que durante o corte. Também é visível a variação da força axial durante o corte e também durante o retorno do macho de corte.

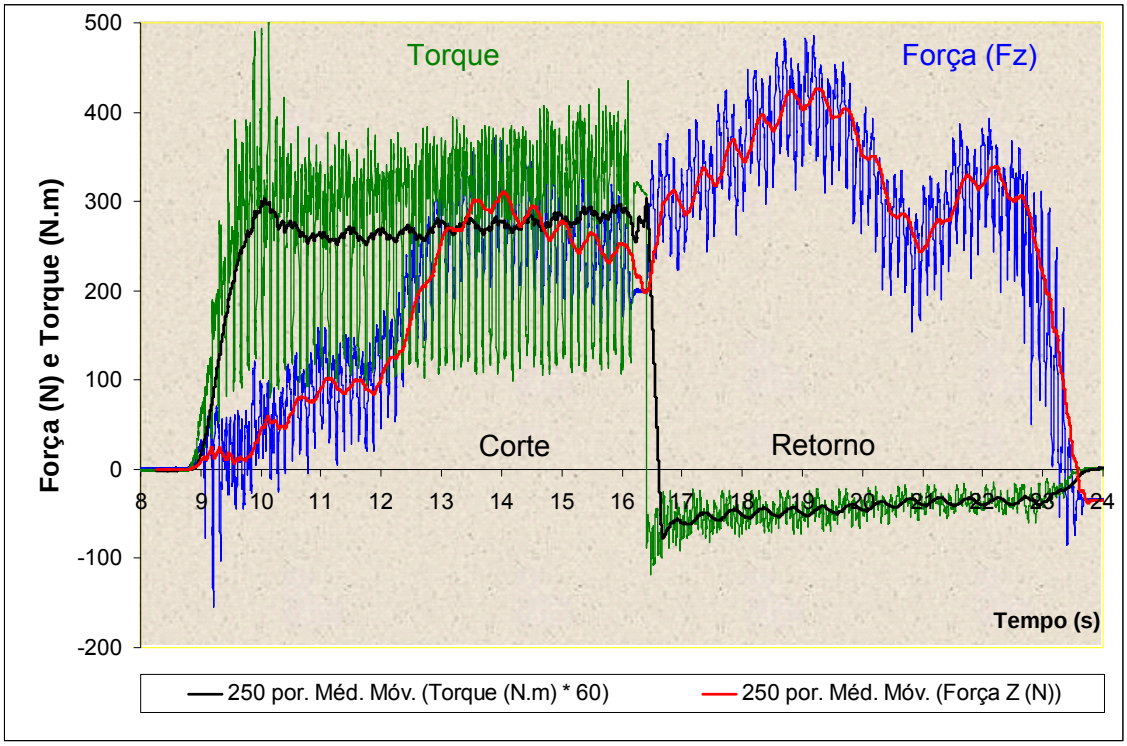


Figura 4.59 – Comparação da força axial (Fz) e do torque medido durante a usinagem com corte interrompido, com fluido de corte em forma de jorro (Vc = 5 m/min)

Os valores das forças axiais (pico máximo para o corte e retorno) variaram proporcionalmente à medida que aumentou-se os valores dos alívios nas bordas dos pré-furos. Observou-se que as forças na direção Z alcançaram valores próximos de 250 N (corte) quando o pré-furo não possuía nenhum alívio. Entretanto, quando deslocou-se o centro do pré-furo na direção Y (borda do corpo de prova), a força axial (Fz) diminuiu (entre 0 e 0,75 mm), e em seguida aumentou (entre 1 e 2,5 mm), atingindo valores próximos de 500 N. Isso ocorreu porque a quantidade de cavacos retirados diminuiu quando os pré-furos possuíam um pequeno alívio (entre 0 e 0,75 mm), proporcionado pelo deslocamento do centro da broca. Já para os deslocamentos maiores (entre 1 e 2,5 mm) acredita-se que as forças nas direções X e Y empurraram o macho para fora do centro do pré-furo, na direção onde havia menor resistência de material, fazendo com que a ferramenta cortasse o material com o macho sob tensão (tração e compressão) aumentando assim a força axial. Verificou-se que do lado oposto do alívio, a profundidade do filete (altura da rosca) ficou diferente da profundidade com menos material a ser usinado. Os testes foram encerrados porque havia o risco de quebrar o macho de corte ou danificar o equipamento de aquisição de sinais (dinamômetro). Pode-se comprovar esse fenômeno na Fig. 4.60, onde os pré-furos foram deslocados em até 2,5 mm.

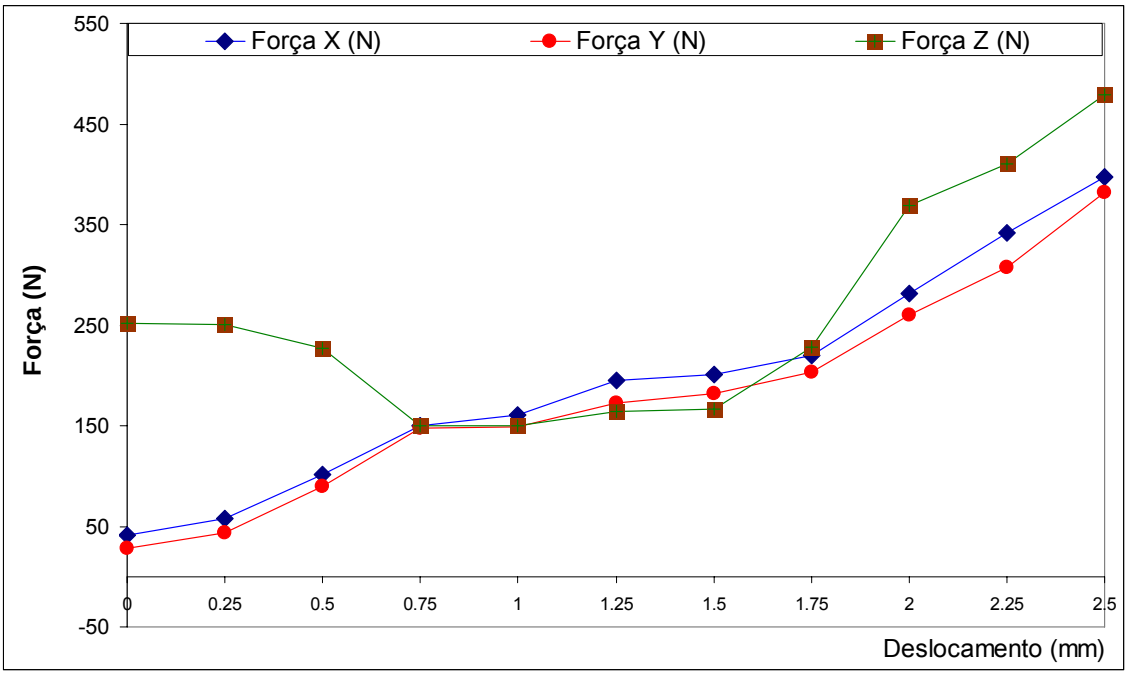


Figura 4.60 – Forças Radiais (Fx e Fy) e Axial (Fz) em função do rosqueamento com corte interrompido; Vc = 5 m/min, com fluido de corte em forma de jorro (25 mm de comprimento da rosca)

Por outro lado, pode-se observar que as forças nas direções X aumentaram proporcionalmente à medida que os pré-furos eram sendo deslocados em relação à borda do corpo de prova, provocando assim um desequilíbrio das forças. A Fig. 4.61 permite avaliar as forças radiais (Fx) para três testes feitos com a usinagem sendo interrompida durante o corte da rosca em duas situações. O teste feito com corte contínuo apresentou uma força radial na direção X próximo de 30 N. A força aumentou para aproximadamente 140 N e 410 N, quando houve um deslocamento de 1,25 e 2,5 mm, respectivamente, em relação à borda do corpo de prova, proporcionando um alívio nos pré-furos.

Também é visível o aumento das forças com corte interrompido em função do comprimento rosqueado. Quanto mais filetes entram em contato com o material (CGI), maiores são as forças na direção X. Além disso, para o retorno a intensidade das forças radiais (Fx) foram análogas às forças durante o corte. Provavelmente o desequilíbrio entre as forças em função da geometria do macho de corte com 4 canais foi o responsável pela diferença final das forças. O que foi registrado é a resultante das forças em uma direção. Para a direção Y o sinal das forças teve um comportamento semelhante ao apresentado para Fx e por isso não foi apresentado neste trabalho.

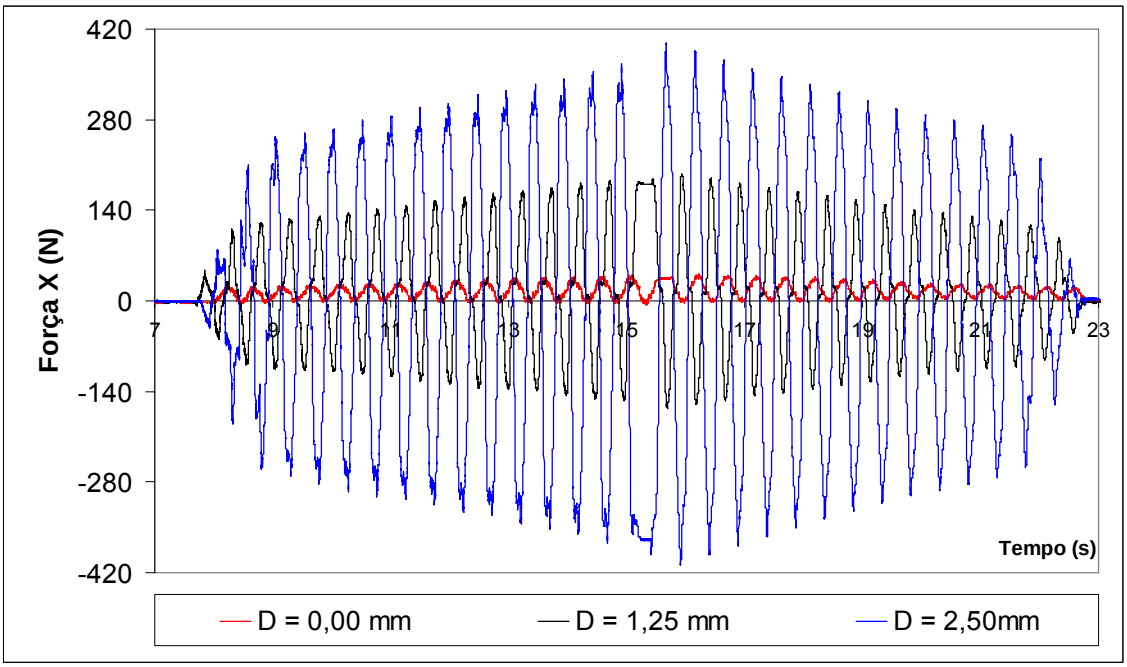


Figura 4.61 – Evolução da força radial na direção X (Fx) durante a usinagem em função do alívio feito nos pré-furos (rosqueamento com corte descontínuo)

4.4.6 - Efeito da retirada de alguns dentes de um macho de corte nas forças e no torque

Os resultados, que serão apresentados nesta seção, são referentes aos ensaios descritos no item 3.11. A Fig. 4.62 apresenta os sinais de torque medidos para 5 condições de usinagem, sendo que em somente uma situação o macho de corte, ainda que em fim de vida (já havia usinado 12.000 roscas), mantinha a sua geometria original. As demais situações são anormais, pois nestes casos, foi utilizado o mesmo macho de corte, após a retirada de vários dentes de duas carreiras em instantes diferentes. Observa-se que existe uma tendência de aumento no valor do torque quando retirou-se alguns dentes do macho de corte (região cônica). Comparando-se os extremos, ou seja, as situações (1) e (5), enquanto na primeira situação o torque oscilou em torno de 6,8 e 7,7 N.m, na situação (5) essa oscilação ficou entre 8 e 10 N.m. (Fig. 4.62). Este aumento no torque já era esperado e se deve principalmente às maiores forças radiais, pois o volume de material retirado foi o mesmo, só que a quantidade de dentes responsável pelo corte foi dividida por dois. Ou seja, os dentes que não foram retirados usinaram com uma sobrecarga, causando o aumento do torque.

Um outro fator que pode ser destacado é o comportamento do sinal de torque obtido na situação (2), conforme mostra a Fig. 4.62. Neste caso, percebe-se que os valores do torque oscilaram em torno de 7,7 N.m enquanto apenas as três primeiras carreiras do macho de corte já haviam penetrado na peça. Após a entrada de todos os dentes no

material, o sinal do torque subiu repentinamente para aproximadamente 8,5 N.m. Acredita-se, que isto está relacionado com a não concentricidade da ferramenta de corte em relação ao pré-furo, provocado pela falta dos sete dentes retirados do macho de corte. Quando somente três carreiras de dentes atuavam no corte do material, as forças radiais apresentaram valores superiores aos encontrados para o rosqueamento com os machos em estado original. Esses valores representam a resultante das forças Fx e Fy no momento do corte da rosca.

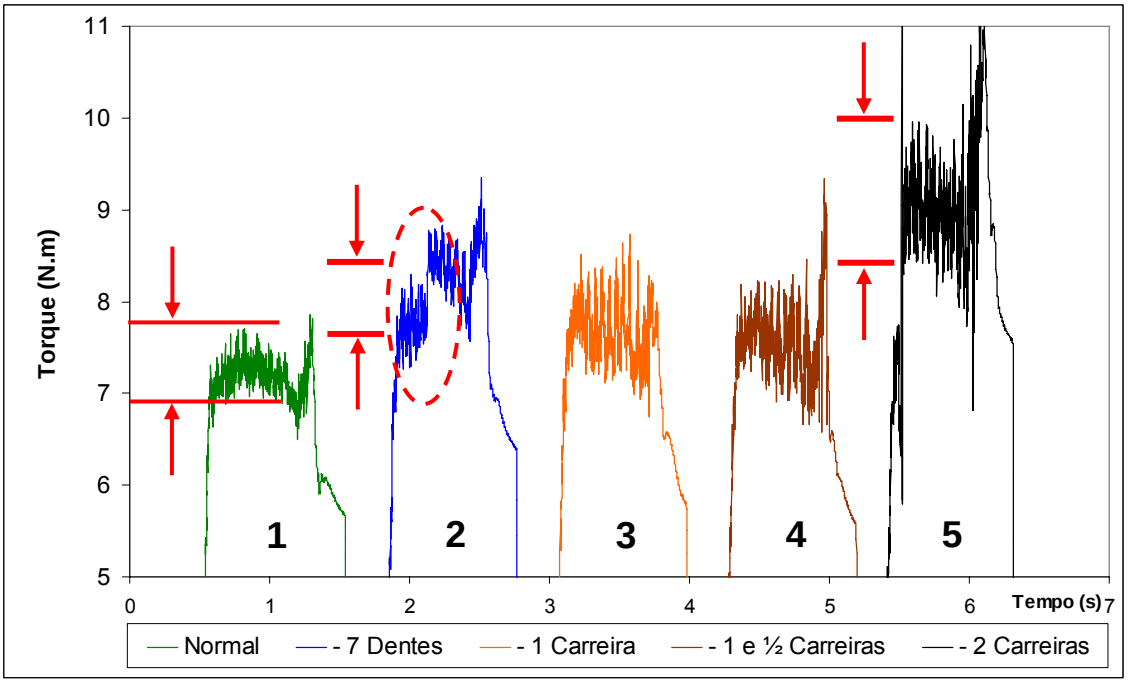


Figura 4.62 – Sinal bruto do torque durante a usinagem para o rosqueamento com macho de corte quando usinou com uma ferramenta com a ausência de vários dentes

Os resultados relativos às forças axiais, para as cinco condições de corte citadas anteriormente, são apresentados na Fig. 4.63. Nesta figura pode-se destacar o comportamento do sinal de força apresentado pela situação (2). Observa-se que nesta situação (macho de corte com 7 dentes a menos em uma de suas carreiras) as forças de corte foram relativamente menores do que nas outras situações, tanto durante o corte, como durante o retorno da ferramenta. O teste foi repetido com a mesma condição de corte e o resultado foi análogo. Todos os testes de usinagem foram realizados com 50 m/min de velocidade de corte, com fluido de corte em forma de jorro. Acredita-se que isto está relacionado com a quantidade de dentes em contato com o material e com a

concentricidade do macho de corte. Observa-se que para as situações 3 e 4 a força teve valores maiores do que a situação 2.

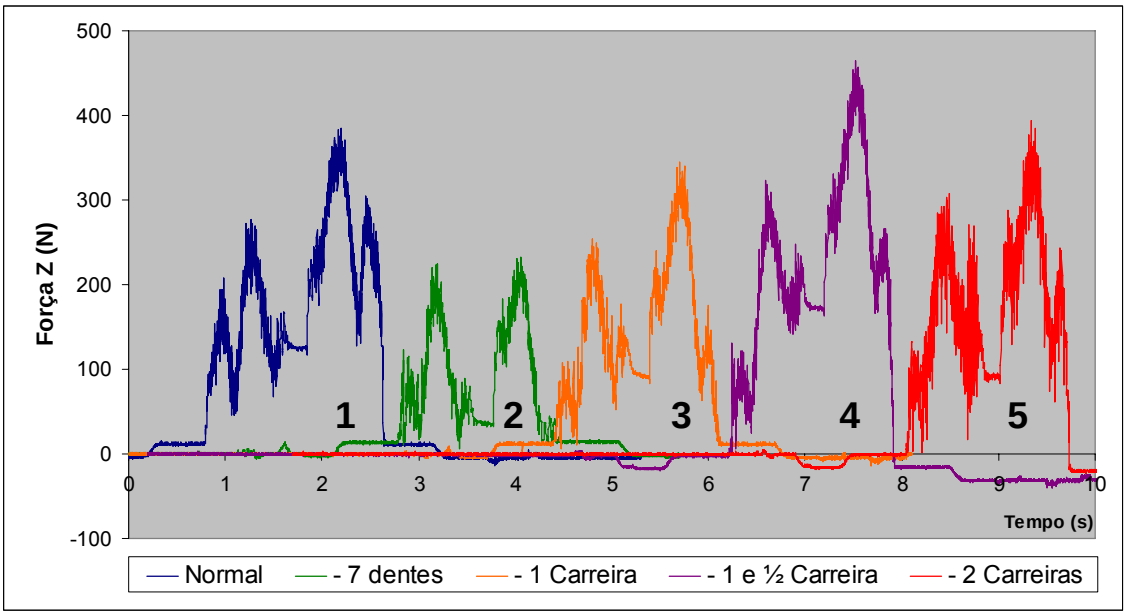


Figura 4.63 – Sinal bruto das forças axiais durante a usinagem para o rosqueamento com macho de corte quando usinou com uma ferramenta com a ausência de vários dentes

4.4.7 - Efeito da redução de comprimento do macho de corte no torque e nas forças (Fx, Fy, Fz)

Nesta seção, serão apresentados e discutidos os resultados referentes aos ensaios descritos no item 3.12. Nas Figs. 4.64 e 4.65 são apresentados respectivamente, os resultados de torque e força axial (Fz) para cada uma das quatro condições de corte empregadas nos testes.

Na Fig. 4.64 é possível verificar que o sinal bruto do torque medido nas condições 1 e 2 é similar. Tais resultados já eram esperados, visto que o primeiro contato da ferramenta com o pré-furo ocorre depois que o macho de corte já penetrou mais que 0,5 mm na peça, ou seja, esta porção de material retirado da ferramenta não participa efetivamente da usinagem da rosca e, portanto, não interfere no sinal de torque. Continuando a análise da Fig. 4.64, percebe-se que houve um aumento considerável no valor do torque quando se usinou nas condições (3) e (4). Nestas condições os picos máximos de torque atingiram, respectivamente os valores aproximados de 11,7 N.m e 13,5 N.m, enquanto nas situações (1) e (2) o torque máximo oscilou em torno de 8 N.m.

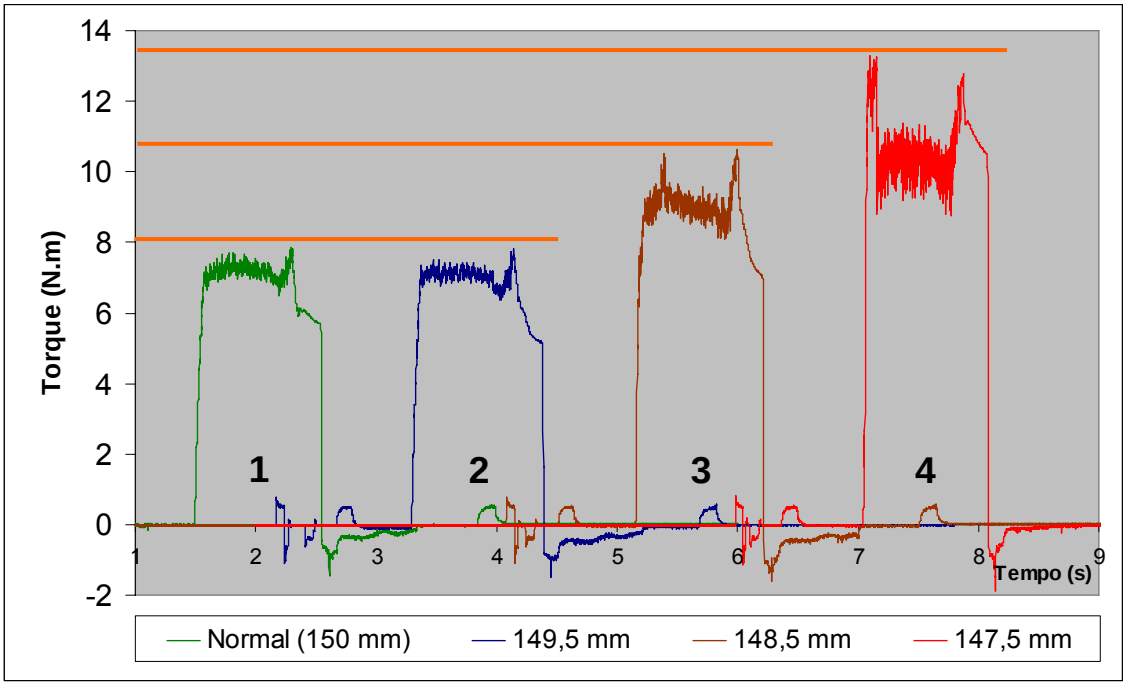


Figura 4.64 – Sinal do torque durante a usinagem em função da alteração da geometria de um macho de corte (corte no comprimento da ferramenta – região cônica)

Na situação (3) o aumento no torque, se deve, entre outros fatores, ao fato de que o início da usinagem foi feito com o sétimo ou o oitavo dente do macho, os quais têm uma geometria diferente dos primeiros dentes cônicos, e isso deve ter sobrecarregado estes dentes, já que os mesmos, em função de suas geometrias, retiram mais cavacos, de uma só vez, do que os dentes cônicos previamente existentes na ferramenta. Para a condição (4), ou seja, a mais crítica, verifica-se que há um grande pico na entrada da rosca, caracterizando o início do corte com os últimos dentes cônicos (dentes próximos dos alisadores e com um nível de desgaste considerável, pois a ferramenta já havia usinado várias roscas na indústria automotiva). No momento da usinagem percebeu-se um ruído forte (no início da rosca), caracterizando uma possível avaria na ferramenta de corte. Esse fato foi constatado após a observação da ferramenta visualmente. Houve um lascamento nos primeiros dentes, sugerindo o final dos experimentos com aquelas condições de corte.

Na Fig. 4.65, avaliando-se as forças axiais, é possível constatar para as condições (3) e (4), que as forças de usinagem foram muito elevadas no início do rosqueamento, e que as mesmas foram reduzindo com a evolução do processo de usinagem (retorno).

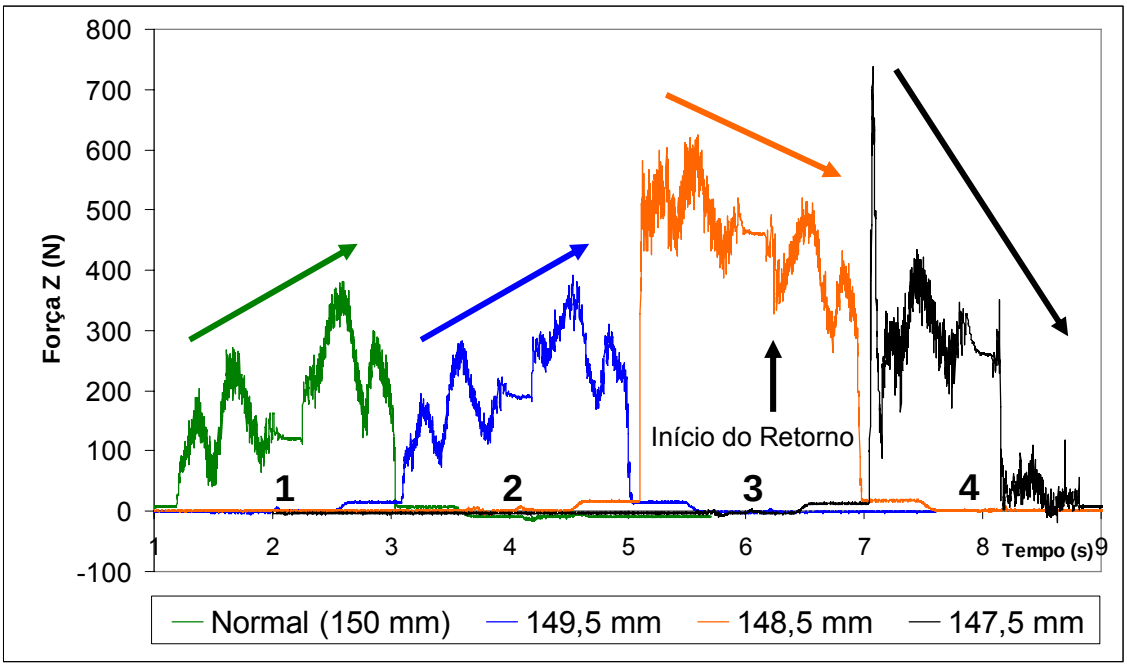


Figura 4.65 – Sinal da força Z durante a usinagem em função da alteração da geometria de um macho de corte (corte no comprimento da ferramenta – região cônica)

Este comportamento chama a atenção, pois é exatamente o contrário do que aconteceu com os sinais de força medidos nas situações (1) e (2). Esta diferença nos sinais de força está relacionada ao fato de que nas condições (1) e (2) a entrada da ferramenta na peça se dá de forma “suave” em função da maior conicidade da ponta do macho, de tal forma que no início as forças são baixas e vão aumentando na medida em que a ferramenta vai penetrando na peça (maior número de dentes em ação). Já nas condições (3) e (4) a entrada da ferramenta, já não é tão “suave”, pois a ponta da ferramenta se aproxima mais de um cilindro do que de um cone, e desta forma, já no primeiro contato, existe uma área maior da superfície de saída da ferramenta de corte atritando com o material da peça, o que provoca um pico de força inicial. Com a sequência da usinagem, os demais dentes vão penetrando na ferramenta e os sinais vão voltando aos níveis normais. Além desses fatos, verifica-se que a força durante o retorno, para a condição 4 foi inferior a 100 N. Foi o menor valor encontrado nesta pesquisa para as forças axiais. Acredita-se que durante o retorno do macho de corte há muitos cavacos aderidos nas superfícies de folga e saída dos machos de corte, principalmente na região cônica. Por isso, ao retirar alguns dentes cônicos, a adesão foi menor, pois só sobraram os dentes alisadores, com menor área. Assim, as forças foram menores para todas as situações avaliadas.

A Fig. 4.66 resume bem a afirmação anterior. Três gráficos das forças axiais foram plotados, sendo que um deles refere-se ao sinal da força para o macho em condições normais (150 mm de comprimento total), enquanto que os outros dois gráficos referem-se aos sinais de força do mesmo macho de corte após ter sido cortado no comprimento com as seguintes medidas: 148,2mm (equivalente a 1,8 mm retirado no comprimento do macho) e 147,5 mm (equivalente a 2,5 mm retirado da região cônica do macho). Observa-se que quanto maior o macho de corte (região cônica), maior foram as forças durante o retorno.

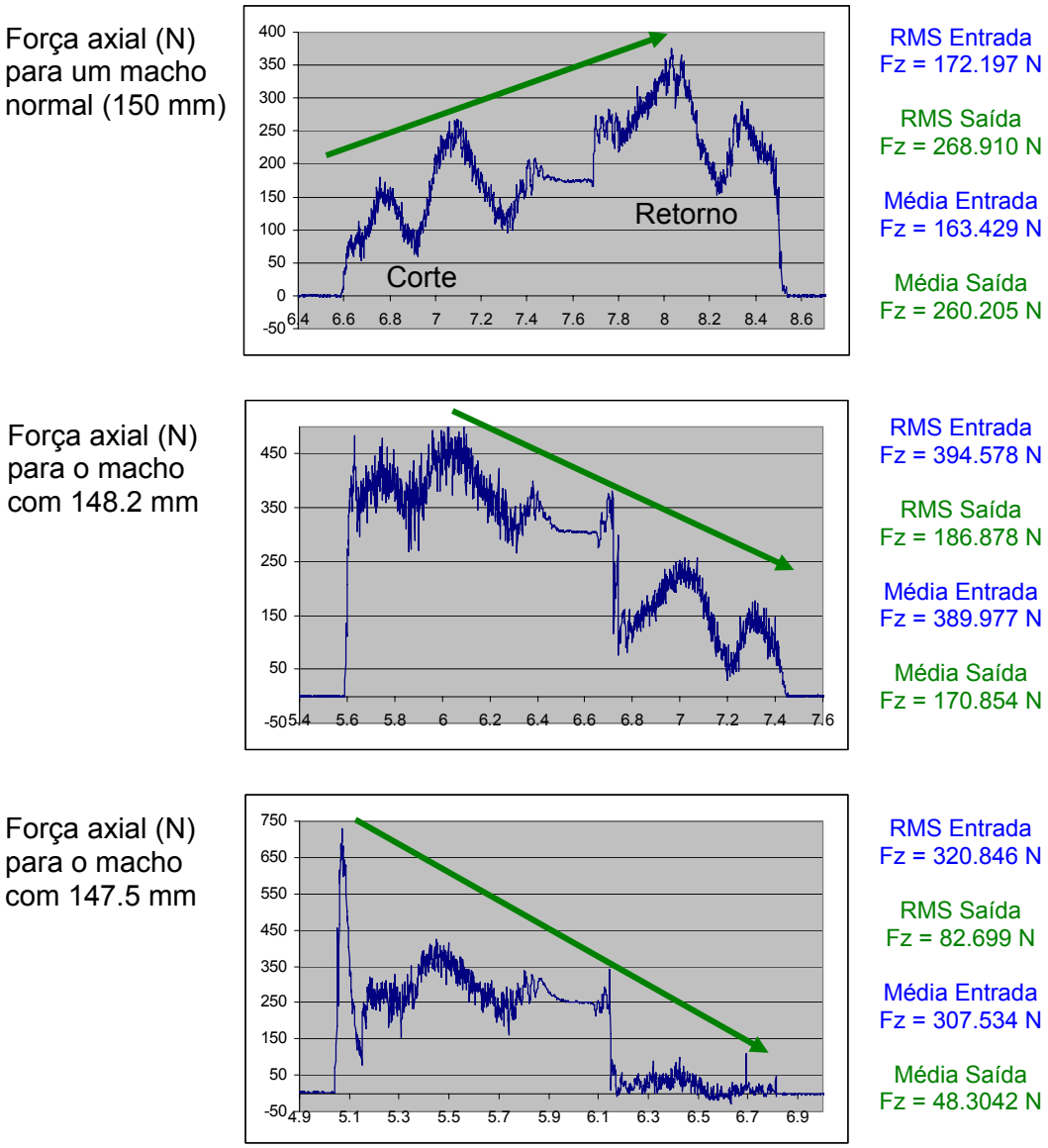


Figura 4.66 – Comparação das forças axiais durante a usinagem para um macho cortado na face, com Vc = 50 m/min, usando fluido de corte em forma de jorro

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Os resultados desse trabalho permitem concluir que:

- ✓ A forma do desgaste é similar para todos os dentes dos machos de corte analisados, independente da quantidade de roscas fabricadas. Ocorreu aderência de material da peça nas superfícies de folga e também de saída, cobrindo grandes extensões do revestimento e também das áreas já desgastadas. Verificou-se que a adesão ocorreu para todos os machos de corte, inclusive para as ferramentas que foram utilizadas em laboratório (novas).

- ✓ A adesão iniciou-se logo nas primeiras roscas usinadas, proporcionando o destacamento do revestimento e posteriormente parte do substrato próximo à aresta de corte.

- ✓ As análises químicas sugerem os mecanismos de desgastes abrasivo e adesivo. Em alguns casos houve a quebra ou ruptura de alguns dentes.

- ✓ O perfil dos filetes usinados possui uma qualidade superficial ruim, praticamente em toda superfície usinada, característica do material usinado (CGI). Além disso, em praticamente todas as roscas analisadas no MEV houve material aderido na superfície das roscas usinadas, gerando um filete não regular, havendo grandes riscos em toda extensão da peça fabricada.

- ✓ Quanto maior for a diferença entre o avanço programado na máquina CNC em relação ao passo da rosca do macho de corte, maior será a força axial. Nesta pesquisa comprovou-se que as forças axiais são em média positivas para avanços programados na máquina CNC (Discovery 760), com os machos de corte utilizados na Tupy (M13 X

1,5 mm) igual ou superior a 1,497 mm. Para avanços menores, as forças médias na direção Z são negativas.

- ✓ As análises mostram também que o sinal do torque e das forças (Fx, Fy, Fz) oscilou bastante quando o rosqueamento foi feito com o corte interrompido. Quanto maior a fenda no pré-furo, maior foram as forças radiais e o torque, principalmente durante o corte, caracterizando a variação do volume de cavacos retirados no rosqueamento com corte interrompido. Além disso, verificou-se que as forças radiais foram proporcionais ao comprimento rosqueado. Quanto mais filetes da ferramenta tiveram contato com o corpo de prova, maior foram as forças Fx e Fy.

- ✓ O sinal do torque oscilou bastante quando rosqueou-se com um macho de corte sem alguns dentes. Ficou evidente que a geometria dos machos de corte afeta diretamente as forças e o torque. Especificamente, pode-se constatar que as forças axiais aumentaram durante o corte e diminuíram durante o retorno da ferramenta para o macho de corte que foi cortado em seu comprimento (região cônica).

- ✓ Quando deslocou-se o centro do macho de corte em relação ao pré-furo em 0,01 mm na direção X positivo (coordenada do programa CNC), verificou-se que houve um aumento de aproximadamente 25% da força X. Para um erro de concentricidade de 0,28 mm a força aumentou 400% em relação às roscas denominadas como normais (concêntricas). Para as coordenadas em que o valor do centro do macho foi deslocado para 0,57 e 1,00 mm, respectivamente, as forças X aumentaram 787% e 1237%, simultaneamente, em relação à rosca alinhada com o pré-furo (rosca concêntrica).

CAPÍTULO VI

PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

A metodologia empregada neste trabalho suscitou dúvidas que fazem jus a investigações posteriores, tais como:

1. Investigar as forças axiais e radiais, além do torque no rosqueamento com machos de corte, empregando outros tipos de materiais, como o ferro fundido nodular e aços de diversas composições. Pode-se ainda variar a geometria das ferramentas de corte e avaliar as alterações da composição das forças e do torque, alterando o desempenho dos machos de corte na indústria.

2. Desenvolver um software de simulação de rosqueamento e comparar com resultados experimentais, evolvendo forças e torque. O software deve abranger tópicos que ajude a entender os efeitos da alteração do avanço nas forças axiais, bem como o efeito da variação dos diâmetros dos pré-furos. Outra opção é explorar a forma de aplicação e o tipo de fluido de corte durante a usinagem de roscas, buscando minimizar o atrito entre a ferramenta e o corpo de provas, se possível alterando o tipo de revestimento das ferramentas de corte, comparando os mais utilizados, como TiAlN e TiCN, dentre outros, pelos revestimentos Alcrona e Hélica.

3. Comparar o sincronismo de avanço e velocidade de corte no rosqueamento interno com machos de corte, utilizando máquinas CNC distintas, aplicando técnicas de filmagem de alta velocidade. Usar o corte interrompido para visualizar a entrada e a saída dos dentes no corpo de prova e fazer análises usando a técnica de elementos finitos para avaliar as tensões de tração e compressão na haste dos machos de corte.

4. Investigar as forças e o torque na usinagem de roscas com machos de corte re-afiados, comparando os principais tipos de revestimentos empregados para a usinagem

de ferros fundidos vermicular e cinzento. Pode-se ainda fazer uma análise de custos dos processos de rosqueamento, comparando os desempenhos de machos novos x usados (re-afiados).

5. Uso de análise de sinais de vibração no processo de rosqueamento e correlacionar os efeitos da vibração com as forças e o torque, comparando os sinais entre ferramentas com geometrias e estágios de desgaste distintos. Identificar algumas posições de relevância do sistema máquina-ferramenta para a instalação dos acelerômetros piezoelétricos. Para ferramentas com 4 canais, recomenda-se a instalação dos acelerômetros na direção Z (vertical) e não nos eixos X e Y para adquirir os sinais de vibração.

6. Avaliar a qualidade das roscas fabricadas com machos de corte, identificando os fatores que prejudicam a calibração, como o efeito da variação do avanço, desvios de concentricidade, batimento, erros de sincronismos relacionados ao tipo de máquina-ferramenta, dentre outros.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABELE, E.; SAHM, A.; SCHULZ, H. Wear Mechanism when Machining Compacted Graphite iron. **CIRPS Annals – Manufacturing Technology**. Darmstadt, Germany, v. 51. n.1. p. 53-56. 2002.

Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1988, "NBR 5876 – **Roscas - Terminologia**", Rio de Janeiro, Brasil.

AGAPIOU, J.S. Evaluation of the effect of high speed machining on tapping. **Journal of Engineering for Industry** – Transactions of the ASME, v.116, n.4, p. 457-462, nov. 1994.

ALVES, S. M.; DEMINICIS, F. H. A. Análise e Seleção de Fluidos de Corte para a Furação de Ferro Fundido Vermicular. **O Mundo da Usinagem**. p. 20–25 2007.

ALVES, S. M.; BOSSARDI, J. C. S.; DEMINICIS, F.; PIMENTEL, R.; Análise e Seleção de Fluidos de Corte para a Furação de Ferro Fundido Vermicular. **8º CONGRESSO IBEROAMERICANO DE ENGENHARIA MECANICA**. Cusco. out. 2007.

BAGETTI, J. H. **Análise da Usinabilidade, Deformação e Temperatura no Fresamento dos Ferros Fundidos Vermicular e Cinzento**. 2009. 136 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis.

BAKER, A. Machos: a Maneira Correta de Selecionar estas Ferramentas, **Máquinas e Metais**, p. 54–71, fev. 2003.

BEZERRA, A. A.; COELHO, R.T.; DA SILVA, L.R. Monitoração dos Processos de Roscamento: Revisão da Literatura. **Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM**. Natal, Rio Grande do Norte, Brasil. Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Associação Brasileira de Ciências Mecânicas – ABCM, 10p. 2000.

BEZERRA, A. A.; COELHO, R.T.; DA SILVA, L.R.; BRAGHINI JR, A.; SOTO, M. Investigação do Processo de Rosqueamento com Alta Velocidade de Corte em Ferro Fundido. **XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Uberlândia – MG**. **Proceedings of COBEM. Manufacturing Process**. v. 14. p. 66-75, 2001.

BEZERRA, A. A.; COELHO, R.T.; BRAGHNI JR. A.; SILVA, L. R.; SOTO, M. Investigação do Sensor de Corrente na Monitoração do Roscamento com Alta Velocidade. **II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, João Pessoa – PB. Proceedings of CONEM**, 2002.

BEZERRA, A. A. **Estudo do Desgaste no Roscamento com Alta Velocidade em Ferro Fundido.** 2003. 209 f. Tese de Doutorado - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

CANALE. A. J. **Estudo da Soldagem de Recuperação do Ferro Fundido Vermicular Através do Processo Oxiacetilênico.** 2005. 147 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

COLPAERT, H. **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns.** 3.ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher, 1974.

CAO, T.; SUTHERLAND, J.W. Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v. 42. p. 1527–1538. jul. 2002.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais – ABM, 7ª Edição, 2002.

CNTL-SENAI/RS (Centro Nacional de Tecnologias Limpas do Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial no Rio Grande do Sul). Projeto Programa Piloto para a Minimização dos Impactos Gerados por Resíduos Perigosos. **Documento 3** – **GESTÃO DE RESÍDUOS FLUIDOS DE USINAGEM.** Rio Grande do Sul, 2006. 42 p. Relatório.

COSTA, E.S.; MACHADO, A.R.; SOUZA JR.; E. A. DE.; RAMOS, C.A.D. Desempenho de brocas helicoidais de aço-rápido revestidas com TiN aplicando Mínima Quantidade de Fluído de Corte (MQF). **III Congresso Brasileiro de Fabricação (COBEF)**. Joinville- SC, abr. 2004.

COSTA, E. S. **Furação de Aços Microligados com Aplicação de Mínima Quantidade de Fluido de Corte – (MQF).** 2004. 311 f. Tese de doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

COSTA, A. R. **Otimização do Processo de Fresamento de Cavidades com Fresas de Insertos Intercambiáveis.** 2003. 106 f. Dissertação de Mestrado - UNICAMP, Campinas.

COSTA, R., A., MOURA, L. C. **Investigação do rosqueamento com machos de corte de aço-rápido na usinagem de ferro fundido cinzento e vermicular**. 2007. 94 f. Trabalho de Conclusão de Curso – Centro Federal de Educação Tecnológica de Goiás, Goiânia-GO.

CSELLE, T.; BARIMANI, A. Today's applications and future developments of coatings for drills and rotating cutting tools. **Surface & Coatings Technology** . v. 76-77, n. 2, p. 712–718, dez. 1995.

DA SILVA, J. A. **Análise Térmica na Solidificação de Ferros Fundidos Cinzentos Hipoeutéticos.** 2007. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

DAWSON, S.; HOLLINGER I.; ROBBINS M.; DAETH J.; REUTER U.; SCHULZ H. The effect of metallurgical variables on the machinability of compacted graphite iron. Society of Automotive Engineers. 2001.

DE ANDRADE, C. L. F. **Análise da Furação do Ferro Fundido Vermicular com Brocas de Metal-Duro com Canais Retos Revestidas com TiN e TiAlN**. 2005. 170 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

DE SOUZA, A. J. **Aplicação de Multisensores no Prognóstico da Vida da Ferramenta de Corte no Torneamento**. 2004. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

DIMLA, D.E, Sensor Signals for Tool-Wear Monitoring in Metal Cutting Operations (A Review of Methods). **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 40, n. 1, p. 1073-1098, jun. 2000.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** São Paulo: 5. ed.: Artiliber Editora, 2006. 244p.

DORÉ, C. **Influência da variação da nodularidade na usinabilidade do ferro fundido vermicular**. 2007. 132 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

DORÉ, C., BOEHS, L., GUESSER, W. L., 2007. Avaliação da Influência da Microestrutura na Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular. **REMAUSME (Sub-Projeto 2: Ferros Fundidos)**, CD. Campinas, SP.

DUARTE, M. A. V., MEOLA, T., REIS, A. M., DA SILVA, M. B. Monitoramento do Desgaste das Ferramentas Durante o Processo de Rosqueamento com Machos Máquina via Medições de Vibrações. **Anais do II COBEF**. Uberlândia, 2003.

FALLBÖHMER, P.; RODRÍGUEZ, C.A.; ÖZEL, T.; ALTAN, T. High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. **Journal of Material Processing Technology.** Ohio, USA. v. 98, n. 1, p. 104-115, jan. 2000.

FANTIN, J.P. Ensaios com Machos: em Busca de Bons Resultados na Usinagem. **Revista Máquinas e Metais.** n. 320, p. 58–60, set. 1992.

FERRER, J. A. G. **Uma Contribuição ao Fresamento Frontal de Superfícies Irregulares de Ferro Fundido Cinzento**. 2006. 208 f. Tese de Doutorado – Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

FREIRE, J.M. Tecnologia Mecânica (Instrumento de Trabalho na Bancada), Livros Técnicos e Científicos. Editora S. A., v. 1, 1ª ed, 1976. 271p.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais.** 3.ed. v.1, S.P: Editora Edgard Blücher Ltda, 1995. 751p.

FROMENTIN, G.; POULACHON, G.; MOISAN, A.; JULIEN, B.; GIESSLER, J. Precision and surface integrity of threads obtained by form tapping. **Manufacturing Technology**, v. 1, p. 519 – 522, 2005.

FUKUMASU, N.K., PELEGRINO, P.L., CUEVA, G., SOUZA, R.M., SINATORA, A. Numerical Analysis of the Stresses Developed During the Sliding of a Cylinder Over Compact Graphite Iron. **Elsevier – Wear.** v. 259, p.1400–1407, 2005.

GASTEL, C.; KONETSCHNY, U.; REUTER, C.; FASEL, H.; SCHULZ, R.; RIEDEL, H.M. ORTNER. Investigation of the wear mechanism of cubic boron nitride tools used for the machining of compacted graphite iron and grey cast iron. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v.18. p 287–296, 2000.

GUESSER, L. W.; GUEDES, L. C. Desenvolvimentos Recentes em Ferros Fundidos Aplicados à Indústria Automobilística. **IX Simpósio de Engenharia Automotiva – AEA**. São Paulo. Anais, 1997.

GUESSER, W.L.; SCHROEDER, T.; DAWSON, S. Production Experience with Compacted Graphite Iron Automotive Components. **AFS CASTING CONGRESS**. Dallas. v. 105, Anais, 2001.

GUESSER, W.L. Ferro Fundido com Grafita Compacta. **Revista Metalugia & Matérias**. jun. p. 403-405, 2002.

GUESSER, W. L. **Compacted Graphite Iron, a New Material For Diesel Engine Cylinder Blocks**. Brazilian MRS meeting, 2003.

GU, JIE.; GARY, BARBER.; SIMON , TUNG.; GU, REN-JYH. Tool Live and Wear Mechanism of Uncoated and Coated Milling Inserts. **Wear.** v. 225–229, n. 1, p. 273-284, abr. 1999.

HARA, C. M. **Utilização de Redes Neurais na Análise de Sinais de Vibração de Ferramenta de Torneamento**. 1995. 119 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

HARRIS, S. G.; DOYLE, E. D.; VLASVELD, A. C.; AUDY, J.; QUICK, D. A Study of the Wear Mechanisms of Ti1−*x*Al*x*N and Ti1−*x*−*y*Al*x*Cr*y*N Coated High-Speed Steel Twist Drills Under Dry Machining Conditions. **Wear**. v. 254, n. 7-8, p. 723-734, abr. 2003.

HECK, M., ORTNER, H.M., FLEGE, S., REUTER, U., ENSIGNER, W. Analytical Investigations Concerning the Wear Behaviour of Cutting Tools Used for the Machining of Compacted Graphite Iron and Grey Cast Iron. **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials.** Darmstadt, v. 26, n. 3, p. 197-206, mai. 2008.

ISCAR - Ferramentas de Corte – **Material Didático**. Palestra Apresentada no SENAI-DR/GO. 2001. 1 CD ROM. Goiânia – Go.

ISO, 1993, “Tool Life Testing with Single-Point Turning Tools”, ISO 3685.

JOHNSON, M. Tapping. In: **AMERICAN SOCIETY FOR METALS**. Metals handbook, 9.ed. Metals Park, Ohio, USA. v.16 - Machining, p. 255-267. 1989.

KOMURA, A.; YAMAMOTO, M.; OKUSIMA, K. Study of a Tapping Method for Large Size Threads (1st report) - Consideration for the Initial Thrust Force at Tapping. **Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering**. v.24, n.2, jun, p.100-105. 1990.

KOMURA, A.; YAMAMOTO, M.; IKAWA, N. Study of Tapping Method for Large Size Threads (2nd report) - Consideration for the Oversized Effective Diameter by Tapping. **Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering**. v.24, n.3, set, p.178-183, 1990.

KRABBE, D. F. M. **Otimização do Fresamento do Aço Inoxidável Aeronáutico 15-5 PH.** 2006. 119 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Metais.** 1. ed. São Paulo: Blucher, 2009. 371 p.

MELO, A. C.; SILVA, M.B. da; MACHADO A.R. Types of damage in cemented carbide tools. **Revista Brasileira de Ciências Mecânicas**. jun. 2005.

MEZENTSEV, O. A.; ZHU, R.; DE VOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; KLINE, W. A. Use of Radial Force for Fault Detection in Tapping. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v. 42, n. 4, p. 479-488, mar. 2002.

MOCELLIN, F. **Avaliação da Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular em Ensaios de Furação**. 2002. 112 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

MOCELLIN, F. **Desenvolvimento de Tecnologia para Brunimento de Cilindros de Blocos de Motores em Ferro Fundido Vermicular**. 2007. 258 f. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

MOCELLIN, F., MELLERAS,E., BOEHS, L., GUESSER, W. Estudo da Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular em Ensaios de Furação. **Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF)**. 2003.

MÜLLER, P.; SOTO, M. Usinagem sem Refrigeração de Furos e Roscas. **4° Seminário Internacional de Alta Velocidade (CD)**. Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil. p. 126-133. 1999.

NAVES, V. T. G. **Estudo da Usinabilidade dos Ferros Fundidos Cinzentos Ligados (CrCuSn E CrCuSnMo) e Vermicular Classe 350 no Fresamento Frontal em Altas Velocidades de Corte**. 2009. 145 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

NOUARI, M., GINTING, A. Wear Characteristics and Performance of Multi-Layer CVD-Coated Alloyed Carbide Tool in Dry and Milling of Titanium Alloy. **Surface & CoatingsTechnology.** v. 200, n. 18-19, p. 5663 - 5676, mai. 2006.

OLIVEIRA, A. J. **Otimização das Condições de Usinagem Visando o Torneamento a Seco do Aço ABNT 1045 em Operações de Desbaste**. 2003. 112 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Estadual de Campinas – Campinas, SP.

OLIVEIRA, A. J. **Análise do Desgaste de Ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de Aços Endurecidos**. 2007. 205 f. Tese de Doutorado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

OSG. **Manual Técnico – Machos**. OSG Ferramentas de Precisão Ltda. v.1, São Paulo, p. 01 - 58, 1999.

PALDEY, S.; DEEVI, S.C. Single Layer and Multilayer Wear Resistant Coatings of (Ti,Al)N: A Review. **Materials Science and Engineering.** v. 342, n. 1-2, p. 58–79, fev. 2003.

REIS, A. M. **Avaliação do Desempenho de Diferentes Materiais de Ferramenta no Processo de Rosqueamento Interno de Ferro Fundido Cinzento, através do Monitoramento do Desgaste**. 2004. 192 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

REITER, A. E.; BRUNNER, B.; ANTE, M.; RECHBERGER. J. Investigation of Several PVD Coatings for Blind Hole Tapping in Austenitic Stainless Steel. **Surface & CoatingsTechnology**. v. 200, n. 18-19, p. 5532-5541, mai. 2006.

ROTBERG, J.; BRAUN, S.; LENZ, E. Mechanical Signature Analyses in Interrupted Cutting. **Annals of the CIRP – Manufacturing Technology.** v. 36, n.1, p. 249-252. 1987.

SHA, J.; NI, J.; WU, S.M. Development of a Tap Wear Monitoring Scheme. **Proceedings of Manufacturing International 90. Part 4: Advances in Materials and Automation.** Atlanta, GA, USA, *Proceedings*. New York, NY, USA, American Society of Mechanical Engineers (ASME), p.137-142. 1990.

SHAW, M.C., **Metal Cutting Principles.** 3 ed. Cambridge: Oxford University Press. 1984. 594 p.

SKVARENINA, S.; SHIN, Y. C. Laser-Assisted Machining of Compacted Graphite Iron. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** School of Mechanical Engineering, Purdue University. USA. v.46, p. 7–17, jun. 2006.

SALES, W. F. **Determinação das Características Refrigerantes e Lubrificantes de Fluidos de Corte**. 1999. 176 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SANDVIK COROMANT. Novas tecnologias e tendências em furação e rosqueamento. **O Mundo da usinagem**. SANDVIK do Brasil S.A, Divisão Coromant, p. 18-21, 1999.

SANTOS, S. C. **Furação de ferro fundido cinzento com brocas de metal duro integral**. 1999. 122 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SANTOS, S. C. **Estudo da influência de revestimentos e da aplicação de fluido de corte no desempenho de brocas de aço-rápido e de metal duro integral na usinagem de ferro fundido cinzento.** 2002. 199 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SINTERCAST. **Graphite Shape from Start to End: Process Control for CGI.** SinterCast S.A, Suécia, Junho 2001

STEMMER, C. E. **Ferramentas de Corte II: brocas, alargadores, ferramentas de roscas, fresas, brochas, rebolos e abrasivos**. Ed. da UFSC. Florianópolis: 1992, 326p.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4th Edition, Butterworths – Heinemann. 2000, 446 p.

XAVIER, F. A. **Aspectos Tecnológicos do Torneamento do Ferro Fundido Vermicular com Ferramentas de Metal-Duro, Cerâmica e CBN.** 2003. 146 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

XAVIER, F. A. **Estudo dos Mecanismos de Desgaste em Ferramentas de Nitreto de Silício Aplicadas Na Usinagem Dos Ferros Fundidos Vermicular e Cinzento**. 2009. 267p. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

XAVIER, F.A.; BOEHS, L.; GUESSER, W.; DE ANDRADE, C. L. Estudo da Viabilidade Técnica para a Utilização de Inserto de Metal-Duro no Torneamento do Ferro Fundido Vermicular. **COBEF. 2003.**

WILCOX, S.J.; REUBEN, R.L.; SOUQUET, P. The Use of Cutting Force and Acoustic Emission Signals for the Monitoring of Tool Insert Geometry During Rough Face Milling. **International Journal of Machine Tools Manufacture Design, Research and Application**, v.37, n.4, p.481-494. abr. 1997.

YUHARA, D. A. Aplicação de revestimento PVD em ferramentas de corte. 2000. Disponível em: **<www.brasimet.com.br>**. Acesso em: 20 mai. 2009.

ZEILMANN, R. P. **Furação da Liga de Titânio Ti6Al4V com Mínimas Quantidades de Fluido de Corte**. 2003. XXX f. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

ZEILMANN, R. P.; SLOMP, J. Furação com Redução da Quantidade de Fluido de Corte. **8º Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica**. Cusco. out. 2007.

ZUM GAHR, K. H. **Microstructure and wear of materials.** 1 ed. Amsterdan. Elsevier Science Publishers B.V., 1987, 560 p.

WEINERT, K. INASAKI, I. SUTHERLAND, J.W. WAKABAYASHI, T. Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication**. CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 53, n. 2, p. 511-537. 2004.