

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

**MONITORAMENTO DA FURAÇÃO COM BROCAS HELICOIDAIS
INTEIRIÇAS DE METAL DURO**

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA
CATARINA PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
ENGENHARIA MECÂNICA

IVAN DA COSTA PEREIRA FILHO

FLORIANÓPOLIS, MARÇO DE 2001.

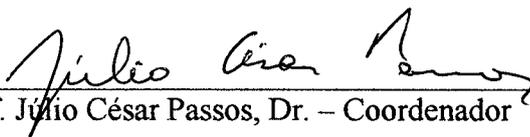
**MONITORAMENTO DA FURAÇÃO COM BROCAS HELICOIDAIS
INTEIRIÇAS DE METAL DURO**

Ivan da Costa Pereira Filho

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
MESTRE EM ENGENHARIA
ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM SUA FORMA
FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA

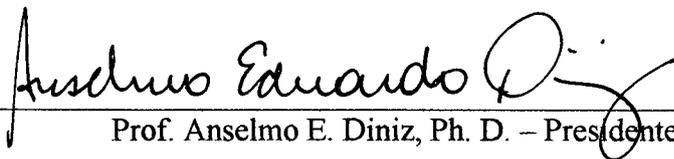


Prof. Dr.-Ing. Walter L. Weingaertner – Orientador

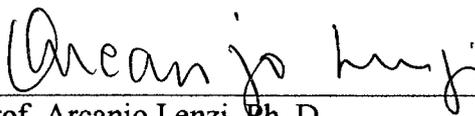


Prof. Julio César Passos, Dr. – Coordenador

BANCA EXAMINADORA



Prof. Anselmo E. Diniz, Ph. D. – Presidente



Prof. Arcanjo Lenzi, Ph. D.



Prof. Lourival Bochs, Dr. Eng. Mec.

À minha esposa Melânia, pelo
carinho e dedicação
e ao meu pai Ivan, que me
ensinou a superar os desafios da vida.

AGRADECIMENTOS

- À minha mãe Vera e às minhas irmãs e irmão, que sempre me apoiaram em todos os momentos da minha vida.
- Ao Prof. Dr.-Ing. Walter L. Weingaertner pela orientação no trabalho.
- À banca examinadora pelas críticas favoráveis e construtivas.
- A Rolf B. Schroeter e João Carlos O. Lopes, pela amizade e exemplos de organização e dedicação.
- Aos graduandos Eduardo Ide, Álvaro Barreto, Sandro Petry, Ederson M., Ricardo Kretscher e Gilmar pelos serviços prestados, em especial ao graduando Manfred Molz, sem o qual este trabalho não teria sido concluído.
- Aos colegas de república Jorge, Roberto, Renato e Luiz Augusto.
- Aos colegas de mestrado e de laboratório.
- À CAPES e à EMBRACO pelo auxílio financeiro.
- Ao GRUCON, CERTI, TWILL e PROMETEC pelos empréstimos e doações de ferramentais e equipamentos.
- Enfim, a todos que direta ou indiretamente colaboraram na execução deste trabalho

SUMÁRIO

	pág.
Lista de quadros	vii
Lista de figuras.....	viii
Simbologia.....	xiii
Resumo	xix
Abstract.....	xx
1. Introdução	1
2. O processo de furação.....	3
2.1 Introdução	3
2.2 Fundamentos de furação	4
2.2.1 Desgaste.....	11
2.2.2 Quebra	17
2.3 Força.....	20
2.4 Emissão acústica	44
2.5 Sistemas de monitoramento	51
2.6 Sensores	54
2.6.1 Sensores pós-processo para detecção da quebra (grupo 1).....	57
2.6.2 Sensores pós-processo para medição do desgaste (grupo 2)	58
2.6.3 Sensores em processo para medição do desgaste (grupo 3)	60
3. Material e métodos.....	71
3.1 Introdução	71
3.2 Experimentos na produção.....	71
3.2.1 Ferramenta.....	71
3.2.2 Peça	72
3.2.3 Condições de usinagem	73
3.2.4 Sistema de monitoramento da potência do motor	74
3.2.5 Sistema de monitoramento da emissão acústica.....	76
3.2.6 Sistema de coleta de dados.....	77
3.3 Experimentos no laboratório.....	77

3.3.1 Ferramenta.....	78
3.3.2 Corpos de prova.....	78
3.3.3 Condições de usinagem	80
3.3.4 Plataforma piezelétrica	81
3.4 Metodologia	82
4. Análise dos resultados	83
4.1 Oscilação torcional.....	83
4.2 Desgaste	86
4.3 Análise no domínio da frequência.....	94
4.4 Influência das grandezas de processo.....	96
4.5 Quebra.....	101
4.6 Análise econômica	103
5. Conclusões.....	106
Bibliografia	107
Anexo I	111

LISTA DE QUADROS

	pág.
Quadro 1 - Características dos revestimentos.....	7
Quadro 2 - Grupos principais de quebra.....	19
Quadro 3 - Tipos de quebra	19

LISTA DE FIGURAS

	pág.
Figura 1 - Variantes do processo de furação.....	3
Figura 2 - Geometria de uma broca helicoidal.....	4
Figura 3 - Ângulo de saída.....	5
Figura 4 - Representação esquemática da formação de cavacos em diversas... ..	5
Figura 5 - Processo de corte da broca	6
Figura 6 - Exemplos de afiações para brocas helicoidais	7
Figura 7 - Comparação entre brocas de AR e MD aplicadas na usinagem... ..	8
Figura 8 - Comparação da vida entre brocas de AR e MD na usinagem de... ..	9
Figura 9 - Propagação de fissuras nos revestimentos de TiAlN e TiCN	9
Figura 10 - Comparação da resistência ao desgaste entre brocas revestidas	10
Figura 11 - Curva de desgaste.....	11
Figura 12 - Mecanismos de desgaste	12
Figura 13 - Difusão intermetálica no metal duro	13
Figura 14 - Zonas de oxidação em uma ferramenta de tornear de metal duro.....	14
Figura 15 - Formas de desgaste de uma broca helicoidal	15
Figura 16 - Desgaste do gume transversal	16
Figura 17 - Desgaste de cratera.....	16
Figura 18 - Desgaste de quina e guia	17
Figura 19 - Tipos de quebra.....	20
Figura 20 - Componentes da força de usinagem na furação.....	20
Figura 21 - Dependência das forças de corte com os parâmetros de usinagem.....	21
Figura 22 - Forças específicas na furação.....	22
Figura 23 - Força de avanço e momento torçor na furação.....	23
Figura 24 - Força de avanço, passiva e momento torçor em função da marca... ..	23
Figura 25 - Distribuição de tensões na face da ferramenta.....	24

	pág.
Figura 26 - Coeficiente de atrito em dependência do afastamento do gume	25
Figura 27 - Tensões na ferramenta e na área do gume.....	26
Figura 28 - Comportamento hipotético das tensões em uma ferramenta com... ..	27
Figura 29 - Força de avanço e momento torçor com o desgaste.....	29
Figura 30 - Força de avanço e momento torçor com o desgaste.....	30
Figura 31 - Influência de cada forma de desgaste na elevação da força	31
Figura 32 - Influência de cada forma de desgaste na elevação da força	31
Figura 33 - Forças na broca com o desgaste de guia.....	32
Figura 34 - Deslocamento da guia pela torção da broca	33
Figura 35 - Variação do comprimento da broca medida em ensaios de torção	34
Figura 36 - 1 ^o furo.....	34
Figura 37 - 477 ^o furo	35
Figura 38 - 550 ^o furo	35
Figura 39 - 552 ^o furo	36
Figura 40 - Espectro de frequência para uma broca de AR desgastada	36
Figura 41 - Espectro de frequência da força de avanço para uma broca afiada.....	37
Figura 42 - Espectro de frequência da força de avanço para uma broca desg.	37
Figura 43 - Modelo para o comportamento dinâmico da broca.....	38
Figura 44 - Aproximação da área transversal da broca por um retângulo	39
Figura 45 - Forças na quebra da broca.....	40
Figura 46 - Forças na quebra da broca (escala de tempo ampliada)	41
Figura 47 - Força de avanço com trancamento de cavaco e lascamento	41
Figura 48 - Comportamento da força durante uma furação normal (a) e na... ..	42
Figura 49 - Sinal de V_{RMS} e força no torneamento	45
Figura 50 - Análise do sinal de EA no domínio da frequência.....	47

	pág.
Figura 51 - Zonas de deformação plástica na usinagem	49
Figura 52 - Percentual de tempo parado	51
Figura 53 - Esquema de funcionamento de um SM.....	53
Figura 54 - Sensor indutivo para quebra.....	57
Figura 55 - Sensor mecânico para quebra.....	57
Figura 56 - Sensor óptico para quebra	57
Figura 57 - Sensor pneumático para quebra	58
Figura 58 - Sensor pneumático para medição direta do desgaste de uma... ..	58
Figura 59 - Sensor indutivo para o desgaste de quina	59
Figura 60 - Força de avanço e aceleração na dependência do comprimento de... ..	61
Figura 61 - Sensor de emissão acústica	62
Figura 62 - Tratamento do sinal de emissão acústica	62
Figura 63 - Sensores para medição da força de avanço e momento torçor.....	63
Figura 64 - Sensor hidráulico.....	64
Figura 65 - Sensor para medição da força de avanço	64
Figura 66 - Sensor de força de avanço com elevada rigidez.....	65
Figura 67 - Sensor para pequenas forças de avanço	65
Figura 68 - Rolamento para medição de forças	66
Figura 69 - Princípio de medição de um rolamento de medição de forças.....	66
Figura 70 - Acoplamento para medição do momento.....	67
Figura 71 - Sensor rotativo acoplado ao mandril.....	67
Figura 72 - Força de avanço e sinal de deformação pela quebra da broca.....	68
Figura 73 - Sensor para medição da potência do motor.....	69
Figura 74 - Geometria da broca utilizada nos ensaios	72
Figura 75 - Geometria da peça antes e após a operação de furação.....	73

	pág.
Figura 76 - Sistema de coleta de dados.....	78
Figura 77 - Geometria do corpo de prova (a).....	79
Figura 78 - Geometria do corpo de prova (b)	79
Figura 79 - Plataforma piezelétrica Kistler 9263	81
Figura 80 - Geometria aproximada da seção transversal da broca	83
Figura 81 - Aproximação da seção da broca por um retângulo	84
Figura 82 - Comportamento da frequência de torção com o comprimento em... ..	85
Figura 83 - Energia (W) versus desgaste de guia (H) e de flanco (VB) da broca.....	86
Figura 84 - Acompanhamento de uma broca.....	87
Figura 85 - Potência para uma broca nova (9 ^o furo - aprendizado)	87
Figura 86 - Indicação de falha por atraso de ciclo da máquina devido a... ..	88
Figura 87 - Potência para uma broca desgastada (6830 ^o furo - indicação do... ..	88
Figura 88 - Desgaste de flanco da broca.....	89
Figura 89 - Nível de vibração na produção para uma broca nova	89
Figura 90 - Nível de vibração na produção para a mesma broca desgastada.....	90
Figura 91 - F_a para uma broca nova.....	90
Figura 92 - F_a para a mesma broca desgastada	91
Figura 93 - Variação de F_z para brocas recém afiadas	91
Figura 94 - Vibração e M_t nas regiões I e II.....	92
Figura 95 - F_a e M_t nas regiões I e II.....	92
Figura 96 - Espectro de frequência de vibração para a broca nova e desgastada	94
Figura 97 - Espectro de frequência de F_a para a broca nova e desgastada.....	95
Figura 98 - Comportamento anormal da vibração na região II (furadeira radial).....	97
Figura 99 - Comportamento da vibração não tratada e F_a durante um furo.....	97
Figura 100 - Comportamento de E_a e M_t para peça mal fixada.....	98

	pág.
Figura 101 - Entrada da broca pelo furo de centro	99
Figura 102 - Entrada com furo de centro deslocado de 1 mm	99
Figura 103 - Análise de frequência da vibração na entrada da broca nova e... ..	100
Figura 104 - Vibração no fim do furo	100
Figura 105 - Vibração e F_a durante a quebra	101
Figura 106 - Ampliação do gráfico da figura anterior no intervalo 1-2 s	102
Figura 107 - Tipos de quebra.....	103
Figura 108 - Variação da vida com o sistema de monitoramento.....	104

SIMBOLOGIA

Símbolo	Unidade	Denominação
α	$^{\circ}$	ângulo de folga
σ	$^{\circ}$	ângulo de ponta
φ	$^{\circ}$	ângulo de quina
ψ	$^{\circ}$	ângulo do gume transversal
β	$^{\circ}$	ângulo de quina
γ	$^{\circ}$	ângulo de saída
η	$^{\circ}$	ângulo efetivo
ϕ	mm	diâmetro
μ		coeficiente de atrito
Δ	mm	recalque elasto-plástico
ω	rad/s	frequência angular
$\Delta\varphi$	$^{\circ}$	ângulo de torção
α_0	$^{\circ}$	ângulo de folga
γ_0	$^{\circ}$	ângulo de saída
γ_c	$^{\circ}$	ângulo de saída na quina
ν_{ch}	$^{\circ}$	ângulo de cisalhamento
γ_e	$^{\circ}$	ângulo de saída efetivo
α_e	$^{\circ}$	ângulo de folga efetivo
β_e	$^{\circ}$	ângulo de quina efetivo
ΔE	W	energia dissipada
ΔE_{RMS}		média quadrática do nível de emissão acústica
Δh	mm	deslocamento radial da quina devido à torção da broca
Δ_l	mm	recalque elástico
ΔL	mm	variação do comprimento da trinca
Δl	mm	deslocamento axial da quina devido à torção da broca
σ_{mF}	N/mm ²	tensão normal média no flanco

Símbolo	Unidade	Denominação
τ_{mF}	N/mm^2	tensão de cisalhamento média no flanco
σ_{mS}	N/mm^2	tensão normal média na face
τ_{mS}	N/mm^2	tensão de cisalhamento média na face
ϵ_r	°	ângulo de quina
χ_r	°	ângulo de posição
λ_s	°	ângulo de incidência
σ_s	N/mm^2	tensão de cisalhamento na face
τ_s	N/mm^2	tensão de cisalhamento na face
Δt	s	intervalo de tempo
σ_{VB}	N/mm^2	tensão normal no flanco devida ao desgaste
τ_{VB}	N/mm^2	tensão de cisalhamento no flanco devida ao desgaste
a	mm	largura da seção retangular
A_B	mm^2	área da seção transversal da broca
ACC		sistema de controle limite
ACO		sistema de controle otimizado
Al_2O_3		óxido de alumínio
a_p	mm	profundidade de usinagem
AR		aço rápido
A_R	mm^2	área da seção retangular
b	mm	largura da seção de usinagem
b	mm	altura da seção retangular
c	N/mm	rigidez
C		constante de proporcionalidade
C_{Fa}	%	percentual de aumento da força de avanço
Co		cobalto
CVD		chemical vapor deposition
d	mm	diâmetro da broca
E	N/mm^2	módulo de elasticidade
E	W	energia

Símbolo	Unidade	Denominação
E	J	potência do sinal
EA	V	emissão acústica, nível de emissão acústica
f	mm/rot	avanço
F	N	força
f	Hz	frequência
F_a	N	força de avanço
$F_{a\ dyn}$	N	parcela dinâmica da força de avanço
$F_{a\ Skt}$	N	parcela estática da força de avanço
$F_{a, F}$	N	componente da força de corte na direção da força de avanço
$F_{a, R}$	N	componente da força de avanço
F_{a1}	N	força de avanço do gume 1
F_{a2}	N	força de avanço do gume 2
F_{aF}	N	parcela de força de avanço no flanco
F_{aS}	N	parcela de força de avanço na face
F_c	N	força de corte
$F_{c\ VB}$	N	parcela da força de corte devida ao desgaste
$F_{c, F}$	N	força de corte na guia
F_{c1}	N	força de corte do gume 1
F_{c2}	N	força de corte do gume 2
F_{cF}	N	parcela da força de corte no flanco
F_{cS}	N	parcela da força de corte na face
$F_{M, F}$	N	componente da força de corte na direção do momento torçor
$F_{M, R}$	N	componente da força de atrito na direção do momento torçor
f_n	Hz	frequência natural
F_p	N	força passiva
F_{p1}	N	força passiva do gume 1
F_{p2}	N	força passiva do gume 2
F_{pF}	N	parcela da força passiva no flanco
F_{pS}	N	parcela da força passiva na face

Símbolo	Unidade	Denominação
F_R	N	força de atrito
F_x	N	componente da força na direção x
F_y	N	componente da força na direção y
F_z	N	componente da força na direção z
G	N/mm^2	módulo de rigidez
H	mm	desgaste de guia
h	mm	espessura de seção de usinagem
H_1	mm	desgaste de guia do gume 1
H_2	mm	desgaste de guia do gume 2
HV		dureza Vickers
I_p	mm^4	momento polar de inércia
J	$kg.mm^4$	momento de inércia de massa
J^*	mm^4	resistência à torção
K	s^{-1}	constante de amortecimento
$k_{c1.1}$	N/mm^2	força específica de corte
KT	mm	profundidade de cratera
L	mm	comprimento da trinca
l_1	mm	comprimento da ponta
l_2	mm	comprimento de corte
l_3	mm	comprimento de hélice
l_4	mm	comprimento total
L_f	mm	comprimento de furação
l_g	mm	comprimento livre da broca
l_{KF}	nm	comprimento de contato no flanco
l_{KF1}	mm	comprimento de contato no flanco C- K_1
l_{KF2}	mm	comprimento de contato no flanco K_2 -B
l_{KS}	mm	comprimento de contato na face
m	kg	massa da broca
MD		metal duro

Símbolo	Unidade	Denominação
M_t	N.m	momento torçor
M_Z	Nm	momento em torno do eixo z
n	rpm	rotação
N		número de contagem
N'		taxa de contagem de picos
PVD		physical vapor deposition
r	mm	raio da broca
r_ϵ	mm	raio de quina
R_a	μm	rugosidade média aritmética
RMS		round mean square (média quadrática)
R_t	μm	rugosidade pico - a - vale
R_Z	μm	média das rugosidades
SM		sistema de monitoramento
T	N/mm^2	tensão aplicada
t	s	tempo
t'	s	instante em que o último pico atinge a tensão V_s
t_c	min	tempo de corte
TiAlN		nitreto de alumínio titânio
TiCN		carbonitreto de titânio
TiN		nitreto de titânio
T_{\min}	min	vida da ferramenta
U	W	energia elástica do material
V	V	tensão
$v(t)$	V	função do sinal
VB	mm	desgaste de flanco
VB_1	mm	desgaste de flanco do gume 1
VB_2	mm	desgaste de flanco do gume 2
VB_{\max}	mm	desgaste de flanco máximo
VB_{NS}	mm	desgaste fo flanco secundário

Símbolo	Unidade	Denominação
v_c	m/min	velocidade de corte
v_E	mm	desgaste de quina
v_e	n/min	velocidade efetiva
v_F	mm	desgaste de guia
v_f	mm/min	velocidade de avanço
V_o	V	tensão inicial
V_{RMS}	V	média quadrática da tensão
V_S		tensão limite
V_{Schw}	V	nível de vibração

RESUMO

Neste trabalho é estudado o comportamento de diferentes tipos de sensores baseados em grandezas indiretas usadas para reconhecimento do desgaste e quebra de brocas inteiriças de metal duro. Os sensores utilizados foram:

- plataforma piezelétrica;
- sensor de emissão acústica;
- sensor de potência do motor principal.

Esta análise é efetuada mediante o acompanhamento, em produção e laboratório, do desgaste e quebra de uma broca utilizada em uma aplicação específica.

Ao final do trabalho conclui-se que, para a broca estudada, os sensores piezelétricos e de potência do motor são adequados. O sensor de emissão acústica foi utilizado para capturar o sinal de vibração na faixa de frequências de 0,5 a 15 kHz, que não apresentou nenhuma alteração com o desgaste da broca.

Para a quebra também considerou-se o sensor piezelétrico como o mais adequado, em função da resposta mais rápida a este tipo de perturbação.

ABSTRACT

This work is a study of the behavior of different kind of sensors based on indirect measures used for the recognition of carbide drills wear and breakage. The sensors used were:

- piezoelectric dynamometer;
- acoustic emission sensor;
- main motor power sensor.

This analysis is made following, in production and laboratory, the wear and breakage of a drill used on a specific application.

At the end of the work, it is concluded that, for the specific application analyzed, the piezoelectric and power sensors are useful means of monitoring. The acoustic emission sensor signal, however, filtered in the range from 0,5 to 15 kHz, didn't show any modification with the drill wear.

For the drill breakage the piezoelectric sensor signal is also the most recommended value, because of the faster response to this kind of perturbation.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Com o crescente desenvolvimento de novos materiais de corte e novas ferramentas de usinagem, através da exigência crescente sobre a qualidade das peças fabricadas, os custos de ferramentas sofreram aumentos consideráveis, compensados pela ampliação da vida útil ou velocidades de corte mais elevadas.

Entretanto, este avanço tecnológico aumentou a necessidade de se determinar com exatidão o momento de troca e a quebra da ferramenta.

Aproximadamente 40% das operações de usinagem são furação, o que confere a esta operação um alto grau de relevância econômica [1]. Na furação de grandes diâmetros, as brocas com insertos de metal duro apresentam inúmeras vantagens em relação às brocas de aço rápido. Na fabricação de pequenos diâmetros (geralmente 1 a 20 mm), a alternativa às brocas de aço rápido são as brocas inteiriças de metal duro.

Apesar das inúmeras melhorias desenvolvidas para as brocas de metal duro, como novas técnicas de revestimento e geometrias especiais, muitos problemas relacionados à performance permanecem, sendo um deles a grande dispersão na vida da ferramenta.)

Os sistemas de monitoramento podem ser classificados como sistemas de supervisionamento, grupo que inclui ainda os sistemas de diagnóstico e os de controle adaptativo [48].

Sistemas de monitoramento medem as condições da máquina, ferramenta ou peça e indicam as falhas através de um alarme, interrompendo o processo e esperando pela ação corretiva do operador. Sistemas de diagnóstico procuram achar uma relação funcional ou causal entre as falhas e suas origens. Ambos podem ser classificados como sistemas de controle de malha aberta.

Já os sistemas de controle adaptativo caracterizam-se como sistemas de malha fechada e procuram adaptar automaticamente as condições de usinagem a uma estratégia programada.

Tradicionalmente os sistemas de monitoramento assumem funções usuais de reconhecimento da quebra e do desgaste. Normalmente os sistemas agregam funções adicionais como, por exemplo:

- reconhecimento de colisões;
- reconhecimento da falta da ferramenta;

- divisão automática do corte (ciclo pica-pau);
- reconhecimento do início do corte;
- detecção de vibrações auto-excitadas.

Dependendo da aplicação, os sistemas de monitoramento podem ter características bem diferentes entre si. Uma aplicação voltada para um centro de usinagem com mais de 100 ferramentas e uma grande variedade de peças, usinadas em pequenos lotes, é bem diferente de uma aplicação em uma linha transfer com uma pequena variedade de peças, semelhantes entre si, e um grande volume de produção.

As primeiras sugestões para sistemas de monitoramento e controle surgiram por volta de 1930. Somente por volta dos anos 60, entretanto, com o desenvolvimento do comando numérico e sistemas de avanço controlados, é que os sistemas de controle se tornaram realidade. Os sistemas de monitoramento, especificamente, tiveram seu início em 1976 [20].

Basicamente, os sistemas de monitoramento permitem, além de uma redução de custos significativa, uma redução das exigências ao operador.

Este trabalho se propõe ao estudo do monitoramento de brocas helicoidais inteiriças de metal duro através da análise de uma aplicação específica em uma linha transfer de alta produção.

Através de ensaios em laboratório e do acompanhamento do desgaste das brocas na produção, serão comparados diferentes tipos de sensores comerciais com relação ao reconhecimento da quebra e do desgaste, quais sejam:

- plataforma piezométrica (medição de forças);
- sensor de medição acústica;
- sensor de potência do motor principal.

Com esta análise pretende-se extrair informações que possam contribuir para a melhoria da precisão e confiabilidade dos sistemas de monitoramento.

CAPÍTULO 2

O PROCESSO DE FURAÇÃO

2.1 Introdução

O termo “furação” pode ser utilizado para designar todos os processos de usinagem com movimento rotativo principal, nos quais a ferramenta apresenta apenas um movimento de avanço no sentido do eixo de rotação. A Figura 1 apresenta as variantes do processo de furação segundo a norma DIN 8589.

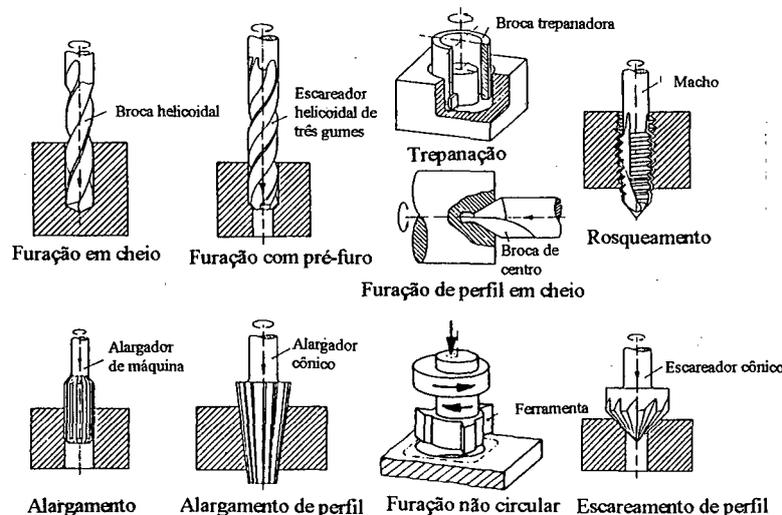


FIGURA 1 - Variantes do processo de furação [24].

Este trabalho restringir-se-á à análise do processo de furação em cheio com brocas, doravante mencionado apenas como furação. Este processo representa uma parcela considerável dos processos de usinagem com remoção de cavacos [1, 3, 16]. As pequenas velocidades de corte envolvidas na furação, ao lado da frequência de uso, fazem com que uma grande parte do tempo de fabricação esteja relacionado com este tipo de operação. Além disso, em função da complexa geometria, o custo de uma broca é relativamente alto em relação ao custo das demais ferramentas normalmente envolvidas na fabricação de um componente.

A furação em cheio é, na maior parte das vezes, a primeira operação de usinagem envolvida na produção de um furo. A furação com brocas é um processo que não leva a uma boa qualificação da superfície. Comparando a furação com o torneamento, verificamos uma grande

rugosidade na parede do furo, como conseqüência da pequena resistência à torção e flexão da ferramenta [3]. Operações subseqüentes à furação normalmente são necessárias para conferir ao furo características funcionais como: precisão de diâmetro e localização, cilindridade, acabamento superficial e formas especiais.

2.2 Fundamentos de furação

A Figura 2 mostra a nomenclatura que será utilizada neste trabalho para descrição da geometria de uma broca helicoidal [41, 46].

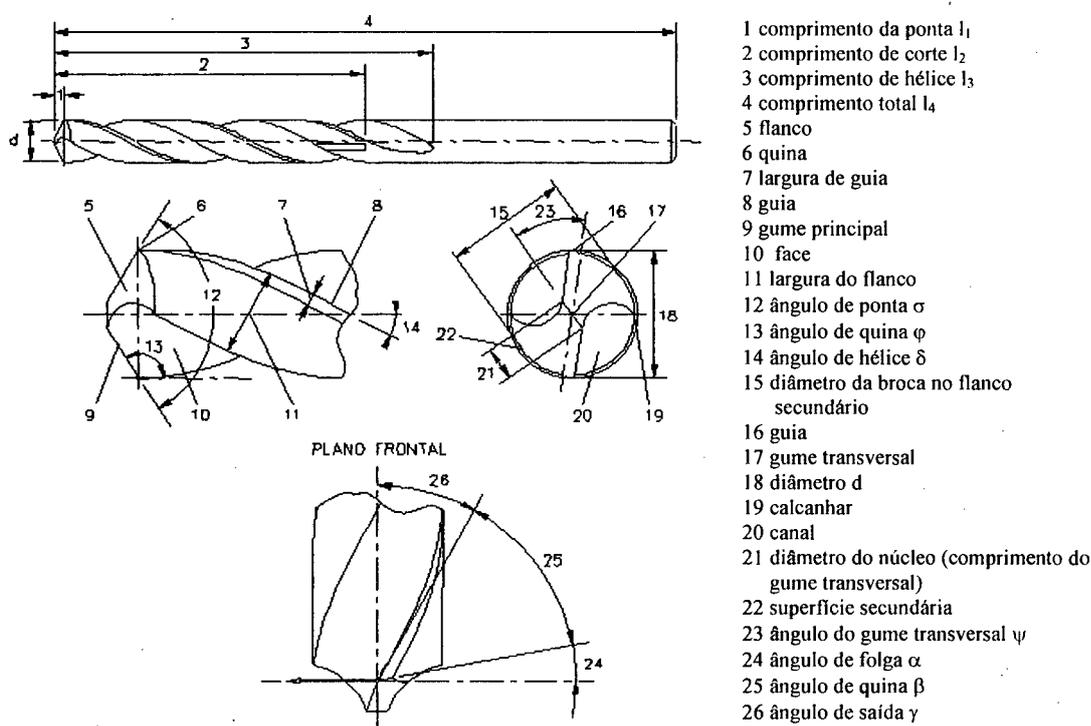


FIGURA 2 - Geometria de uma broca helicoidal.

Dentre as principais particularidades do processo de furação, pode-se mencionar:

- velocidade de corte nula no centro da broca;
- transporte dificultado de cavacos;
- distribuição não adequada de calor na região de corte;
- desgaste pronunciado na quina;
- atrito pronunciado das guias na parede do furo.

O ângulo de saída γ , que não é constante ao longo do gume principal (Figura 3), apresenta seu valor máximo na quina (γ_c), diminui no sentido do centro da broca e passa a ser negativo na

passagem para o gume transversal (Figura 4). O ângulo de saída γ_c normalmente coincide com o ângulo de hélice δ .

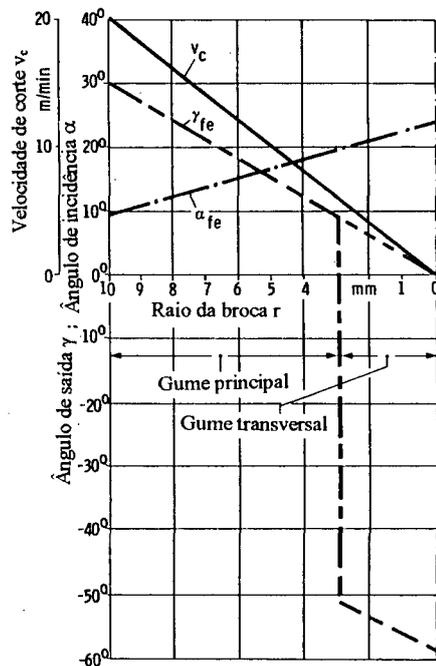


FIGURA 3 - Ângulo de saída [24].

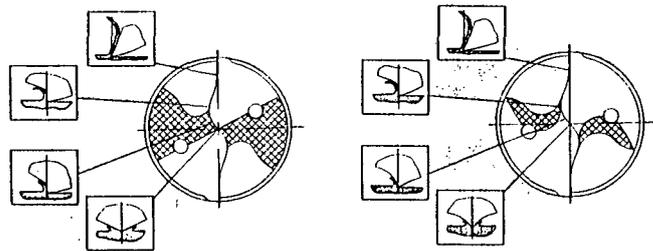


FIGURA 4 - Representação esquemática da formação de cavacos em diversas posições radiais na broca [46].

O gume transversal é considerado parte do gume principal. Em decorrência do ângulo de saída negativo, este praticamente não realiza corte de material e sim uma deformação plástica do material da peça e extrusão deste material na direção das regiões cortantes do gume principal [24].

O processo de corte está mostrado na Figura 5, desenvolvido sobre o plano do desenho. A superfície de corte gerada pela broca no fundo do furo é decorrente de um avanço contínuo

efetuado pelos dois gumes principais, de forma que cada gume executa metade do movimento de avanço da broca [24].

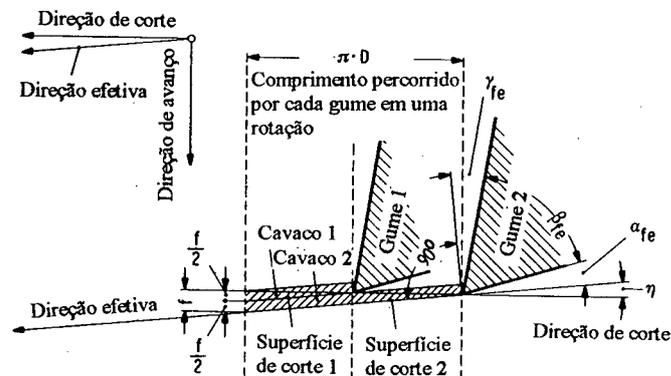


FIGURA 5 - Processo de corte da broca [24].

Pela composição do movimento principal de corte (rotação) e do avanço temos uma direção efetiva de corte, que é definida pelo ângulo efetivo η . Isto faz com que o ângulo efetivo de incidência α_e seja menor do que o ângulo de incidência α .

O ângulo efetivo de incidência α_e deve ser o maior possível, para evitar o esmagamento de material pelo flanco da broca. No entanto, quanto maior este ângulo, menor a resistência da cunha e maior a tendência a vibrações [24].

Um grande ângulo de ponta σ leva a desvios da broca que, por sua vez, aumentam o diâmetro sendo usinado (broca não guiada). Um pequeno ângulo de ponta σ leva a uma boa centragem, mas aumenta a força passiva e, conseqüentemente, o atrito.

Existem em torno de 150 formas diferentes de afiação de brocas e uma série de perfis desenvolvidos para aplicações específicas [24, 46]. A grande maioria das afiações tem como a base a afiação duplo tronco de cone, assim denominada pois o flanco da ferramenta é parte da envolvente de um tronco de cone. Esta é uma afiação fácil de fazer e pouco susceptível às solicitações mecânicas elevadas, porém possui um pequeno efeito de auto-centragem ocasionando defeitos de forma e posição do furo. Também para este tipo de afiação o comprimento do gume transversal é proporcional ao diâmetro da broca, o que leva a uma relação exponencial da força de avanço com o diâmetro. As afiações mais usuais para brocas inteiriças de metal duro são mostradas na Figura 6.

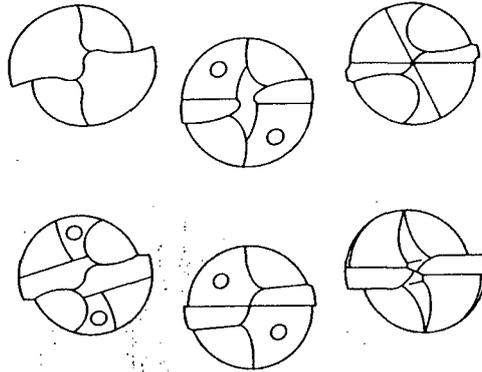


FIGURA 6 - Exemplos de afiações para brocas helicoidais [46].

As condições adversas a que uma broca está submetida levam às altas solicitações térmicas e mecânicas do material da ferramenta, exigindo características como dureza, alta tenacidade e resistência ao desgaste, bem como insensibilidade às temperaturas alternantes. O material mais empregado para a fabricação de brocas ainda é o aço rápido, porém brocas inteiriças e com insertos de metal duro ou CBN têm aumentado consideravelmente o número de aplicações. Revestimentos de TiN, TiAlN e TiCN têm permitido melhorias consideráveis na performance das ferramentas, tanto que atualmente a grande maioria das brocas de metal duro são revestidas. Dentre as brocas revestidas, o TiN é o tipo de revestimento mais usual. Revestimentos de TiAlN e TiCN têm desempenhado um papel crescente em aplicações especiais como usinagem a seco e a altas velocidades. O quadro 1 mostra as características mais importantes destes revestimentos.

QUADRO 1 - Características dos revestimentos [4].

Característica	TiN	TiAlN	TiCN	Diamante
processo	PVD	PVD	PVD	CVD
temp. máx. revestim [°C]	500	350	500	1000
substrato	AR, MD	AR, MD	AR, MD	MD (com $\leq 6\%$ Co)
estrutura	mono	mono	multi	mono
camada	1	1 (2 ¹)	até 7	1
cor	ouro	preto/violeta	violeta	cinza
espessura [μm]	1,5-3	1,5-3	4-8	3-10

QUADRO 1 (continuação)

Característica	TiN	TiAlN	TiCN	Diamante
dureza [HV 0,05]	2200	3300	3000	10000
coeficiente de atrito (comparado com aço)	0,4	0,3	0,25	- ²
transmissão calor [kW/mK]	0,07	0,05	0,1	2
temp. máx. operação [°C]	600	800	450	600
novo revestimento	com TiN, TiAlN	com TiN, TiAlN	somente com TiN	-
novo revestimento	5x	5x	2x	-
material peça ideal	universal	ferro fundido, GGG, AISi	aço	grafite (AISi)
tipo de usinagem	universal	torneamento, furação	fresam., fur., rosqueam.	torneamento, furação
especialidades	boa relação custo-benef.	usinagem a seco	para cargas de impacto	em desenvolvim.

¹) segundo revestimento Al_2O_3 , por oxidação.

²) usinagem de aço não é possível.

O revestimento de TiAlN é altamente efetivo em materiais abrasivos, como ferro fundido (Figura 7). Sua resistência ao calor também permite operações de usinagem a seco.

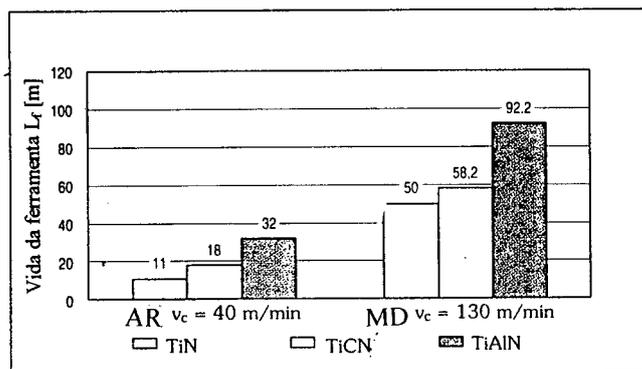


FIGURA 7 - Comparação entre brocas de AR e MD aplicadas na usinagem a seco de ferro fundido GG25 ($d = 8$ mm, $f = 0,25$ mm/rot, $a_p = 3d$) [4].

Na usinagem de aço, melhores resultados são geralmente alcançados com revestimento de TiCN, tanto para ferramenta de metal duro quanto de aço rápido (Figura 8).

A razão é a estrutura de múltiplas camadas do revestimento de TiCN. As camadas inferiores agem como uma barreira à propagação de fissuras, e não atingem imediatamente o substrato (Figura 9).

O revestimento de TiCN não pode, por razões técnicas, ser restaurado após a reafiação. Neste caso o novo revestimento é geralmente feito com uma camada de TiN. O revestimento de TiAlN em ferramentas de aço rápido no corte de aço é menos eficiente que revestimentos de TiN.

Para ferramentas de metal duro, entretanto, o TiAlN é mais eficiente. Este fenômeno pode ser explicado pela estrutura e relativa alta fragilidade do TiAlN. Uma fissura no revestimento de uma só camada de TiAlN, causada por tensões dinâmicas, imediatamente atinge o substrato.

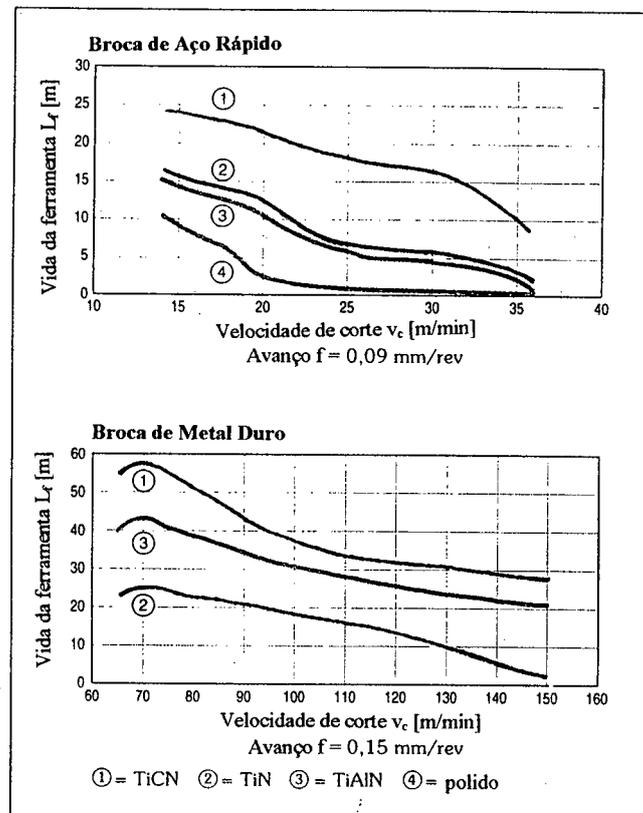


FIGURA 8 - Comparação da vida entre brocas AR e MD na usinagem de aço 42CrMo4V ($d = 8$ mm, $a_p = 3d$) [4].

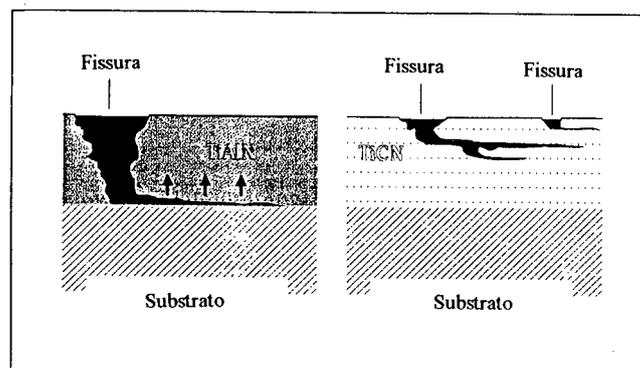


FIGURA 9 - Propagação de fissuras nos revestimentos de TiAlN e TiCN [4].

Em brocas de aço rápido as forças laterais e variáveis causam deformações mensuráveis na ferramenta “flexível”. Estas tensões ocasionam um desenvolvimento rápido de fissuras no revestimento. No caso de brocas de metal duro, entretanto, a grande rigidez reduz as tensões no revestimento e, portanto, conduz a uma performance muito melhor.

Antes do aparecimento das primeiras fissuras, o desgaste da broca de metal duro revestida com TiAlN é desprezível (Figura 10).

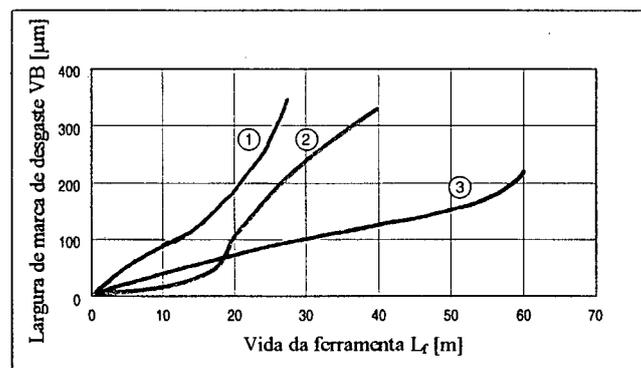


FIGURA 10 - Comparação da resistência ao desgaste entre brocas revestidas com TiN ①, TiAlN ② e TiCN ③ na usinagem de aço 42CrMo4V ($v_c = 70$ m/min, $f = 0,15$ mm/rot, $d = 8$ mm, $a_p = 3d$) [4].

Após o aparecimento das fissuras, o desgaste é aproximadamente idêntico ao de ferramentas revestidas com TiN.

O fim da vida de uma ferramenta é dado quando um critério de fim de vida for alcançado, segundo a norma DIN 6583. O critério de fim de vida é o valor limite de uma grandeza de desgaste medida na ferramenta ou na peça (através da rugosidade ou variação de diâmetro) [20].

Rugosidade e diâmetro da peça sofrem outras influências além do desgaste da ferramenta, devido às alterações térmicas, elásticas e comportamento dinâmico do sistema máquina-ferramenta-peça. Somente em processos de acabamento justifica-se um monitoramento da peça (ao lado de um do desgaste). No torneamento de acabamento, por exemplo, é possível monitorar o desgaste do flanco secundário através do diâmetro da peça.

Em geral, nos processos de desbaste - onde se inclui a furação - as tolerâncias dimensionais e rugosidade são de menor importância, sendo os limites de desgaste definidos pela solicitação térmica e/ou mecânica máxima da ferramenta. Utiliza-se o desgaste de flanco VB (0,4 a 0,8 mm), o desgaste do flanco secundário (guia) VB_{NS} e a profundidade de cratera KT (0,2 a 0,3 mm) [20].

2.2.1 Desgaste

O desgaste de uma ferramenta de metal duro é resultado da ação de vários fenômenos distintos, denominados componentes de desgaste. Dependendo da natureza do material usinado e das condições de usinagem, predominará uma ou outra das componentes sobre as demais.

A Figura 11 apresenta um caso típico de curva de desgaste em função da velocidade de corte. Este comportamento do desgaste indica que existem diferentes mecanismos de desgaste com comportamentos diversos em relação à velocidade de corte (Figura 12), quais sejam:

- gume postiço;
- adesão;
- abrasão;
- oxidação;
- difusão intermetálica.

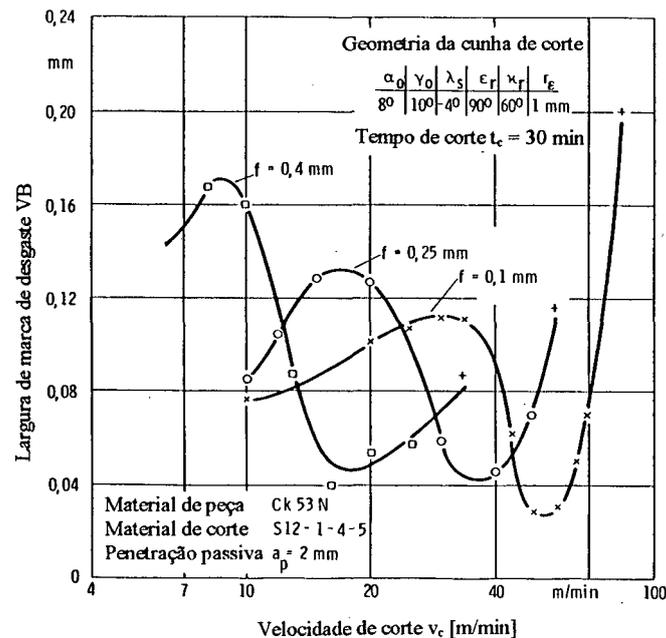


FIGURA 11 - Curva de desgaste [15].

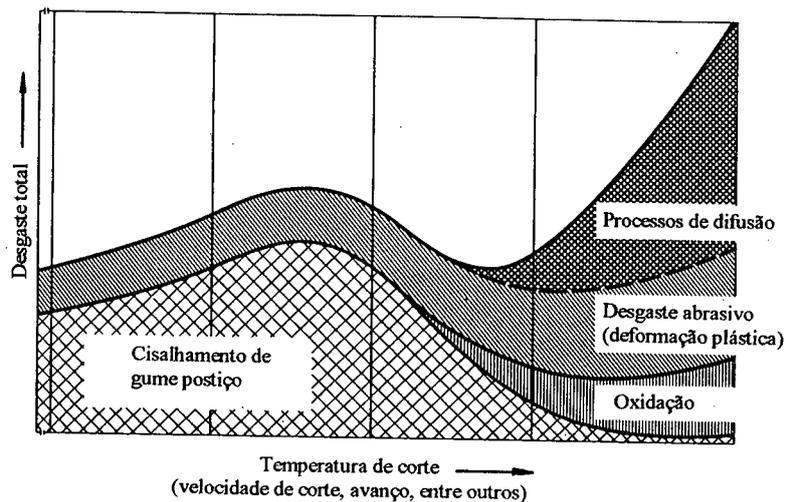


FIGURA 12 - Mecanismos de desgaste [15].

Em velocidades de corte baixas, o desgaste das ferramentas de metal duro é relativamente elevado em função do cisalhamento do gume postiço. O gume postiço é constituído de partículas altamente encruadas de material usinado que se caldeiam sobre a superfície da ferramenta. Este altera as relações geométricas da formação do cavaco, desempenhando a função de gume de corte.

A uma certa velocidade de corte ocorre uma transição entre o gume postiço com aderência relativamente forte à superfície da ferramenta e um tipo com existência transitória, que é arrastado pelo cavaco de tempos em tempos. Na usinagem de materiais duros a frequência de deslizamento atinge valores de 1,5 kHz [24]. Esta velocidade de transição corresponde ao ponto de desgaste máximo, principalmente do flanco da ferramenta e a uma piora da qualidade da superfície sendo usinada.

Em maiores velocidades, o desgaste devido ao gume postiço já não é predominante. As tensões normais e de cisalhamento, combinadas com temperaturas elevadas na zona de contato, as quais podem ser superiores a 1000 °C, dão origem aos processos de recristalização e de mudança de fase, que tornam o gume postiço instável, fazendo-o deslocar-se totalmente sobre a face da ferramenta.

Na zona de contato cavaco-ferramenta ocorre um contato de superfícies metálicas puras em um estado altamente ativado, dadas as condições de deformação plástica e de temperaturas elevadas. Estas condições propiciam a ocorrência de reações químicas.

Em condições de corte elevadas, as tensões de cisalhamento na superfície de saída são independentes das tensões normais e do material da ferramenta. Entre cavaco e ferramenta

forma-se uma camada homogênea e viscosa que adere ao cavaco e à ferramenta. Esta camada, denominada camada plástica, possibilita que haja um tempo para velocidades finitas de reação nas zonas de contato.

A difusão intermetálica ocorre em virtude das grandes temperaturas e deformação do material. Na interface cavaco-ferramenta a difusão de ferro do cavaco para o cobalto da ferramenta muda a solubilidade de C no cobalto de 0,7 para 2,5. O ferro se liga ao WC formando carbonetos complexos, menos resistentes à abrasão. O carbono excedente satura a matriz de cobalto e difunde para o cavaco. A formação da cratera se dá nas regiões de temperatura mais elevada, onde estes mecanismos são mais rápidos e a resistência à abrasão é menor (Figura 13) [24].

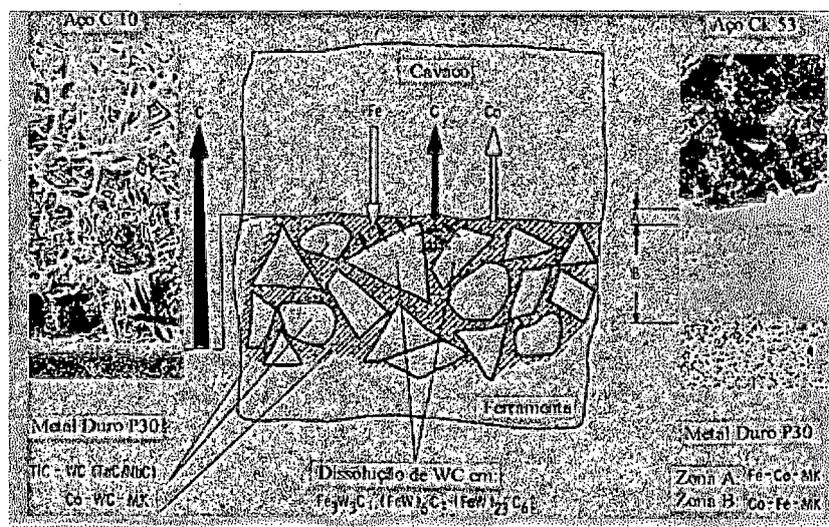


FIGURA 13 - Difusão intermetálica no metal duro [24].

O desgaste por adesão é decorrente do cisalhamento de partículas aderidas (solda fria) à face e ao flanco da ferramenta. O cisalhamento destas partículas pode ocorrer abaixo da superfície da ferramenta, levando ao arrancamento de material da ferramenta. As partículas arrancadas, devido à concentração de elementos de liga, são mais abrasivas levando também a um desgaste abrasivo mais acentuado. A região de cisalhamento de partículas aderidas se confunde com a região de gume posticho.

O desgaste do tipo abrasivo ocorre devido ao edentamento das superfícies em contato, que não só aumenta a resistência ao deslizamento, como também origina um desgaste de natureza mecânica. Este tipo de desgaste depende principalmente da relação das durezas da

ferramenta e do material em dadas condições de usinagem, da quantidade e da distribuição das microinclusões duras do material usinado (como carbonetos de óxidos), do seu estado de encruamento e outros.

O desgaste por oxidação é parecido com a difusão apenas por ser significativo em altas temperaturas (700 a 800 °C para o metal duro). Como resultado da reação com o oxigênio atmosférico forma-se um óxido de que, em função do seu volume maior, destrói a textura do carboneto de tungstênio, formando verdadeiras verrugas na superfície da ferramenta e pode levar ao lascamento e quebra da quina da mesma (Figura 14) [24].

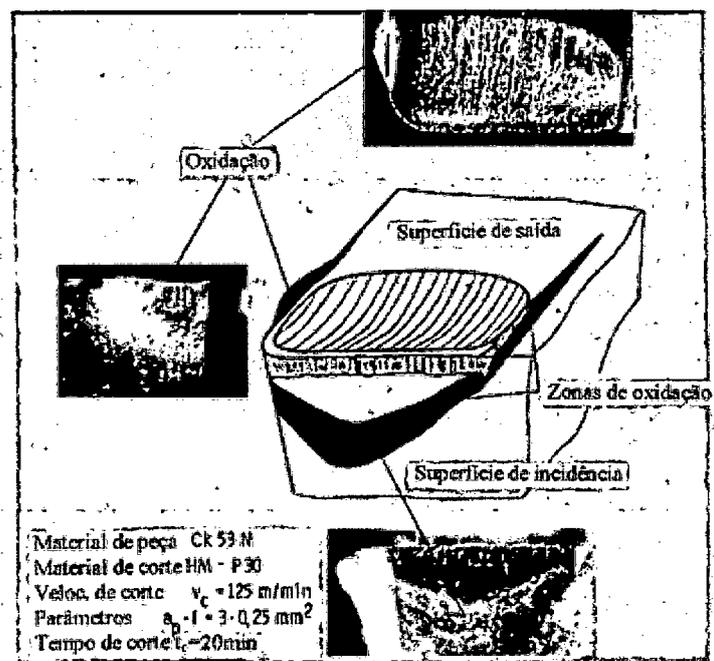


FIGURA 14 - Zonas de oxidação em uma ferramenta de torneamento de metal duro [24].

Kluft [20] afirma que, em 1956, as marcas de desgaste de flanco VB e profundidade de cratera KT no torneamento com pastilhas de metal duro variavam, para o mesmo tempo de usinagem, em torno de 10 vezes, podendo chegar até 35 vezes. Esta variação devia-se às flutuações de usinabilidade de diferentes corridas de aço (mesmo para uma mesma composição de norma, estrutura e dureza). Segundo este mesmo autor, variações no material de ferramentas de mesma especificação não influem significativamente no desgaste.

Com a melhoria da qualidade de fabricação dos aços, Kluft [20] afirma que em 1971 estas variações se reduziram a 2 vezes. Quanto maior o valor médio de desgaste e a velocidade de corte, maior é esta variação.

Com a introdução do revestimento de ferramentas, devido às velocidades de corte mais elevadas e flutuações na espessura do revestimento, a variação da vida aumentou para 3,3 vezes, podendo chegar até 8,6 vezes [20].

Para metais duros o desgaste é influenciado principalmente pelo ângulo de saída γ e pela velocidade de corte v_c [20].

Considerando uma relação linear entre a marca de desgaste e a vida, obtém-se uma variação da vida similar à do desgaste. Em função desta variação da vida é comum adotar-se um valor conservativo T_{\min} para a vida das ferramentas. No desgaste é comum interromper-se o processo com 30% do valor admissível (o que confirma a variação de 3,3 vezes levantada por Kluff [20]).

As formas de desgaste de uma broca helicoidal estão representadas na Figura 15.

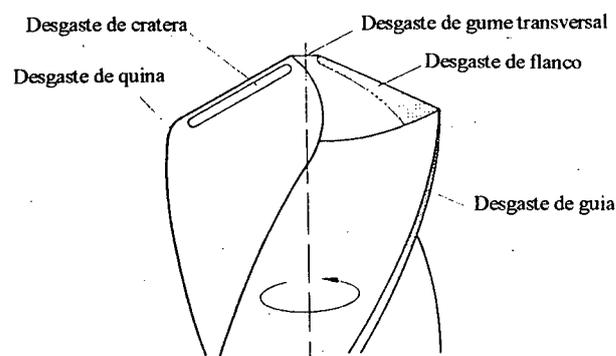


FIGURA 15 - Formas de desgaste de uma broca helicoidal [1].

No flanco de ambos os gumes principais desenvolvem-se grandes marcas de desgaste VB. Quanto maior a velocidade de corte maiores serão as marcas de desgaste na periferia da broca em relação ao centro. Para maiores valores de avanço ocorre o fenômeno inverso [3].

O desgaste do gume transversal (Figura 16) é basicamente mecânico devido ao ângulo de saída em torno de -60° e às baixas velocidades de corte, levando a uma grande flutuação da estrutura do corte. Este desgaste têm um efeito de auto-afiação do gume, o que é compensado pela formação de gume postiço devido à baixa velocidade de corte [24].

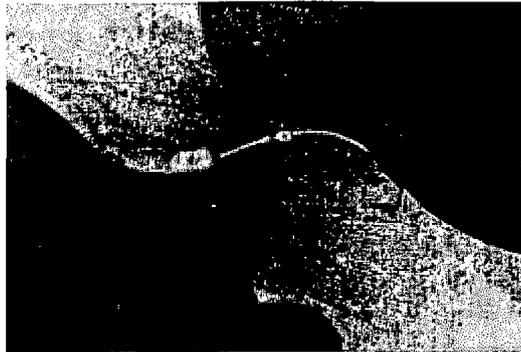


FIGURA 16 - Desgaste do gume transversal [46].

O desgaste de cratera (Figura 17) ocorre na face da ferramenta e coincide com a região de temperaturas mais elevadas na cunha da ferramenta, de forma que ele é causado tanto por fenômenos correlacionados com a temperatura, mas também por mecanismos abrasivos mecânicos. Um desgaste de cratera excessivo enfraquece o gume e aumenta o risco de quebra [3].

Brocas revestidas com TiN possuem um desgaste de flanco mais acentuado que o desgaste de cratera, o inverso acontecendo para brocas de TiC [24].

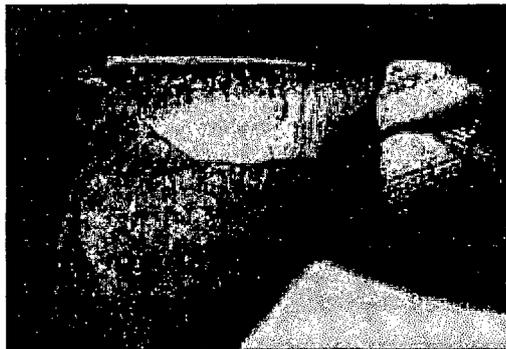


FIGURA 17 - Desgaste de cratera [46].

O desgaste mais importante para uma broca helicoidal é o desgaste de quina e guia da broca (Figura 18). Na quina a velocidade de corte atinge o seu valor máximo, resultando em uma maior carga térmica. Como consequência a quina sofre um arredondamento, que se estende até a guia [3]. As guias passam a ser exigidas pelo atrito, podendo até chegar a atuar como um gume. O desgaste de quina e guia têm influência sobre a superfície gerada pela broca, ou seja, o diâmetro do furo e a qualidade da superfície [3]. O desgaste da guia deve ser completamente eliminado pela reafiação da broca. O comprimento admissível para o desgaste da guia, portanto, é determinado pelos custos da ferramenta, troca da ferramenta e de reafiação. Christoffel [3] recomenda que o desgaste de guia não deve ultrapassar 8% do diâmetro da broca ou 2,55 mm, o

menor dos dois. O valor ótimo para o desgaste de guia, entretanto, depende de uma análise econômica detalhada.

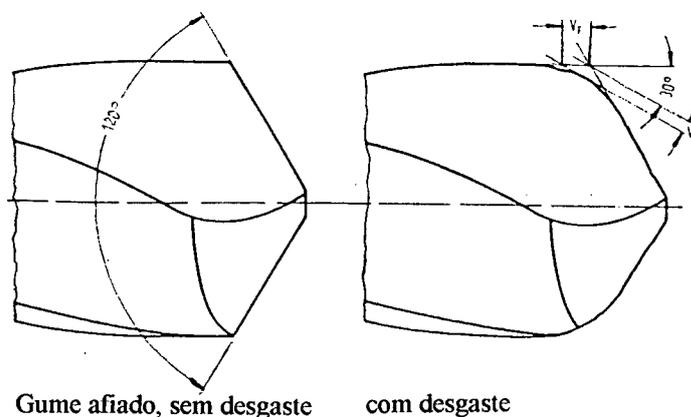


FIGURA 18 - Desgaste de quina e guia [12].

2.2.2 Quebra

Danificações do gume, como microlascamentos, fissuras transversais e longitudinais, bem como deformação plástica, são decorrentes de solicitações térmicas e mecânicas excessivas. Forças de corte excessivas podem levar a micro e macrolascamentos do gume ou da quina, principalmente quando o ângulo de cunha ou da quina da ferramenta é pequeno ou o material da ferramenta é frágil. Nestes lascamentos, a linha de fissura é definida pela direção da força de usinagem.

Interrupções de corte também podem provocar lascamentos, sobretudo na usinagem de materiais tenazes que apresentam cavacos que facilmente caldeiam ou soldam na face da ferramenta.

Microlascamentos ocorrem na usinagem de materiais duros e com inclusões duras. Os materiais de ferramentas mais susceptíveis a estes tipos de solicitações localizadas são as cerâmicas e o metal duro, de sobretudo nos processos de fabricação com seções de usinagem muito pequenas (por ex. alargamento e brochamento).

Solicitações alternantes (cortes interrompidos) levam à fadiga térmica e mecânica da cunha de corte. As rápidas variações da força de usinagem podem levar às fissuras transversais. Também a solicitação alternante decorrente da formação de cavacos anelares pode levar à fadiga

da ferramenta. Os grandes gradientes de temperatura na passagem da parte ativa para a não ativa dos gumes principal e secundário causam concentrações de tensão.

Solicitações térmicas alternantes, também consequência do corte interrompido, levam à formação de fissuras longitudinais (em forma de pente). Tais fissuras coincidem com as isotermas do campo de temperatura da cunha. Estas fissuras ocorrem quando as tensões de tração na camada superficial, em decorrência da temperatura elevada, ultrapassam as tensões de escoamento do material, causando deformações plásticas.

Em ferramentas tenazes como, por exemplo, o metal duro com alto teor de ligante (cobalto) ou nos casos em que a temperatura é muito elevada, ocorrem deformações plásticas do gume.

Na furação com brocas de pequeno diâmetro (abaixo de 3 mm) e na furação profunda ($a_p \geq 2,5d$) é comum a quebra da ferramenta devido ao trancamento de cavacos e furação torta, levando a um fim de vida prematuro da ferramenta.

Durante a usinagem, a broca helicoidal está sujeita aos esforços de flexão, torção e axiais [37]. O momento torçor estático necessário para a quebra de uma broca helicoidal é bem superior aos momentos que atuam durante a usinagem normal, porém o desgaste da broca leva às oscilações do momento torçor que ultrapassam o limite de resistência à fadiga da broca [3]. Portanto, a quebra ou lascamento de uma broca, normalmente ocorre devido ao esforço alternante ocasionado pelo desgaste da guia e quina da mesma.

Não se encontrou na literatura nenhum estudo que caracterizasse os tipos de quebra que podem ocorrer em uma broca helicoidal, porém Kluft [20] propõe uma classificação das formas de quebra de insertos de metal duro utilizados no torneamento, definindo três grupos principais, que abrangem oito tipos de quebra (A-H), conforme os quadros 2 e 3 e Figura 19.

As trincas também podem ter origem nas microfissuras geradas pela reafiação [13] ou pelo manuseio incorreto das brocas. Falhas do material da ferramenta também podem levar às quebras de todos os tipos.

Os possíveis danos decorrentes de uma quebra parcial ou total de uma broca, além da perda da própria ferramenta, são [18]:

- destruição dos elementos de fixação da broca (pinça, mandril);
- danificação das conexões (cone morse, ABS, HSK);
- danificação dos rolamentos da árvore;
- danificação dos elementos de transmissão (polias, correias, acoplamentos).

Na peça os danos decorrentes são:

- pedaços de metal duro incrustados;
- arrancamento da peça (danificação do dispositivo de fixação e do local de colisão da peça).

Em máquinas supervisionadas estes danos podem ser evitados pois ocorrem dentro do intervalo de reação do operador, porém em máquinas automáticas danos maiores ocorrem se não houver nenhum dispositivo de proteção.

QUADRO 2 - Grupos principais de quebra.

grupo	descrição
microlascamentos (A-D)	quebra parcial ou total do gume com uma fina camada do flanco ou face (a maior parte do flanco ou face permanece intacta, o gume se desloca até a linha de quebra).
macrolascamentos (E-G)	parcela grande e espessa fraturada até a parte inferior, uma parte do gume principal ou secundário não existe mais.
quebra total (H)	seção da fratura é maior do que a seção de usinagem $b \times h$.

QUADRO 3 - Tipos de quebra.

tipo	grupo	descrição
A Lascamentos na parte não ativa do gume principal	microlascamento	cavacos atingem o flanco (espirais, cilíndricos) e o impulso de tensão sobre o flanco na direção do gume ultrapassa a resistência estática ou resistência à fadiga do material
B Lascamentos no gume principal ou no gume secundário	microlascamento	solicitação dinâmica ou térmica excessiva do gume (interrupção do corte, variação de dureza da peça, vibrações da máquina ou ferramenta), ocorre para avanços pequenos e são comuns na saída de corte interrompido. Este tipo de fratura leva a uma modificação da superfície de corte, influenciando na formação de cavaco. Em função da concentração de tensões em cantos vivos leva a outros tipos de fratura ou fratura total
C Lascamentos no lábio de cratera	microlascamento	semelhante a B, porém ocorre devido ao desgaste de cratera que enfraquece a cunha e parece com um desgaste por oxidação.
D Lascamentos na face	microlascamento	semelhante a B, porém ocorre devido ao desgaste excessivo do flanco e também para revestimentos defeituosos.
E Lascamento no flanco	macrolascamento	ocorre para grandes espessuras de usinagem h ou por concentração de tensões devido a erros de planicidade na superfície de apoio
F Quebra do gume secundário	macrolascamento	semelhante a E, porém ocorre no gume secundário.
G Quebra da quina	macrolascamento	semelhante a E, porém ocorre na quina.
H Quebra total	quebra total	em decorrência do aumento de tensões em cantos vivos, os demais tipos de quebra normalmente levam a quebras totais.

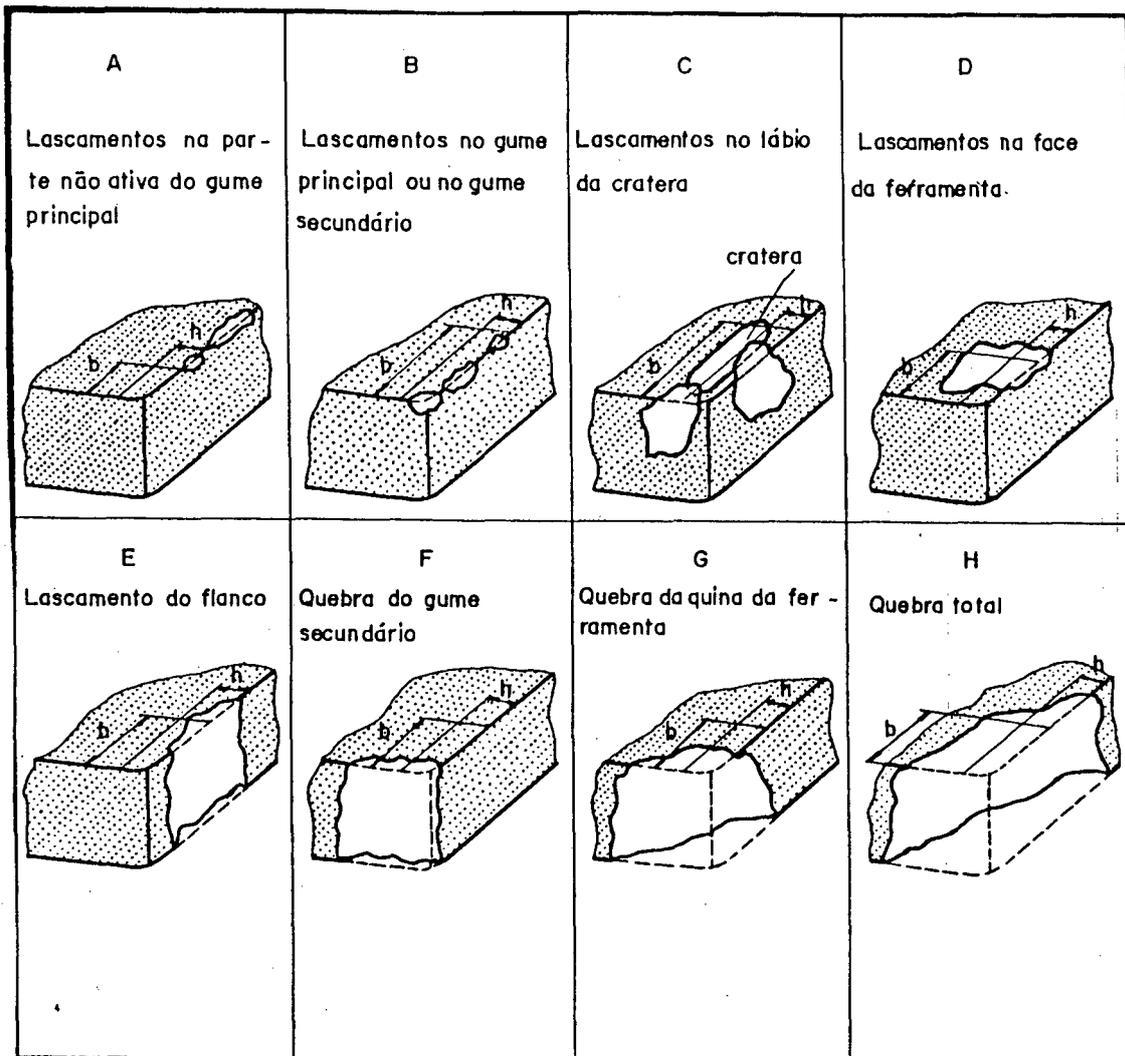


FIGURA 19 - Tipos de quebra [20].

2.3 Força

As componentes da força de usinagem na furação estão representadas na Figura 20.

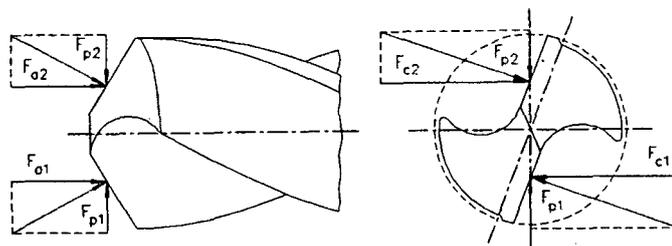


FIGURA 20 - Componentes da força de usinagem na furação [24].

Como em todos os processos de geometria definida, a força diminui para maiores avanços [24].

A influência da velocidade de corte sobre as componentes da força de usinagem é maior em baixas velocidades de corte, onde mecanismos de formação de gume postiço levam inicialmente, a uma diminuição das componentes de força. Em velocidades superiores à de formação do gume postiço ocorre novamente um aumento em relação aos valores iniciais. Continuando-se a aumentar a v_c valores das componentes de força de usinagem novamente apresentam uma tendência decrescente, o que pode ser explicado por um melhor aproveitamento do calor nas regiões de deformação primária, e, conseqüentemente, aumento da temperatura média desta região. A diminuição dos coeficientes de deformação com o aumento da temperatura, levam à diminuição da força (Figura 21).

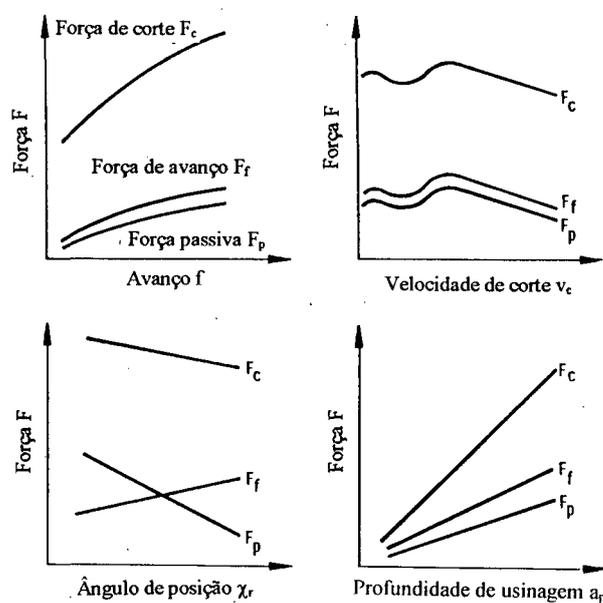


FIGURA 21 - Dependência das forças de corte com os parâmetros de usinagem [24].

Uma força radial de valor constante solicita a broca helicoidal e o fuso da máquina à flexão de forma estática, porém solicita a peça e a fixação da peça de forma alternante, levando a um aumento concêntrico do diâmetro do furo. Forças radiais geralmente são decorrentes de imprecisões de afiação do gume, como [44]:

- comprimentos desiguais dos gumes cortantes;
- ângulos de posição desiguais;
- ângulos de incidência desiguais;

- assimetria da redução do gume transversal;
- assimetria das hélices;
- diferenças de afiação dos gumes.

Forças radiais também podem ser decorrentes de excentricidades da broca.

Comparando a furação com o torneamento, mantendo constantes as demais condições de contorno, verificam-se forças de corte e de avanço mais elevadas na furação. Este aumento é decorrente do atrito dos cavacos nos canais e na parede do furo, e também do comprimento do gume transversal em relação ao gume principal [24].

Quanto menor for o espaço para a saída de cavacos em relação ao volume de cavacos produzido, tanto maior será a influência da parcela do gume transversal sobre a parcela de corte do gume total [24]. Em decorrência disso aumenta o momento e a força de avanço.

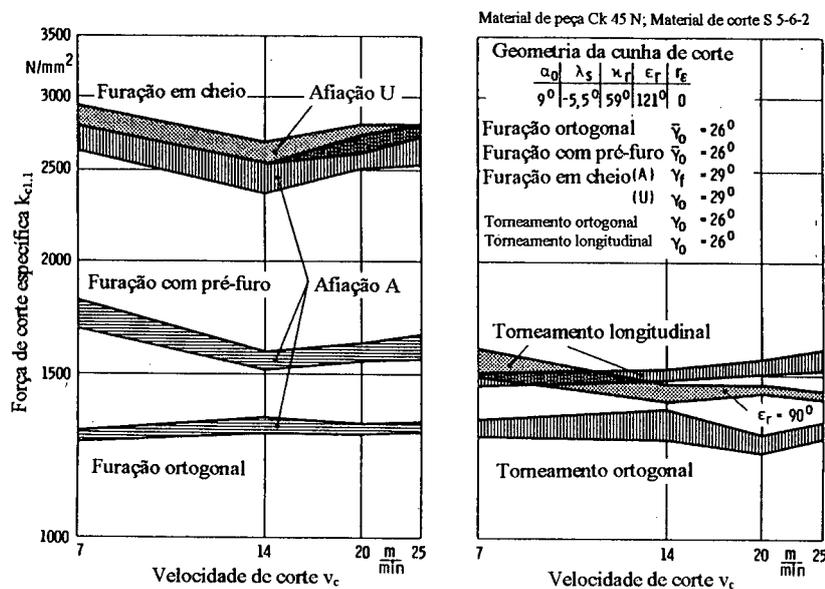


FIGURA 22 - Forças específicas na furação [24].

A Figura 22 mostra a independência das forças com certas espessuras da seção de usinagem. Nitidamente, observa-se que a força de avanço que ocorre no torneamento é acrescida da força de atrito e da força sobre o gume transversal [24].

A Figura 23 mostra o comportamento da força de avanço e do momento torçor durante um furo.

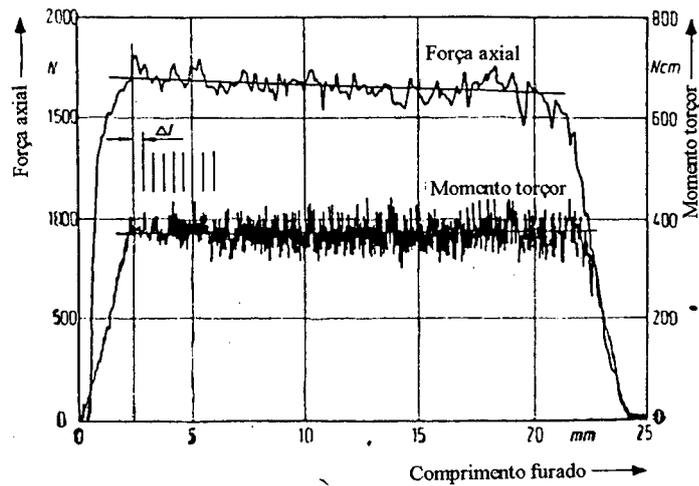


FIGURA 23 - Força de avanço e momento torçor na furação [12].

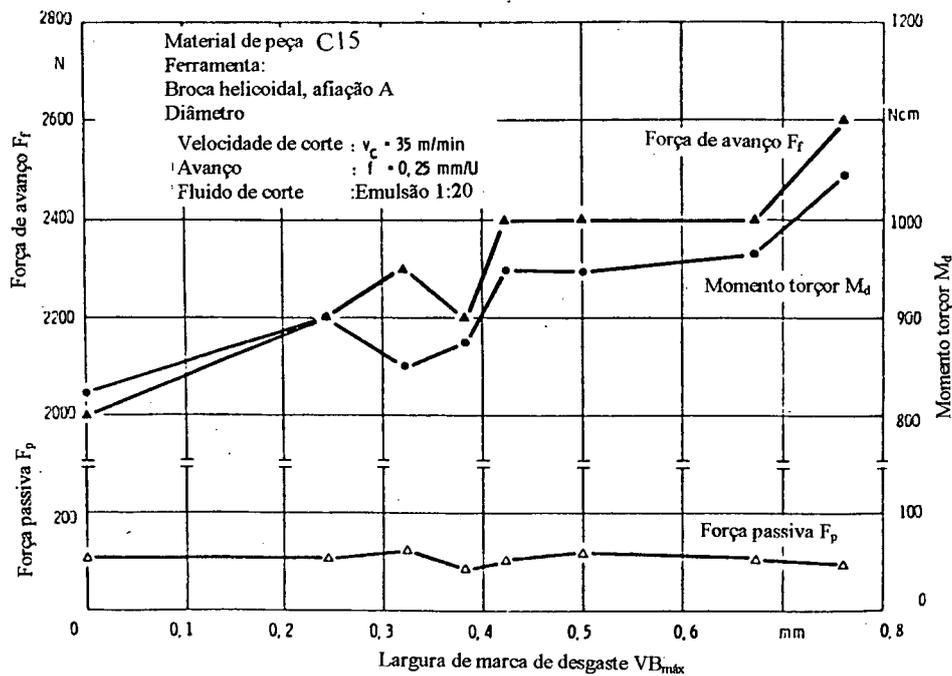


FIGURA 24 - Força de avanço, passiva e momento torçor em função da marca de desgaste VB_{max} [21].

Segundo Christoffel [3], na furação com brocas helicoidais de aço rápido, as forças de usinagem seguem os seguintes comportamentos (Figura 24):

- a força de avanço e o momento torçor são diretamente proporcionais ao desgaste;
- a elevação da força de avanço e do momento torçor não possuem repetibilidade para uma mesma marca de desgaste;

- a força passiva resultante não mostra nenhuma variação com o desgaste pois o desgaste simultâneo dos dois gumes compensa o seu efeito. Apenas as diferenças de desgaste podem ser reconhecidas.

Podem-se subdividir as condições de atrito e tensão na face da ferramenta em duas áreas, conforme Figura 25.

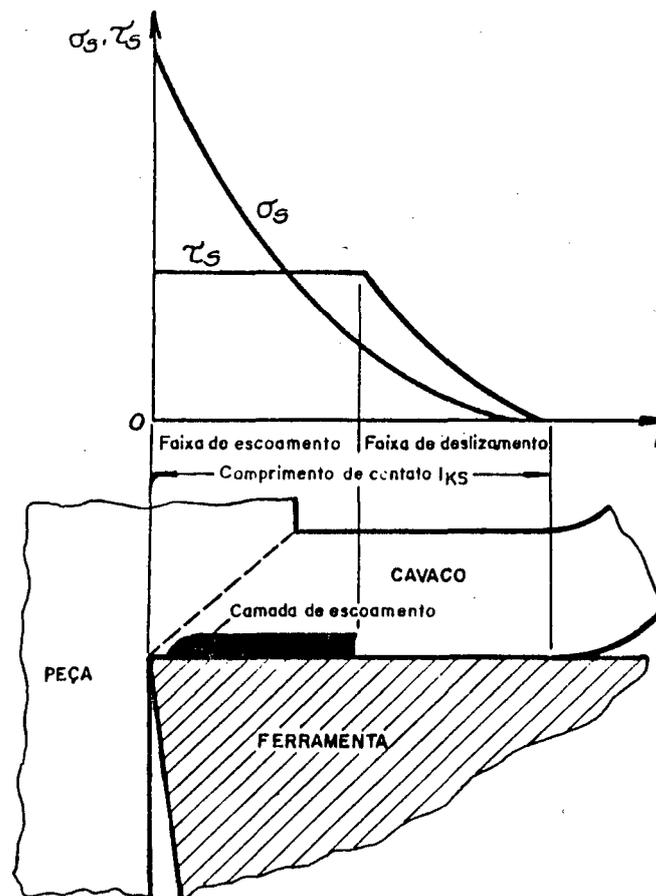


FIGURA 25. - Distribuição de tensões na face da ferramenta [20].

Na primeira área, que inicia com o gume da ferramenta, têm-se as tensões normais σ_s , que ultrapassam consideravelmente o limite de elasticidade do material nas temperaturas locais. As deformações plásticas decorrentes no lado inferior do cavaco levam à formação de uma camada de escoamento. A velocidade desta camada de escoamento diminui consideravelmente no sentido da face da ferramenta, de forma que nesta área pode-se falar de um atrito cisalhante ou atrito interno de um sistema com pressões quase hidrostáticas. A tensão de cisalhamento τ_s , aqui apenas é uma função da velocidade de alongamento, da temperatura e da deformação. Ela não

depende da tensão normal σ_s . No estado estacionário a tensão de cisalhamento na região de escoamento é aproximadamente constante e a tensão normal diminui de forma parabólica em decorrência da flexão do cavaco [20].

Na segunda área, que inicia aproximadamente acima da metade do comprimento de contato, a tensão normal cai abaixo do valor do limite de elasticidade do material, e em decorrência, as condições de deformação plástica não existem mais. O atrito interno passa progressivamente para deslizamento externo [20].

De acordo com as condições de tensão aqui descritas o coeficiente de atrito em ambas áreas de atrito $\mu = \tau / \sigma$ aumenta com o afastamento do gume (Figura 26).

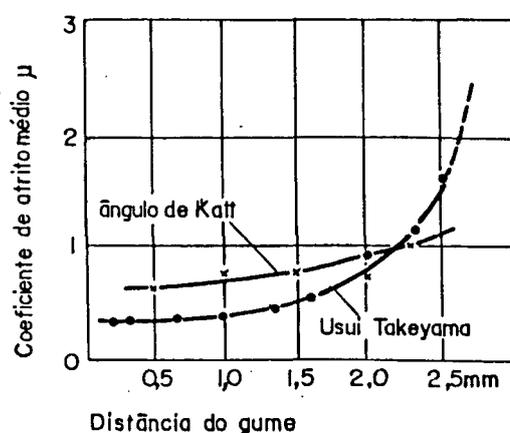


FIGURA 26 - Coeficiente de atrito em dependência do afastamento do gume [20].

A análise matemática a seguir se baseia em um modelo simplificado ortogonal, para uma ferramenta com um ângulo de inclinação lateral e ângulo de saída iguais a zero e um raio de quina muito pequeno. Também para as tensões nas regiões de contato são empregados os valores médios σ_{mS} e τ_{mS} .

Considerando-se os estados de tensões anteriormente citados, as parcelas da força na face podem ser descritas da seguinte forma:

$$F_{aS} = \tau_{mS} \cdot b \cdot l_{KS} \cdot \cos v_{ch}$$

$$F_{pS} = \tau_{mS} \cdot b \cdot l_{KS} \cdot \sin v_{ch}$$

$$F_{cS} = \sigma_{mS} \cdot b \cdot l_{KS}$$

A força passiva é influenciada pela saída lateral do cavaco v_{ch} , de forma que só leva a uma pequena influência sobre a força na face. Como $\sigma_{mS} > \tau_{mS}$, pode-se afirmar:

$$F_{cS} > F_{aS} \gg F_{pS}$$

A influência do comprimento de contato é de suma importância. O comprimento de contato sempre se estabiliza, de tal forma, que obtém-se um equilíbrio entre as forças normais e as tangenciais na face da ferramenta e na região de cisalhamento. Ele é dependente do nível de tensão e da temperatura de contato.

Como mostrado na Figura 27, as tensões normais e tangenciais no flanco apresentam um comportamento semelhante com as tensões na face. Como mostrado para uma ferramenta nova, no flanco da ferramenta na região de contato l_{KF} (percurso entre C-B) ocorre uma área de escoamento e deslizamento. Isto é demonstrado pelo recalque elasto-plástico Δ ao longo do percurso C-K e a recuperação da parcela elástica Δ_1 ao longo do percurso K-B. A deformação plástica ($\Delta - \Delta_1$) tem que ocorrer dentro da região de escoamento [20].

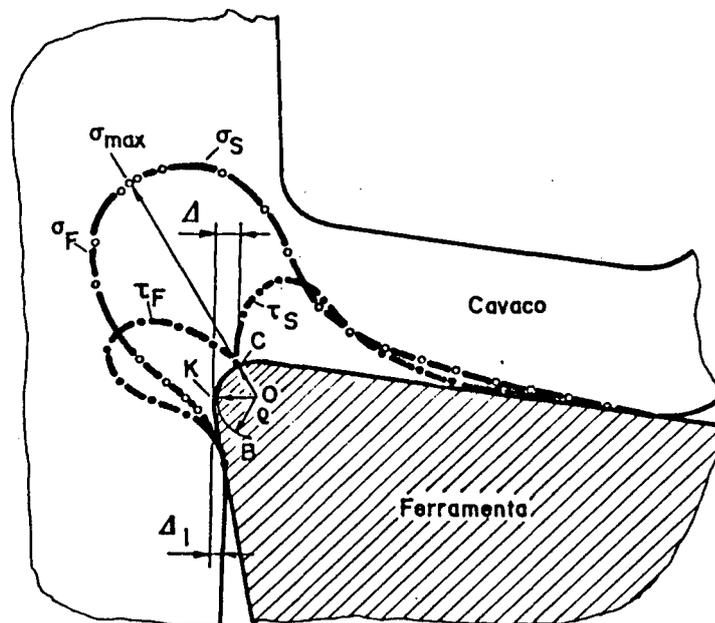


FIGURA 27 - Tensões na ferramenta e na área do gume [20].

Em decorrência disso, as forças no flanco não podem ser desprezadas mesmo para ferramenta com gume afiado. Em analogia com a face da ferramenta podem ser estabelecidas as seguintes equações:

$$F_{aF} = \sigma_{mF} \cdot b \cdot l_{KF}$$

$$F_{pF} = \sigma_{mF} \cdot h \cdot l_{KF}$$

$$F_{cF} = \tau_{mF} \cdot (b + h) \cdot l_{KF}$$

O comprimento de contato l_{KF} e as tensões no flanco principal e secundário são admitidas como tendo o mesmo valor. Como também aqui $\sigma_{mF} > \tau_{mF}$ vale $(F_{aF} + F_{pF}) > F_{cF}$ [20].

O valor da força de avanço referente ao flanco é de aproximadamente 30% da força de avanço total. Para a usinagem de acabamento esta parcela de força pode inclusive ultrapassar a parcela de força de avanço referente à face da ferramenta.

Com o aumento do desgaste de flanco na área do ponto K (Figura 23) tem-se a marca de desgaste VB e a região de alívio de tensões K-B se desloca para baixo. Como a peça, em comparação com o cavaco, apresenta uma rigidez geométrica elevada, as tensões normais e tangenciais, σ_{VB} e τ_{VB} , no flanco dificilmente poderão ser desprezadas. O comportamento hipotético das tensões em uma ferramenta com desgaste de flanco está representado na Figura 28.

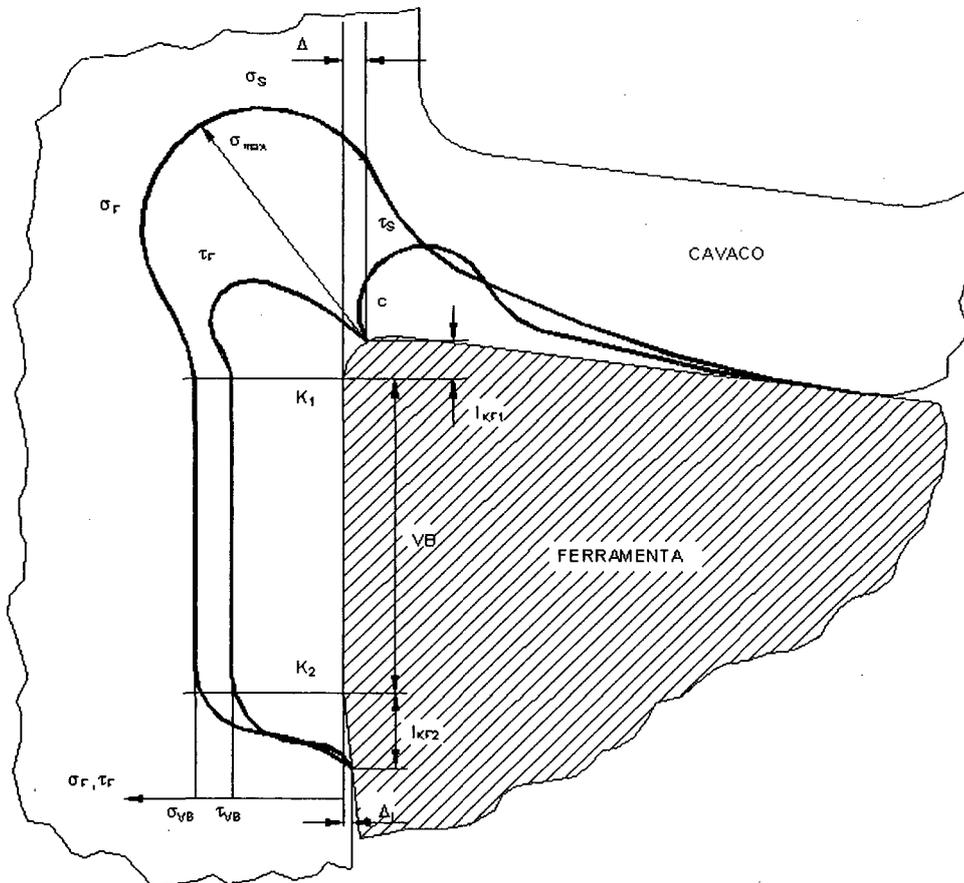


FIGURA 28 - Comportamento hipotético das tensões em uma ferramenta com desgaste de flanco [24].

Com o aumento do comprimento de contato no flanco ($l_{KF1} + l_{KF2}$) pelo valor da marca de desgaste VB e com o decorrente aumento da superfície de atrito, as componentes da força devem aumentar em um valor proporcional ao desgaste:

$$F_{aVB} = \sigma_{VB} \cdot b \cdot VB_m$$

$$F_{pVB} = \sigma_{VB} \cdot h \cdot VB_{NS}$$

$$F_{cVB} = \tau_{VB} \cdot (b \cdot VB_m + h \cdot VB_{NS})$$

Como para um critério de fim de vida de, por exemplo, 0,5 mm pode-se adotar que $VB \gg (l_{KF1} + l_{KF2})$, em decorrência do desgaste do flanco devem resultar forças maiores sobre a ferramenta com desgaste do que sobre a ferramenta não desgastada.

Pelo fato que $\sigma_{VB} < \tau_{VB}$, a parcela da força de corte F_{cVB} relacionada ao desgaste será menor do que a parcela de variação para as forças de avanço e passiva. Mas também percentualmente o valor da variação da força de corte será menor, uma vez que o valor total da força de corte F_{cS} é muito grande [20].

O desgaste de cratera influencia as componentes da força de usinagem por vários mecanismos divergentes. Não é possível determinar a variação das componentes da força de corte ocasionadas por uma marca de desgaste de cratera através de uma análise teórica.

Um aumento do valor de força de usinagem ocorre pelo aumento do comprimento de contato l_{KS} com o surgimento da marca de desgaste de cratera, de acordo com as equações. No entanto, com o aumento do comprimento de contato na região de deslizamento as tensões normais e tangenciais deveriam cair, porque ali a resistência dos cavacos diminui. Com isto, o aumento das forças novamente é compensado. Um outro fator que leva à diminuição da força é que com o aumento da marca de desgaste de cratera tem-se um aumento do ângulo de saída efetivo γ_e [20].

A Figura 29 mostra o comportamento típico da força de avanço e do momento torçor com o desgaste da broca na furação.

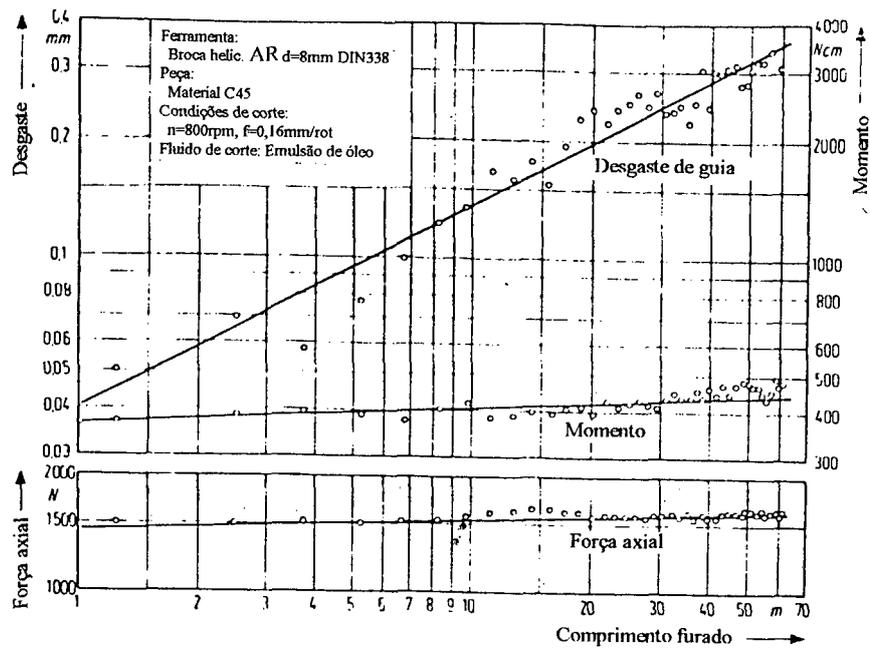


FIGURA 29 - Força de avanço e momento torçor com o desgaste [12].

Christoffel [3] adotou como critério de fim de vida de uma broca de AR com $d=8$ mm um desgaste de guia 0,64 mm (8% do diâmetro) e obteve percentual de elevação médio da força de avanço de 23% (de 7% a 57%) e do momento torçor de 10% (de 3% a 29%). Comparando estes valores com aqueles que se verificam no torneamento [20], conclui-se que a elevação das forças na furação é bem menor. A Figura 30 exemplifica como, para as mesmas condições de usinagem e de desgaste de guia, o percentual de elevação média da força de avanço e do momento torçor pode variar.

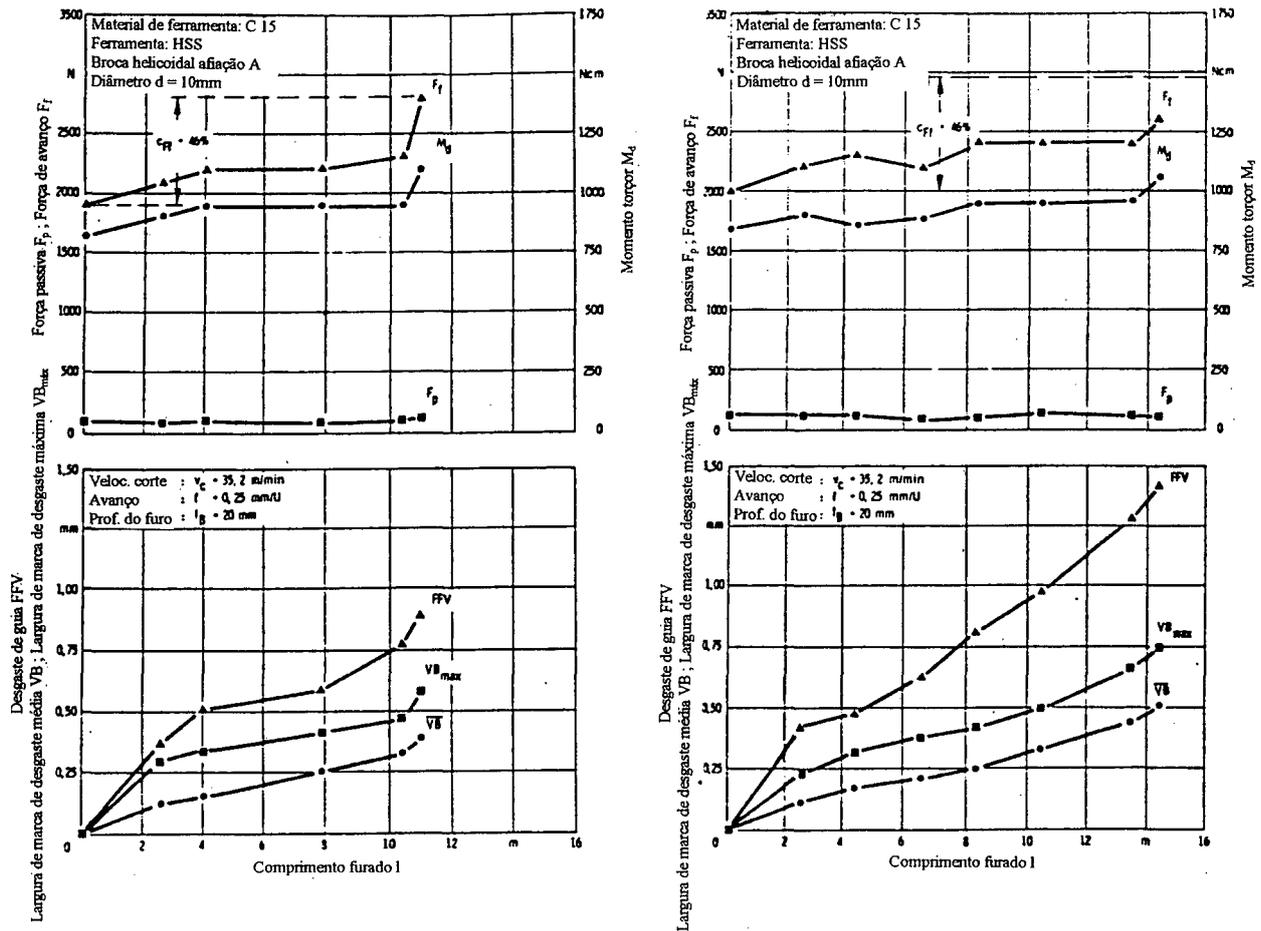


FIGURA 30 - Força de avanço e momento torçor com o desgaste [3].

Através de ensaios onde a influência de cada forma de desgaste foi analisada separadamente (Figuras 31 e 32), Christoffel [3] concluiu que:

- o desgaste de flanco no gume principal leva sempre a um aumento da força de avanço e momento torçor, sendo menor o aumento percentual verificado no momento torçor;
- o desgaste do gume transversal leva a um aumento da força de avanço. Porém, em função da auto-afiação, esta influência é pequena. O desgaste do gume transversal pode levar tanto a um aumento do momento torçor quanto a uma diminuição percentual;
- o desgaste de guia leva sempre a um aumento do momento torçor. Na força de avanço pode haver um aumento ou diminuição percentual conforme a elasticidade e tenacidade do material da peça.

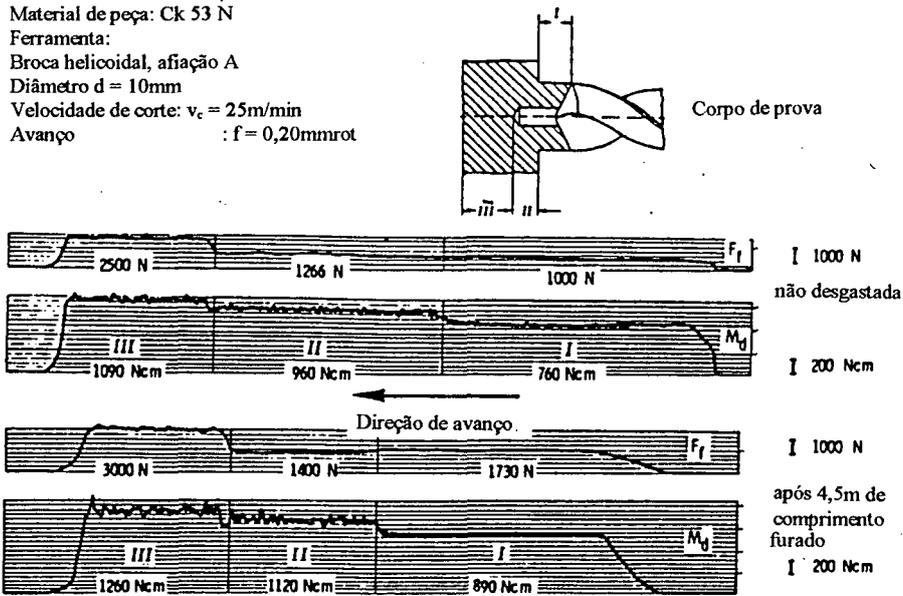


FIGURA 31 - Influência de cada forma de desgaste na elevação da força [3].

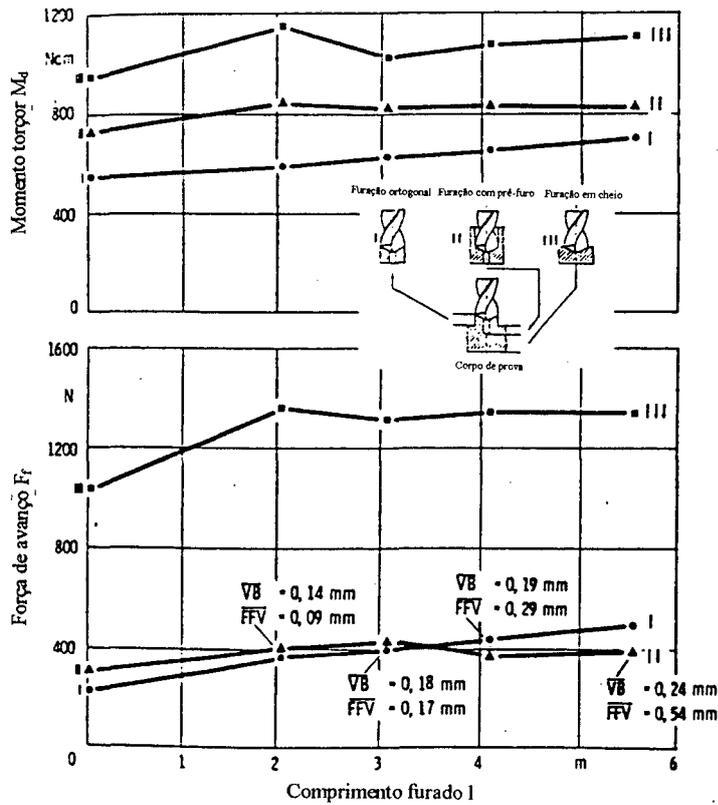


FIGURA 32 - Influência de cada forma de desgaste na elevação da força [3].

A diminuição percentual da força de avanço devido ao desgaste de guia pode ser explicada com o auxílio da Figura 33.

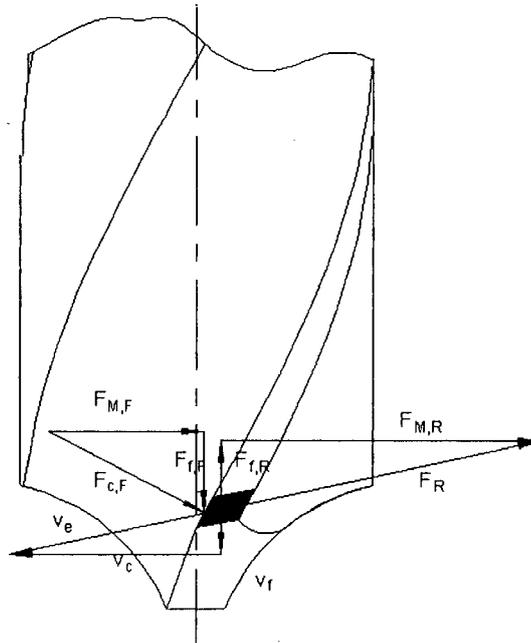


FIGURA 33 - Forças na broca com o desgaste de guia [3].

Para uma broca sem desgaste, em função da conicidade de 0,02 a 0,08 mm/100 mm, as guias não entram em contato com a parede do furo.

Com o desgaste da guia, a região próxima à quina entra em contato com a parede do furo, causando uma elevação do atrito que explica o aumento do momento torçor. Entretanto, se o material da peça for tenaz, a guia desgastada atua como um gume. O ângulo de direção do gume que, neste caso, é igual ao ângulo de hélice da broca, produz uma força com componente na direção de avanço da broca, levando a uma diminuição da força de avanço.

Christoffel [3] conclui, portanto, que as componentes estáticas da força de avanço e momento torçor não podem estar sempre correlacionadas com o desgaste da broca.

As componentes dinâmicas da força, ao contrário, sofrem um grande aumento com o desgaste de guia da broca. Christoffel explica este aumento pelo atrito do gume secundário com a parede do furo.

Quando a força de atrito excede um limite crítico, produz-se um engaste momentâneo da ferramenta no furo. Como a árvore continua a girar, a broca é torcida e o momento torçor aumenta, até a força de atrito ser vencida e o processo iniciar-se novamente. Estes retardos da ponta atrás da parte engastada no porta ferramentas resultam em velocidades de corte 5 a 6 vezes superiores à nominal [3].

A quebra da broca por fadiga ocorre poucos furos após o início deste processo de oscilação torcional. Isto porque a elevação da velocidade de corte acelera a velocidade de desgaste que, por sua vez, aumenta o atrito entre o gume secundário e a parede do furo, aumentando a amplitude de oscilação.

Este fenômeno manifesta-se no momento torçor, porém, em função do canal helicoidal da broca, variações no momento torçor causam alterações no comprimento da broca e, conseqüentemente, na seção de usinagem (Figuras 34 e 35). A força de avanço, portanto, também sofre variações em função do desgaste de guia.

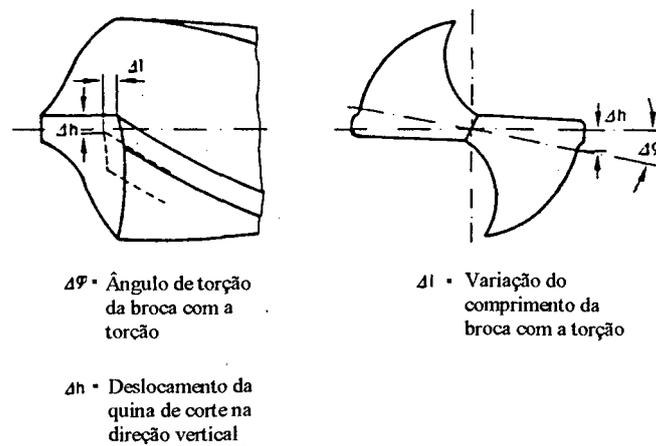


FIGURA 34 - Deslocamento da quina pela torção da broca [3].

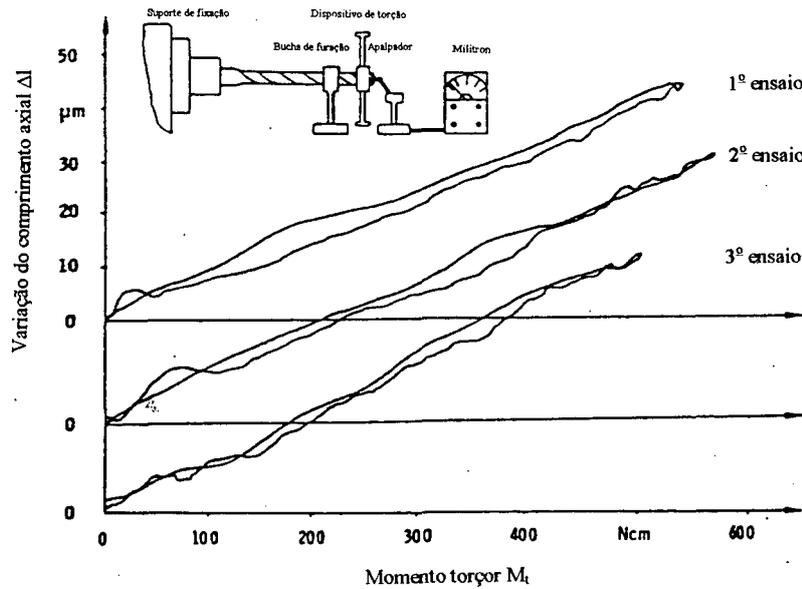


FIGURA 35 - Variação do comprimento da broca medida em ensaios de torção [3].

As Figuras 36 a 39 mostram o comportamento da força, da circularidade, da rugosidade e do espectro da força no domínio da frequência com o desgaste de uma broca de aço rápido. A Figura 40 mostra um espectro de frequência para uma broca de AR desgastada.

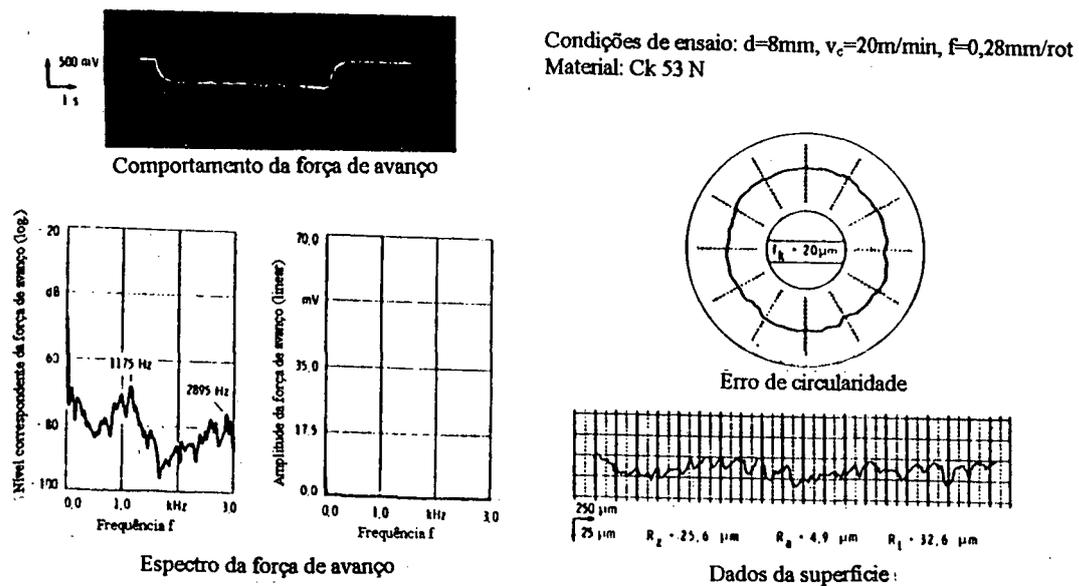


FIGURA 36 - 1^o furo [3].

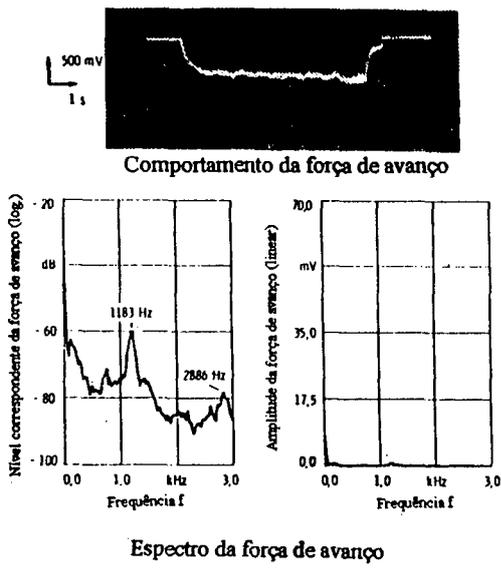
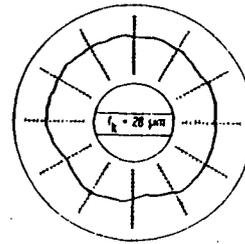
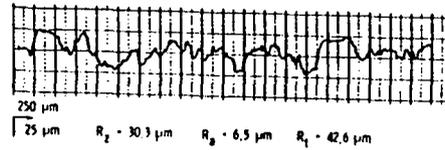


FIGURA 37 - 477⁰ furo [3].

Condições de ensaio: $d=8\text{mm}$, $v_c=20\text{m/min}$, $f=0,28\text{mm/rot}$
Material: Ck 53 N



Erro de circularidade



Dados da superfície

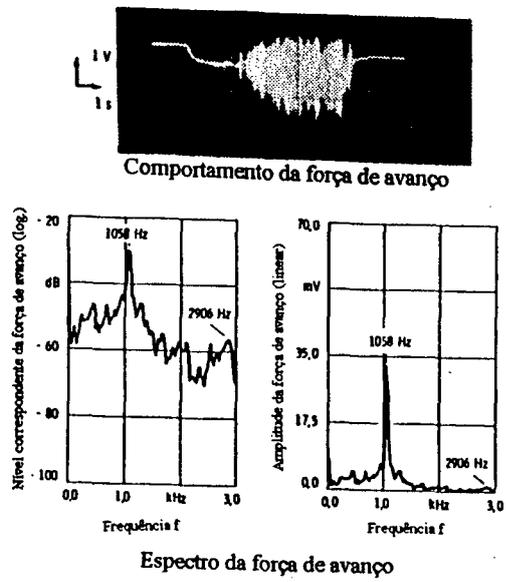
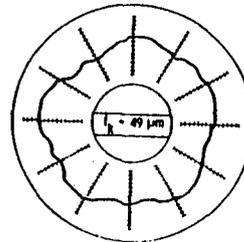
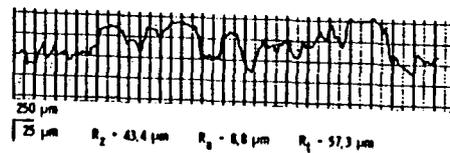


FIGURA 38 - 550⁰ furo [3].

Condições de ensaio: $d=8\text{mm}$, $v_c=20\text{m/min}$, $f=0,28\text{mm/rot}$
Material: Ck 53 N



Erro de circularidade



Dados da superfície

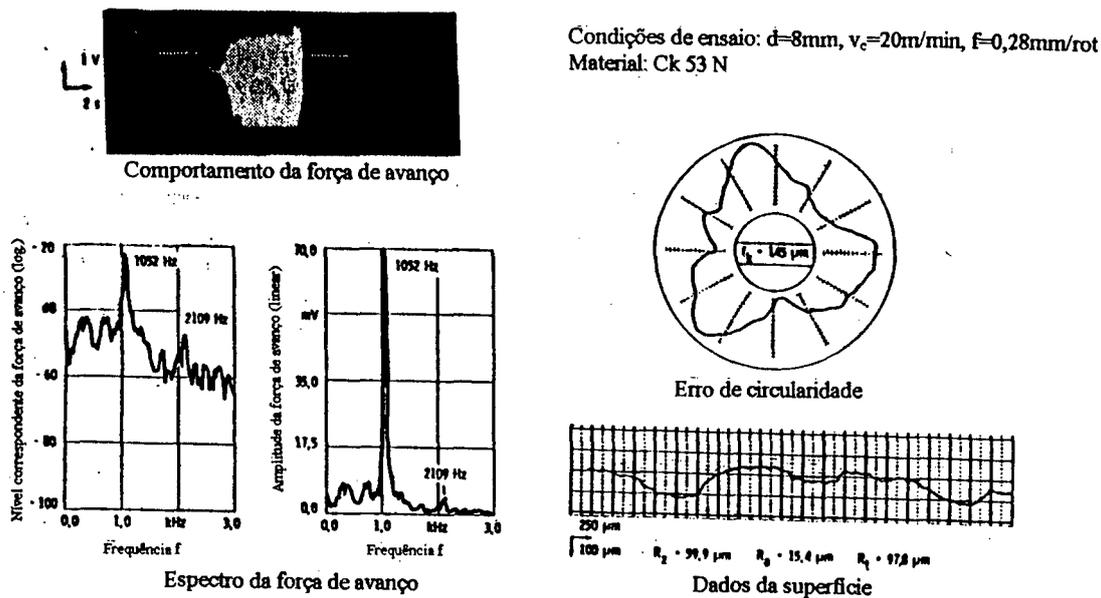


FIGURA 39 - 552^o furo [3].

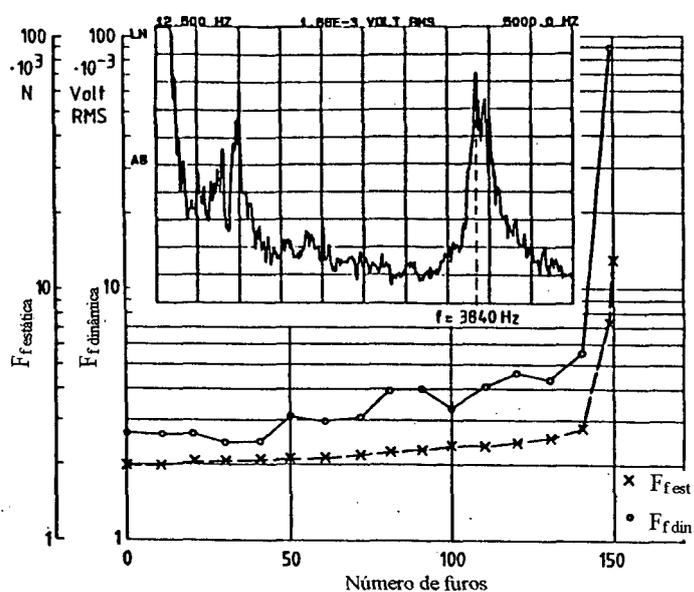


FIGURA 40 - Espectro de freqüência para uma broca de AR desgastada [33].

As Figuras 41 e 42 mostram os espectros de freqüência da força de avanço em um ensaio onde separou-se cada forma de desgaste, comprovando que a guia é a maior responsável pela oscilação torcional da broca.

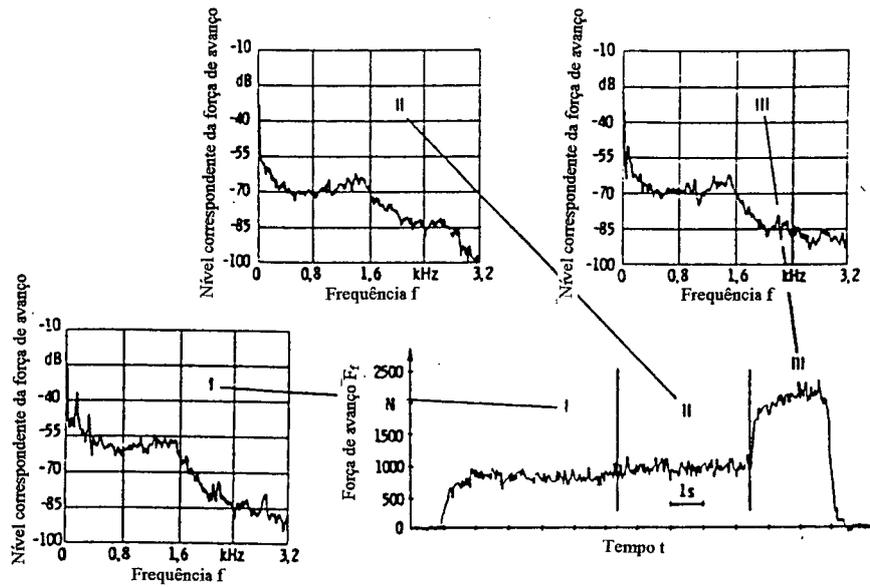


FIGURA 41 - Espectro de frequência da força de avanço para a broca afiada [3].

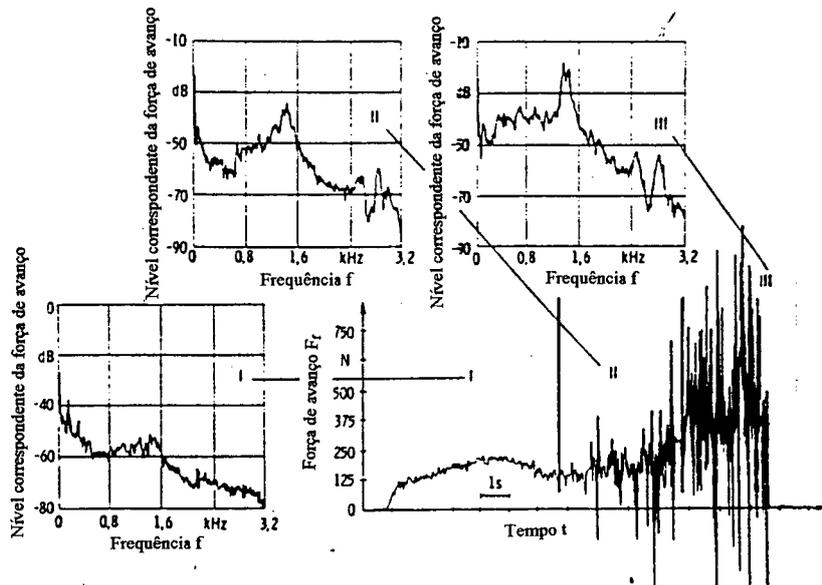


FIGURA 42 - Espectro de frequência da força de avanço para a broca desgastada [3].

A frequência em que ocorre a oscilação torcional da broca é próxima da frequência natural de torção da broca (f_n), calculada com base na rigidez c e no momento de inércia de massa J :

$$f_n = \frac{\omega_n}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{c}{J}} \quad (1)$$

$$c = \frac{GJ^*}{l_g} \quad (2)$$

onde:

G = módulo de elasticidade transversal;

l_g = comprimento livre da broca;

J^* = momento de inércia polar.

Na prática esta frequência será um pouco diferente do valor calculado devido às aproximações realizadas e à influência da máquina e da peça, além do amortecimento do material, como mostra o modelo aproximado para o comportamento dinâmico da broca mostrado na Figura 43.

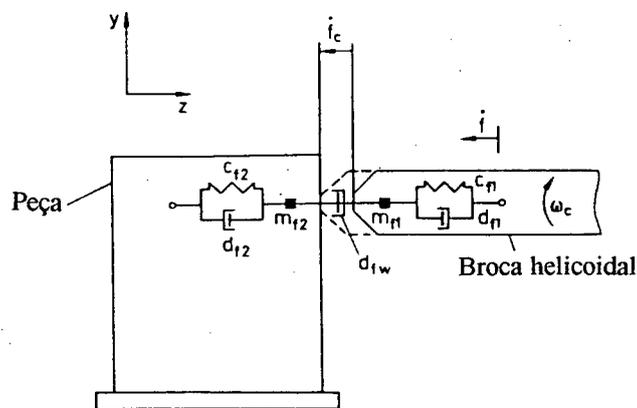


FIGURA 43 - Modelo para o comportamento dinâmico da broca [35].

Christoffel [3] propõe que o momento de inércia polar J^* da seção transversal de uma broca helicoidal seja calculado para uma seção retangular com área igual à da seção da broca e comprimento maior igual ao diâmetro da superfície secundária (Figura 44).

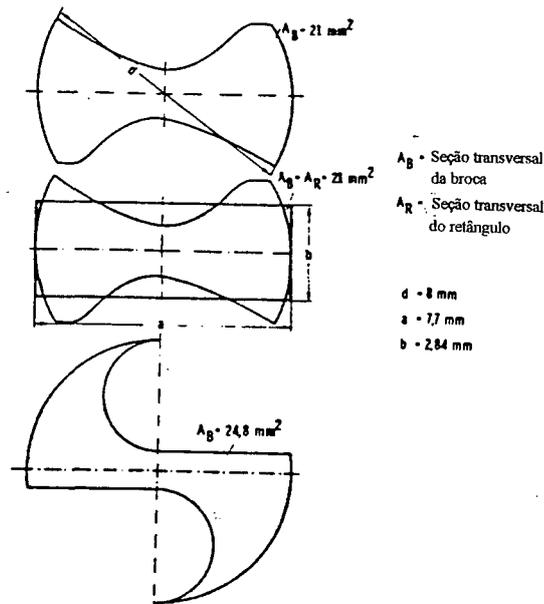


FIGURA 44 - Aproximação da área da seção transversal da broca por um retângulo [3].

Para esta seção retangular, o momento de inércia polar J^* é dado por:

$$J^* = c_1 ab^3 \quad (3)$$

$$c_1 = \frac{1}{3} \left(1 - \frac{0,63}{n} + \frac{0,052}{n^5} \right) \quad (4)$$

$$n = \frac{a}{b} \quad (5)$$

O momento de inércia de massa J é calculado através da fórmula:

$$J = \frac{1}{12} m(a^2 + b^2) \quad (6)$$

onde m é a massa da broca.

O desgaste de uma broca de aço rápido, portanto, pode ser detectado através da medição da força de avanço ou do momento torçor e de um tratamento adequado deste sinal para fornecer uma grandeza proporcional à variação dinâmica do sinal.

Outras grandezas proporcionais à variação dinâmica do sinal, como a vibração, também podem ser utilizadas com esta finalidade.

A quebra da broca provocada por um desgaste excessivo pode ser evitada através do monitoramento do desgaste. Mais problemático é o monitoramento da quebra causada por trancamento de cavacos, inclusões no material da peça ou na utilização de buchas. As fraturas decorrentes destes esforços excessivos sobre a broca não apresentam nenhum sinal anterior que

permita evitar a quebra [22]. As brocas, em função de sua geometria complexa e da relação comprimento/diâmetro elevada, são bem mais susceptíveis à quebra decorrentes destes fenômenos do que ferramentas de torneamento e de fresamento, por exemplo, bem mais estáveis e compactas.

A quebra da broca pode ter origem também em microfissuras geradas no processo de afiação [13]. Normalmente uma quebra total ocorre após o acúmulo de pequenos lascamentos (e consequente aumento da força de corte) [47].

A broca helicoidal é o elemento menos rígido do conjunto máquina-ferramenta-peça [37]. Um reconhecimento automático da quebra da broca exige uma reação em tempos pequenos para evitar danos maiores à máquina, à peça e à própria ferramenta.

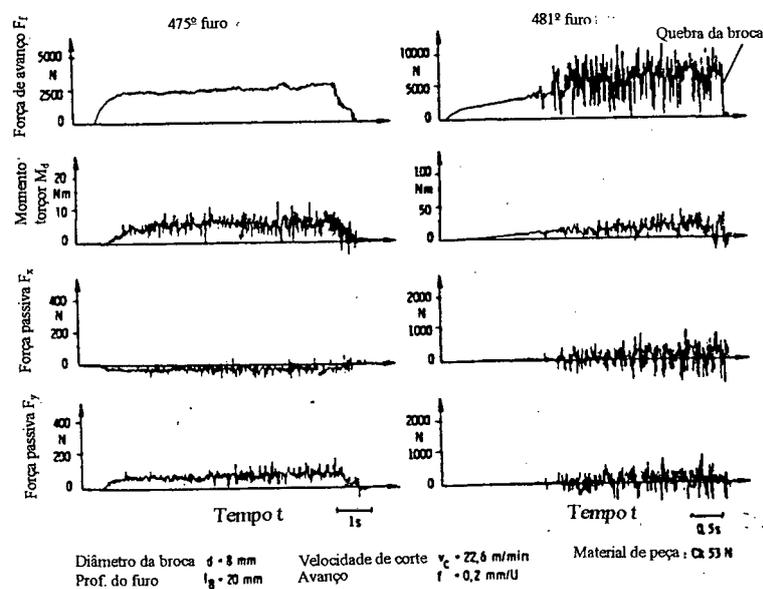


Figura 45 - Forças na quebra da broca [3].

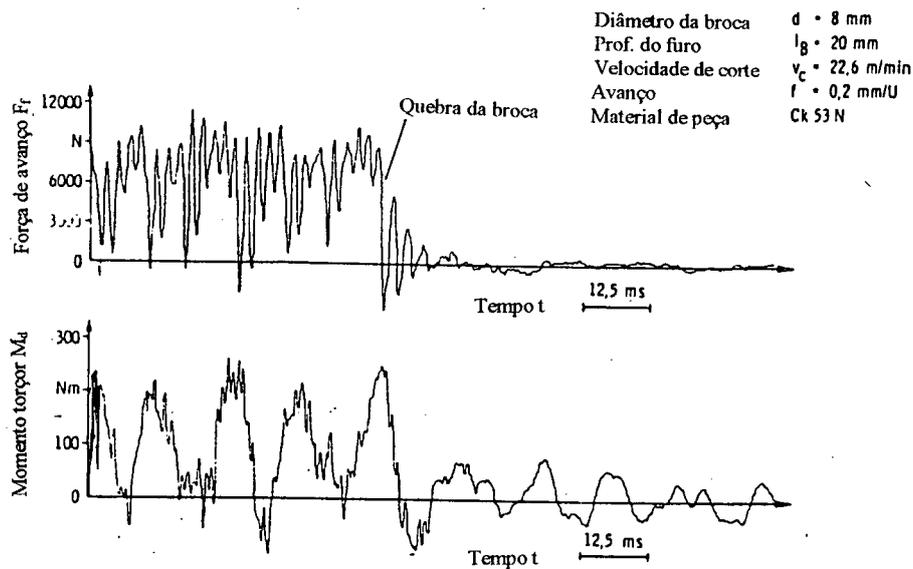


FIGURA 46 - Forças na quebra da broca (escala de tempo ampliada) [3].

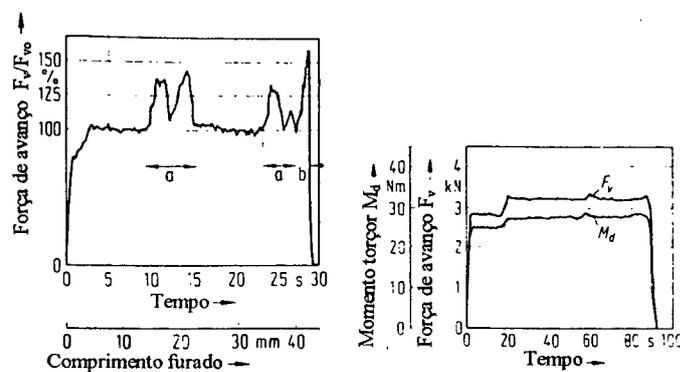


FIGURA 47 - Força de avanço com trancamento de cavaco e lascamento [32].

A quebra da broca decorrente de um desgaste excessivo da broca é precedida de uma grande variação da força de avanço e do momento torçor, como já foi mostrado no Item 2.5.1 (Figuras 45 e 46). No trancamento de cavacos a força sofre alguns picos e depois retorna ao seu valor normal, ao passo que no lascamento existe um aumento do nível de força (Figura 47). Após a quebra a força de avanço sofre uma queda acentuada, com uma variação correspondente no momento angular, conforme se pode observar na Figura 48.

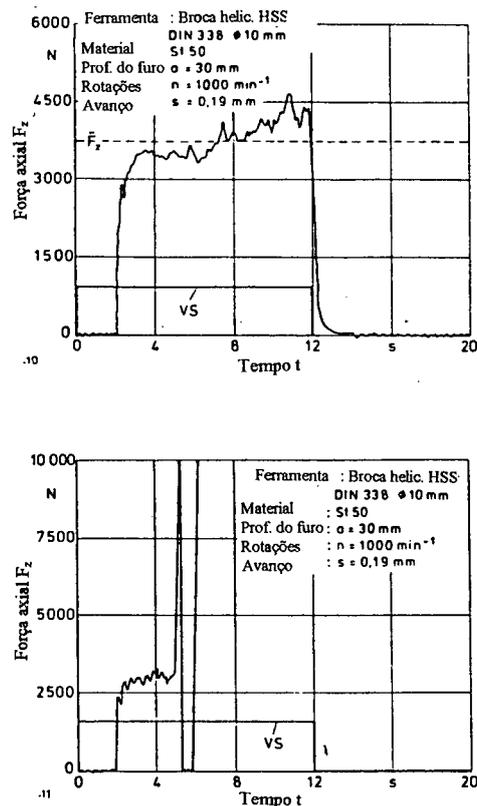


FIGURA 48 - Comportamento da força durante uma furação normal (a) e na quebra (b) de uma broca helicoidal de HSS [36].

Conforme se pode observar, a força de avanço é o sinal mais adequado ao monitoramento da quebra pelo grande declive apresentado pelo sinal durante a quebra (2 a 3 ms). Eventualmente, em função da grande oscilação de torção que precede a quebra, a força pode apresentar até mesmo uma sobreoscilação durante a quebra, atingindo valores negativos.

O declive de força causado pela quebra de uma broca difere do declive apresentado pela interrupção do avanço da broca no fim do furo. O declive de força no fim do furo ocorre em tempos bem superiores pois mesmo com a parada a broca ainda sofre um esforço adicional devido à seção residual de corte, que só será eliminada após uma meia rotação da broca, e devido à sobrepassagem na parada do avanço (inércia) e relaxamento gradual do sistema máquina-ferramenta-peça (histerese).

O declive de força ao final do furo pode ser distinguido da quebra de duas maneiras. Uma delas é desativar o monitoramento imediatamente após o final do furo e outra possibilidade é distinguir o tempo de declive da força.

Em furos passantes o declive de força no fim do furo causado pela saída da broca ocorre em tempos bem superiores se comparado ao declive causado pela parada de avanço, pois este se inicia quando o gume transversal atinge a superfície oposta da peça e só termina quando a ponta da broca sai totalmente da peça.

Em nenhum dos ensaios com broca de aço rápido Christoffel [3] detectou um pico de força imediatamente antes da quebra, como verificado por Rogel [36] e Langguth [26] e mostrado na Figura 48, mas sim o comportamento mostrado na Figura 46.

Kluft [20] em seus ensaios de torneamento com insertos de metal duro, identificou um pico na força imediatamente antes da quebra. Portanto, os resultados obtidos por Christoffel, que realizou ensaios com ferramentas de aço rápido, não necessariamente podem ser extrapolados para as brocas inteiriças de metal duro, uma vez que o metal duro é muito mais frágil, podendo estar sujeito aos mesmos fenômenos observados no torneamento.

Em uma quebra parcial no torneamento, em função da pressão do cavaco e atrito da superfície de corte com a ferramenta, as partículas quebradas são arrastadas no sentido de rotação, imprimindo um esforço na direção de avanço. A força cai a zero imediatamente após o pico inicial e, com o avanço da ferramenta a parte lascada novamente entra em contato com a peça, as componentes de força começam a aumentar e, conforme o tipo de fratura, a força pode sofrer uma pequena elevação ou mesmo atingir valores muito elevados, levando a uma quebra total da ferramenta [26].

Lascamentos pequenos não são prensados, mas arrastados pelo lado inferior do cavaco. Neste caso não há pico de força durante a quebra e o remanescente da ferramenta leva a um aumento das forças com a continuação do avanço.

Para uma ferramenta desgastada, a oscilação da força devido à torção da broca pode levar a valores próximos a zero ou mesmo valores negativos. Isto poderia complicar a detecção da quebra, porém um tratamento adequado do sinal, com filtros que eliminem as altas frequências, torna o reconhecimento possível. A queda da força na quebra, porém, também é influenciada pelos filtros e o tempo de declive se reduz, causando um atraso na detecção da quebra.

Outra distinção entre uma quebra e oscilação devido ao desgaste, que pode ser usada como estratégia de detecção, é que em uma oscilação a força rapidamente retorna ao seu valor inicial, ao passo que na quebra a força permanece em zero até que o pedaço restante da broca entre em contato com a peça ou com o outro pedaço quebrado da broca.

2.4 Emissão acústica

Emissão acústica é o ramo de física que lida com a geração e propagação de deslocamentos e forças variantes no tempo em corpos sólidos, assim como a radiação sonora associada. Em um sentido mais restrito, a emissão acústica (EA) pode ser definida como “ondas de tensão elástica geradas como resultados da liberação rápida de energia dentro de um material submetido a um estímulo externo, devido ao rearranjo de sua estrutura” [6, 45].

Um dos maiores problemas na aplicação de técnicas de EA consiste na análise e interpretação dos sinais emitidos devido à natureza aleatória dos processos geradores de EA, decorrente de dispersão por defeitos estruturais, múltiplas reflexões e refração que causam mudanças de fase, atenuação da amplitude e repetições da onda. Um sinal de EA é não-periódico, contém várias frequências e não pode ser explicitamente descrito por relações matemáticas.

Em corpos sólidos existem apenas dois tipos de ondas (em várias diferentes combinações), ao passo que em gases e líquidos somente ondas de compressão são de interesse.

Ondas longitudinais são ondas nas quais a direção de deslocamento das partículas coincidem com a direção de propagação da onda. Estas ondas só podem ocorrer em sólidos cujas dimensões em todas as direções sejam muito maiores que o comprimento de onda.

Ondas quasi-longitudinais são ondas que se propagam em uma superfície sólida. Estas ondas podem ser detectadas por um sensor que transforma estes deslocamentos em sinais elétricos [29].

As medições podem ser feitas em termos de variáveis cinemáticas e dinâmicas. A maior parte dos sensores responde a variáveis cinemáticas, como deslocamento, velocidade ou aceleração.

Geralmente para quantificação do sinal de EA são utilizados parâmetros baseados na energia. Estes parâmetros quantificam a taxa com a qual a energia é transmitida pelo sinal, que pode ser diretamente correlacionada com a taxa de geração de energia pela fonte de EA original. Alguns dos métodos baseados na energia encontrados na literatura são:

- média quadrática da tensão V_{RMS} ;
- energia dissipada no intervalo de tempo Δt ;
- potência do sinal;
- estatísticas do RMS (skewness, kurtosis, variância);
- amplitude média da tensão;
- modo de emissão acústica.

A Figura 49 mostra o comportamento do sinal de V_{RMS} durante um corte interrompido em uma operação de torneamento. O valor da tensão RMS é dado pela equação:

$$V_{RMS} = \left(\frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} v^2(t) dt \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7)$$

onde: $v(t)$ é a função do sinal de EA no tempo e Δt é o intervalo de tempo.

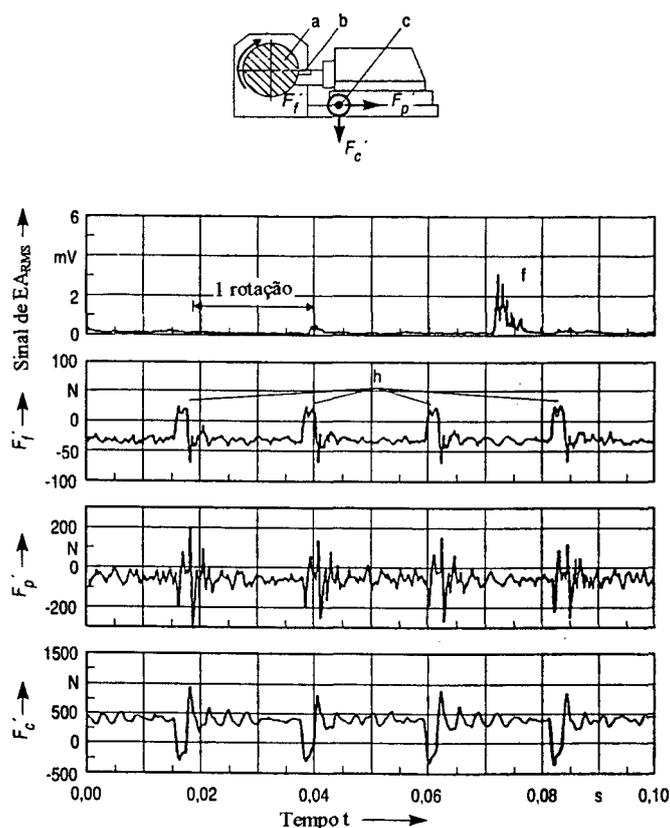


FIGURA 49 - Sinal de V_{RMS} e força no torneamento [2].

A energia dissipada no intervalo de tempo Δt pode ser calculada a partir da tensão RMS através da equação:

$$\Delta E \propto V_{RMS}^2 \Delta t \quad (8)$$

A potência do sinal é função da energia dissipada e é proporcional ao quadrado da tensão RMS, conforme mostra a equação a seguir:

$$E = \frac{\Delta E}{\Delta t} \propto V_{RMS}^2 \quad (9)$$

A análise do sinal de EA também pode ser feita exclusivamente dentro do domínio do tempo. Dentre os parâmetros baseados no tempo, destacam-se os seguintes:

- contagem de picos N (“count”);
- taxa de contagem de picos N’ (“count rate”);
- função autocorrelação do sinal.

Se um transdutor piezelétrico EA é perturbado por uma onda de tensão, ele oscila seguindo uma curva senoidal amortecida e a tensão amplificada do sinal alimentada ao contador após um tempo t a partir do impulso inicial é dada por [9]:

$$V = V_0 e^{-kt} \sin \omega t \quad (10)$$

onde V_0 é a tensão inicial, k é a constante de amortecimento e ω é a frequência angular ($\omega = 2\pi f$).

O número de contagens N medido para um simples evento é o número de vezes que o sinal ultrapassa o nível de tensão V_s (limite):

$$N = \nu t' = \frac{\omega}{2\pi} t' \quad (11)$$

onde t' é o instante em que o último pico atinge a tensão V_s .

Substituindo V_s por V e t' por t :

$$V_s = V_0 e^{-kt'} \quad (\sin \omega t' = 1) \quad (12)$$

$$t' = \frac{1}{k} \ln \frac{V_0}{V_s} \quad (13)$$

Portanto:

$$N = \frac{\omega}{2\pi k} \ln \frac{V_0}{V_s} \quad (14)$$

A energia é:

$$E \propto V_0^2 \quad (15)$$

$$V_0 = C\sqrt{E} \quad (16)$$

Esta hipótese é baseada no fato que a tensão de saída de um sensor piezelétrico é proporcional à tensão agindo na superfície do disco e que a densidade de energia de uma onda de tensão elástica é proporcional ao quadrado da tensão. Logo:

$$N = \frac{\omega}{2\pi k} \ln \frac{C\sqrt{E}}{V_s} \quad (17)$$

Ou:

$$N \propto \ln E \quad (18)$$

Além destes métodos são utilizados outros baseados na análise do espectro de frequência (Figura 50), como reconhecimento de padrões e cepstrum [2, 11].

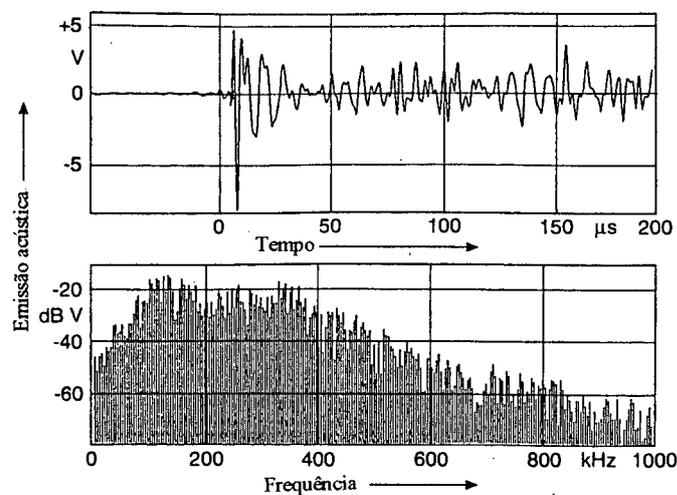


FIGURA 50 - Análise do sinal de EA no domínio da frequência [2].

O modo de emissão acústica (que é proporcional ao RMS da tensão e, portanto, à energia acústica consumida) cresce linearmente com o aumento da velocidade de corte, decresce com o crescimento do avanço e do ângulo de saída da ferramenta e quase não é influenciado pelo crescimento da espessura de corte [6, 8, 9, 19].

O crescimento da espessura de corte ocasiona um decréscimo da taxa de deformação, que é compensado pelo aumento do volume de material sendo usinado e, portanto, sua influência é desprezível [6, 9].

O comportamento do sinal de EA no tempo pode ser classificado em contínuo ou de pico. Sinais do tipo pico possuem grande amplitude e pequena duração e são observados durante o crescimento de trincas em materiais. Sinais contínuos estão associados com a deformação plástica de materiais dúteis.

Ambos os tipos são gerados no processo de usinagem. Sinais do tipo pico são gerados na quebra do cavaco e durante o lascamento ou quebra da ferramenta. Estudos de fratura de cavacos realizados por Dornfeld e Lan [25] mostraram uma grande correlação entre a taxa de fratura de cavacos e a taxa do número de picos gerados. Sinais contínuos ocorrem devido à deformação plástica do material da peça e do cavaco, decorrentes de fenômenos como movimentação de discordâncias e dos contornos de grão do material.

A Figura 51 mostra as zonas de deformação plástica no processo de usinagem, bem como a localização do mecanismo de fratura [6, 19, 40].

A zona de deformação primária é também chamada de zona de cisalhamento, onde a deformação do cavaco começa e termina.

A zona secundária de deformação indica a área de contato cavaco-ferramenta. Nesta região o cavaco é novamente deformado devido ao atrito com a superfície de saída da ferramenta e ocorrem dois fenômenos geradores de EA: deformação e atrito.

Na zona terciária de deformação ocorre o contato ferramenta-peça com a região desgastada do flanco da ferramenta e também nesta região ocorre deformação e atrito [6].

Uma fonte adicional de sinal de EA tipo pico está associada à quebra dos cavacos e o impacto dos cavacos sobre as superfícies da peça ou ferramenta adjacentes à seção de usinagem [36].

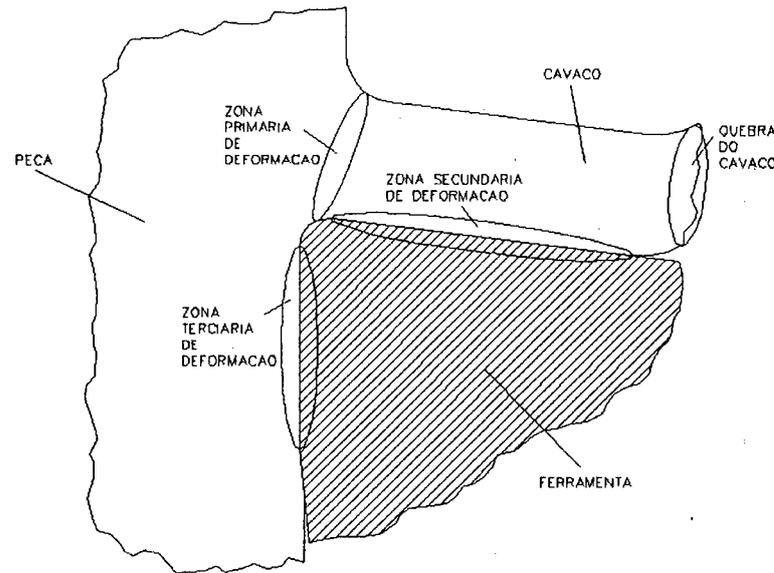


FIGURA 51 - Zonas de deformação plástica na usinagem [6].

O modo de EA aumenta com o desgaste de flanco em decorrência do aumento do atrito e da deformação do material na zona terciária de deformação. Já o desgaste de cratera provoca um crescimento do ângulo efetivo de saída, o que diminui a taxa de deformação. A soma destes dois fatores faz com que o valor do RMS do sinal se estabilize depois de um pequeno período de utilização da ferramenta. Alguns autores [45, 31] dizem que o desgaste de cratera aumenta a EA.

Normalmente a quebra da ferramenta produz um pico no valor de RMS. Este sinal de grande amplitude é, na maior parte dos casos, seguido por uma queda abrupta na amplitude do sinal (abaixo do nível observado durante um processo de usinagem normal), devido a um período sem a ação de corte da ferramenta que imediatamente segue a quebra. Quando a parte remanescente da ferramenta entra novamente em contato com a peça, o sinal RMS pode se tornar irregular ou tornar a crescer devido à EA gerada pela usinagem com o perfil disforme da ferramenta quebrada. Este comportamento posterior da EA irá depender da geometria da área fraturada.

Lascamentos da ferramenta também geram um sinal de pico, porém a amplitude é pequena. É difícil distinguir entre sinais de EA relacionados ao lascamento do inserto e sinais de ruído devido aos efeitos do cavaco (quebra do cavaco e impacto do cavaco). Entretanto, o lascamento da ferramenta pode causar um aumento ou diminuição do valor RMS médio dependendo da forma e localização do lascamento [22, 23].

O tempo de decaimento do sinal V_{RMS} devido à fratura da ferramenta é de 3 a 10 ms, dependendo da magnitude do sinal [22]. Apesar do tempo de resposta do sinal EA bruto à fratura

ser de apenas poucos segundos, a análise do valor RMS é utilizada com frequência na investigação, porque o valor RMS pode ser utilizado simultaneamente para a determinação do desgaste e o sinal de EA bruto gerado pela fratura é difícil de distinguir do sinal de EA bruto gerado pelo trancamento de cavacos.

Para detecção da fratura, portanto, a análise RMS é mais adequada. Se o tempo de resposta for importante, o sinal bruto pode ser usado, com uma certa perda da confiabilidade na detecção.

A resistência à fratura de materiais de grande resistência e baixa ductilidade, por exemplo ligas de carboneto de tungstênio-cobalto usadas em ferramentas de metal duro, dependem de características do material como o fator de concentração de tensões e a taxa de liberação de energia elástica. A fratura lenta envolve vários processos microscópicos, estando mais relacionados com a EA os seguintes [9]:

- crescimento da zona plástica;
- microtrincas na zona de processos próxima ao início da trinca;
- extensão da trinca primária.

Comparada com a EA contínua normalmente gerada no processo de usinagem, a EA associada com a deformação plástica e microtrincas que ocorrem durante o processo de fratura da ferramenta é difícil de diferenciar. A energia de EA relacionada à fratura da ferramenta é decorrente da propagação de uma trinca primária na ferramenta. Na mecânica da fratura, a energia elástica U do material contendo uma trinca de comprimento L sob tensão aplicada T pode ser representada como:

$$U = \left(\frac{\pi T^2 L^2}{4E} \right) + const \quad (19)$$

onde E é o módulo de Young

Quando o comprimento da trinca se estende por um comprimento adicional ΔL , a energia elástica correspondente liberada é expressa como:

$$\Delta U = \left(\frac{\pi T^2 L \Delta L}{2E} \right) \quad (20)$$

A geração de uma onda de tensão acompanha o crescimento da trinca, e parte desta energia liberada é detectada como EA. O valor RMS do sinal (taxa de energia) decorrente de um crescimento de trinca depende não somente da área da fratura, mas também da distribuição de tensões na ferramenta, a qual é diretamente relacionada à força de corte e parâmetros de

usinagem. Uma vez que as tensões em uma ferramenta de usinagem não são uniformemente distribuídas, a estimativa da energia EA para a fratura da ferramenta não é tão simples como no caso do teste de fratura convencional [9, 19].

2.5 Sistemas de monitoramento

Sistemas automatizados requerem sensores que identifiquem os fatores perturbadores nos processos de usinagem, aumentando assim o controle sobre o mesmo e aumentando a produtividade através da redução dos tempos de parada.

A Figura 52 mostra o percentual de tempo parado de máquinas-ferramentas em função das causas de parada.

PROCESSO CAUSA	TORNEAMENTO			FURAÇÃO			FRESAMENTO			APLAINAMENTO		
	10	20	30%	10	20	30%	10	20	30%	10	20	30%
FIM DA VIDA	█	█	█	█	█	█	█	█	█	█	█	█
QUEBRA DA FERRAMENTA	█	█		█	█		█	█		█	█	
IMPRECISÃO	█	█		█	█		█	█		█	█	
RUGOSIDADE SUPERFICIAL	█	█		█	█		█	█		█	█	
CAVACO	█	█		█	█		█	█		█	█	
INTERVALO	█	█		█	█		█	█		█	█	
MÁQUINA FERRAMENTA	█	█		█	█		█	█		█	█	
EXIGÊNCIA DE SEGURANÇA	█	█		█	█		█	█		█	█	
OUTROS	█	█		█	█		█	█		█	█	

FIGURA 52 - Percentual de tempo parado [20].

Fim de vida, quebra e cavacos compreendem grande parte dos tempos de parada nos processos de usinagem (de 50 a 60% do tempo parado). A segunda maior parcela para o torneamento (26%) ocorre devido a imprecisões e rugosidade, o que já não ocorre para a furação. Na furação, que se caracteriza como um processo de desgaste, a tolerância dimensional e rugosidade são de menor importância, sendo os limites de desgaste definidos pela solicitação

térmica e/ou mecânica máxima suportada pela ferramenta. Conseqüentemente, a segunda maior parcela de tempo parado é a imprecisão do furo (11%) causada por desvios da broca ocasionados pelo desgaste [20].

Através de um monitoramento da ferramenta, tanto com relação ao desgaste quanto à quebra, pode-se diminuir o percentual de tempo parado das máquinas-ferramentas sensivelmente [50, 51].

Conforme dito anteriormente, a vida útil de uma ferramenta pode variar 300% ou mais, o que faz com que o controle sobre o número de peças ou sobre o tempo de trabalho signifique um desperdício de tempo e um maior custo das ferramentas.

Um sistema que monitore o desgaste permite um melhor aproveitamento das ferramentas, permitindo identificar uma vida curta, bem como aproveitar melhor uma ferramenta com vida longa, além de outros benefícios que serão vistos adiante.

Já um sistema que monitore a quebra funciona como uma proteção da máquina-ferramenta, evitando ou minimizando os danos decorrentes de esforços excessivos sobre a ferramenta e, eventualmente, também minimizando danos ao mandril, à peça ou às ferramentas dos processos subsequentes. Com isso não há necessidade de um operador dedicado exclusivamente à máquina, o que é interessante em células de fabricação. Noutros casos o monitoramento torna possível a vigilância sobre processos onde o operador, seja por sobrecarga de funções ou por encapsulamento da região de trabalho, não tem tempo de reagir rapidamente às perturbações do processo, como, por exemplo, em linhas transfer. A Figura 53 mostra o esquema de funcionamento de um sistema de monitoramento (SM).

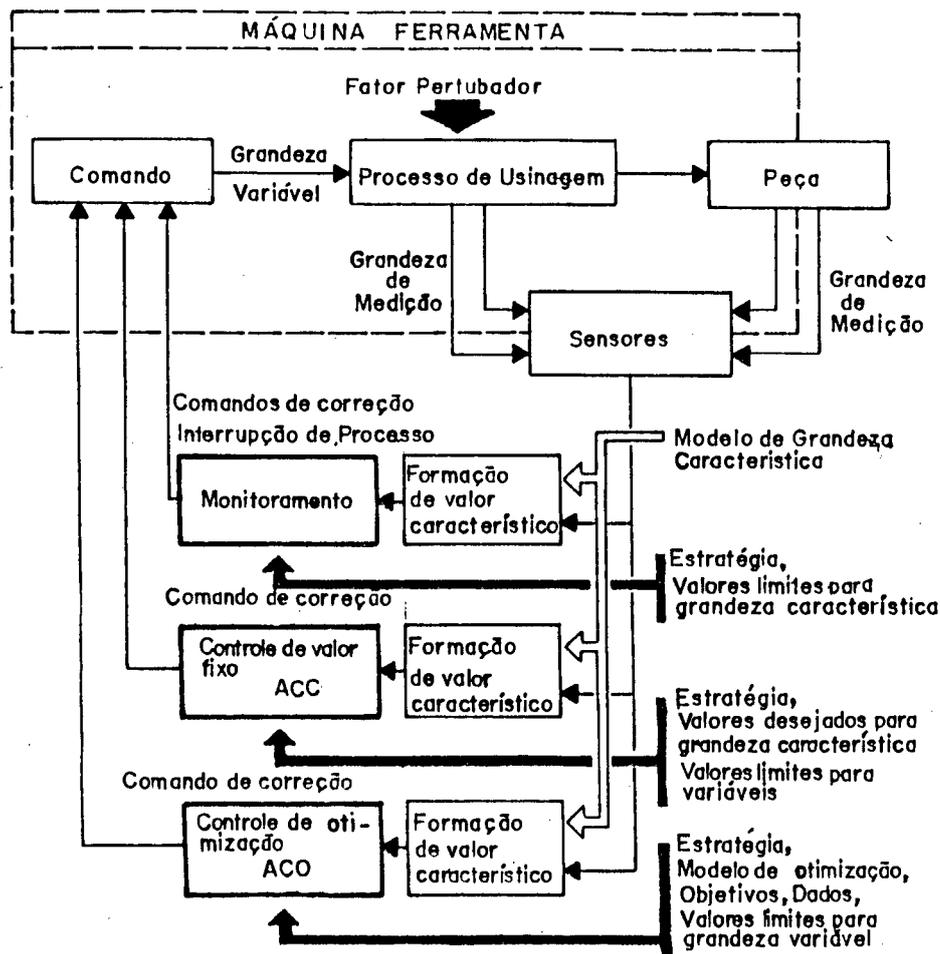


FIGURA 53 - Esquema de funcionamento de um SM [14, 20].

Os sistemas de monitoramento permitem um grande aumento de produtividade, decorrente dos fatores relacionados a seguir [51]:

- redução de tempos improdutivos;
- reconhecimento de quebras e perturbações do processo, minimizando ou eliminando os custos conseqüentes;
- reconhecimento de colisões;
- redução dos custos de reafiação decorrente da troca da ferramenta para um valor constante do desgaste;
- prevenção da quebra através do reconhecimento do desgaste;
- redução do tempo de parada para troca de ferramentas através de um melhor aproveitamento de ferramenta;
- redução do custo da ferramenta em função do aproveitamento da vida útil;
- redução de peças sucateadas e eventuais custos de recuperação;
- redução das exigências ao operador;

- em alguns casos, possibilidade de troca automática da ferramenta.

2.6 Sensores

As pesquisas sobre controles adaptativos permitiram um grande avanço no estudo de sensores para o desgaste, uma vez que para o desenvolvimento destes sistemas verificou-se que era necessário reconhecer o estado de desgaste da ferramenta ou mesmo a taxa de desgaste (derivada da curva de desgaste).

Não só a medição do desgaste, mas o próprio desgaste e a taxa de desgaste são afetados pelas variáveis do processo (velocidade de corte, avanço, etc.) e também por variações na usinabilidade do material, variações de sobremetal e no comportamento dinâmico peça-ferramenta durante a usinagem. Estas influências têm que ser levadas em conta quando se comparam os diversos sensores.

Uma vez que o desgaste afeta o comportamento do sistema máquina-ferramenta-peça, o sensor de desgaste pode detectar o sinal de diferentes partes do sistema: diretamente - da ferramenta - ou indiretamente - do processo ou da peça. Na medição direta o dispositivo de medição avalia a variação volumétrica da ferramenta devido ao desgaste, na medição indireta são estabelecidas equações descrevendo as correlações entre o desgaste e outros parâmetros mais fáceis de medir [21, 42].

A medição do desgaste também pode ser feita de forma contínua ou intermitente [3, 5, 21, 27, 32, 38, 50].

Alguns autores classificam ainda os sensores em pós-processo e em processo, de acordo com o momento em que se realiza a medição. A medição pós-processo ocorre durante os intervalos de usinagem e é inerentemente intermitente.

Como é desejável que um único sensor se aplique ao reconhecimento da quebra e do desgaste, e como as exigências para detecção de ambas são semelhantes, a análise sobre quais os sensores mais adequados à medição do desgaste deve ser feita levando em consideração também a aplicação para medição da quebra.

Para o reconhecimento do desgaste na furação é possível utilizar uma medição intermitente em um determinado instante durante ou após cada ciclo de operação. Para a detecção da quebra, porém, é necessário uma vigilância contínua do processo, uma vez que é necessária uma reação imediata. Além disso se a medição do desgaste for realizada em processo (contínua

ou intermitente) evita-se o aumento dos tempos secundários, o que pode ocorrer em alguns métodos de medição pós-processo (intermitentes).

Os sensores devem ser avaliados observando-se as características abaixo, de acordo com a aplicação específica:

- grandeza medida (componentes de desgaste/tipos de quebra);
- aplicabilidade (direto/indireto, contínuo/intermitente, em processo/pós-processo);
- dependência da ferramenta (material/revestimento/geometria);
- dependência da peça (dimensão/material/geometria);
- susceptibilidade a perturbações (fluido de corte/cavacos/sujeira/vibrações/temperatura/atrito nas guias);
- linearidade do sinal com o desgaste;
- precisão;
- rapidez de resposta;
- confiabilidade/repetibilidade;
- influência sobre a máquina (rigidez estática/dinâmica);
- influência sobre o processo (região de trabalho/tempo de ciclo/condições de usinagem);
- influência sobre a troca da ferramenta;
- acesso à região de corte;
- local de montagem;
- custo;
- desgaste do sensor;
- manutenção do sensor;
- facilidade de operação;
- facilidade de montagem.

Com base em informações colhidas da literatura, classificaram-se os sensores aplicáveis à furação em 3 grupos principais. No primeiro grupo situam-se os sensores mais simples, que caracterizam-se como sistemas pós-processo para detecção da quebra de forma intermitente. Estes sensores são capazes unicamente de detectar a presença ou não da ponta da ferramenta.

O segundo grupo engloba os sensores pós-processo capazes de medir o desgaste de forma intermitente, direta ou indireta. Estes sensores, em geral, também se aplicam à detecção da quebra de forma intermitente definindo-se um limite máximo para o desgaste. Os métodos de medição direta possuem como principal vantagem a grande precisão.

Ao contrário do torneamento, na furação é difícil medir de forma direta em processo, uma vez que a ferramenta é rotativa e de geometria complexa. Logo, no estado da arte atual, não se encontra na literatura exemplos de sensores deste tipo.

O terceiro grupo engloba os sensores em processo que medem o desgaste de forma indireta (normalmente aplicado de forma contínua, mas podem ser aplicados de forma intermitente). Também aplicam-se à detecção da quebra, de forma análoga aos sensores diretos para medição do desgaste (Grupo 2).

A vantagem da utilização de sensores em processo é a possibilidade de interromper o processo quando da quebra da ferramenta, evitando-se assim maiores danos ao equipamento. Os sensores pós-processo (Grupos 1 e 2) só verificam o estado da ferramenta ao término do processo, quando os danos já ocorreram. Para que uma quebra não resulte em avarias para o equipamento, entretanto, os sensores devem permitir um reconhecimento em tempos muito pequenos.

A desvantagem dos sensores do Grupo 3 decorre do fato de utilizarem grandezas indiretas para estimar o desgaste, o que lhes confere uma menor confiabilidade. Outra desvantagem é que alguns sensores permitem verificar apenas a forma total de desgaste (soma dos efeitos dos desgastes).

Existem alguns métodos que utilizam radioatividade para medição do desgaste que, em função das restrições à sua aplicação na indústria, não possuem relevância prática.

O método consiste na ativação da ferramenta com nêutrons ou partículas carregadas. Durante a usinagem os cavacos carregam consigo uma pequena quantidade de material ativado e passam através de um medidor radioativo. A intensidade de radiação das partículas é proporcional ao volume de material da ferramenta que aderiu ao cavaco e, portanto, ao desgaste total. Este método, além de exigir pastilhas radioativas, portanto, um alto custo de ferramenta, não é aplicável em ambientes industriais, apesar do baixo nível de radiação aplicado [20].

Outra variação deste método é a inserção de uma pequena partícula radioativa (10-8 Curie) em uma posição definida da ferramenta e o monitoramento da radioatividade da ferramenta. A queda desta radioatividade significa que o desgaste ultrapassou o limite pré-estabelecido, causando o arrancamento da partícula radioativa. A vantagem deste método em relação ao anterior é que não é preciso coletar os cavacos, além de se medir um tipo de desgaste específico, e não o desgaste global da ferramenta [22].

2.6.1 Sensores pós-processo para detecção da quebra (Grupo 1)

As Figuras 54 a 57 mostram o princípio de funcionamento de alguns sensores para detecção da quebra da broca.

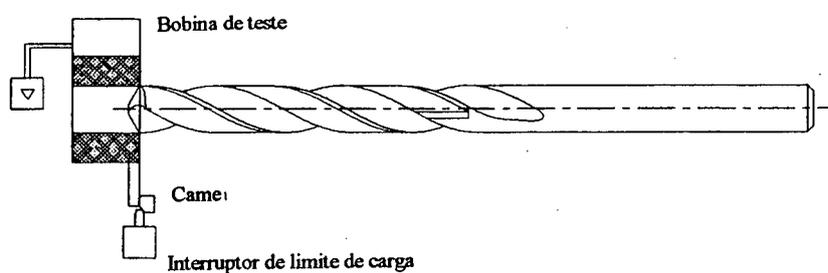


FIGURA 54 - Sensor indutivo para a quebra [21].

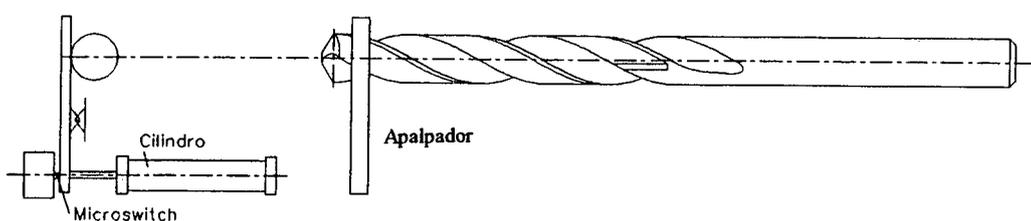


FIGURA 55 - Sensor mecânico para quebra [21].

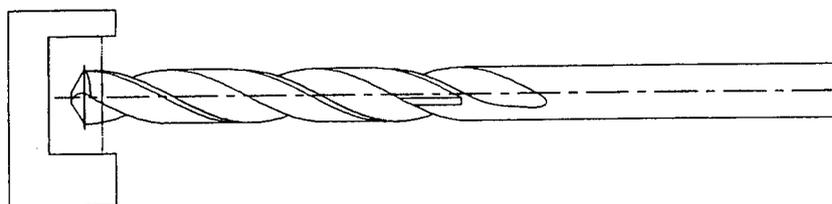


FIGURA 56 - Sensor óptico para a quebra [3].

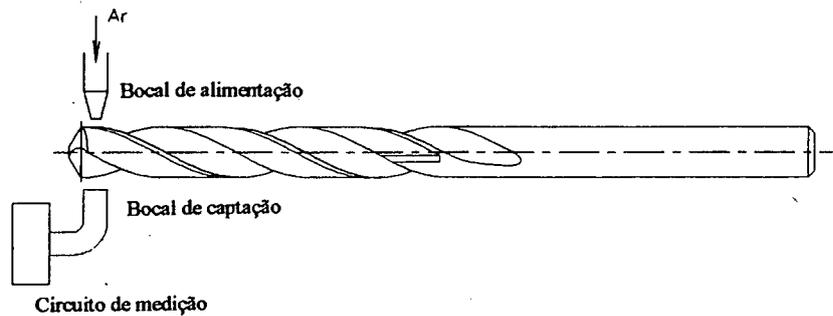


FIGURA 57 - Sensor pneumático para a quebra [21].

2.6.2 Sensores pós-processo para medição do desgaste (Grupo 2)

O desgaste de flanco pode ser medido através do recuo de gume S_v , o que pode ser feito de forma direta através de sensores de deslocamento pneumáticos, capacitivos/indutivos, mecânicos ou ópticos. Com exceção dos pneumáticos, os demais exigem a limpeza prévia da ferramenta de resíduos de cavaco e óleo de corte. A Figura 58 mostra um sensor pneumático aplicado ao torneamento cujo princípio de medição pode ser aplicado à furação.

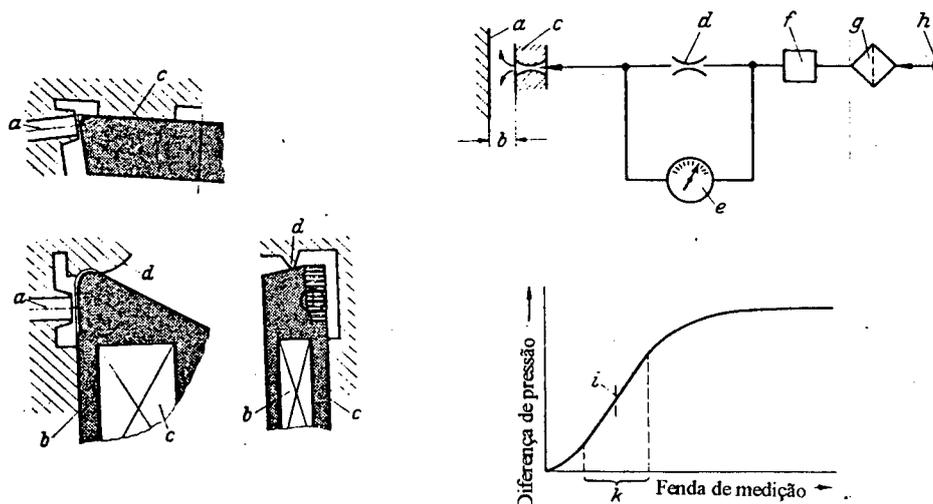


FIGURA 58 - Sensor pneumático para medição direta do desgaste de uma ferramenta de toronar [42].

Uma possibilidade para medição da marca de desgaste de flanco VB consiste de um método óptico que utiliza a diferença de reflexão entre uma região desgastada e uma não desgastada do flanco. A luz de uma fonte luminosa é direcionada através de fibras ópticas,

refletida pela superfície e captada por outro conjunto de fibras ópticas e enviada a uma fotocélula. A precisão deste dispositivo é de $\pm 0,01$ mm. Outra forma estudada é a utilização de uma câmara de TV com fibras ópticas e posterior análise da imagem para determinação da marca de desgaste (“computer vision”) [5].

Também para medição de VB pode ser utilizada a resistência elétrica da interface ferramenta-peça, que sofre uma redução quando a área de contato aumenta devido ao desgaste. Este método exige transmissão de tensão na árvore principal e na peça, o que é possível de ser feito, porém esta tensão depende da condutividade elétrica do material da ferramenta e da peça, da velocidade de corte, avanço e forças de corte. Além disso os cavacos podem gerar outras regiões de interface, introduzindo ruídos no sinal [5].

Para medição do desgaste de quina, pode ser aplicado um sensor indutivo/capacitivo conforme exemplificado na Figura 59.

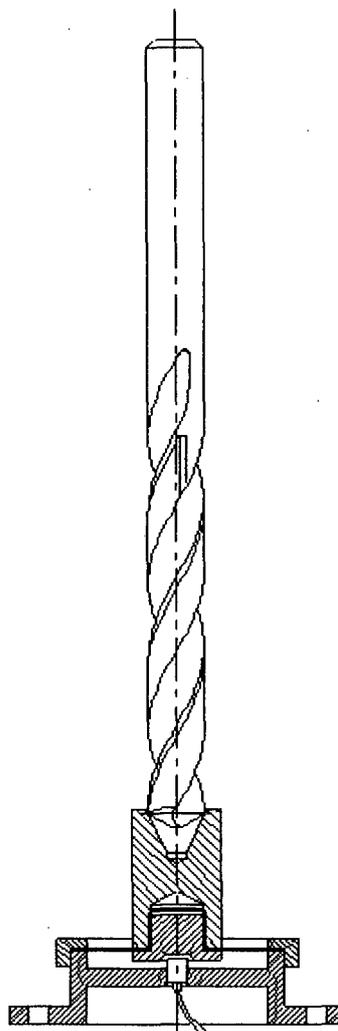


FIGURA 59 - Sensor indutivo para o desgaste de quina [21].

Existem outros métodos de medição pós-processo que utilizam grandezas indiretas para estimar o desgaste como, por exemplo, a medição da rugosidade ou do diâmetro do furo.

Para a medição da rugosidade podem ser aplicados dispositivos com contato e sem contato. A zona de medição na superfície deve ser limpa por um jato de ar. Este método tem a vantagem de também permitir a medição simultânea do erro de posição ou concentricidade e desvio de diâmetro.

Para medição do diâmetro podem ser utilizados também diversos métodos, com ou sem contato. Erros de medição podem ser causados por variações de temperatura.

Ambos os métodos não possuem grande aplicação pois, em relação aos demais métodos de medição pós-processo que medem o desgaste de forma direta, possuem menor precisão e, portanto, uma menor confiabilidade.

2.6.3 Sensores em processo para medição do desgaste (Grupo 3)

O desgaste total pode ser estimado através do aumento da temperatura na região de corte. Como esta região é inacessível aos sensores, são utilizados os seguintes métodos:

- termopar peça-ferramenta;
- termopar remoto ou colado na peça;
- sistema infravermelho.

As desvantagens destes sistemas são a dificuldade de ajuste, o atraso decorrente da condução de calor pelo material da peça e preparação dos sensores, além do custo e da dificuldade de ajuste dos sensores infravermelhos.

Medições termoelétricas mostram que para a quebra total do metal duro a temperatura cai bruscamente, ao passo que micro e macrolascamentos levam a uma variação do sinal pouco definida. Além disso o processo é perturbado por cavacos que provocam curto-circuitos e é restrito a ferramentas condutoras de eletricidade.

Os métodos de medição da vibração e da emissão acústica são simples e o custo dos sensores é reduzido. Podem ser medidos próximo ao fuso, no sistema de fixação da peça ou na própria peça.

Christoffel [3] fez ensaios utilizando sensores de vibração na furação com aço rápido e detectou um aumento na amplitude das vibrações semelhante ao que ocorre na força (Figura 60).

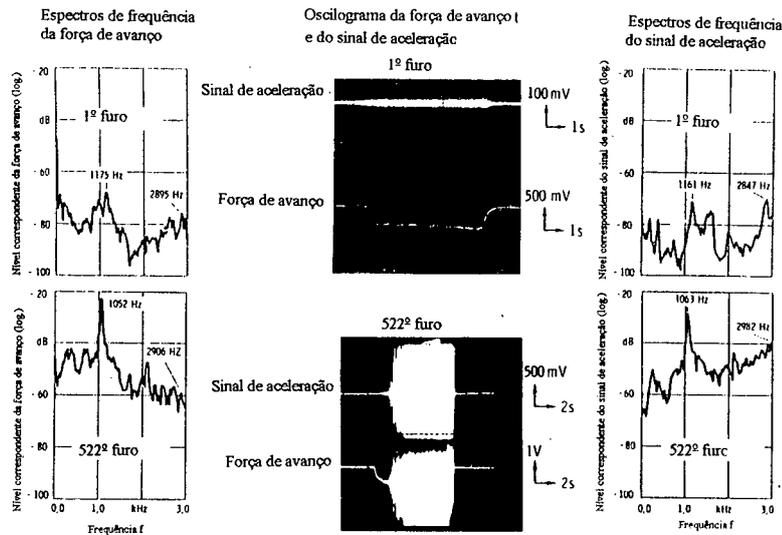


FIGURA 60 - Força de avanço e aceleração na dependência do comprimento de furação [3].

Os transdutores de EA podem ser classificados em:

- eletrodinâmicos;
- eletrostáticos;
- eletromagnéticos;
- piezelétricos.

Com a emissão acústica é possível monitorar seções de usinagem muito pequenas. Além disso o sensor de emissão acústica é barato, possui poucas exigências quanto ao local de montagem (derivações não apresentam problema pois a parcela estática não é computada) e é de montagem simples. O sensor de EA deve possuir alta resistência contra água respingada e umidade, meios agressivos, cavacos e temperatura.

König [22] utilizou um sensor de cerâmica usado em motores diesel. Neste sensor o anel de cerâmica piezelétrica é preso por mola prato que mantém a força constante mesmo durante a montagem. O momento na porca de montagem não altera a relação de ressonância do sensor.

A Figura 61 exibe um sensor de emissão acústica e a Figura 62 mostra tratamento do sinal de EA utilizado por König [22, 23].

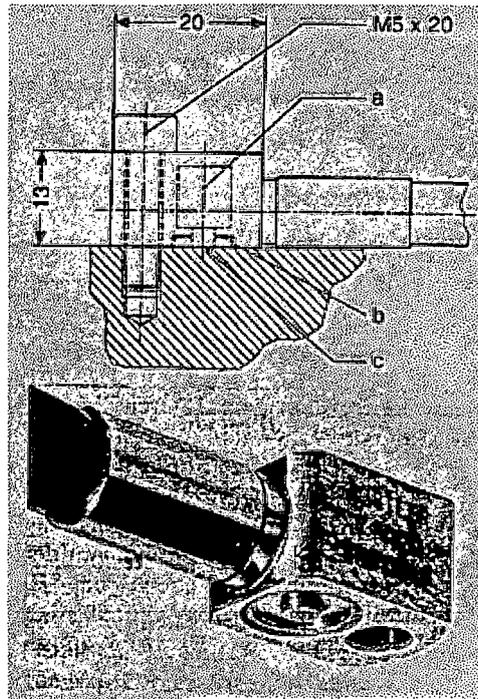


FIGURA 61 - Sensor de emissão acústica [2].

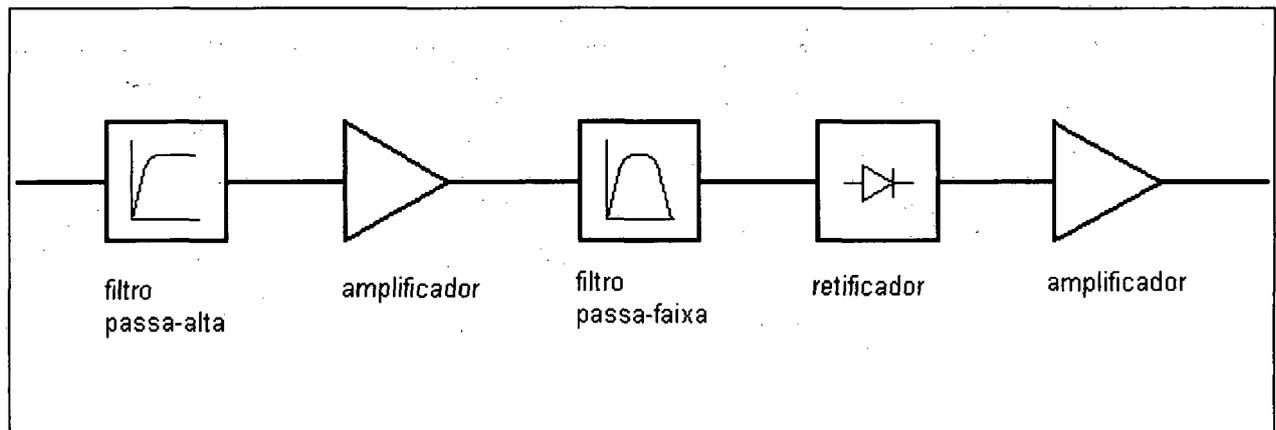


FIGURA 62 - Tratamento do sinal de emissão acústica.

Para aplicações industriais a força de avanço e momento torçor podem ser medidos através dos sensores exibidos na Figura 63.

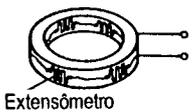
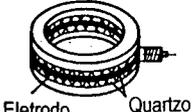
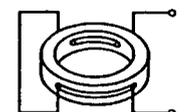
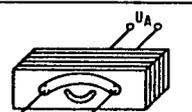
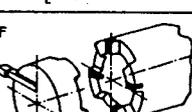
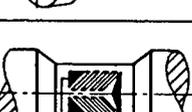
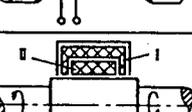
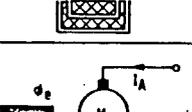
1		Transdutor de força com extensômetros. A deformação dos anéis leva a uma modificação da resistência dos extensômetros colados.
2		Transdutor de força piezoeletrico. A deformação do cristal leva à geração de uma carga elétrica, a qual é transformada em uma tensão elétrica através de um amplificador de carga.
3		Transdutor magnetoelástico (indutor). A deformação dos anéis modifica as propriedades magnéticas do material, levando a uma modificação da indutância da bobina.
4		Transdutor magnetoelástico (transformador). A deformação modifica o fator de transformação entre o circuito primário e secundário.
5		Medição de momento torçor magnetoelástico. Quatro transdutores de força magnetoelásticos são montados na parte fixa do revólver, gerando um sinal proporcional à força F.
6		Medição de momento torçor com extensômetros. Um elemento de torção (estrangulamento) possui extensômetros colados, que variam a resistência elétrica conforme a deformação.
7		Medição de momento torçor magnetoelástica. A torção do eixo modifica as propriedades magnéticas do material e, portanto, o fator de transformação das bobinas I e II.
8		Medição do momento torçor por meio da potência do motor principal. O momento torçor é o produto da corrente I_A versus o fator de potência ϕ_o (constante).

FIGURA 63 - Sensores para medição de força de avanço e momento torçor [36].

Quase todos os sensores possuem um elemento elástico de transdução, cuja deformação é proporcional à força. Sistemas passivos (extensômetros, sistemas indutivos e capacitivos) medem esta deformação, que deve ser grande para que os valores mínimos sejam atingidos. Já os sistemas ativos (piezoeletricos) com uma pequena deformação já medem o sinal elétrico [20]. Como no monitoramento interessa o aumento relativo da força, a calibração do sensor não é um aspecto importante pois erros sistemáticos não alteram o aumento relativo da força.

Além dos sensores exibidos na Figura 63, pode-se medir a força de avanço através de um pressostato que mede a pressão do cilindro de avanço (Figura 64) [32].

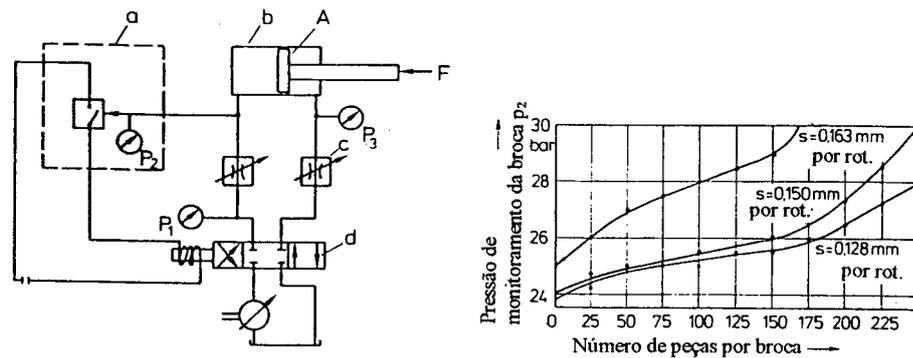


FIGURA 64 - Sensor hidráulico [32].

Os transdutores para medir o deslocamento de árvores giratórias podem ser indutivos, sem contato. Também sensores magnéticos já foram propostos para medir força e torque [36]. As Figuras 65 a 71 ilustram alguns exemplos de sensores para medição de forças encontrados na literatura.

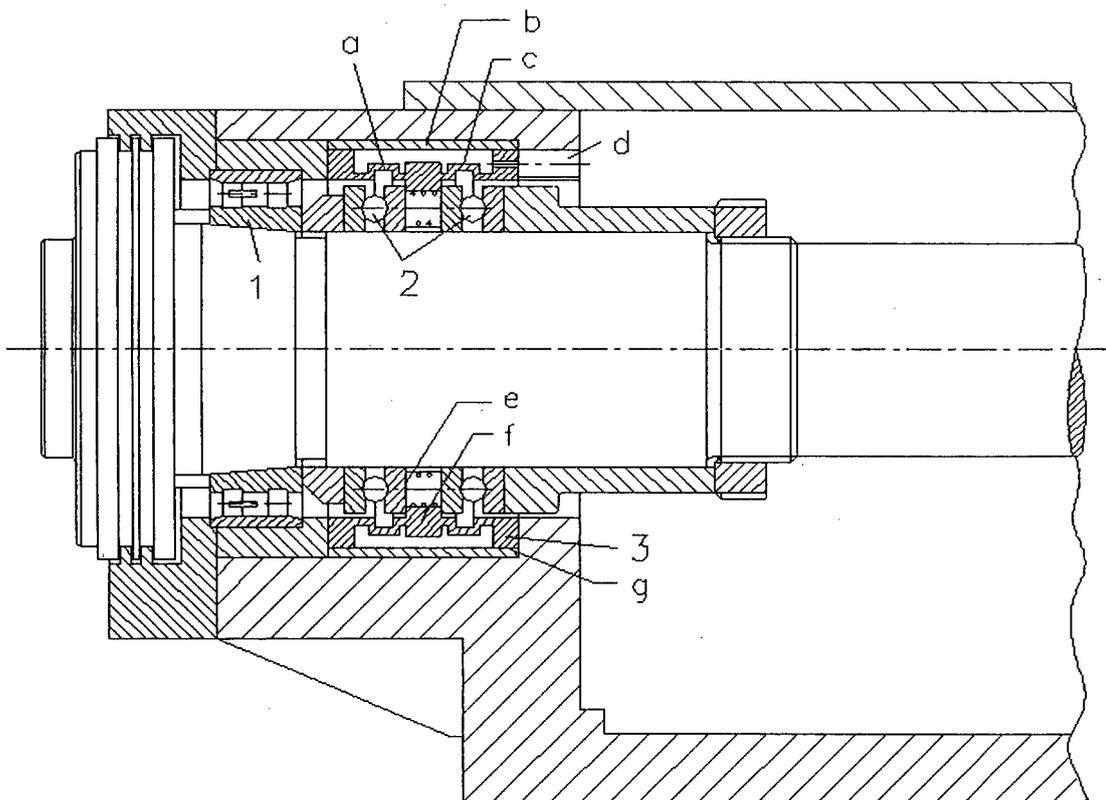


FIGURA 65 - Sensor para medição da força de avanço [17, 39, 43].

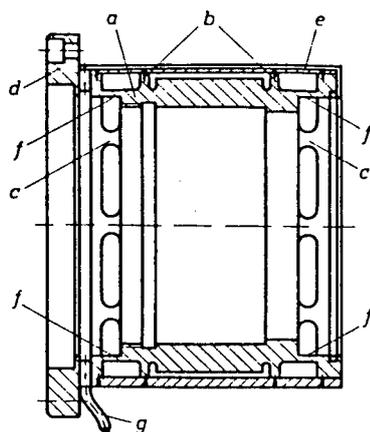


FIGURA 66 - Sensor de força de avanço com elevada rigidez [43].

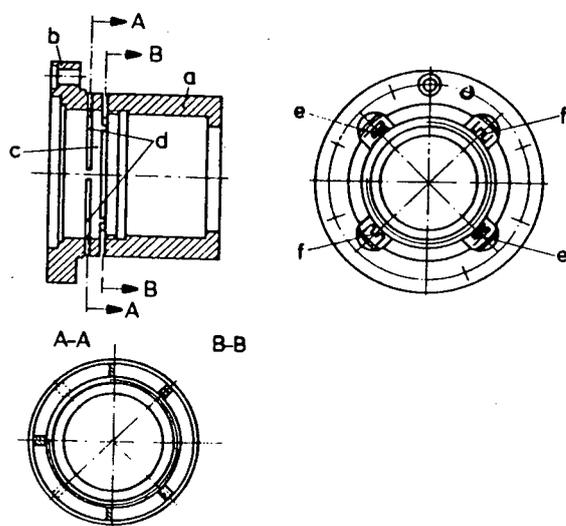


FIGURA 67 - Sensor para pequenas forças de avanço [43].

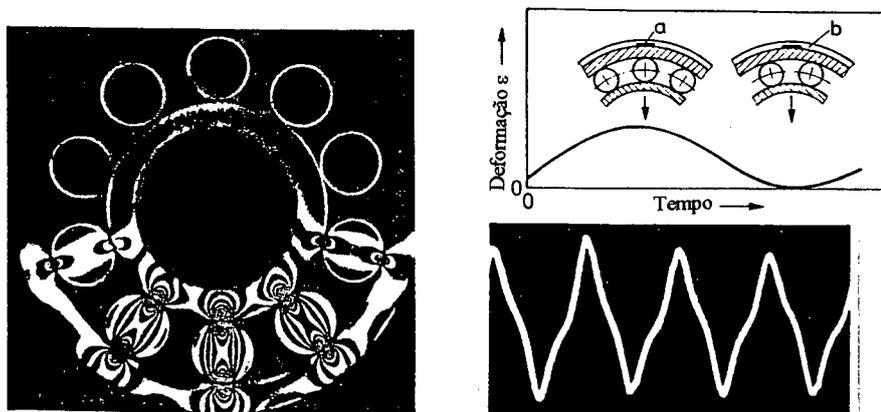


FIGURA 68 - Rolamento para medição de forças [17].

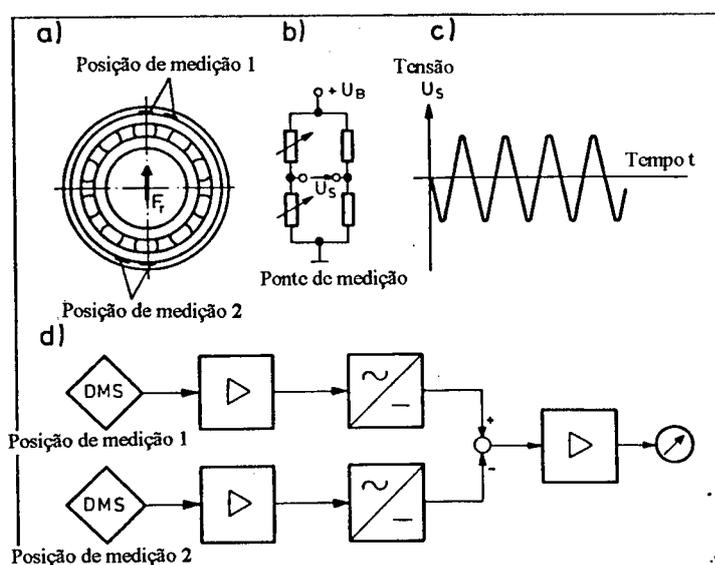


FIGURA 69 - Princípio de medição de um rolamento de medição de forças [36].

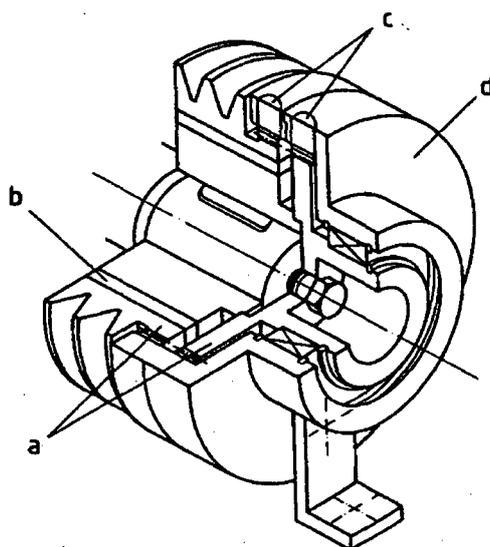


FIGURA 70 - Acoplamento para medição de momento [38].

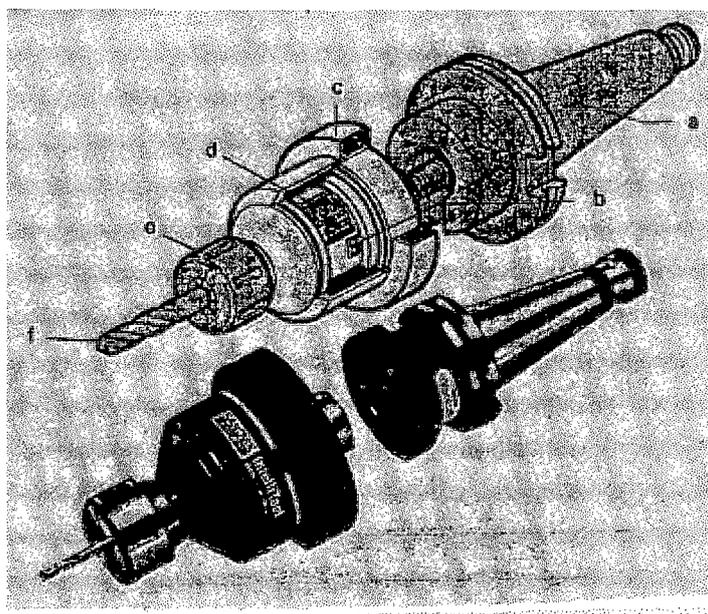


FIGURA 71 - Sensor rotativo acoplado ao mandril [49].

Os sensores de força devem satisfazer às seguintes exigências para reconhecimento do desgaste , além daquelas já mencionadas [20]:

- repetibilidade (pequena flutuação do zero);
- pequena variação da sensibilidade;
- pequena flutuação do valor de medição;

- pouca influência da temperatura;
- linearidade;
- reduzida diafonia;
- possibilidade de instalação próximo à região de usinagem.

Transdutores piezelétricos são capazes de medir as componentes da força de usinagem com uma grande amplitude estática e dinâmica aliadas a uma excelente precisão, linearidade e pequena diafonia.

A vantagem de se utilizar a força para o reconhecimento da quebra é que os danos à máquina são decorrentes de um excesso de força. Dentre as componentes da força de usinagem, a força de avanço é o sinal mais adequado para o reconhecimento da quebra, pelo grande declive apresentado durante a quebra total da broca (Figura 72).

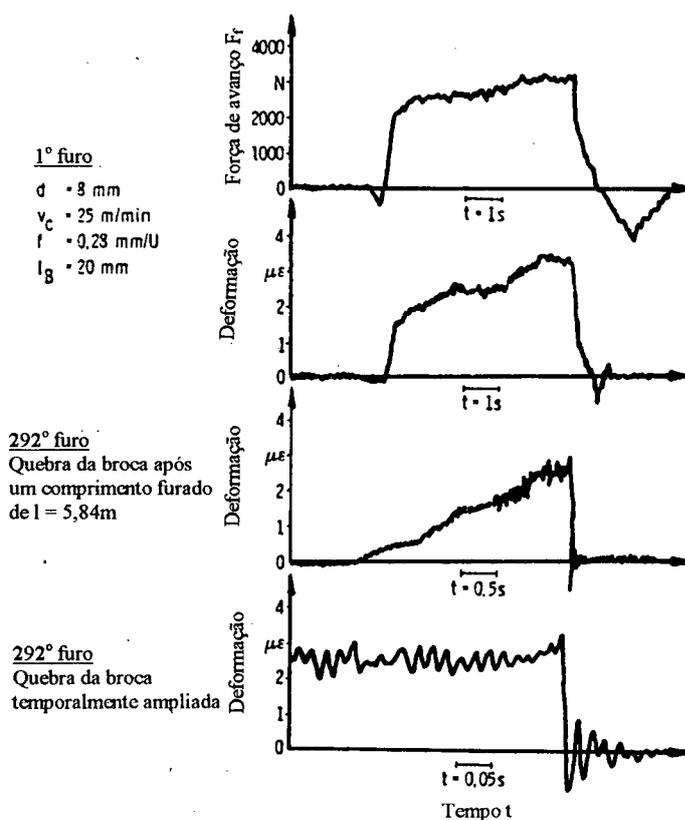


FIGURA 72 - Força de avanço e sinal de deformação pela quebra da broca [3].

O sistema de reconhecimento deve também ser capaz de distinguir a quebra de outras variações da força como: variação da dureza da peça, interrupção de corte, vazios e furos, pontos duros, ranhuras longitudinais, variações de sobremedida da peça.

Um sensor de força para reconhecimento da quebra deve possuir um pequeno tempo de reação à quebra, ou seja, grande frequência natural.

Em geral, entre a ferramenta e o sensor existem vários suportes massivos, consistindo de um sistema de vibração complexo de ordem superior que pode ter várias frequências de ressonância. Como não são conhecidos o amortecimento e a rigidez das uniões e pontos de acoplamento, não se pode prever o comportamento dinâmico do sistema. O comportamento dinâmico do sistema só pode ser levantado através de ensaios metrológicos [20].

Para que a frequência natural do sistema de medição seja elevada, o número de ligações e pontos de acoplamento deverão ser reduzidos ao máximo, assim como a massa dos componentes. A rigidez dinâmica deverá ser a maior possível.

As características acima indicam que sistema ativos (piezelétricos) de medição de força são melhores que os sistema passivos para o reconhecimento da quebra.

A medição da energia elétrica fornecida ao sistema pode ser feita com base na medição da potência com um wattímetro (Figura 73) ou um sensor eletromecânico. Também é possível medir a corrente elétrica fornecida ao motor principal diretamente ou através do fluxo magnético primário [28].

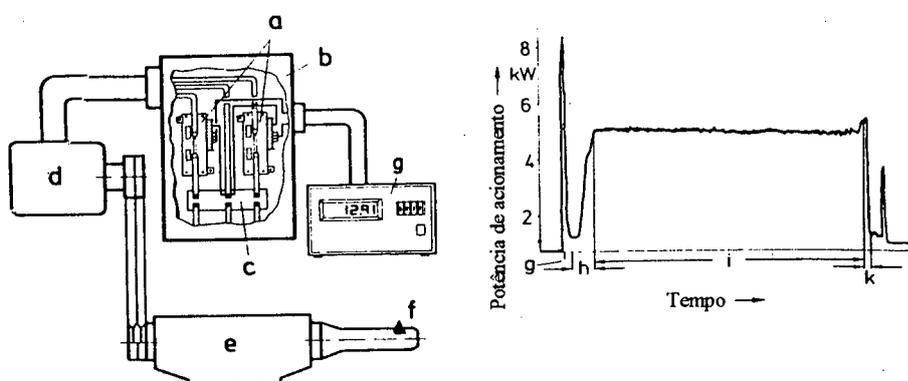


FIGURA 73 - Sensor para medição da potência do motor [7].

A potência instantânea é normalmente utilizada para reconhecer a quebra e a energia (trabalho) fornecida para a realização de um furo é utilizada para reconhecer o desgaste ao final de cada ciclo [10].

A dificuldade maior na aplicação de sensores que utilizam a potência do motor principal é na aplicação em cabeçotes multifusos com ferramentas de vários diâmetros, pois os danos às ferramentas menores quase não podem ser detectados em função do pequeno aumento percentual de potência [26].

CAPÍTULO 3

MATERIAL E MÉTODOS

3.1 Introdução

Devido à necessidade de se desgastar as brocas e com o objetivo de utilizar dados reais de produção, os experimentos foram realizados com ferramentas da empresa Embraco S.A., em condições normais de produção. Alguns experimentos foram complementados com ensaios de laboratório, realizados na UFSC. Os dados técnicos dos equipamentos utilizados são listados no anexo I.

3.2 Experimentos na produção

Os experimentos na produção foram realizados em uma transfer de mesa giratória de fabricação da B. GROB do Brasil S.A., instalada na empresa Embraco S.A., cujas particularidades são relatadas a seguir.

3.2.1 Ferramenta

Na operação de furação estudada são utilizadas brocas inteiriças de metal duro revestidas com TiN e com canais de lubrificação interna, de fabricação da empresa Gühring (tipo RT100 nº 1182). Estas brocas possuem haste cilíndrica e são fixadas através de um mandril ABS 63 de fabricação da empresa Röhm. A pressão de alimentação do fluido de corte utilizada está em torno de 40 bar.

Apesar de serem originalmente revestidas com TiN, todas as brocas utilizadas nos ensaios já haviam sido reafiadas, ou seja, não possuíam mais o revestimento no flanco. As brocas estudadas não são utilizadas com a afiação original de fábrica na Embraco pois esta afiação gera trincas no material da peça. Estudos realizados mostraram que é mais econômico reafiar a broca na Embraco do que comprar a mesma com uma afiação especial. Mesmo se fosse utilizada a broca com a afiação original, somente na primeira vida as mesmas possuiriam revestimento no flanco, e na maior parte da vida as brocas estariam sem o revestimento (são executadas em média 24 reafiações em cada broca).

A geometria das brocas após reafiação está descrita na Figura 74.

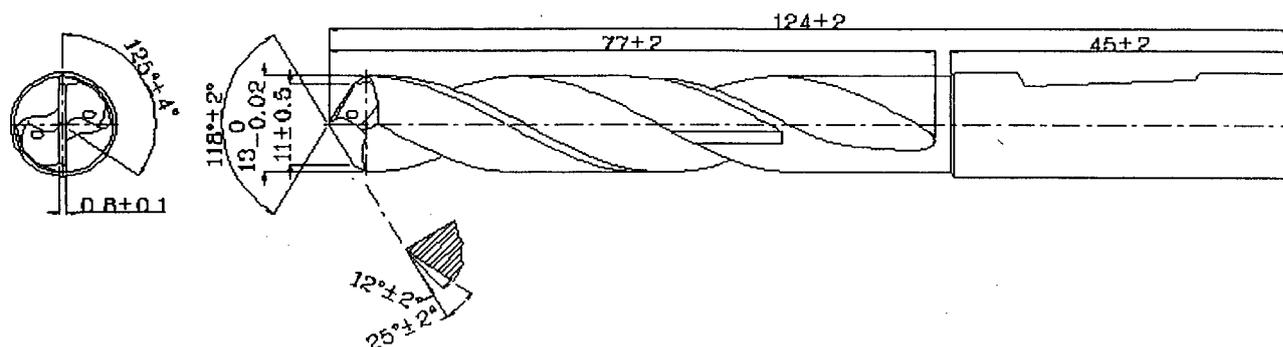


FIGURA 74 - Geometria da broca utilizada nos ensaios.

Os ângulos e dimensões das brocas utilizadas não foram medidos, uma vez que o objetivo dos ensaios não era correlacionar a geometria das brocas com o desgaste, mas simplesmente comparar os diversos sistema de monitoramento para um determinado nível de desgaste ou frente à quebra. É sabido que as brocas geram diferentes níveis de esforços durante o processo em função das diferenças de afiação, conforme será mostrado no Capítulo 4, porém não era objetivo deste trabalho relacionar os esforços a que está submetida a broca com os desvios de afiação.

Todas as ferramentas foram previamente inspecionadas em microscópio de ferramentaria Gühring PG 100 com ampliação de 10 vezes para identificação de possíveis lascamentos, trincas e ranhuras profundas de afiação nos flancos, faces, guias e gumes de corte, que pudessem vir a prejudicar os ensaios. Todas as brocas foram identificadas com um número sequencial. Para a medição do desgaste de flanco e guia das brocas também foi utilizado este microscópio.

3.2.2 Peça

A geometria da peça antes e após a operação estudada está descrita na Figura 75.

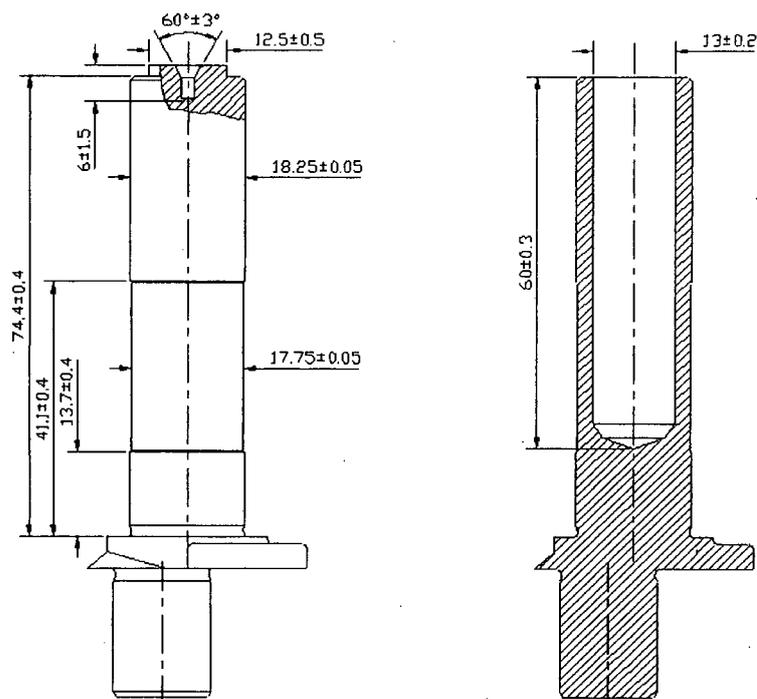


FIGURA 75 - Geometria da peça antes e após a operação de furação.

O furo de centro observado na peça não tem por objetivo a centragem da broca. Este furo é necessário para a operação anterior de torneamento entre pontas e tem inclusive efeitos prejudiciais ao processo de furação como será visto no decorrer deste trabalho.

O material da peça a ser utilizada nos ensaios é equivalente ao ferro fundido GG25. A variação de dureza admissível para o material da peça é de 240 a 280 HB e é controlada pela fundição.

3.2.3 Condições de usinagem

Os parâmetros de usinagem utilizados na produção são:

$$n = 2800 \text{ rpm}$$

$$f = 0,250 \text{ mm/rot}$$

O avanço é feito através de um cilindro hidráulico e a rotação através de um motor trifásico com transmissão à árvore através de polias e correias dentadas.

3.2.4 Sistema de monitoramento da potência do motor

A unidade da transfer estudada é dotada de um sistema de monitoramento modelo STM-2, de fabricação da empresa Artis GmbH (Alemanha), que realiza o monitoramento da potência do motor de acionamento da árvore através da comparação dos valores obtidos para uma broca desgastada com os valores obtidos para a mesma broca quando nova, em termos percentuais.

Como a potência é obtida através da medição da corrente e da tensão fornecida ao motor que transmite a rotação e torque à broca, os valores medidos são proporcionais ao momento torçor consumido pela broca na usinagem.

Para monitoramento do desgaste da ferramenta é utilizada a energia (potência x tempo) consumida em um ciclo de usinagem. Este valor possui uma boa repetibilidade de furo para furo e é aproximadamente proporcional ao desgaste. O sistema de monitoramento compara a energia do furo atual com a energia medida para a broca nova (na etapa de aprendizado) e indica o desgaste quando o mesmo ultrapassa um valor percentual limite ajustado no aparelho. Esta comparação é feita somente após a conclusão do ciclo de usinagem, ou seja, após cada furo.

Através de um nível percentual mínimo de energia consumida em um ciclo de usinagem, pode-se também reconhecer a falta da ferramenta ou da peça após o término de um ciclo de usinagem.

A potência instantânea é constantemente monitorada durante a execução do furo para o reconhecimento em um pequeno intervalo de tempo da quebra, do lascamento do gume da ferramenta ou de uma colisão da máquina-ferramenta. Ao detectar uma ultrapassagem do valor percentual limite de potência, o sistema de monitoramento envia um sinal ao comando da máquina que interrompe o processo e recua a ferramenta de corte. O limite de potência relativo pode ser ajustado para qualquer valor entre 101 e 999%.

Ao procedimento de definição dos níveis de potência e energia para uma broca nova dá-se o nome de aprendizado (“Lernen”). O valor máximo de potência e a energia medidos durante o aprendizado correspondem aos níveis de 100%. Os limites de quebra, desgaste e falta são definidos como percentuais em relação ao nível de aprendizado.

Para eliminar a variação da potência decorrente principalmente das variações de temperatura da máquina é subtraído do valor da potência adquirido a parcela de potência em vazio (P_0). Esta é a potência necessária para girar o fuso logo antes do início da usinagem. A temperatura influi na potência em função das perdas por atrito nas engrenagens e mancais.

A potência em vazio P_0 é determinada pela média de várias medidas de potência. O equipamento permite a desativação da medição de P_0 . Na unidade estudada este artifício foi desativado pois verificou-se que havia uma flutuação do valor da potência em vazio que causava uma flutuação dos valores de potência e energia medidos, levando a falsos alarmes de quebra e desgaste. Os valores de potência para o equipamento estudado eram bastante estáveis uma vez que o equipamento permanece ligado durante 24 horas (3 turnos de trabalho). Já a medição de P_0 estava sujeita a uma flutuação pois a mesma possui valores muito baixos e o equipamento não possui resolução suficiente para conversão A/D deste valor.

Também é possível fazer um monitoramento sem limite de potência relativo (estático). A este tipo de monitoramento dá-se o nome de monitoramento com níveis (dinâmico). Neste caso, a cada 200 ms a unidade de monitoramento recalcula o limite de potência. Esta opção permite o monitoramento de usinagens com grandes diferenças de potência como, por exemplo, ferramentas escalonadas.

O monitoramento está ativo enquanto um sinal enviado pela máquina permanecer no nível lógico alto. O controle da máquina foi concebido para ativar este sinal quando uma chave de início de monitoramento, posicionada pouco antes do início do furo, for atuada. O sinal é desativado quando uma chave de fim de curso é atuada. A escolha dos parâmetros de monitoramento e o cancelamento dos alarmes de quebra, desgaste ou falta são feitos no painel da unidade de monitoramento.

Para visualização do comportamento dos sinais durante a usinagem, otimização do monitoramento e definição dos limites, a unidade de monitoramento foi acoplada a um microcomputador e os dados para cada furo foram coletados através de um software fornecido pelo fabricante (ViDi - Visualization & Diagnosis).

O sistema de monitoramento possui ainda um limite de pré-alarme que, no equipamento estudado, está desativado. A aplicação mais usual para este tipo de alarme é a detecção de trancamentos de cavaco, permitindo a realização de um ciclo pica-pau ou redução do avanço automaticamente, evitando-se assim a quebra da ferramenta.

Para reduzir o número de alarmes falsos, pode ser utilizado um expediente conhecido como atraso de alarme. Através da indicação do número de ocorrências sucessivas que o sinal de potência pode permanecer acima do limite, são desprezados os picos de curta duração decorrentes de ruídos no sistema (inclusões no material ou trancamento de cavaco, por exemplo).

A taxa de amostragem do sistema é de 10 ms, logo, o número de ocorrências multiplicado por 10 indica o atraso do alarme em ms.

Também os alarmes de desgaste e falta podem ter um atraso. Neste caso o valor ajustado na unidade indica o número de ciclos sucessivos acima ou abaixo do limite antes que seja dado o alarme. Este expediente permite eliminar oscilações decorrentes de peças com dimensões ou dureza fora do especificado, por exemplo.

3.2.5 Sistema de monitoramento da emissão acústica

Foi utilizados nos ensaios um sistema de monitoramento baseado na emissão acústica modelo GD 200, de fabricação da Prometec GmbH, originalmente destinado à retificação porém adaptado para utilização na furação.

Este sistema utiliza um sensor comercial de emissão acústica que possui como principal atrativo o baixo custo. O princípio de medição deste sensor é piezelétrico.

Para os ensaios foram utilizados os sinais provenientes do sensor com dois tipos de tratamento diferentes (ver Figura 62 do capítulo 2):

- sinal de vibração não tratado;
- sinal de vibração tratado.

O sinal de vibração não tratado foi coletado logo após o filtro passa-faixa do pré-amplificador e foi utilizado para análise do sinal no domínio da frequência. O sinal de vibração tratado foi coletado após todas as etapas de tratamento do pré-amplificador e foi utilizado para análise do sinal no tempo.

As faixas de frequência do filtro passa-faixa são ajustáveis através da seleção de um dentre vários filtros disponíveis e foram baseadas na análise de frequência da vibração pura para uma broca desgastada, como será mostrado no capítulo 4.

O sensor foi parafusado à um imã que foi fixado ao cabeçote da máquina, o mais próximo possível do mancal do fuso. A desvantagem é o excessivo número de interfaces até a ferramenta, que atenua o sinal e acrescenta ruídos.

3.2.6 Sistema de coleta de dados

Foi utilizado um analisador de sistemas de controle CSA modelo HP 3563 A, fabricado pela Hewlett Packard. Este aparelho pode ser utilizado como um osciloscópio digital, capturando os sinais no tempo, ou como um analisador de Fourier, permitindo a análise dos sinais no domínio da frequência.

O CSA possui dois canais de entrada e pode realizar análises com até 100 kHz de frequência. O número máximo de pontos para cada aquisição é limitado em 2048 pontos por canal, o que limita a frequência de aquisição em alguns Hz quando da aquisição do sinal em períodos de tempo elevados (alguns segundos). O aparelho, entretanto, filtra os sinais convenientemente, eliminando automaticamente os problemas de “aliasing”.

De acordo com as grandezas adquiridas em cada ensaio, as saídas analógicas dos amplificadores de carga Kistler 5011 foram conectadas através de cabos coaxiais com conectores BNC ao CSA ou foi utilizado um cabo especialmente confeccionado para permitir a captura do sinal do pré-amplificador de EA.

Para permitir o armazenamento dos dados e posterior análise foram desenvolvidos pelo autor programas utilizando a linguagem de programação “C” que permitiram importar os dados do analisador de sistemas de controle para o microcomputador, sua análise posterior e geração de um arquivo em linguagem HPGL para importação do gráfico em editores de texto. Também foi elaborado um programa para conversão dos dados em formato texto, permitindo a sua importação em qualquer programa comercial de geração de gráficos.

Este programa pode ser executado em um microcomputador dotado de uma placa de comunicação GPIB STD 8410 que permite a conexão do computador ao CSA através de um cabo HPIB.

3.3 Experimentos no laboratório

Os experimentos complementares no laboratório foram realizados ensaios em uma furadeira CNC Polaris F400 fabricada pela Romi, de propriedade do LMP, cujas particularidades serão relatadas a seguir. O sistema de coleta de dados utilizado é mostrado na Figura 76.

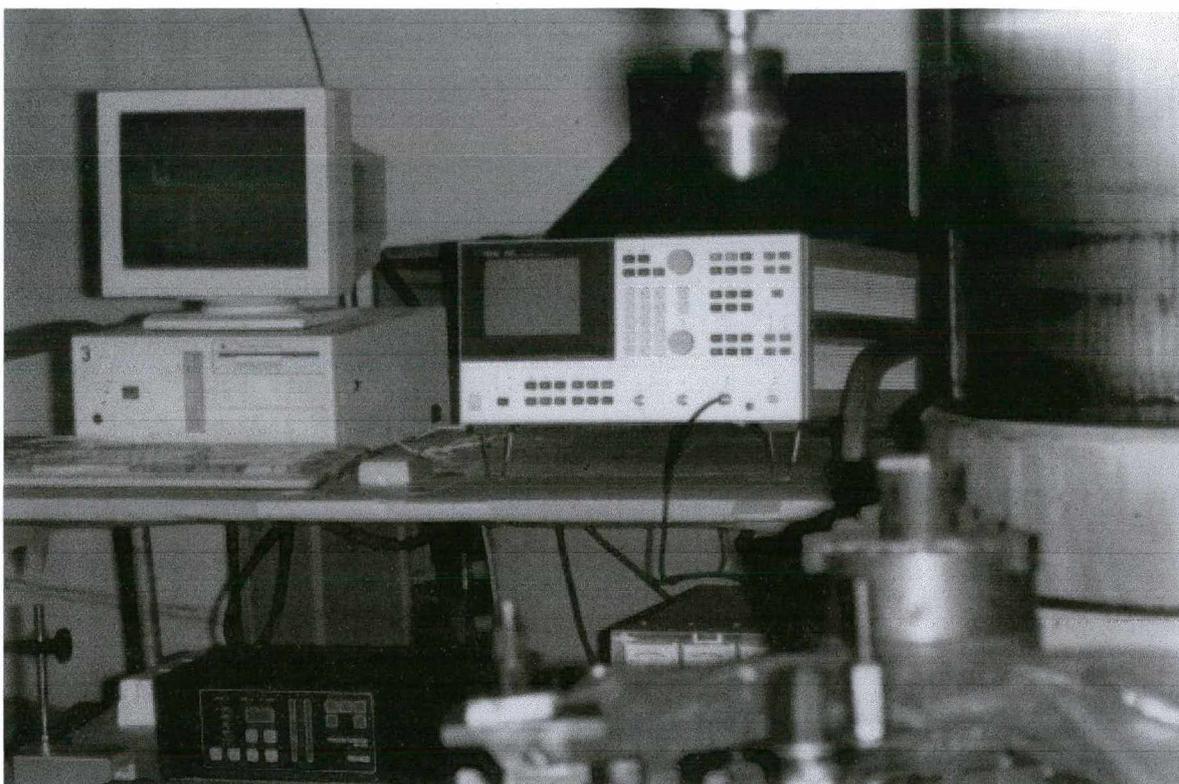


FIGURA 76 - Sistema de coleta de dados.

3.3.1 Ferramenta

Foram utilizadas nos ensaios as mesmas brocas inteiriças de metal duro utilizadas nos ensaios na produção, fixadas através de um mandril com pinça \varnothing 14 mm.

3.3.2 Corpos de prova

Para os ensaios de laboratório foram utilizadas as peças de produção, que foram devidamente serradas e torneadas para fixação em uma placa de 3 castanhas. As dimensões dos dois tipos de corpos de prova utilizados nos ensaios estão indicadas nas Figuras 77 e 78.

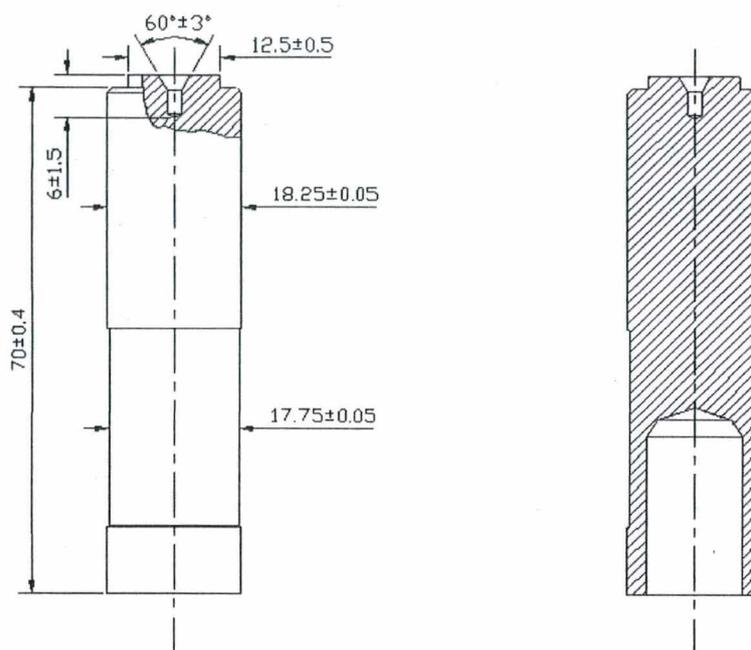


FIGURA 77 - Geometria do corpo de prova (a).

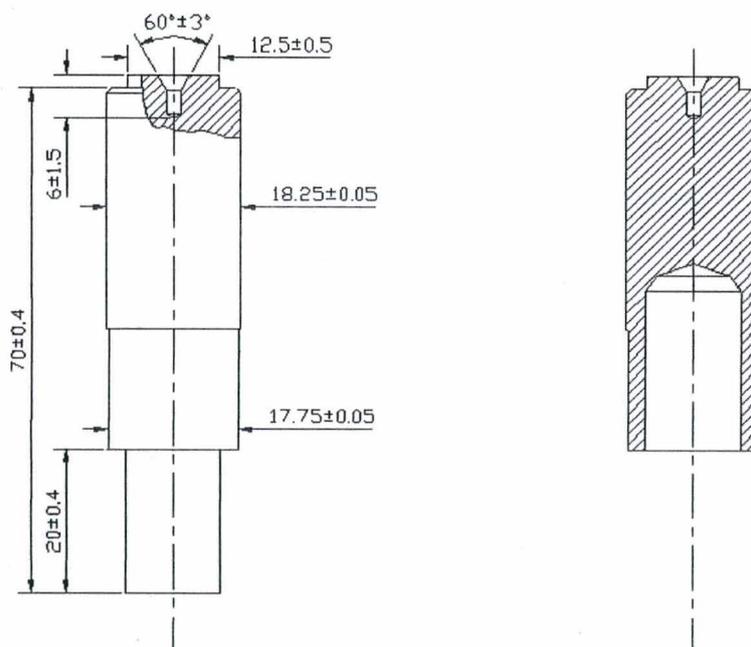


FIGURA 78 - Geometria do corpo de prova (b).

O corpo de prova (b) foi utilizado para permitir a separação dos efeitos do gume principal/transversal e os da guia. Assim pôde-se avaliar a influência de cada forma de desgaste sobre as grandezas indiretas. Chamou-se a região inicial do furo, onde a guia não atua, de Região I e o restante de Região II.

Em alguns ensaios os corpos de prova foram usinados pelo mesmo lado utilizado na produção, permitindo avaliar assim a influência do furo de centro.

3.3.3 Condições de usinagem

Como os ensaios foram realizados a seco, não foi possível utilizar as mesmas condições de usinagem da produção. Os parâmetros de usinagem utilizados nos ensaios são especificados abaixo:

$$n = 1900 \text{ rpm}$$
$$f = 0,1250 \text{ mm/rot}$$

A rotação da broca é fornecida por um motor trifásico e transmitida ao avanço através de engrenagens. O fim de curso é comandado numericamente.

O fato de utilizarem-se condições de usinagem diferentes da produção não invalida os ensaios, uma vez que os ensaios de laboratório são comparados aos ensaios realizados nas mesmas condições para as brocas afiadas.

3.3.4 Plataforma piezelétrica

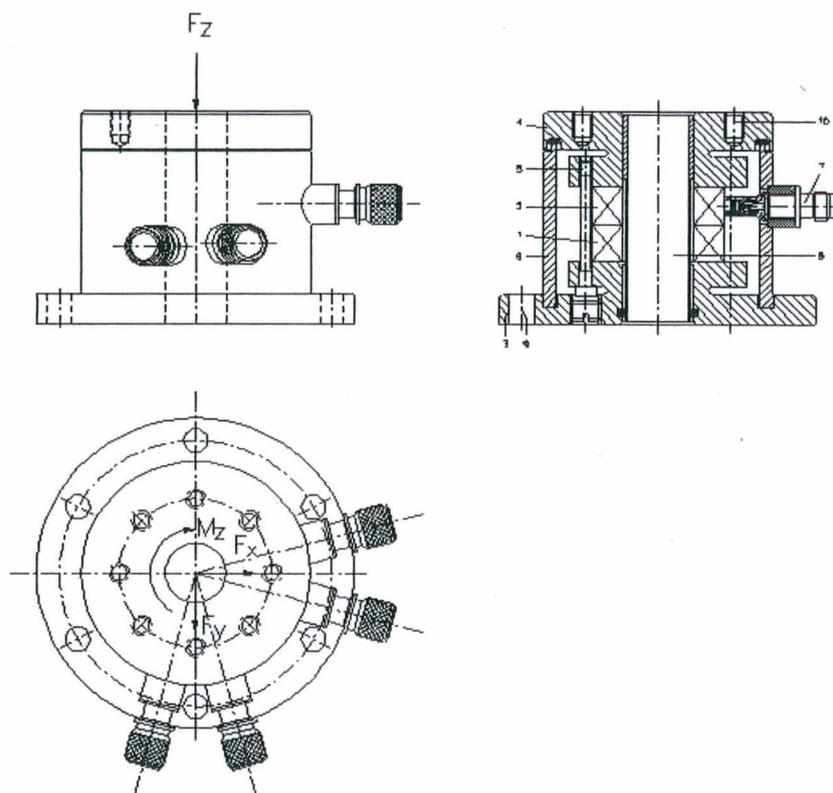


FIGURA 79 - Plataforma piezelétrica Kistler 9263.

Para medição das forças foi utilizada uma plataforma piezelétrica Kistler modelo 9263 (Figura 79) conectada a amplificadores de carga Modelo 5006 da Kistler.

Os cabos que conectam a plataforma ao amplificador foram devidamente limpos e testados através de um medidor de impedância 5493 da Kistler, garantindo assim uma perda de carga desprezível durante os ensaios.

Os corpos de prova foram fixados a uma placa de 3 castanhas que, por sua vez, foi fixada a uma placa intermediária e esta à plataforma através de parafusos M6. A plataforma encontrava-se presa à mesa da furadeira radial por parafusos M8, conforme determinações do fabricante da mesma.

Para garantir que os corpos de prova não se deslocassem axialmente quando submetidos aos esforços de usinagem, foi feito um tarugo com diâmetro ligeiramente inferior ao dos corpos de prova e colocados sob os mesmos, funcionando assim como um batente axial.

3.4 Metodologia

Em uma primeira fase de experimentos as brocas recém afiadas eram analisadas em laboratório para obtenção dos valores médios e espectros de potência das seguinte grandezas:

- força de avanço;
- momento torçor;
- nível de vibração.

Em seguida as brocas eram trazidas para a empresa e colocadas na linha transfer para serem desgastadas. Durante o uso as brocas eram acompanhadas através do sistema de monitoramento ARTIS e os dados eram coletados através do software ViDi. Todas as brocas eram retiradas quando o nível de energia atingia 120% do valor inicial (aprendizado) e retornadas à UFSC para repetição dos ensaios em laboratório. O valor de 120% foi estabelecido pela empresa como um nível de desgaste adequado.

Inicialmente foram feitas algumas medições de desgaste ao longo da vida da ferramenta para comparação com o comportamento da energia.

Durante os ensaios na empresa procurou-se levantar os tipos de quebra de ferramentas através de análise visual das ferramentas quebradas.

Em uma segunda fase instalou-se o sensor de EA na transfer e os dados de vibração foram analisados através do sistema de coleta de dados, de forma a se analisar o comportamento da vibração “in loco” e compará-lo ao sistema de monitoramento da potência do motor.

Em uma última fase foram realizados ensaios na UFSC com uma broca nova, forçando a sua quebra através da geração de um pequeno lascamento na broca. Desta forma pode-se avaliar o comportamento do momento torçor e da vibração durante a quebra.

CAPÍTULO 4

ANÁLISE DOS RESULTADOS

4.1 Oscilação torcional

Para permitir uma avaliação das características oscilatórias de uma broca se faz necessário uma determinação matemática das frequências vibratórias, principalmente das torcionais que, de acordo com Christoffel [3], são dominantes. Para viabilizar esta modelagem matemática é necessário conhecer a seção transversal da ferramenta e, assim, poder determinar o momento polar de inércia da mesma.

A seção transversal foi obtida a partir da medição em uma máquina de medir por coordenadas do laboratório de metrologia da UFSC utilizando um apalpador esférico com raio de 0,9986 mm. A geometria aproximada da broca utilizada é exibida na Figura 80.

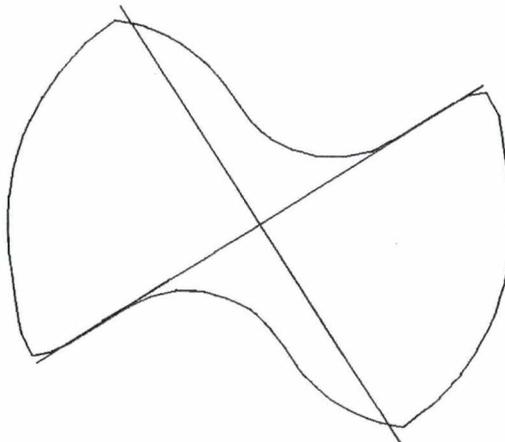


FIGURA 80 - Geometria aproximada da seção transversal da broca.

A área da seção transversal A e o momento polar de inércia I_p foram calculados através da aproximação da área da broca por quadrados de 0,1 mm de lado.

Para o cálculo do momento de inércia de massa J^* foi a seção transversal representada aproximadamente por um retângulo com área igual à da seção transversal e largura maior (b) igual ao diâmetro da broca no flanco secundário, conforme Figura 91, de forma análoga à utilizada por Christoffel [3].

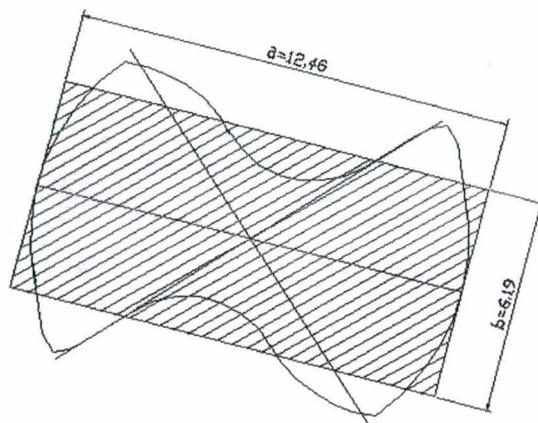


FIGURA 81 - Aproximação da seção da broca por um retângulo.

A partir dos dados anteriores foi possível calcular a frequência natural de torção para esta broca (fórmulas 1 a 6 do capítulo 2):

área da seção transversal	$A =$	77,1	mm^2
largura maior do retângulo aproximado	$a =$	12,46	mm
largura menor do retângulo aproximado	$b =$	6,19	mm
comprimento em balanço	$l_g =$	74	mm
massa da seção em balanço	$m =$	0,84	kg
momento de inércia de massa	$J =$	$1,36 \times 10^{-5}$	kg.m^2
momento de inércia polar	$J^* =$	$6,78 \times 10^{-10}$	m^4
módulo de elasticidade transversal	$G =$	$6,1 \times 10^{12}$	N/m^2
rigidez	$c =$	55915	N.m
frequência natural de torção	$f_n =$	10,2	kHz

Na Figura 82 é exibido o comportamento teórico da frequência natural de torção da broca para diversos comprimentos em balanço (l_g), que é importante para se determinar a variação da frequência natural ao longo da vida da broca devido às reafiações. A broca possui inicialmente um comprimento em balanço de 79 mm e pode chegar até 67 mm com as reafiações. Desta forma, na primeira afiação a frequência natural estará por volta de 9,6 kHz, chegando a 11,3 kHz na última reafiação.

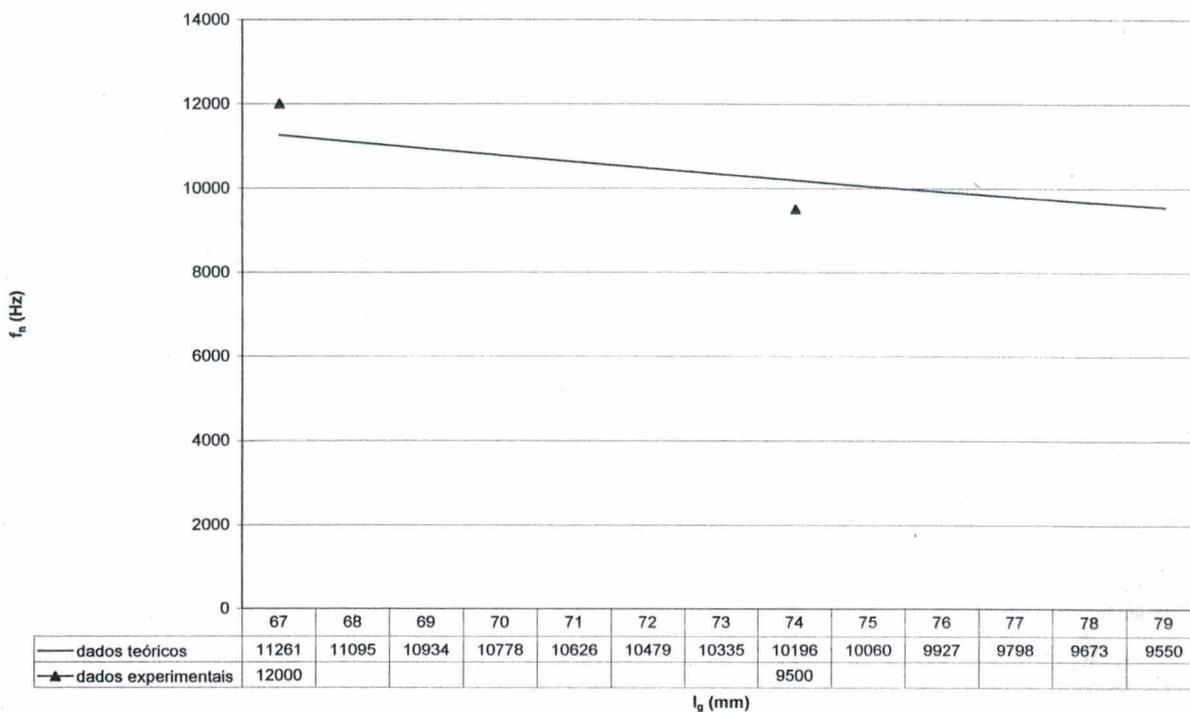


FIGURA 82 - Comportamento da frequência de torção com o comprimento em balanço.

Procurando confirmar os dados teóricos, foram realizados ensaios com brocas de comprimentos em balanço de 74 e 67 mm, comprovando-se a existência de uma frequência dominante em torno de 9,5 kHz e 12 kHz, respectivamente.

A diferença entre os valores teóricos e os experimentais pode ser explicada pelas simplificações feitas na determinação do momento de inércia polar da ferramenta.

Com base no cálculo teórico e ensaios realizados, foi selecionado dentre os filtros passa-faixa, disponíveis para o pré-amplificador de emissão acústica, um com frequências de corte de 0,5 e 15 kHz.

Utilizando esta faixa está-se limitando a análise do sinal proveniente do sensor de EA a baixas frequências. Portanto, apesar de se estar utilizando um sensor de EA capaz de detectar altas frequências (centenas de kHz até MHz) gerados pelo processo de usinagem, optou-se por analisar somente a parcela do sinal proporcional à vibração causada pela oscilação torcional da broca, procurando-se investigar a capacidade deste sensor de detectar este fenômeno observado por Christoffel [3].

Também com base nas análises de frequências obtidas nestes ensaios exploratórios, foi selecionada uma frequência de corte do amplificador passa-baixa da plataforma piezelétrica de 30 kHz e selecionada uma faixa de 0 a 20 kHz para análise de frequência no CSA.

4.2 Desgaste

A Figura 83 mostra a correlação da energia (potência x tempo) com o desgaste de flanco e da guia da broca (valores médios para os dois gumes) medido no aparelho de produção.

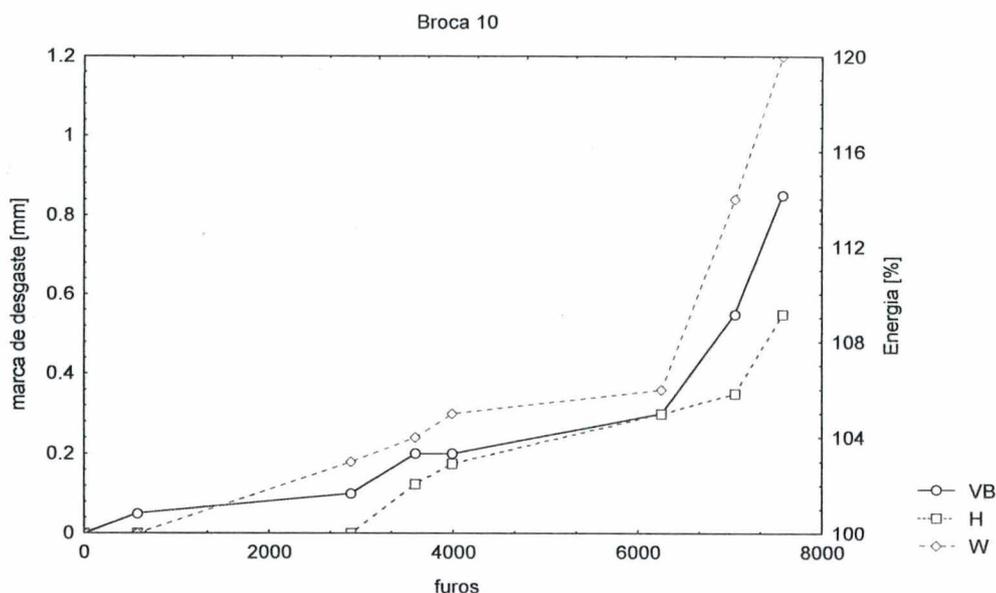


FIGURA 83 - Energia (W) versus desgaste de guia (H) e de flanco (VB) da broca.

A análise de correlação indica que a energia é dependente do desgaste de flanco e da guia. Para um limite percentual de 120%, o desgaste de flanco médio (VB) observado nas brocas ensaiadas foi de 0,72 mm, com uma variação de $\pm 0,12$ mm. O desgaste de guia (H), entretanto, exibiu uma grande variação (de 0,55 a 1,60 mm). A grande variação da medição do desgaste de guia deve-se à imprecisão da sua medição, uma vez que material aderido ao revestimento de TiN pode ser confundido com um desgaste de guia.

As Figuras 84 a 87 exibem o comportamento típico da potência em um ensaio na produção.

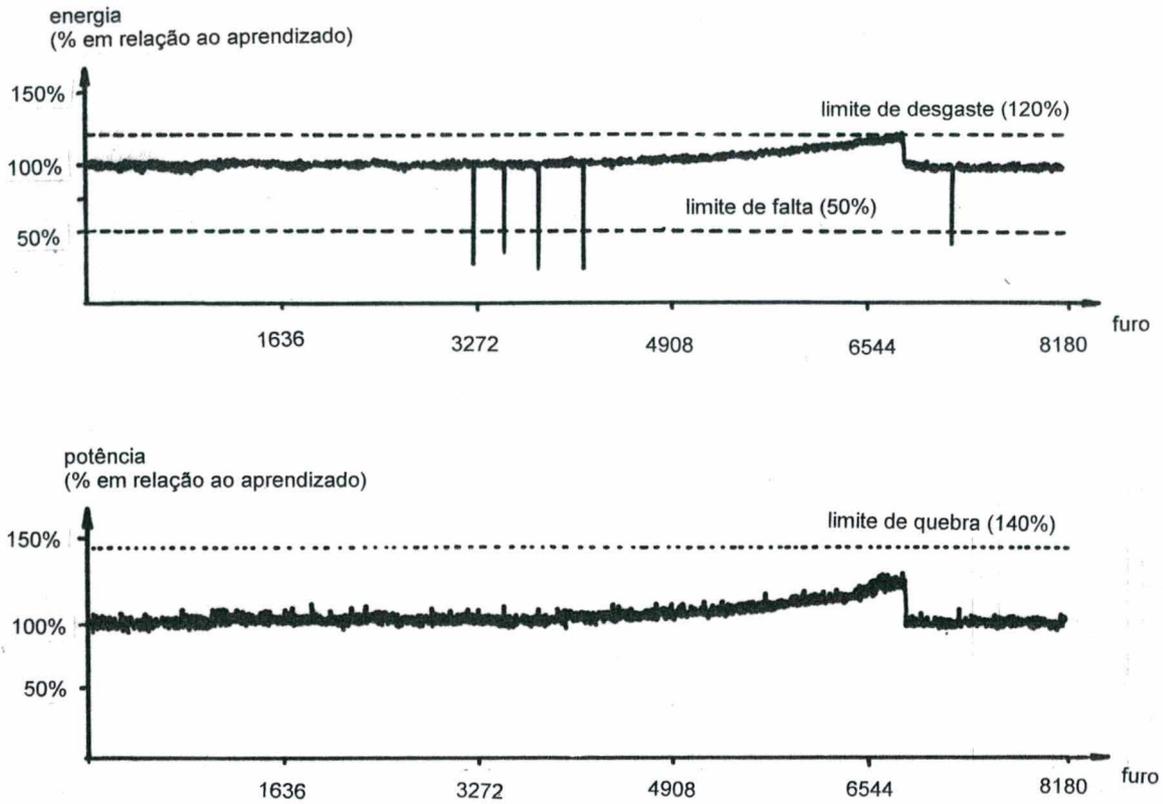


FIGURA 84 - Acompanhamento de uma broca.

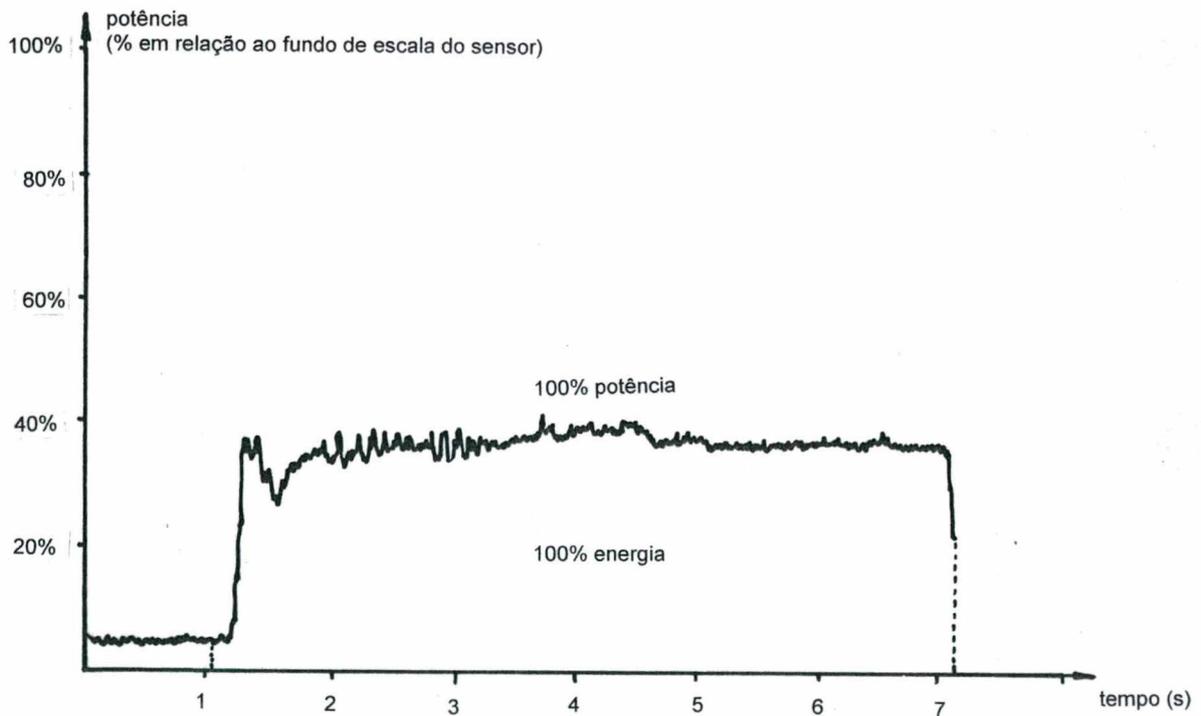


FIGURA 85 - Potência para uma broca nova (9^o furo - aprendido).

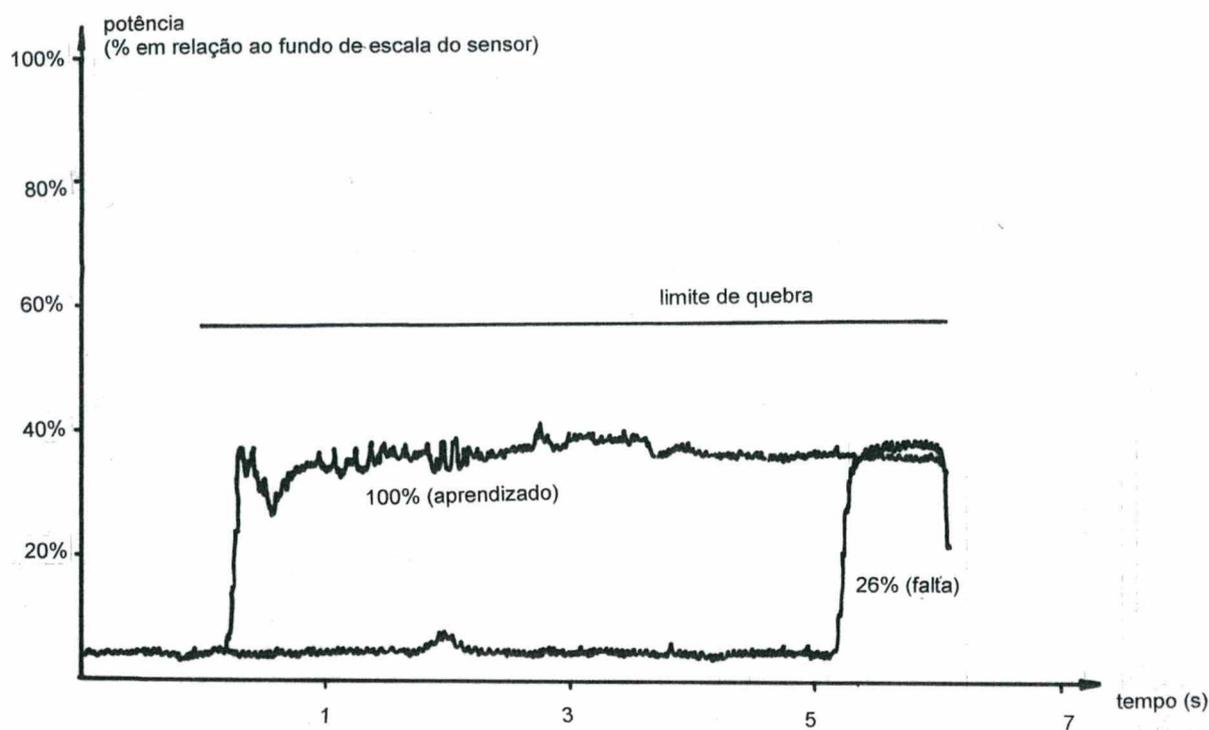


FIGURA 86 - Indicação de falha por atraso de ciclo da máquina devido a problemas em outras unidades (3219^o furo).

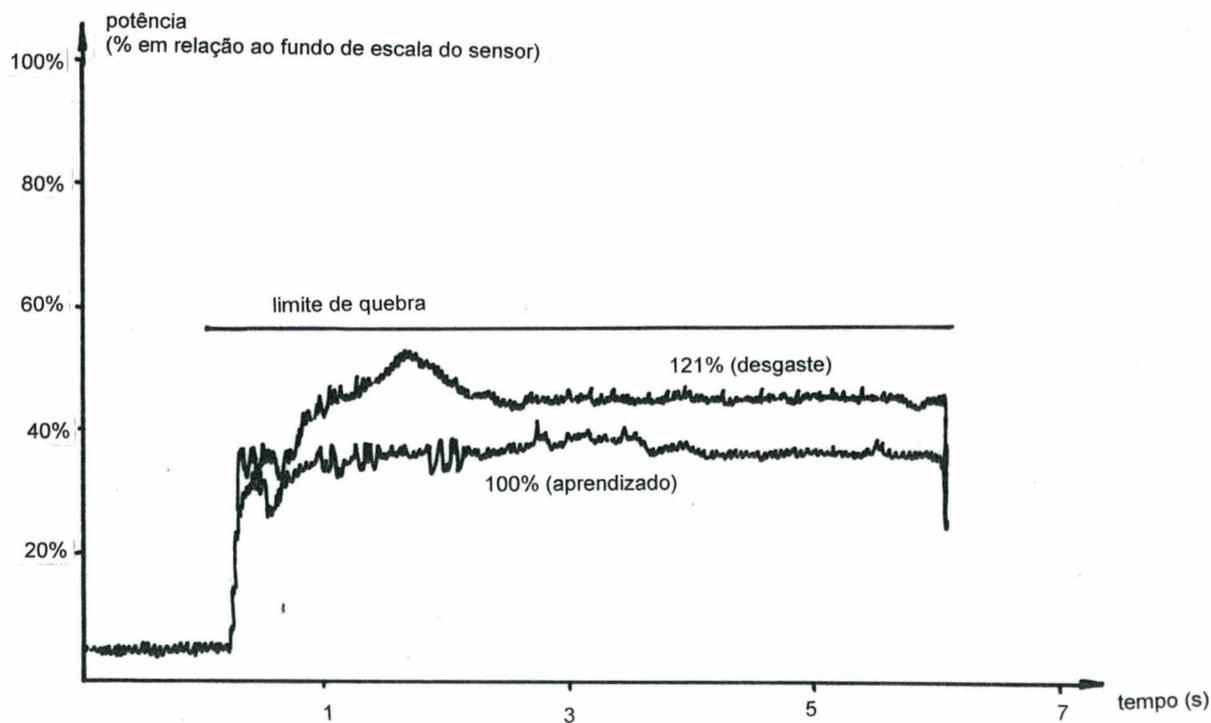


FIGURA 87 - Potência para uma broca desgastada (6830^o furo - indicação do desgaste).

A Figura 88 exibe o estado de desgaste de flanco usual de uma broca cujo fim de vida foi indicado pelo sistema de monitoramento.

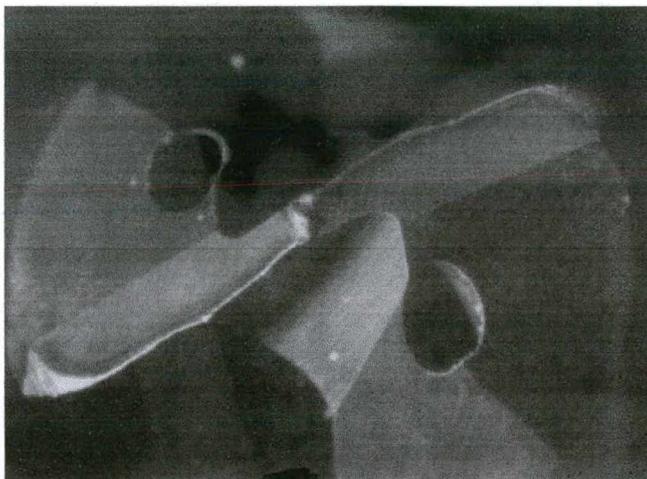


FIGURA 88 - Desgaste de flanco da broca.

As Figuras 89 e 90 mostram o comportamento observado para o nível de vibração em um ensaio na produção.

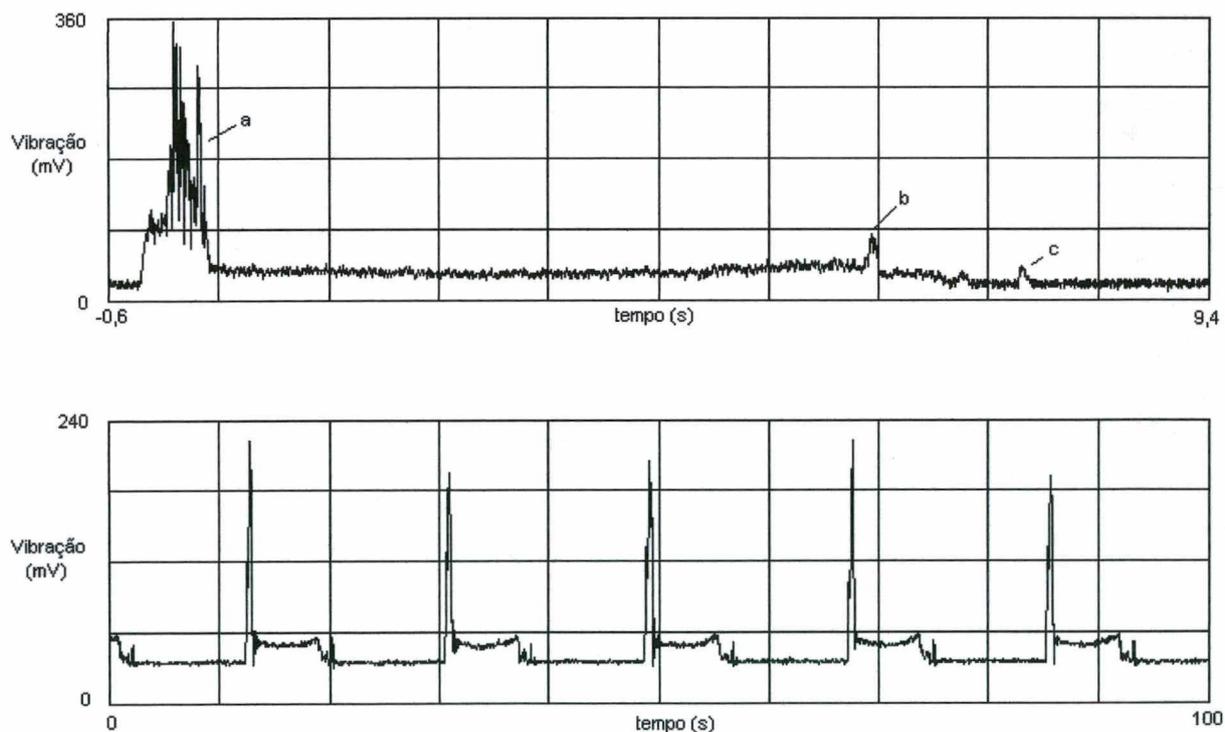


FIGURA 89 - Nível de vibração na produção para uma broca nova.

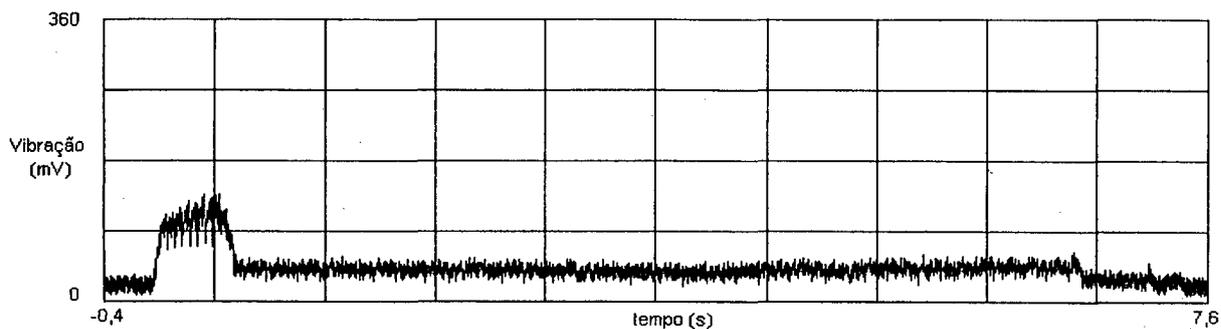


FIGURA 90 - Nível de vibração na produção para a mesma broca desgastada.

Observa-se que a vibração não sofreu nenhum aumento de nível do sinal gerado devido ao desgaste da broca.

O aumento da vibração observado no início do furo (a) deve-se ao furo de centro e será analisado em maiores detalhes no Item 4.4. O pico em (b) ocorre pois o mesmo barramento possui 4 fusos, 2 para furação diâmetro 13 mm e 2 para a operação de chanfrar o furo (barra de mandrilar). Esta barra só inicia a usinagem pouco antes do término do furo de 13 mm e a sua contribuição para a emissão acústica é bem clara no sinal. O pico em (c) é devido à parada do carrão na posição inicial (recoo total).

As Figuras 91 e 92 mostram o comportamento da força de avanço com o desgaste da broca.

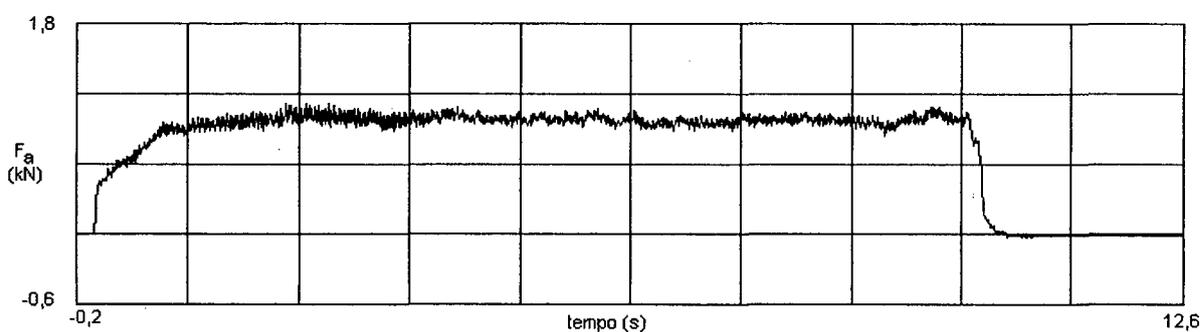


FIGURA 91 - F_a para uma broca nova.

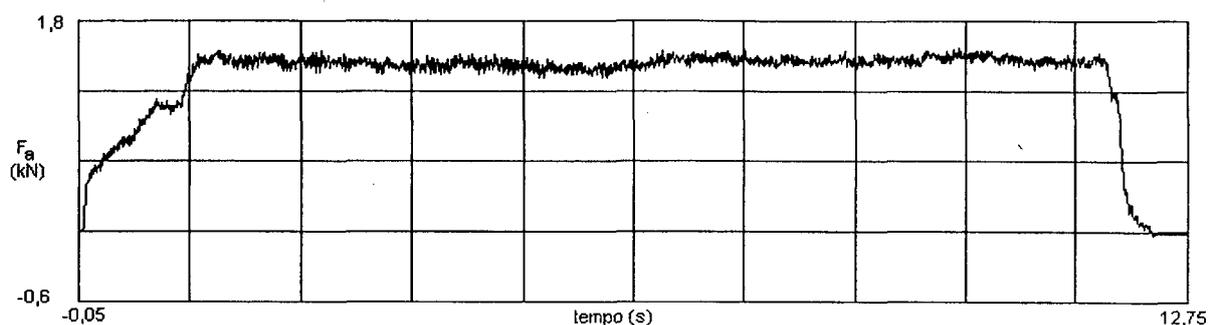


FIGURA 92 - F_a para a mesma broca desgastada.

O aumento percentual do momento torçor, medido através da plataforma piezelétrica, é similar ao aumento de potência medido na produção, o que demonstra que os dois sistemas são equivalentes no que se refere ao monitoramento do desgaste. O perfil obtido para o momento torçor nos ensaios é idêntico ao perfil normalmente obtido para a potência do motor nos ensaios na produção.

O aumento percentual médio da força de avanço foi de 149%, para uma aumento de potência (e momento torçor) de 120%. Estes valores indicam que a força de avanço é mais sensível ao desgaste que o momento torçor e a potência do motor).

A Figura 93 mostra a variação da força para algumas brocas recém afiadas. Este fato se deve às pequenas diferenças de geometria das ferramentas, e justifica a necessidade de se utilizar valores percentuais para o aumento de força. Desta forma, justifica-se a realização de um “aprendizado” para cada broca, onde o sistema de monitoramento irá armazenar o valor obtido para uma broca quando nova, usando-o como referência para o cálculo do aumento percentual.

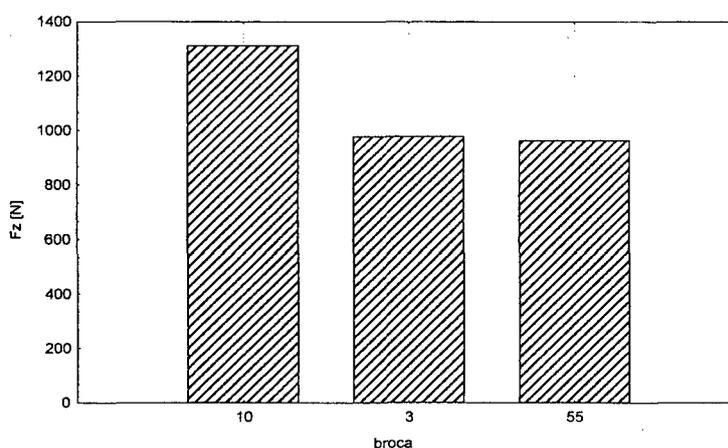


FIGURA 93 - Variação de F_z para brocas recém afiadas.

Nos ensaios utilizando corpos de prova escalonados (com rebaixo), o aumento de força de avanço decorrente do desgaste foi de 49% na Região II. O aumento da Região I para a II, para a broca nova era de 5% e para a desgastada passou a ser de 7%. Conclui-se que a contribuição do desgaste de guia para o aumento da força de avanço foi de apenas 2% (desprezível). O restante do aumento, que é o valor verificado na Região I (47%), foi devido ao desgaste do gume principal.

A emissão acústica não mostrou aumento quando da entrada da guia, nem mesmo com o desgaste de guia da broca.

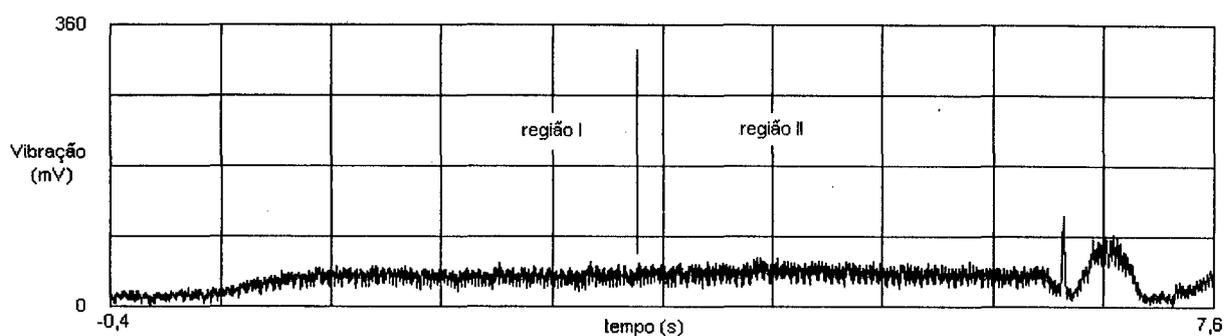


FIGURA 94 - vibração nas Regiões I e II.

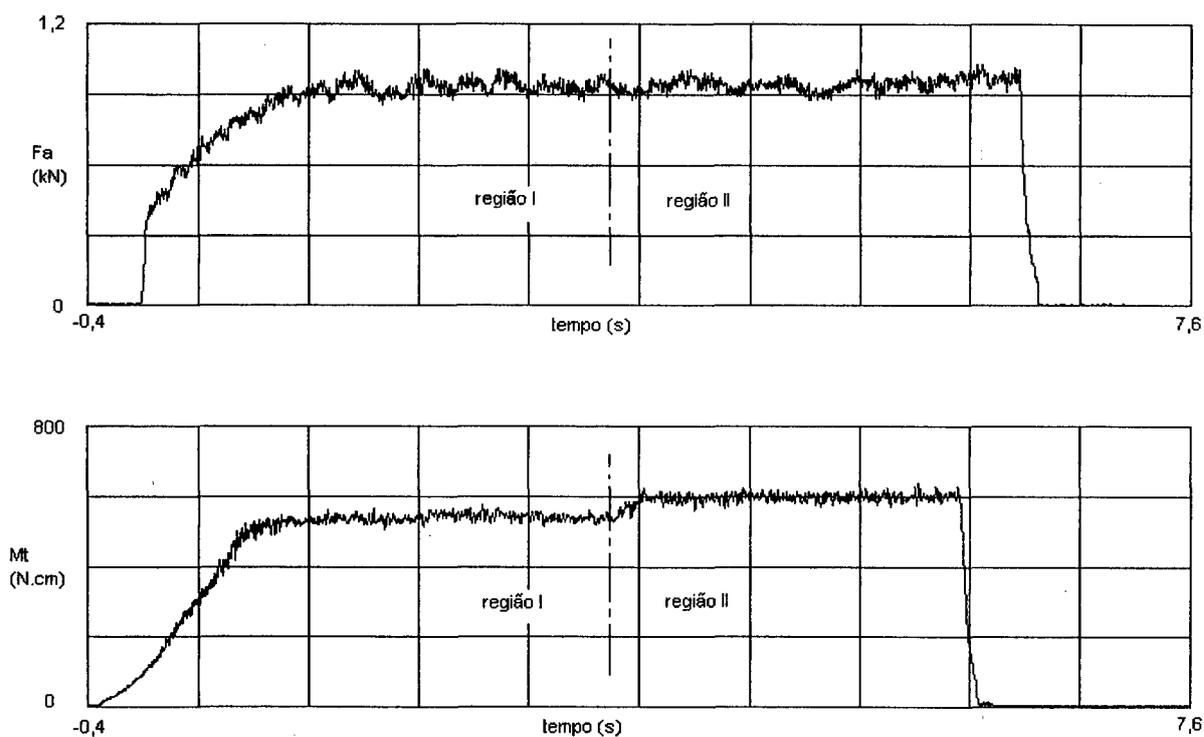


FIGURA 95 - F_a e M_t nas regiões I e II.

Nas Figuras 94 e 95 verifica-se o comportamento de F_a , M_t e vibração quando da entrada do furo, da passagem da Região I para a Região II e do final do furo.

O aumento do momento torçor da região I para a região II é de aproximadamente 10% e deve-se ao atrito da guia e dos cavacos contra a parede do furo. Em brocas de metal duro a influência da guia é de menor influência devido à maior rigidez da broca à flambagem.

Conforme se pode observar na Figura 94, os fenômenos de atrito na guia e no cavaco não têm influência sobre a vibração.

O aumento abrupto da força de avanço no início do furo, decorrente do contato do gume transversal com a peça, não gera um pico na vibração. Pelo contrário, a vibração vai crescendo lentamente à medida que o gume principal penetra na peça, de forma análoga ao momento torçor. Desta forma conclui-se que esta vibração é gerada pelo gume, e não pela guia da broca, nem pela aresta transversal.

A vibração é bastante afetada pela presença do furo de centro, que aumenta bastante a dinâmica no início do furo (Figura 89). Em F_a e M_t o aumento da dinâmica devido ao furo de centro é muito pequena.

Resumindo, para a broca estudada:

- o momento torçor medido através da potência do motor é uma forma eficiente de monitorar o desgaste;
- a força de avanço é mais sensível ao desgaste do que o momento torçor;
- o aumento da força de avanço e do momento torçor é devido ao desgaste de flanco, sendo que o desgaste de guia tem contribuição desprezível ao aumento da força;
- a vibração não é influenciada pelo desgaste de guia e de flanco da broca.
- a vibração é gerada pelo gume principal da broca, a guia possui influência desprezível sobre a vibração, mesmo para a broca desgastada.
- a força de avanço sofre um aumento de aproximadamente 50% em função do desgaste do gume principal.
- o desgaste de guia não influencia nos resultados.
- a vibração não sofreu alteração com o desgaste.

4.3 Análise no domínio da frequência

Os ensaios em produção indicaram uma frequência dominante no sinal de vibração na faixa de 2 a 5 kHz (Figura 96). Com o desgaste houve um ligeiro aumento na frequência de 9 kHz. Este aumento sugere que, caso o ensaio não houvesse sido interrompido, haveria um crescimento da vibração nesta frequência de forma análoga à observada por Christoffel [3]. Não se prosseguiu com os ensaios, entretanto, pois o nível de desgaste atingido já não justificaria uma reafiação econômica da broca.

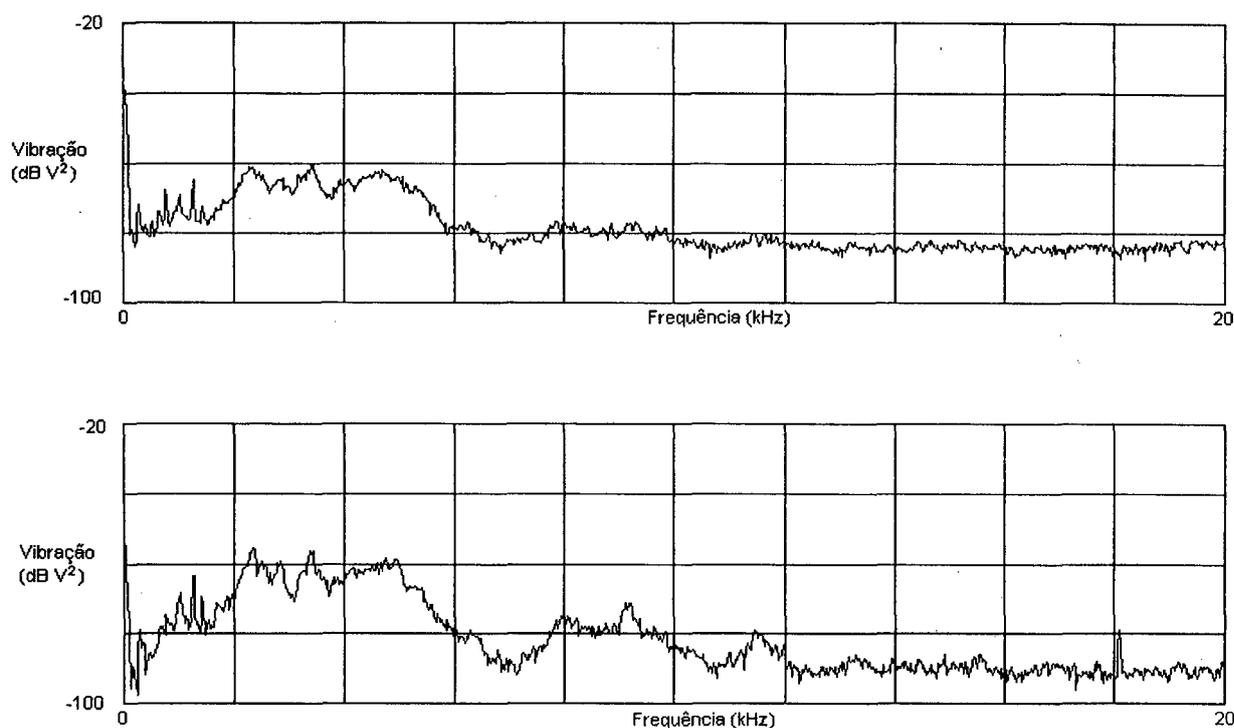


FIGURA 96 - Espectro de frequência de vibração para a broca nova e desgastada.

A Figura 97 exibe as análises de frequência de F_a para a broca nova e desgastada. Não foi feita análise de frequência para M_t em função da afirmativa feita por Christoffel [3] de que os comportamentos de M_t e F_a são semelhantes.

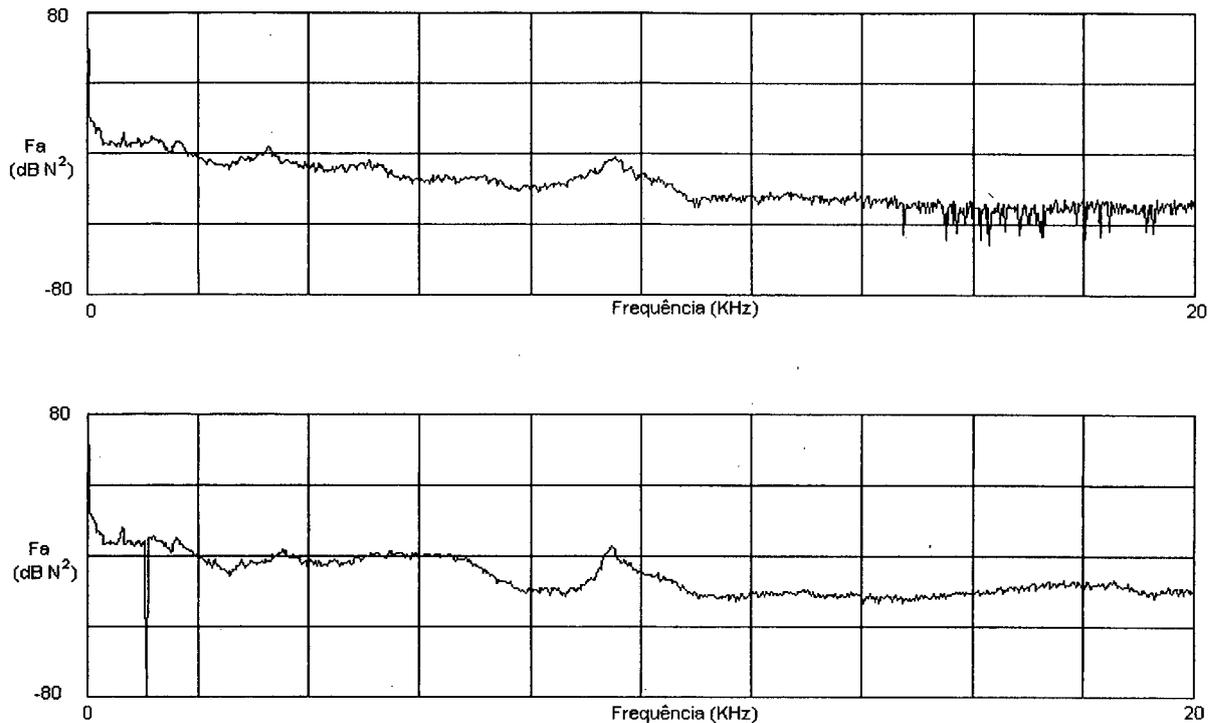


FIGURA 97 - Espectro de frequência de F_a para broca nova e desgastada.

Os espectros de frequência dos sinais de força e emissão acústica são idênticos, exceto para as baixas frequências, inexistentes no sinal de vibração devido ao filtro passa-faixa e à natureza do sensor.

Resumindo:

- força e vibração em baixas frequências possuem as mesmas fontes, sendo que a vibração é mais sensível aos fenômenos dinâmicos.
- a oscilação torcional só será verificada quando o desgaste não mais justificar uma reafiação econômica da broca.

Atribui-se esta última observação ao fato de trabalhar-se com brocas reafiadas, ou seja, sem revestimento no flanco. Esta condição propicia um maior desgaste do flanco comparado com o desgaste de guia, o que explica a ausência de oscilação torcional verificada por Christoffel [3] e o aumento da parcela estática.

Em alguns ensaios onde levou-se a broca até um nível de desgaste excessivo na produção, as peças passaram a sofrer trincas na parede do furo durante a usinagem. Nos ensaios sem fluido de corte realizados no laboratório, observou-se que o corpo de prova sofreu um azulamento em função das altas temperaturas decorrentes do atrito elevado. Este fenômeno não ocorre quando da

utilização do fluido de corte porém os elevados gradientes térmicos podem levar às trincas observadas.

O monitoramento pode atuar como uma prevenção para este tipo de problema decorrente de um desgaste excessivo da broca.

4.4 Influência das grandezas de processo

Uma observação feita durante os ensaios que considera-se de grande importância foi que o monitoramento através de medidas indiretas do desgaste é dependente de outros fatores que influenciam no processo, além do desgaste da broca.

Grandes variações de dureza do material da peça entre os diversos lotes, por exemplo, podem levar a falsos alarme de desgaste ou contribuir para uma maior variabilidade do desgaste de flanco.

Todos os ensaios realizados em uma furadeira radial foram descartados pois observou-se uma grande variabilidade no valor de vibração quando da entrada da guia (região II), conforme pode ser observado na Figura 98. Este fenômeno não ocorria para todos os furos, sendo de natureza aleatória.

Observou-se que, mesmo para uma broca recém afiada, durante um mesmo furo houve uma grande dispersão dos valores, conforme pode ser observado na Figura 99.

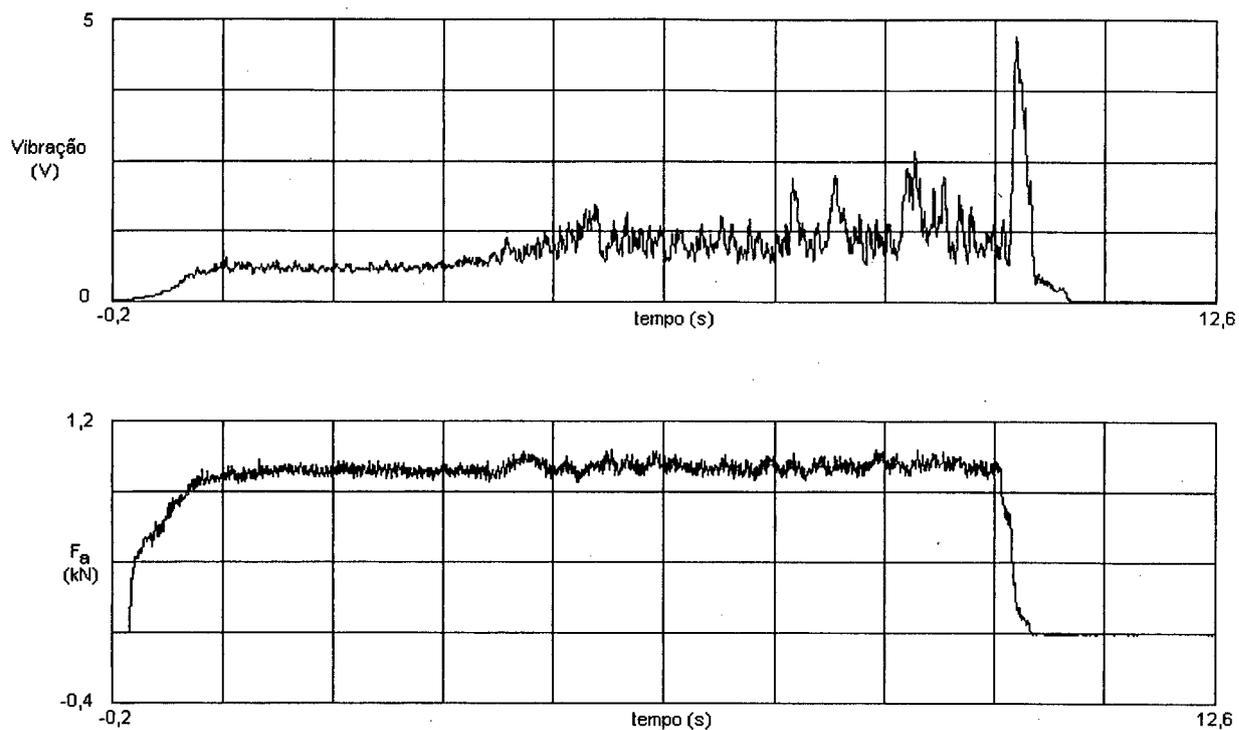


FIGURA 98 - Comportamento anormal da vibração na região II (furadeira radial).

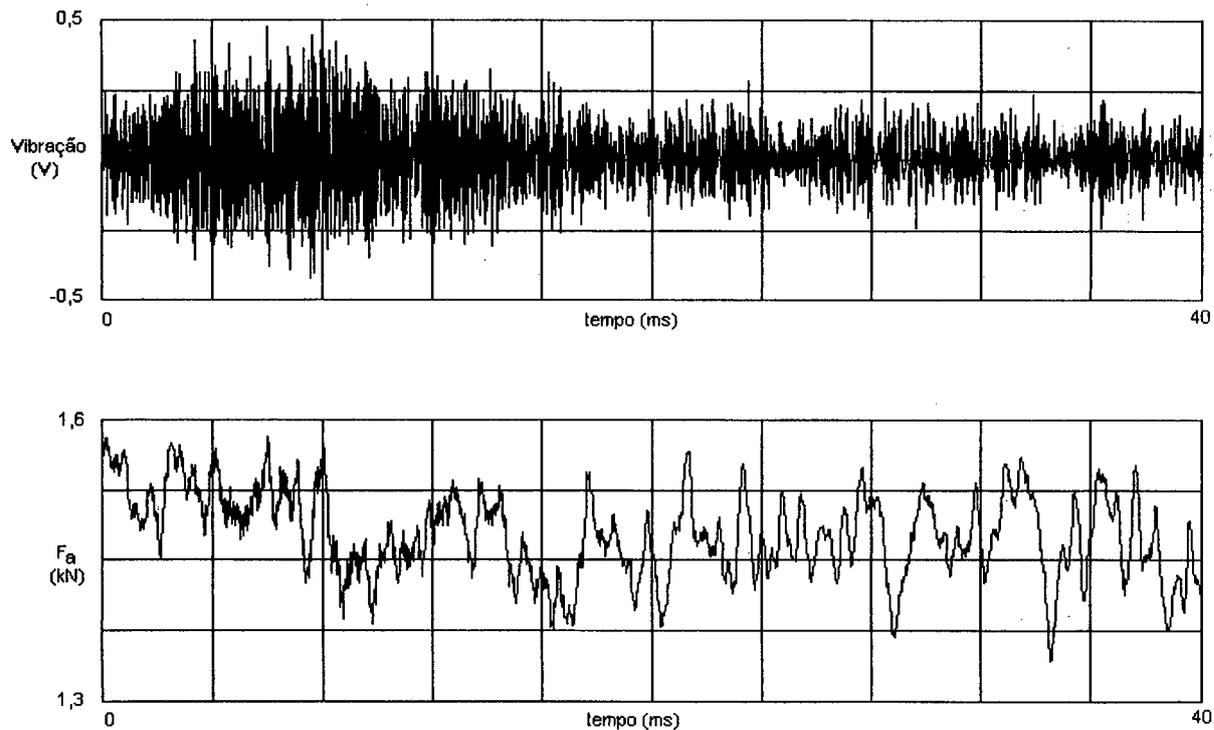


FIGURA 99 - Comportamento de vibração não tratada e F_a durante um furo.

As causas possíveis para esta variabilidade de vibração observada na furadeira radial são a excentricidade do mandril e uma possível variabilidade do avanço e da rotação da furadeira radial.

Conforme se pôde observar, a vibração é muito mais sensível a estas perturbações do que a força de avanço e o momento torçor. O momento torçor, por sua vez, é mais sensível que a força de avanço.

Outro fenômeno observado foi quando da fixação ineficiente da peça. Neste caso o momento sofreu um grande aumento da parcela dinâmica, comportamento este que também influenciou no nível de vibração (Figura 100).

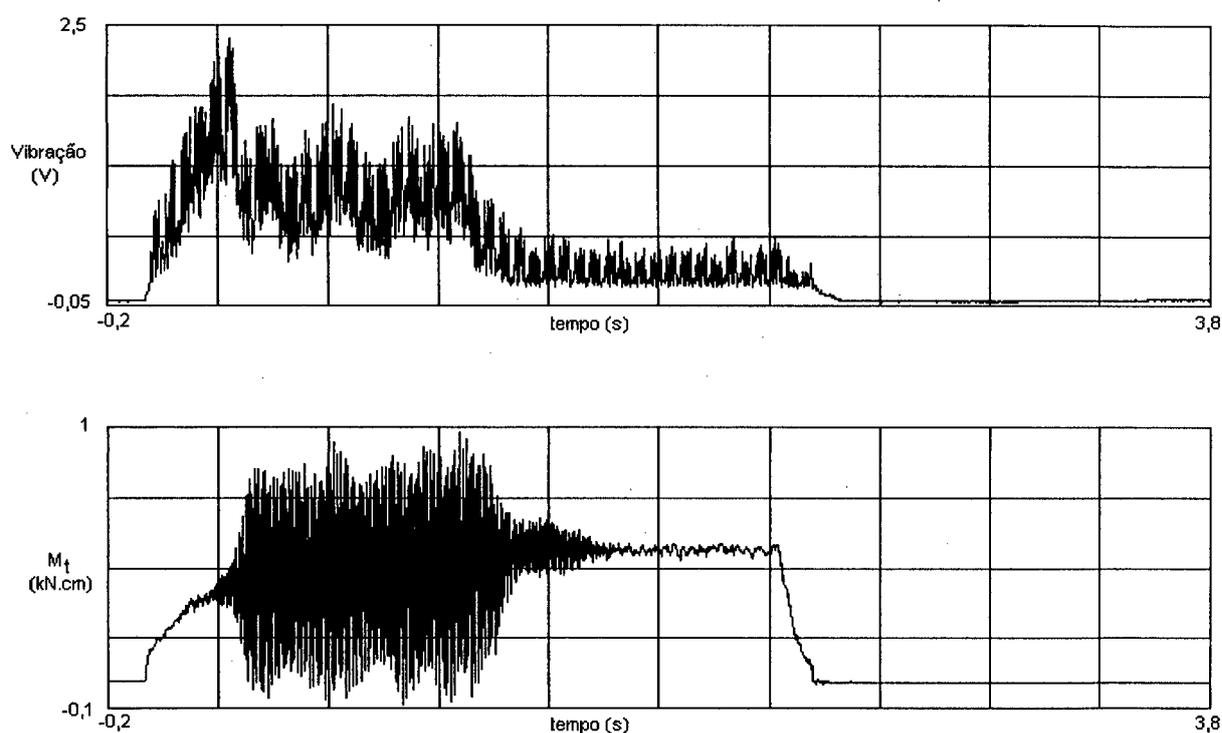


FIGURA 100 - Comportamento de vibração e M_z para peça mal fixada.

Na entrada da broca, quando da existência de um pré-furo também ocorrem perturbações que são muito mais perceptíveis na vibração, conforme se pode observar na Figura 101.

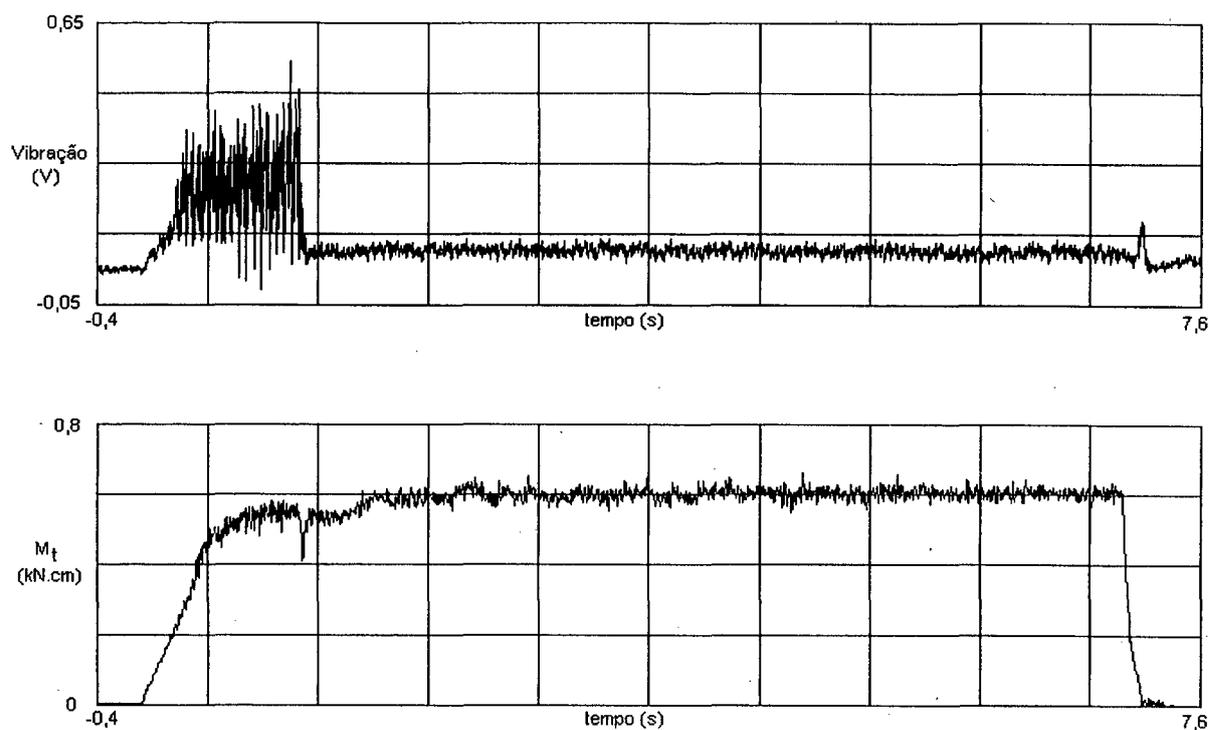


FIGURA 101 - Entrada da broca pelo furo de centro.

Observou-se que o deslocamento do furo de centro não possui influência sobre a magnitude do sinal de vibração. Em relação ao momento torçor observou-se uma baixa frequência dominante apenas no início do furo (Figura 102).

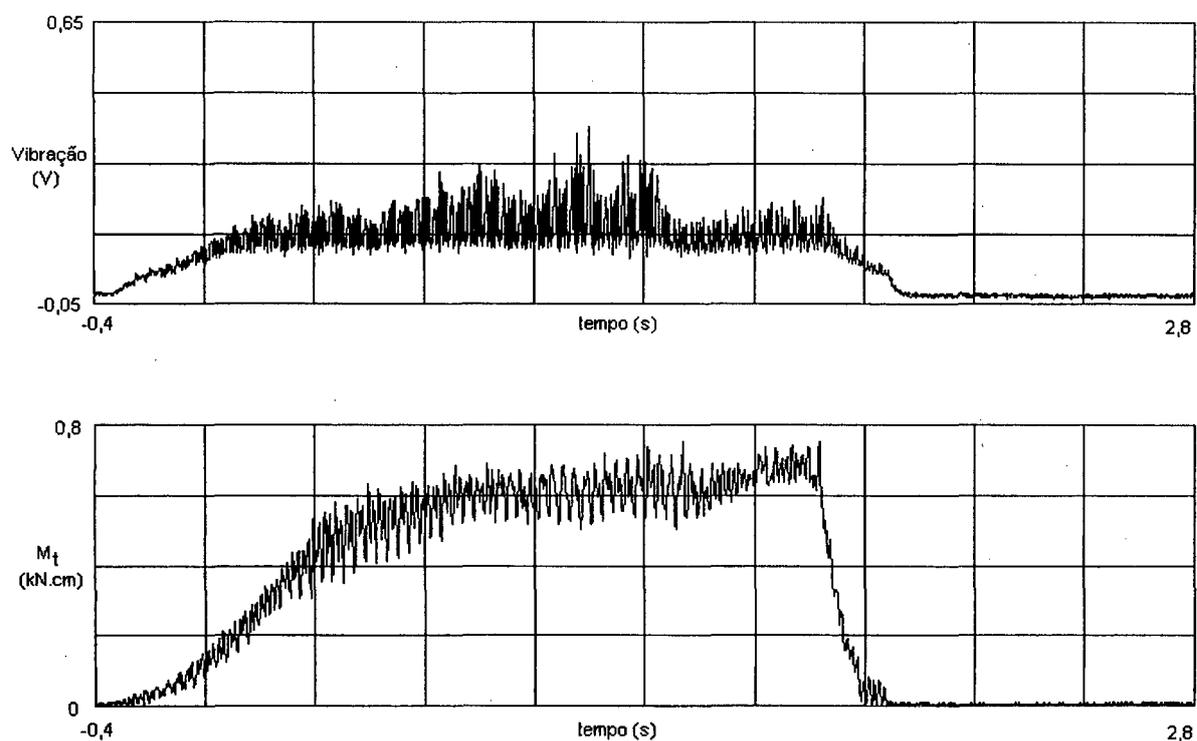


FIGURA 102 - Entrada com furo de centro deslocado de 1 mm.

A Figura 103 mostra a análise de frequência para a vibração na entrada do furo para uma broca nova e a mesma broca desgastada.

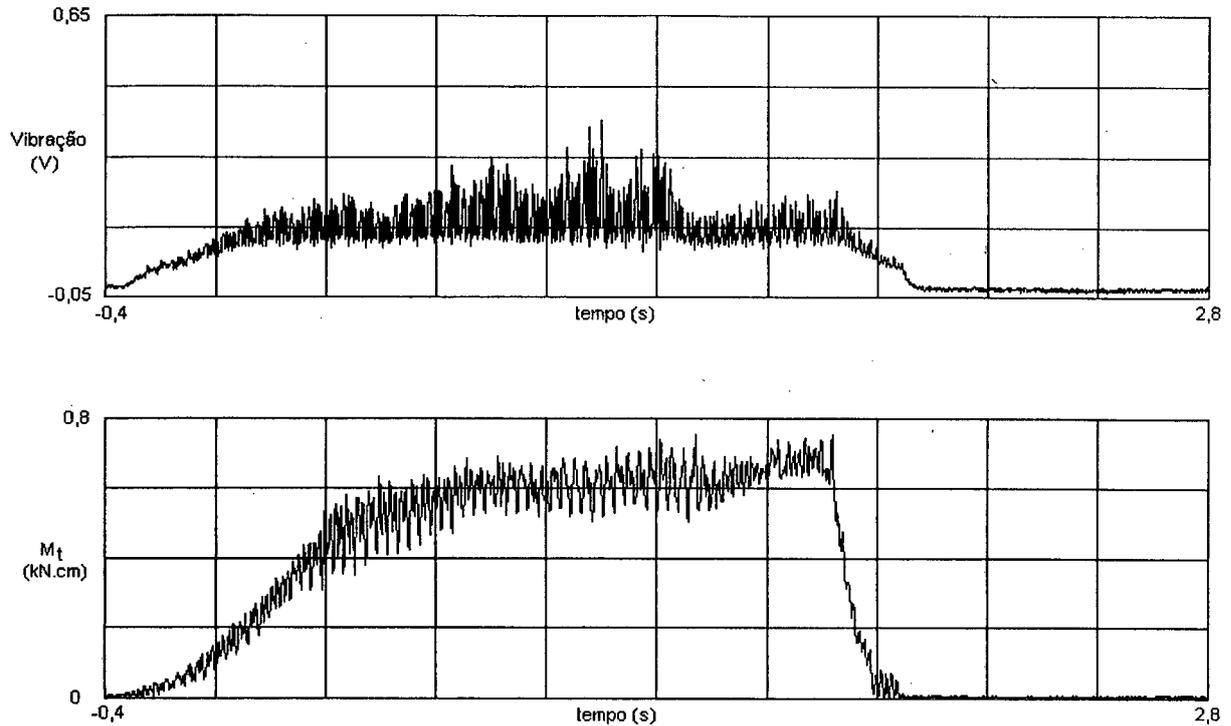


FIGURA 103 - Análise de frequência da vibração na entrada da broca nova e desgastada.

Os fenômenos que levam a este comportamento da vibração na entrada do furo permanecem desconhecidos.

Na Figura 104 pode-se notar o aumento da vibração no fim do curso de avanço devido ao atrito do flanco com a superfície cônica gerada pela broca (seção residual).

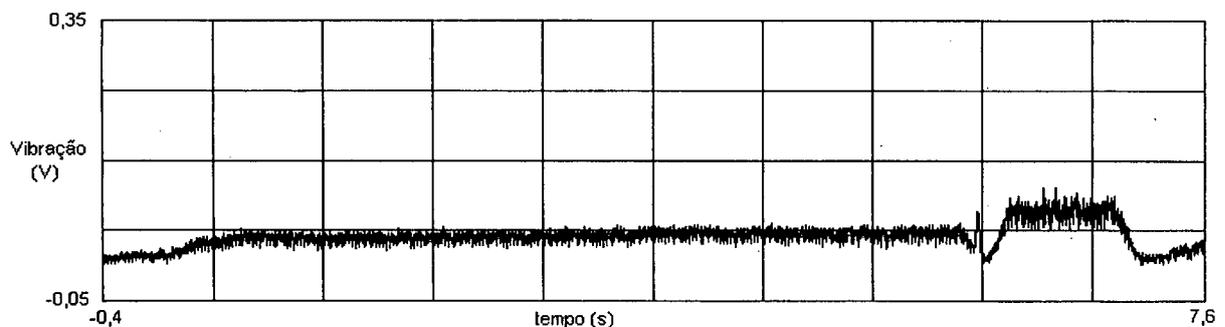


FIGURA 104 - vibração no fim do furo.

4.5 Quebra

Devido à dificuldade de se conseguir gravar um sinal de quebra foi utilizada uma simulação. Lascou-se a ferramenta através de uma martelada, logo em seguida, usinou-se com esta ferramenta com geometria desfavorável. Os resultados mostrados nas Figuras 105 e 106 mostram que o momento sofre um pico logo após a quebra, ao contrário do que ocorre com as brocas de aço rápido, conforme Christoffel [3]. Este comportamento da força se assemelhou ao comportamento estudado por Kluft [20] para insertos de MD. Lembrar que este registro foi feito com uma baixa frequência de medição e, portanto, o sinal está filtrado (suavizado).

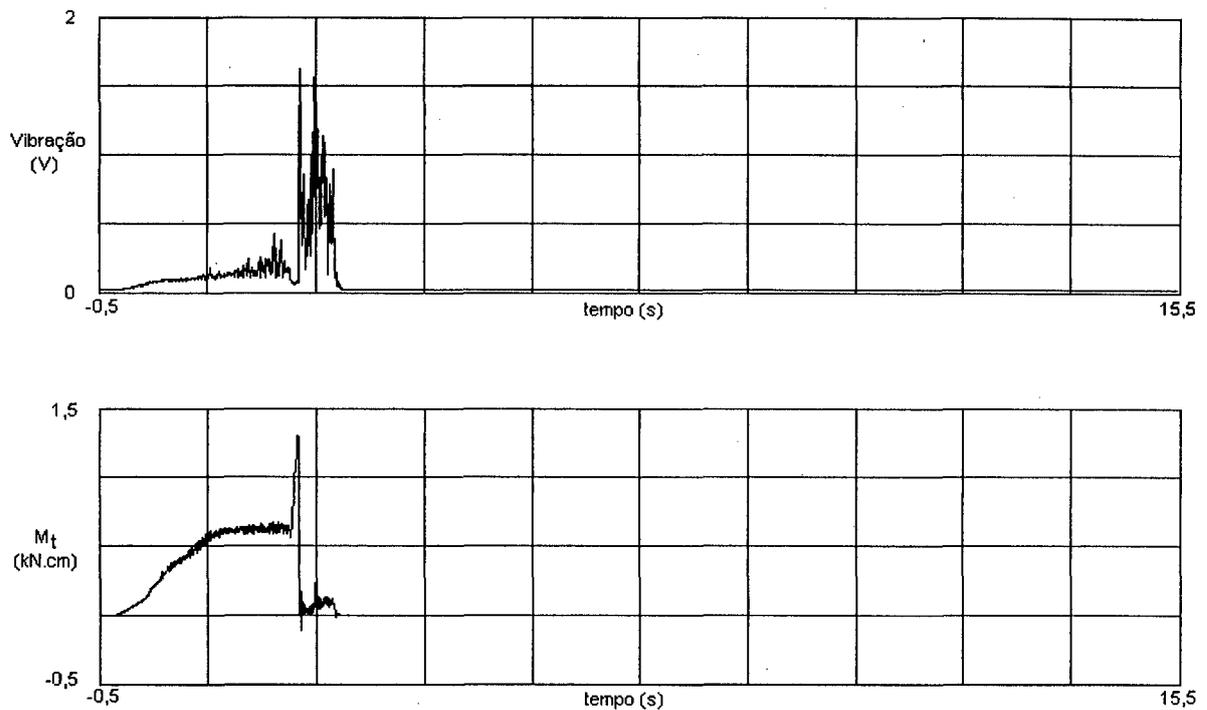


FIGURA 105 - vibração e M_t durante a quebra.

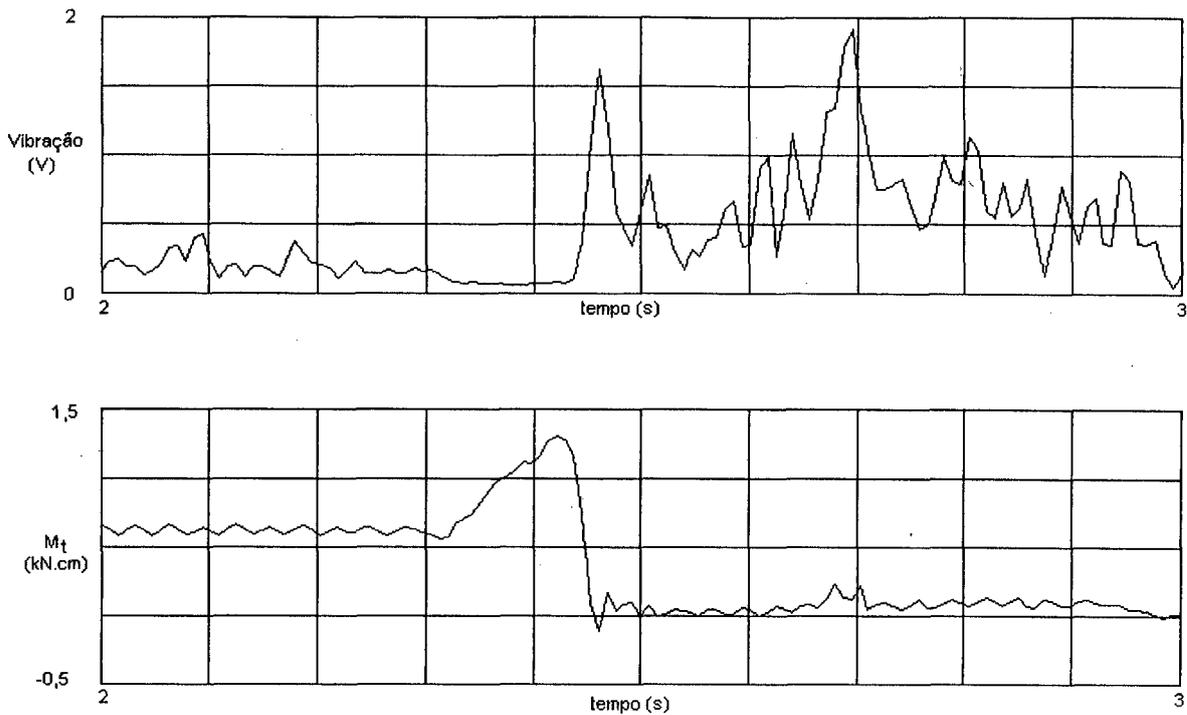


FIGURA 106 - Ampliação do gráfico da Figura anterior no intervalo 2-3 s.

Deve-se observar como o momento sofre um pico (que no sinal não filtrado deve ter uma amplitude bem maior) e a vibração, neste instante, tem uma queda. Quando o momento cai, a vibração sofre um pico e, nos momentos seguintes, o momento assume valores pequenos enquanto que a vibração sofre uma elevação. A quebra foi total (a broca dividiu-se em duas partes, sendo que a região do gume lascou-se em partes menores e ficou engastada no corpo de prova).

A emissão acústica tratada também apresenta um pico quando da quebra da ferramenta e, portanto, também pode ser utilizada para detectar a quebra. A vibração, entretanto, deverá possuir um maior atraso de detecção em relação à força.

Em função de não se possuir na literatura uma classificação dos tipos de quebra para brocas de metal duro, é proposta na Figura 107 uma classificação baseada na observação de brocas quebradas na produção e na classificação proposta por Kluft [20] para insertos de MD vista no capítulo 2.

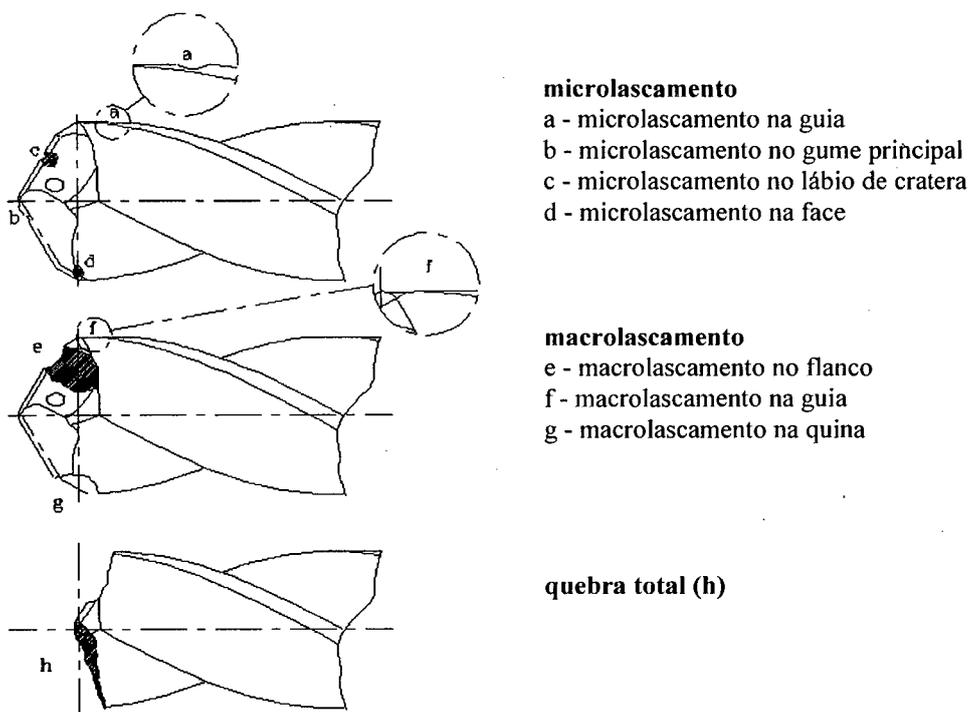


FIGURA 107 - Tipos de quebra.

4.6 Análise econômica

Um acompanhamento da produção, através de planilhas preenchidas pelos operadores, permitiu levantar os valores de vida (em número de furos) para brocas cujo fim de vida foi indicado pelo sistema de monitoramento.

Foi adotado como indicador do fim de vida um nível de potência equivalente a 120% do valor inicial. O valor inicial é o valor obtido para a mesma ferramenta quando nova. Para evitar a influência da estabilização do gume e pequenos defeitos de afiação como, por exemplo, rebarbas, o valor de referência era armazenado pelo operador com base no 11º furo executado pela ferramenta. Uma amostra dos valores de vida obtidos é exibida na Figura 108.

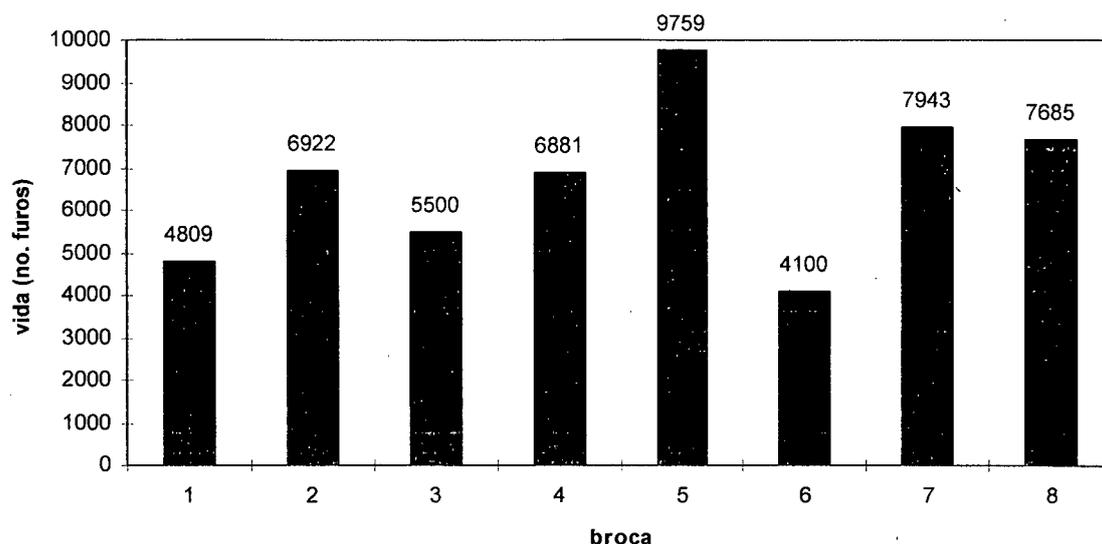


FIGURA 108 - Variação da vida com o sistema de monitoramento.

Estes dados indicam uma variação de aproximadamente 2,4 vezes, comprovando os valores obtidos por Klufft e justificando assim a utilização de sistemas de monitoramento.

No processo estudado, as brocas eram, anteriormente à utilização de sistemas de monitoramento, descartadas em função de um limite máximo para o número de furos fixado em 3000 (T_{min}). Após a implantação do sistema de monitoramento, com os dados da Figura 118 chega-se a um valor médio de aproximadamente 6700 furos, o que implica em um aumento de 223% na vida das ferramentas. Este ganho implica em um valor da ordem de US\$ 150.000,00 anuais.

Os valores medidos para desgaste de flanco passaram a variar na faixa de 0,6 a 0,84 mm. Anteriormente à utilização dos sistemas de monitoramento, eram descartadas desde brocas com desgaste praticamente nulo até brocas com desgaste de flanco bastante avançado.

Outra vantagem, pouco discutida até o momento, é que se as brocas são levadas à reafiação com uma menor variabilidade do nível de desgaste, é possível reduzir o sobrematerial retirado na afiação, aumentando o número de reafiações possíveis.

A implantação do monitoramento no chão de fábrica enfrenta inúmeras resistências, sendo bastante comum encontrar equipamentos com SM desligados. Aos olhos do operador o sistema não é confiável, ou seja, exibe alarmes quando a situação é normal e não os exibe quando deveria.

Um sistema de monitoramento baseado em grandezas indiretas é sensível a todas as anomalias do equipamento, ferramenta e peças como, por exemplo: problemas eletrônicos e

mecânicos do equipamento que influem no avanço e rotação, lascamentos gerados na afiação e manuseio das ferramentas e variação de usinabilidade do material das peças. Neste sentido o SM pode ser utilizado como um indicador de problemas. Na maioria das vezes em que houveram reclamações por parte dos operadores, o acompanhamento realizado indicou que se tratavam de outras causas.

Outra causa comum que leva a falsos alarmes é o uso inadequado do SM. Um procedimento geralmente desprezado é o aprendizado com brocas novas. Um estudo das forças iniciais indica que as diferenças de afiação geram variações sensíveis das forças. Para que não se faça o aprendizado com brocas lascadas ou com erros grosseiros de afiação, entretanto, é necessário uma pré-inspeção nestas ferramentas. Uma alternativa proposta foi a de usinarem-se algumas peças com a broca nova antes de realizar um novo aprendizado, o que permite detectar problemas na ferramenta e também permite a estabilização do gume.

Mesmo que as duas causas anteriores sejam, eliminadas, ainda assim um certo percentual de alarmes falsos ou ausência de alarmes deve ser tolerável, uma vez que se trata de uma medição indireta do desgaste ou quebra, ou seja, com uma menor precisão.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos através do estudo do comportamento dos sensores observados neste trabalho, pode-se chegar às seguintes conclusões:

- os sistemas de monitoramento podem trazer ganhos consideráveis. No caso estudado obteve-se um aumento de 223% na vida da ferramenta, o que trouxe ganhos da ordem de US\$ 150.000,00 anuais;
- os sistemas de monitoramento que utilizam a força baseados em cristais piezelétricos ou na potência do motor de acionamento da árvore são passíveis de serem utilizados tanto para a detecção do desgaste quanto da quebra da ferramenta;
- os fenômenos de oscilação torcional para o caso estudado só se verificam quando os níveis de desgaste já não justificam uma reafiação econômica;
- o sensor e o método de tratamento do sinal utilizado para a vibração, em função da afirmativa anterior, não se aplicam à detecção do desgaste;
- este mesmo sensor e tratamento se aplicam ao reconhecimento da quebra, porém com um maior atraso na detecção;
- o desgaste de flanco é predominante para a determinação do fim de vida da ferramenta para o caso estudado.

Alguns aspectos interessantes foram observados neste trabalho e merecem um estudo mais detalhado, sugerindo-se que em trabalhos futuros sejam avaliados:

- as consequências de se realizar um monitoramento de brocas cujo desgaste de guia não tenha sido eliminado na reafiação;
- a relação do desgaste da guia da broca com o fenômeno de trincamento das peças;
- o comportamento da força e da vibração para cada tipo de quebra.

BIBLIOGRAFIA

1. BRINKSMEIER, E. Prediction of tool fracture in drilling. *Annals of the CIRP*, v. 39, n. 1, p. 97-100, 1990.
2. CAVALLONI, C.; KIRCHLEIM, A. Neues Sensordesign als Basis optimierter Prozeßüberwachung. *Werkstatt und Betrieb*, v. 127, n. 4, p. 248-252, 1994.
3. CHRISTOFFEL, K. *Werkzeugüberwachung beim Bohren und Fräsen*. Dr.-Ing.Dissertation, TH Aachen, 1984.
4. CSELLE, T. *Carbide drills: already outdated? - Ratio drills and their applications..* 2. ed., Albstadt : Gottlieb Gühring KG, [ca. 1993]. 141 p. il. 21 cm.
5. DAN, L.; MATHEW, J. Tool wear and failure monitoring techniques for turning - a review. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, v. 30, n. 4, p. 579-598, 1990.
6. DINIZ, A. E.; CUPINI, N. L.; VILELLA, R. C. Monitoramento do processo de usinagem por emissão acústica. *Anais do XI COBEM*, v. 12, p. 337-340, 1991.
7. DINIZ, A. E.; COSTA C. E. A corrente elétrica do motor da máquina mostra o fim de vida da ferramenta. *Máquinas e Metais*, p. 41-52, jul. 1995.
8. DORNFELD, D. A.; KANNATEY-ASIBU Jr., E. Acoustic emission during orthogonal metal cutting. *Int. J. Mech. Sci.*, v. 22, n. 5, p. 285-296, 1980.
9. DORNFELD, D. A.; TETI, R. Modelling and experimental analysis of acoustic emission from metal cutting. *J. Eng. Ind.*, v. 111, n. 8, p. 229-237, 1989.
10. EICHNER, K. W. Bohrer-Verschleißzustand erfassen und überwachen. *Werkstatt und Betrieb*, v. 119, n. 7, p. 593-596, 1986.
11. EMEL, E.; KANNATEY-ASIBU Jr., E. Tool failure monitoring in turning by pattern recognition analysis of AE signals. *J. Eng. Ind.*, v. 110, n. 5, p. 137-145, 1988.
12. ERNST, P. Indirekte Verschleißmessung beim Bohren mit Wendelbohrern. *Industrie-Anzeiger*, v. 28, apr. 1976.
13. FANTIN, J. P.; OSTERMANN, J. N. A reafiação de ferramentas com pastilha revestida de metal duro merece mais atenção. *Máquinas e Metais*, p. 36-39, dez. 1995.
14. FARIAS, M. G. *Monitoramento de ferramentas de usinagem*. Dissertação de Mestrado, UFSC, 1992
15. FERRARESI, D. *Fundamentos de Usinagem dos Metais*. Ed. Edgar Blücher Ltda., vol. 1, 1970, 754p.

16. HATSCHEK, R. L. Fundamentals of drilling. *American Machinist*, Special Report 709, p. 108-130, feb. 1979.
17. HEISEL, U. Automatische Werkzeugverschleiß- und -bruchüberwachung beim Bohren und Fräsen. *Werkstatt und Betrieb*, v. 114, n. 8, p. 523-525, 1981.
18. HÖLZEMER, K.; AUGSBURGER, J. Werkzeugüberwachung spart hohe Kosten. *Werkstatt und Betrieb*, v. 128, n. 11, p. 964-970, 1995.
19. KANNATEY-ASIBU Jr., E.; DORNFELD, D. A. Quantitative relationships for acoustic emission from orthogonal metal cutting. *J. Eng. Ind.*, v. 103, n. 8, p. 330-340, 1981.
20. KLUFT, W. *Werkzeugüberwachungssysteme für die Drehbearbeitung*. Dr.-Ing. Dissertation, TH Aachen, 1983.
21. KÖNIG, W.; CHRISTOFFEL, K. Sensoren für die Bohrbearbeitung. *Industrie Anzeiger*, v. 12, n. 100, p. 29-32, 1980.
22. KÖNIG, W.; KUTZNER, K.; SCHEHL, U. Werkzeugüberwachung von Bohren kleinen Durchmessers mit Körperschallsensoren. *Industrie-Anzeiger*, v. 110, n. 82, p. 32-33, 1988.
23. KÖNIG, W.; KUTZNER, K.; SCHEHL, U.; Körperschall als Basis der Prozessüberwachung. *Industrie-Anzeiger*, v. 111, n. 11, p. 18-21, 1989.
24. KÖNIG, W. *Drehen, Fräsen, Bohren*. 4. ed., Düsseldorf : VDI-Verlag, 1990. (Fertigungsverfahren, Band 1).
25. LAN, M. S.; DORNFELD, D. A. In-process tool fracture detection. *J. Eng. Mater. Technol.*, v. 106, n. 4, p. 111-118, 1984.
26. LANGGUTH, T.; WEBER, A. Werkzeug-verschleiß- und -bruchüberwachung beim flexiblen Drehen, Bohren und Fräsen. *Werkstatt und Betrieb*, v. 124, n. 1, p. 15-24, 1991.
27. LECHLER, G. Zur Werkzeugüberwachung beim Bohren und drehen. *VDI-Z*, v. 130, n. 2, p. 39-41, 1988.
28. MANNAN, M. A.; BROMS, S. Monitoring and adaptive control of cutting process by means of motor power and current measurements. *Annals of the CIRP*, v. 38, n. 1, p. 347-350, 1989.
29. MCINTIRE, P.; MILLER, R. K. - *Acoustic emission testing*. 2. ed., American Society for Nondestructive Testing (Nondestructive testing handbook, v. 5)

30. MICHELETTI, G. F.; KÖNIG, W.; VICTOR, H. R. In process tool wear sensors for cutting operations. *Annals of the CIRP*, v. 25, p. 483-496, 1976.
31. MORIWAKI, T. Application of acoustic emission measurement to sensing of wear and breakage of cutting tool. *Bull. Japan. Soc. Precision Eng.*, v. 17, p. 154-160, 1983.
32. MÜLLER-GERBES, H.; SCHARF, A. Hydraulische Überwachung für Kurzbohrer mit Hartmetall-Wendeschnideplatten beim Bohren ins Volle. *Werkstatt und Betrieb*, v. 113, n. 10, p. 697-681, 1980.
33. NEDEß, C.; HIMBURG, T. Automatisierte Überwachung des Bohrens. *VDI-Z*, v. 128, n. 17, p. 651-657, 1986.
34. NORDMANN, K.; ELEJALDE, T. Werkzeugüberwachung mit neuer sensortechnik. *Werkstattstechnik*, v. 81, p. 685-688, 1991.
35. REIß, Th.; WANKE, P. Fräsen und Bohren - Modellgestützte Überwachung des Zerspanprozesses. *Werkstattstechnik*, v. 81, p. 273-277, 1991.
36. ROGEL, E. Prozeßüberwachung bei Bearbeitungszentren. *VDI-Z*, v. 125, n. 18, p. 723-731, 1983.
37. SADOWY, M.; WELK, R. W. Belastbarkeit des Spiralbohrers unter dem Gesichtspunkt der Kurzpantentechnik. *Werkstatt und Betrieb*, v. 112, n. 2, p. 103-106, 1979.
38. SCHÄPERMEIER, E.; SODEN, B.; WIENDL, J. Verschleiß prozeßgleitend messen. *Werkstatt und Betrieb*, v. 122, n. 10, p. 862-864, 1989.
39. SCHMOECKEL, D.; SACK, W.; ERIKSEN, E. Erhöhung der Betriebssicherheit beim Bohren. *Werkstatt und Betrieb*, v. 113, n. 1, p. 31-34, 1980.
40. SOUQUET, P.; GSIB, N.; DESCHAMPS, M.; ROGET, J.; TANGUY, J. C. Tool monitoring with acoustic emission: industrial results and future prospects. *Annals of the CIRP*, v. 36, n. 1, p. 57-60, 1987.
41. STEMMER, C. E. *Ferramentas de Corte I*. Editora da UFSC, 1995, 4 ed.
42. STÖFERLE, T. H.; BELLMAN, B. Verschleißsensoren für adaptive Regelungen bei der Drehbearbeitung. *Werkstatt und Betrieb*, v. 105, n. 8, p. 577-582, 1972.
43. STÖFERLE, T. H.; EICH, E.; SACK, W. Überwachung von Bohrvorgängen durch Vorschubkraftmessung. *Werkstatt und Betrieb*, v. 110, n. 11, p. 757-764, 1977.
44. TEIXEIRA, C. R. *Influência dos erros geométricos de afiação nas brocas helicoidais de aço rápido na qualidade dos furos produzidos*. Dissertação de Mestrado, UFSC, 109p., 1995.

45. TETI, R. Tool wear monitoring through acoustic emission. *Annals of the CIRP*, v. 38, n. 1, p. 99-102, 1989.
46. TIKAL, F.; KAMMERMEIER, D. *Vollhartmetallboher und -fräser: Qualität und Leistungsfähigkeit moderner Schneidstoffe*. Landsberg/Lech : Verlag Moderne Industrie, 1993. 70 p. il. 18 cm (Die Bibliothek der Technik, Band 86). ISBN 3-478-93098-7.
47. TLUSTY, J.; MASOOD, Z. Chipping and breakage of carbide tools. *J. Eng. Ind.*, v. 100, n. 4, p. 403-412, 1978.
48. TÖNSHOF, H. K.; WULFSBERG, J. P.; KALS, H. J. J. et al. Developments and trends in monitoring and control of machining processes. *Annals of the CIRP*, v. 37, n. 2, p. 611-622, 1988.
49. VOGELBACHER, E. Werkzeug in Bearbeitungszentren mit modularen Sensoren überwachen. *Werkstatt und Betrieb*, v. 127, n. 5, p. 390-394, 1994.
50. VÖHRINGER, K.-D. Zerspansprozeß-überwachung in der Großserie sinnvoll einsetzen. *Werkstatt und Betrieb*, v. 123, n. 10, p. 763-766, 1990.
51. WOLF, D.; NANN, K. Höhere Produktivität und Sicherheit durch Zerspankraftüberwachung. *Werkstatt und Betrieb*, v. 128, n. 3, p. 182-185, 1995.

ANEXO I

Equipamentos utilizados

Plataforma Kistler 9263

Componentes		F_x, F_y	F_z		M_z
Faixa de medição	kN	-5 ... 5	-5 ... 20	Nm	-100 ... 100
Limite máximo de carga	kN	-6/6	-6/24	Nm	-120/120
Limite mínimo de resposta	N	0,02	0,02	Ncm	0,02
Sensibilidade	pC/N	-3,5	-1,94	pC/Ncm	-1,65
Linearidade	%FSO	$\leq \pm 1$	$\leq \pm 1$		$\leq \pm 1$
Histerese	%FSO	≤ 1	≤ 1		≤ 1
Rigidez	kN/ μ m	0,1	2	Ncm/ μ rad	30
Frequência natural	kHz	1,5	3		
Diafonia					
	$F_z \rightarrow F_{x,y}$			%	$\leq \pm 1$
	$F_x \rightarrow F_y$			%	$\leq \pm 3$
	$F_{x,y} \rightarrow F_z$			%	$\leq \pm 3$
	$F_z \rightarrow M_z$			Ncm/N	$\leq \pm 0,02$
	$M_z \rightarrow F_z$			N/Ncm	$\leq \pm 0,01$
Temperatura de operação				$^{\circ}$ C	0 ... 70
Coefficiente de sensibilidade à temperatura				%/ $^{\circ}$ C	-0,02
Capacitância				pF	≈ 350
Impedância de saída				T Ω	>10
Plug de conexão				Tipo	TNC, neg
Peso				kg	3,3

Amplificadores de carga Kistler 5011

Faixa de medição	pC	$\pm 10 \dots 500.000$
Sensibilidade	pC/U.M	-0,1 ... 11.000
Impedância de entrada	T Ω	≈ 100
Faixa de frequência	kHz	0 ... 180 kHz
Precisão	%	$< \pm 1$
Linearidade	&	$< \pm 5$
Sinal parasita no cabo	pC _{RMS} /pF	$-3 \cdot 10^{-5}$
Temperatura de operação	$^{\circ}$ C	0 ... 50

Microscópio de ferramentaria Gühring PG 100

Fresadoras CNC Romi Polaris F400

Medidor de impedância Kistler 5493