

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL E
USINABILIDADE DE ENGRENAGENS FORJADAS
UTILIZANDO FRESAMENTO COM ALTA
VELOCIDADE DE CORTE

Rafael Gustavo da Rocha Paulo

Orientador: Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto

Co-Orientador: Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia - UNESP - Campus de Ilha
Solteira, para obtenção do título de Mestre
em Engenharia Mecânica.

Área de Conhecimento: Materiais e
Processos de Fabricação

Ilha Solteira-SP

Fevereiro/2008

FICHA CATALOGRÁFICA

Elaborada pela Seção Técnica de Aquisição e Tratamento da Informação
Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação da UNESP - Ilha Solteira.

P331a

Paulo, Rafael Gustavo da Rocha.

Avaliação da integridade superficial e usinabilidade de engrenagens forjadas utilizando fresamento com alta velocidade de corte / Rafael Gustavo da Rocha Paulo. -- Ilha Solteira : [s.n.], 2008

154 p. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2008

Orientador: Hidekasu Matsumoto

Co-orientador: Alessandro Roger Rodrigues

Bibliografia: p. 144-154

1. Usinagem com alta velocidade de corte. 2. Metais – Usinabilidade. 3. Integridade superficial.



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO: Avaliação da Integridade Superficial e Usinabilidade de Engrenagens Forjadas Utilizando Fresamento com Alta Velocidade de Corte

AUTOR: RAFAEL GUSTAVO DA ROCHA PAULO

ORIENTADOR: Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de MESTRE em ENGENHARIA MECÂNICA pela Comissão Examinadora:

Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

Departamento de Matemática / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. JUNO GALLEGÓ

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. REGINALDO TEIXEIRA COELHO

Departamento de Engenharia de Produção / Escola de Engenharia de São Carlos-USP

Data da realização: 26 de fevereiro de 2008.

Presidente da Comissão Examinadora
Prof. Dr. ALESSANDRO ROGER RODRIGUES

ARTIGOS PUBLICADOS

Durante o desenvolvimento do trabalho apresentado por meio deste documento, realizou-se a publicação de alguns artigos científicos na forma de resumos expandidos e trabalhos completos, os quais são seqüenciados abaixo:

ASSIS, C. L. F. ; RODRIGUES, A. R. ; SEVERINO, P. M. ; PAULO, R. G. R. Análise macro e microestrutural do aço CL-23 tratado termicamente sob diferentes condições. In: Congresso de Iniciação Científica da Unesp, 18, 2006, Bauru-SP. Anais..., Bauru: UNESP, 2006.

BERNARDES, F. J. F. ; MATSUMOTO, H. ; PAULO, R. G. R.; YASUDA, E. K. Projeto de um dinamômetro extensométrico para medição de forças de usinagem no fresamento. In: Congresso de Iniciação Científica da Unesp, 18, 2006, Bauru-SP. Anais..., Bauru: UNESP, 2006.

SOUZA, F. L. C. ; RODRIGUES, A. R. ; YAMAKAMI, W. J. ; PAULO, R. G. R. Avaliação do processo de formação de cavaco no torneamento do aço ABNT 1045. In: Congresso de Iniciação Científica da Unesp, 18, 2006, Bauru-SP. Anais..., Bauru: UNESP, 2006.

PERES, G. W. ; YAMAKAMI, W. J. ; PAULO, R. G. R.; SUYAMA, D. I. Análise da dureza superficial de um aço forjado a quente sob diferentes condições de resfriamento. In: Congresso de Iniciação Científica da Unesp, 18, 2006, Bauru-SP. Anais..., Bauru: UNESP, 2006.

ASSIS, C. L. F., SUYAMA, D. I., PAULO, R. G. R., RODRIGUES, A. R. Avaliação da microestrutura e microdureza de engrenagens normalizadas e resfriadas ao forno. In: Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica, 14, 2007, Uberlândia-MG. Anais..., Uberlândia: UFU, 2007.

PAULO, R. G. R., ARRUDA, D. L., MANERA, R. S., MATSUMOTO, H., RODRIGUES, A. R. Influência da velocidade de corte sobre o acabamento superficial no fresamento do aço SAE 4118H modificado. In: Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica, 14, 2007, Uberlândia-MG. Anais..., Uberlândia: UFU, 2007.

RODRIGUES, A. R., MATSUMOTO, H., YAMAKAMI, W. J., PAULO, R. G. R., ASSIS, C. L. F. Influência da condição de usinagem na usinabilidade do aço SAE 4118H. In: Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica - CIBIM, 8, 2007, Cusco, Peru, 2007.

RODRIGUES, A. R., MATSUMOTO, H., YAMAKAMI, W. J., PAULO, R. G. R., ASSIS, C. L. F. Viability of high-speed milling application on manufacturing of automotive gears. In: International Congress University-Industry Cooperation - UNINDU, 2, 2007, Perugia, Itália, 2007.

DEDICATÓRIA

Aos meus pais Alaur e Marta por serem simplesmente a razão de todos os meus esforços, sempre me dando carinho, atenção e apoio para enfrentar todas as dificuldades.

AGRADECIMENTOS

À Deus por me proporcionar mais esta conquista.

Ao Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto e ao Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues pela orientação e co-orientação exercidas ao longo deste período, principalmente pelos inúmeros momentos de discussões e aprendizagem.

A todos os docentes do Departamento de Engenharia Mecânica, em especial os professores da área de Materiais e Processos de Fabricação por estarem sempre à disposição.

Aos técnicos do Departamento de Engenharia Mecânica pelos serviços prestados e atenção demonstrada durante este projeto de pesquisa, em especial aos técnicos Marino, Edvaldo e Reginaldo.

Ao técnico Nilton Pacheco da Silva, integrante do projeto, pelos dispositivos fabricados e confecção de alguns corpos-de-prova. Aos funcionários da Secretaria e do Núcleo de Apoio Computacional do Departamento de Engenharia Mecânica por serem sempre prestativos.

A todos os funcionários da biblioteca da FEIS pelo atendimento impecável e excelente educação nos serviços prestados.

Aos funcionários da seção de Pós-Graduação por estarem sempre prontos a servir.

Aos amigos integrantes e ex-integrantes do Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU) por todo auxílio exercido durante este trabalho: Cleiton, Cristiano, Daniel, Diego, Eduardo, Felipe, Franco, Guilherme, Pedro, Rodolfo e Thiago.

À empresa EATON pelo fornecimento dos corpos-de-prova para a realização dos ensaios.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudo.

À FAPESP pela concessão do auxílio à pesquisa e compra dos equipamentos.

À toda a minha família pelo incentivo ao longo de todos os anos desta minha vida acadêmica, em especial à minha irmã, Marla, pelos momentos de desabafo.

À minha namorada Rafaela pela atenção e carinho demonstrados e compreensão nos inúmeros momentos de ausência ao longo deste período.

A todos os meus amigos que sempre me deram força para continuar lutando em busca deste objetivo, em especial ao amigo e companheiro de todas as horas, Antônio Rodrigo.

A todos aqueles que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho e que por um descuido eu tenha esquecido de citar.

EPÍGRAFE

"Seja quem você for,
seja qualquer posição que você tenha na vida,
do nível altíssimo ao mais baixo social,
tenha sempre como meta muita força, muita determinação,
e sempre faça tudo com muito amor e com muita fé em Deus,
que um dia você chega lá, de alguma maneira você chega lá"

Ayrton Senna da Silva

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo sobre a influência das condições de usinagem na usinabilidade e na integridade superficial de aços empregados na fabricação de engrenagens automotivas. Os materiais usinados foram obtidos por meio de três formas diferentes de resfriamento: normalizados (N) a 950 °C por duas horas, resfriados ao forno (F) a 600 °C por 20 minutos e resfriados ao ar (A) calmamente. Para estes estudos foram empregadas três condições de usinagem, especialmente (mas não apenas) diferenciadas pela velocidade de corte: uma condição convencional (C1), comumente utilizada pela empresa fabricante das engrenagens, uma condição intermediária (C2), estabelecida por meio do catálogo do fabricante das ferramentas e a condição (C3) HSC (High-Speed Cutting). Os ensaios de fresamento de faceamento concordante a seco foram conduzidos em um centro de usinagem CNC e as variáveis monitoradas foram divididas em dois grupos: usinabilidade e integridade superficial, sendo rugosidade e mecanismo de formação do cavaco, pertencentes ao primeiro grupo e tensão residual, dureza, microdureza e análise metalográfica, ao segundo, respectivamente. Os resultados obtidos apontam para uma influência decisiva da condição de usinagem sobre o produto final. A melhora mais significativa na rugosidade (valores médios) apresentou-se na amostra (N) sendo de aproximadamente 67%, ocorrida na condição de usinagem (C3) em relação à C1. O mecanismo de formação dos cavacos alterou-se com a condição de usinagem. Os maiores valores do ângulo da microestrutura dos cavacos (por volta de 55°) foram medidos para a condição C1, ao passo que os menores valores (aproximadamente 41°) foram encontrados na condição de usinagem (C2). Recorrendo-se à microscopia eletrônica de varredura dos cavacos, constatou-se uma tendência inicial de segmentação do cavaco na condição de usinagem (C3). A tensão residual predominante no fresamento foi de tração e dependeu da condição microestrutural da peça usinada. Os menores patamares, em geral, foram observados na condição C3. A menor variação de dureza em relação aos materiais na condição “como recebido” foi verificada na condição C3 e foi de 4% em média. Todas as condições de usinagem influíram na microdureza das peças fresadas, mas a condição C3 causou o menor impacto (13,5%) em relação à condição “como recebido”. As maiores variações de microdureza (cerca de 23,4%) foram encontradas até a profundidade de 40 µm para a condição de usinagem C2. Não foi possível por meio de microscopia óptica, constatar alterações na microestrutura das superfícies fresadas.

Palavras-chave: usinagem HSC, usinagem HPC, usinabilidade, integridade superficial.

ABSTRACT

This work presents a study about the influence of machining conditions on machinability and surface integrity of steel employed in automotive gears manufacturing. The tested workpieces were obtained by three different cooling processes: normalizing (N) at 950 °C for two hours, furnace cooling (F) at 600 °C for 20 minutes and air cooling (A) calmly. In these studies were employed three machining conditions, mainly differentiate by cutting speed. A conventional condition (C1), commonly used by gear manufacturers, an intermediary condition (C2) defined by means of HPC (High-Performance Cutting) concept and HSC (High-Speed Cutting) condition (C3) were used. The dry face down-milling tests were carried out using a CNC vertical machining center (15 CV) and the investigated variables were separated in two groups: machinability and surface integrity. Roughness and chip formation mechanism refer to the first group. Residual stress, hardness, microhardness and workpiece metallographic analysis belong to another one. The results indicated a decisive influence of machining condition on final product. The more significant roughness improvement (R_a) was found in sample (N) when machined at condition (C3), about 67% lower than values generated through machining condition (C1). The chip formation mechanism changed due to machining condition. The greater chip microstructure angles (about 55°) appeared on C1 condition and smallest values (about 41°) in C2 condition. Through scanning electronic microscopy an initial trend to chip segmentation in machining condition (C3) was verified. The residual stress in milling was predominantly tension stress and depended on machined workpiece microstructure. In general, the lowest values were observed in C3 condition. The lowest hardness variation with regarding "as received" condition was verified in C3 condition being of 4% on average. All machining conditions influenced milled workpiece microhardness, but the smallest influence (13.5%) occurred in C3 condition with regarding "as received" workpiece condition. The larger microhardness alterations (about 23.4%) happened up to 40 μm beneath machined surface to machining condition (C2). Optical microscopy was not able to identify changes in the machined surface microstructure.

Keywords: High-speed cutting, high-performance cutting, machinability, surface integrity.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2.1 - Distinção entre velocidade de corte convencional e HSC para vários materiais e operações.....	9
Figura 2.2 - Curvas de temperatura de corte versus velocidade de corte obtidas por Carl. J. Salomon.....	11
Figura 2.3 - Curvas de temperatura de corte versus velocidade de corte obtidas por McGee.....	12
Figura 2.4 - Desenvolvimento histórico da usinagem com altas velocidades de corte.....	13
Figura 2.5 - Usinagem em HSC do molde para virabrequim.	15
Figura 2.6 - O produto final: virabrequim.	15
Figura 2.7 - Processo de fabricação de moldes e matrizes.....	17
Figura 2.8 - (a) movimentação de uma máquina de cinco eixos, (b) representação dos eixos....	21
Figura 2.9 - Cone HSK para usinagem com alta velocidade e cone ISO convencional.	22
Figura 2.10 - Representação da cunha de corte durante a formação do cavaco.....	29
Figura 2.11 - Definição do grau de segmentação do cavaco.	34
Figura 2.12 - Força de usinagem e suas componentes.....	37
Figura 2.13 - Fontes de geração de calor no processo de corte ortogonal.	40
Figura 2.14 - Classificação da integridade superficial.	55
Figura 2.15 - Valores de rugosidade média para vários processos de fabricação.	60
Figura 2.16 - Escoamento lateral do cavado (“side flow”).	61
Figura 2.17 - Fenômeno conhecido como cavidade ou “open grain”.	62
Figura 3.1 - (a) Fixação do corpo-de-prova, (b) referenciamento da peça nos eixos da máquina.	72
Figura 3.2 - Rota de forjamento das engrenagens. (a) tarugo, (b) pré-forma, (c) seção longitudinal da engrenagem com espelho (miolo) e (d) forma final do produto sem espelho.	74
Figura 3.3 - (a) vista superior em perspectiva da amostra bruta, (b) vista superior em perspectiva da amostra pré-usinada e (c) desenho técnico para os ensaios finais de fresamento dos corpos-de-prova.....	75
Figura 3.4 - Desenhos esquemáticos do (a) suporte e (b) inserto de metal duro destinados aos ensaios no centro de usinagem vertical CNC.....	76
Figura 3.5 - Peça usinada utilizando trajetória por setores.....	77
Figura 3.6 - Peça usinada utilizando trajetória circular.	78
Figura 3.7 - Peça usinada utilizando trajetória linear.	78
Figura 3.8 - Catalogação dos cavacos da amostra (N) usinada na condição de usinagem (a) C1, (b) C2 e (c) C3.....	79
Figura 3.9 - Monitoramento das arestas da ferramenta. Condição de usinagem C2, amostra A.	80
Figura 3.10 - Conjunto utilizado na medição de rugosidade.....	81

Figura 3.11 - Regiões de rugosidade impressas na superfície dos corpos-de-prova causadas pelo fresamento.....	81
Figura 3.12 - Desenho esquemático ilustrando o ponto de medição da tensão residual nas amostras.....	84
Figura 3.13 - Representação esquemática ilustrando o particionamento das amostras após a usinagem.....	84
Figura 3.14 - Estratégia para as medições da microdureza em pontos próximos da superfície usinada. Figura esquemática mostrando os primeiros pontos do total de 13.....	87
Figura 3.15 - Aparato experimental empregado nas medidas de microdureza.....	87
Figura 3.16 - Seqüência de preparação das amostras metalográficas. (a) corpos-de-prova pré-usinado cortados, (b) detalhe das seções transversais e (c) peças embutidas com esferas de aço para apoio no processo de lixamento.....	89
Figura 3.17 - Amostra embutida utilizada para análise microestrutural.....	89
Figura 3.18 - Embutimento dos cavacos extraídos dos ensaios principais de fresamento.....	90
Figura 3.19 - Procedimento para determinação do ângulo da microestrutura do cavaco.....	92
Figura 4.1 - Macroestrutura da amostra (N) na condição “como recebido” (Ataque com solução de iodo).....	93
Figura 4.2 - Macroestrutura da amostra (F) na condição “como recebido” (Ataque com solução de iodo).....	94
Figura 4.3 - Macroestrutura da amostra (A) na condição “como recebido” (Ataque com solução de iodo).....	94
Figura 4.4 - Representação esquemática das áreas para caracterização microestrutural.....	95
Figura 4.5 - Microestrutura da amostra (N) na condição “como recebido” (Ataque com Nital 2%).	96
Figura 4.6 - Microestrutura da amostra (F) na condição “como recebido” (Ataque com Nital 2%).	96
Figura 4.7 - Microestrutura da amostra (A) na condição “como recebido” (Ataque com Nital 2%).	96
Figura 4.8 - Micrografia das amostras (N) nas condições (a) CR, (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque Nital 2%).	99
Figura 4.9 - Micrografia das amostras (F) nas condições (a) CR, (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque Nital 2%).	100
Figura 4.10 - Micrografia das amostras (A) nas condições (a) CR, (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque Nital 2%).	100
Figura 4.11 - Valores de dureza para as amostras (N).....	102
Figura 4.12 - Valores de dureza para as amostras (F).....	102
Figura 4.13 - Valores de dureza para as amostras (A).....	102
Figura 4.14 - Perfil de microdureza da amostra (N) na condição “como recebido”.	104

Figura 4.15 - Perfil de microdureza da amostra (F) na condição “como recebido”.....	105
Figura 4.16 - Perfil de microdureza da amostra (A) na condição “como recebido”.....	105
Figura 4.17 - Perfil de microdureza da amostra (N) usinada na condição C1.....	106
Figura 4.18 - Perfil de microdureza da amostra (N) usinada na condição C2.....	107
Figura 4.19 - Perfil de microdureza da amostra (N) usinada na condição C3.....	107
Figura 4.20 - Resumo dos resultados de microdureza das amostras (N) para todas as condições de usinagem adotadas.	108
Figura 4.21 - Perfil de microdureza da amostra (F) usinada na condição C1.....	109
Figura 4.22 - Perfil de microdureza da amostra (F) usinada na condição C2.....	109
Figura 4.23 - Perfil de microdureza da amostra (F) usinada na condição C3.....	109
Figura 4.24 - Resumo dos resultados de microdureza das amostras (F) para todas as condições de usinagem adotadas.	110
Figura 4.25 - Perfil de microdureza da amostra (A) usinada na condição C1.....	112
Figura 4.26 - Perfil de microdureza da amostra (A) usinada na condição C2.....	112
Figura 4.27 - Perfil de microdureza da amostra (A) usinada na condição C3.....	112
Figura 4.28 - Resumo dos resultados de microdureza das amostras (A) para todas as condições de usinagem adotadas.	113
Figura 4.29 - Tensão residual obtida nas amostras (N).....	115
Figura 4.30 - Tensão residual obtida nas amostras (F).	116
Figura 4.31 - Tensão residual obtida nas amostras (A).	116
Figura 4.32 - Tensão residual obtida na direção longitudinal para as amostras (N), (F) e (A). ..	117
Figura 4.33 - Tensão residual obtida na direção transversal para as amostras (N), (F) e (A)....	118
Figura 4.34 - Acabamento superficial das amostras (N) em função da condição de usinagem.	120
Figura 4.35 - Acabamento superficial das amostras (F) em função da condição de usinagem.	121
Figura 4.36 - Acabamento superficial das amostras (A) em função da condição de usinagem.	121
Figura 4.37 - Rugosidade média aritmética (R_a) das amostras (N), (F) e (A) em função da condição de usinagem.....	122
Figura 4.38 - Acabamento superficial das amostras (N).	124
Figura 4.39 - Acabamento superficial das amostras (F).....	125
Figura 4.40 - Acabamento superficial das amostras (A).	126
Figura 4.41 - Valores do ângulo da microestrutura (η) para as amostras (N), (F) e (A).	128
Figura 4.42 - Valores do ângulo da microestrutura (η) segundo as condições de usinagem (C1), (C2) e (C3).....	129
Figura 4.43 - Amostra (N), (a) microestrutura original, deformação microestrutural dos cavacos para (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque com Nital 2%).....	130
Figura 4.44 - Amostra (F), (a) microestrutura original, deformação microestrutural dos cavacos para (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque com Nital 2%).....	131

Figura 4.45 - Amostra (A), (a) microestrutura original, deformação microestrutural dos cavacos para (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque com Nital 2%).....	131
Figura 4.46 - Área de transição dos cavacos (N), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).....	133
Figura 4.47 - Área de transição dos cavacos (F), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).....	133
Figura 4.48 - Área de transição dos cavacos (A), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).....	134
Figura 4.49 - Superfície superior dos cavacos (N), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).....	135
Figura 4.50 - Superfície superior dos cavacos (F), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).....	135
Figura 4.51 - Superfície superior dos cavacos (A), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).....	136
Figura 4.52 - Cavaco extraído da amostra (N) sob a condição de usinagem C1.	138
Figura 4.53 - Cavaco extraído da amostra (N) sob a condição de usinagem C2.	138
Figura 4.54 - Cavaco extraído da amostra (N) sob a condição de usinagem C3.	138
Figura 4.55 - Cavaco extraído da amostra (F) sob a condição de usinagem C1.....	139
Figura 4.56 - Cavaco extraído da amostra (F) sob a condição de usinagem C2.....	139
Figura 4.57 - Cavaco extraído da amostra (F) sob a condição de usinagem C3.....	139
Figura 4.58 - Cavaco extraído da amostra (A) sob a condição de usinagem C1.....	140
Figura 4.59 - Cavaco extraído da amostra (A) sob a condição de usinagem C2.....	140
Figura 4.60 - Cavaco extraído da amostra (A) sob a condição de usinagem C3.....	140

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Parâmetros de corte adotados no ensaio de usinagem.	71
Tabela 3.2 - Variáveis de resposta investigadas na pesquisa.	71
Tabela 3.3 - Especificação química do material utilizado nos testes de usinagem (% em peso).	74
Tabela 4.1 - Metalografia quantitativa das amostras.	97

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

A	Amostra resfriada ao ar
APC	Aresta postiça de corte
CBN	Nitreto de boro cúbico
CNC	Controle Numérico Computacional
CR	Condição de usinagem “como recebido”
CVD	Chemical Vapor Deposition
C1	Condição de usinagem nº 1
C2	Condição de usinagem nº 2
C3	Condição de usinagem nº 3
E	Módulo de elasticidade [MPa]
EDM	Electrical Discharge Machining
F	Amostra resfriada ao forno
F_{ap}	Força de apoio [N]
F_c	Força de corte [N]
F_e	Força efetiva de corte [N]
F_f	Força de avanço [N]
F_p	Força passiva ou de profundidade [N]
F_t	Força ativa [N]
F_u	Força de usinagem [N]
G	Tamanho de grão ASTM
G_s	Grau de segmentação do cavaco
HPC	High-performance cutting
HSC	High-Speed Cutting
HSM	High-Speed Machining
HVM	High Velocity Machining
I.U.	Índice de usinabilidade
L	Tamanho da diagonal de impressão [mm]
LSM	Low-Speed Machining
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificação
N	Amostra normalizada
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino

PCD	Diamante policristalino
PVD	Physical Vapor Deposition
Q	Carga utilizada em ensaios de dureza e microdureza [kgf]
R	Raio de curvatura do cavaco [mm]
R_a	Rugosidade média aritmética [μm]
$R_{\text{máx}}$, R_y , R_t	Rugosidade máxima [μm]
R_q	Rugosidade média quadrática [μm]
R_z	Rugosidade média entre os cinco picos e os cinco vales [μm]
UHSM	Ultra High-Speed Machining
VHSM	Very High-Speed Machining

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

a_e	Penetração de trabalho ou largura de usinagem [mm]
a_p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Constante adotada para medição do ângulo η
f	Avanço da ferramenta de corte [mm/rev]
f_z	Avanço por dente da ferramenta de corte [mm/z]
h	Espessura de corte [mm]
h'	Espessura do cavaco [mm]
h_1	Altura total do cavaco [mm]
h_2	Comprimento da região cisalhada entre duas lamelas do cavaco [mm]
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta de corte [mm]
v_c	Velocidade de corte [m/min]
v_{cav}	Velocidade do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta [m/min]
v_{c60}	Velocidade de corte que possibilita uma vida de 60 min para ferramenta

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Ângulo de folga [°]
γ	Ângulo de saída [°]
γ_n	Ângulo de saída normal [°]
γ_o	Ângulo de saída ortogonal [°]
η	Ângulo da microestrutura do cavaco [°]
θ	Ângulo do setor circular do local de medição de η [°]
λ	Ângulo de inclinação [°]
ν	Coeficiente de poisson
σ_L	Tensão longitudinal à direção de avanço [MPa]
σ_T	Tensão transversal à direção de avanço [MPa]
ϕ	Ângulo de cisalhamento [°]
χ	Ângulo de posição [°]
Δx	Espessura da lamela do cavaco [μm]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos	3
1.2	Justificativas	4
1.3	Estrutura do Trabalho.....	5
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	7
2.1	Usinagem com Alta Velocidade de Corte	7
2.1.1	Definições	8
2.1.2	Estado da Arte	10
2.1.3	Aplicações	14
2.1.4	Máquinas-Ferramenta e Ferramentas para HSC.....	18
2.1.5	Fenomenologia.....	27
2.2	Usinabilidade dos Materiais.....	43
2.2.1	Definições	44
2.2.2	Ensaio de Usinabilidade.....	45
2.2.3	Variáveis que Influem na Usinabilidade	49
2.3	Integridade Superficial	54
2.3.1	Classificações.....	54
2.3.2	Alterações Superficiais	56
2.3.3	Alterações Subsuperficiais.....	62
2.3.4	Variáveis que Influem na Integridade Superficial	64
3	MATERIAIS E MÉTODOS	70
3.1	Planejamento Experimental	70
3.2	Banco de Ensaio	71
3.3	Corpos-de-Prova.....	73
3.4	Ferramentas de Corte	75
3.5	Procedimento Experimental	76
3.5.1	Ensaio de Usinagem	76
3.5.2	Medição de Rugosidade	80
3.5.3	Medição de Dureza.....	82
3.5.4	Medição de Tensão Residual.....	83
3.5.5	Medição de Microdureza.....	84
3.5.6	Metalografia dos Corpos-de-Prova e dos Cavacos	88
3.5.7	Medição do Ângulo da Microestrutura dos Cavacos.....	91
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	93
4.1	Integridade Superficial	93
4.1.1	Análise Metalográfica	93
4.1.2	Dureza e Microdureza.....	101
4.1.3	Tensão Residual.....	115
4.2	Indicadores de Usinabilidade.....	120
4.2.1	Rugosidade	120
4.2.2	Formação de Cavaco	127
5	CONCLUSÕES.....	142
5.1	Recomendações para Trabalhos Futuros	145
6	REFERÊNCIAS	146

1 INTRODUÇÃO

A área da Engenharia denominada Processos de Fabricação compreende dois grupos de operações: sem e com remoção de material. No conjunto de operações realizadas com remoção de material, destaca-se a usinagem dos materiais, a qual engloba entre outras operações, torneamento, fresamento, furação, retificação, roscamento, mandrilamento, etc.

O processo de usinagem possui uma importância fundamental no cenário econômico mundial. Segundo Trent (1984) citado por Machado e Silva (1999), a usinagem é o processo de fabricação mais popular do mundo, empregando dezenas de milhões de pessoas, as quais transformam em cavacos algo em torno de 10% da produção total de metais. Devido a este prestígio, uma grande quantidade de pesquisas tem sido realizada nesta área, principalmente em razão das dificuldades surgidas nas indústrias quanto à produtividade, qualidade, flexibilidade e compatibilidade com o meio ambiente (RODRIGUES, 2005).

O aumento no número de pesquisas envolvendo esta área da Engenharia de Fabricação tem resultado em grandes avanços para os setores envolvidos, principalmente o automobilístico, o aeronáutico e os fabricantes de moldes e matrizes. O conjunto de melhorias nesta área de usinagem permitiu-se atingir um patamar de benefícios, entre eles, máquinas-ferramentas mais rígidas, comandos numéricos mais precisos, ferramentas mais resistentes, fluidos mais eficazes e menos poluentes. Atualmente, neste patamar está localizada a usinagem High-Speed Cutting (HSC) ou usinagem com alta velocidade de corte.

Os primeiros estudos envolvendo HSC ocorreram em meados da década de 20 do século XX, os quais foram realizados por Carl J. Salomon na Alemanha, por meio do emprego de serras circulares de grandes diâmetros, permitindo-se atingir altas velocidades de corte na usinagem do alumínio, principalmente.

A partir daí, as pesquisas envolvendo HSC têm crescido cada vez mais. Outro importante pesquisador foi Herbert Schulz, conhecido mundialmente no cenário da usinagem. Nos anos 80, ele deu uma contribuição ímpar para a usinagem HSC, por meio do desenvolvimento de máquinas-ferramenta e acessórios, entre eles ferramentas, sistemas de fixação e comandos CNC, capazes de permitir o emprego de maiores velocidades de corte.

Uma grande razão para a continuação dos estudos envolvendo usinagem HSC foi dada por Flom e Komanduri (1989). Na época dos seus estudos, eles atribuíram um valor de mais de US\$100 milhões gastos em processos com remoção de material apenas nos Estados Unidos, dos quais 75% deste valor são divididos entre: torneamento, fresamento, furação e retificação. Hoje em dia, com o aumento constante da produção de matéria-prima metalúrgica e de produtos usinados, sobretudo com o crescimento de novos mercados potenciais, provavelmente esta cifra aumentou.

Contudo, apesar deste aumento no número de pesquisas sobre a usinagem HSC, muitos conceitos ainda não estão totalmente solidificados em relação a este assunto, principalmente os referentes à fenomenologia do processo em si. Alguns pontos ainda geram várias discussões, como por exemplo a diminuição da temperatura a partir de uma determinada velocidade de corte, conforme apresentou Salomon em seus estudos.

Outros conceitos relativos a usinagem HSC ainda obscuros referem-se ao mecanismo de formação de cavacos e a magnitude das forças presentes durante o corte, principalmente quando comparadas à usinagem convencional.

A grande questão a ser analisada para um maior emprego desta "nova tecnologia" está na relação custo-benefício, pois se sabe que os valores agregados para implantação deste tipo de processo são altos. Todavia, a maioria da pesquisas realizadas neste campo de estudo aponta para um retorno economicamente satisfatório, ou seja, na maioria dos casos os investimentos são válidos e retornáveis.

Pode-se citar como as principais vantagens, ainda não unanimemente aceitas, os menores esforços de corte, melhor dissipação de calor por meio do cavaco, melhor precisão, melhor acabamento superficial e menores níveis de vibrações. Entretanto, a usinagem HSC também apresenta algumas características consideradas como desvantagens do processo, sendo algumas delas, o desgaste excessivo da ferramenta, alto custo agregado das máquinas e ferramentas, além da necessidade de mão-de-obra especializada.

Apesar do aumento no número de pesquisas envolvendo a usinagem HSC, muitos estudos limitam-se a investigar apenas o processo de usinagem, não levando em consideração as possíveis alterações na peça causadas durante a remoção de material. Dessa forma, há necessidade de se buscar respostas contundentes para aspectos mais voltados ao material usinado sob HSC, tais como mecanismo de formação de cavaco,

tensões residuais geradas na peça e alterações microestruturais ocasionadas na superfície usinada.

Além disso, inerente e anterior aos processos de usinagem existe o aspecto da concepção do material bruto por meio de seu processamento metalúrgico. Em geral, os materiais são submetidos a processos termomecânicos, como forjamento, laminação e extrusão para compor não apenas a forma do material bruto, mas também para obter uma microestrutura e propriedades mecânicas adequadas à sua aplicação.

Portanto, essas duas frentes de pesquisa (processamento metalúrgico e usinagem) nem sempre têm sido exploradas de forma conjunta e estreita, embora elas estejam intimamente ligadas. A seguinte questão sintetiza o exposto acima: “Tendo sido processados metalurgicamente os materiais, com o monitoramento de suas evoluções microestruturais para atingir as propriedades mecânicas e microestruturais desejadas, como fica agora a usinabilidade desses produtos?”.

1.1 Objetivos

Sabendo-se que a textura superficial da peça tem influência decisiva no desempenho, nas propriedades e na segurança do componente usinado, e tendo em vista a oportunidade de estudar operações de usinagem consideradas atuais com foco na usinabilidade e na integridade do material da peça, este trabalho apresenta a seguinte meta específica:

- Verificar a influência da usinagem com alta velocidade de corte na usinabilidade e na integridade superficial de materiais forjados em condições industriais reais, utilizados na fabricação de engrenagens e obtidos por diferentes meios de resfriamento.

O objetivo se revela um desafio interessante proveniente de um ambiente industrial do ramo metal-mecânico e reflete, dessa maneira, uma contribuição científico-tecnológica considerada relevante. O processamento industrial desse tipo de componente mecânico requer um forjamento de precisão, para aproximar a geometria do produto das dimensões finais, e um tratamento térmico de normalização para possibilitar sua usinagem de forma eficiente e rentável.

Com efeito, a meta foi estudar a usinabilidade desse produto confrontando três condições de resfriamento do material e três propostas de usinagem. Foram empregados nos testes (a) o produto normalizado, tal como propõe o departamento de projeto da empresa, (b) o produto resfriado a 600 °C no forno após compressão a quente, processo alternativo que evitaria o tratamento térmico de normalização e (c) o produto resfriado ao ar, sem a necessidade de inserir tratamentos térmicos no processo produtivo. A usinabilidade e a integridade superficial foram avaliadas para as três variações acima adotando (d) os procedimentos de usinagem estabelecidos pela empresa, ou seja, usinagem convencional, (e) empregando uma condição de usinagem intermediária escolhida por meio de catálogos do fabricante das ferramentas utilizadas e (f) aplicando o conceito de alta velocidade de corte. Os resultados dos testes foram confrontados visando estabelecer qual o tipo de material da peça sofreu maior influência do processo de usinagem e sob qual condição de usinagem isso ocorreu, além de minimizar a influência do corte e remoção de material na integridade superficial do produto.

1.2 Justificativas

A usinabilidade pode ser entendida como um conjunto de características globais resultantes da interação entre a peça, a ferramenta, os parâmetros de corte e o processo de fabricação. Não é uma propriedade do material, mas o modo como ele se comporta perante uma dada condição fixa de usinagem. Nesse contexto, as duas razões gerais para investigar a usinabilidade e a integridade superficial do material nas três variações citadas no item anterior são sistematizadas abaixo. Suas diversas ramificações são pormenorizadas na seqüência.

- Trata-se de um “estudo de caso” proveniente de um ambiente industrial metal-mecânico real, condizente com a realidade da engenharia de fabricação atual;
- Refere-se a um interesse biunívoco entre as partes envolvidas na pesquisa, contemplando uma parceria científico-tecnológica entre a empresa EATON – Divisão de Transmissões Ltda, sediada em Valinhos-SP, e o grupo de pesquisa em usinagem recém criado no Departamento de Engenharia Mecânica (DEM) da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira (FEIS/UNESP).

Sob um prisma tecnológico, este trabalho procurou contemplar uma consideração relevante, pois representa uma extensão imediata de um trabalho de processamento metalúrgico industrial. Como já mencionada, a questão principal a ser formulada é: “Tendo sido processados metalurgicamente os materiais, com o monitoramento de suas evoluções microestruturais para atingir as propriedades mecânicas e microestruturais desejadas, como fica agora a usinabilidade desses produtos?”.

Saber este tipo de resposta é pertinente, pois a qualidade do produto usinado quanto ao seu desempenho funcional e à segurança que proporciona durante sua aplicação depende também da forma como a peça foi usinada. A elevada taxa de deformação na qual a peça é submetida em uma operação de usinagem, sobretudo na condição HSC, representa uma interferência significativa em sua microestrutura e pode afetar decisivamente suas propriedades, como resistência à fadiga e dureza, bem como causar tensões residuais indesejáveis e alterações microestruturais. Daí, o projeto metalúrgico inicial pode ter sido alterado após a usinagem.

1.3 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está dividido em seis capítulos, os quais estão descritos brevemente a seguir:

Capítulo 1: apresenta uma contextualização do tema, referindo-se principalmente à usinagem com alta velocidade de corte e seus possíveis efeitos sobre a usinabilidade e a integridade superficial dos materiais estudados.

Capítulo 2: trata da revisão da literatura sobre o tema, dando-se enfoque à usinagem HSC, por meio de um breve histórico sobre o assunto, aplicações, máquinas e ferramentas e a fenomenologia do processo em si, além de uma fundamentação mínima sobre usinabilidade dos materiais e integridade superficial.

Capítulo 3: contempla todos os procedimentos experimentais e equipamentos utilizados para a realização dos ensaios de usinagem e coleta dos dados para análise das variáveis estudadas, dividindo-se em dois grupos: usinabilidade e integridade superficial.

Capítulo 4: relata na totalidade os resultados provenientes dos ensaios realizados de usinagem e das variáveis coletadas. Apresenta ainda a discussão decorrente destes resultados, juntamente com as explicações propostas pertinentes ao assunto. Estes

resultados estão divididos em duas frentes de análise: integridade superficial e usinabilidade.

Capítulo 5: exibe de forma sucinta as conclusões obtidas após a análise refinada dos resultados apresentados no capítulo anterior e as recomendações para trabalho futuros.

Capítulo 6: contém todas as referências bibliográficas citadas neste documento, as quais servem, sempre que possível, como fundamentação aos resultados adquiridos neste projeto de pesquisa.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A seguir é apresentada uma apurada revisão bibliográfica sobre o assunto tratado neste trabalho. Buscou-se a maior quantidade de informações relevantes, visando elaborar uma revisão bastante embasada e o mais compacta possível sobre os principais assuntos abordados, por meio de pesquisas em manuais sobre usinagem, livros nacionais e internacionais consolidados nesta área, além de artigos publicados em congressos e periódicos nacionais e internacionais. Os principais temas abordados nesta revisão estão divididos em três grupos: usinagem com alta velocidade de corte, usinabilidade e integridade superficial.

2.1 Usinagem com Alta Velocidade de Corte

A usinagem com alta velocidade de corte está ampliando cada vez mais seu campo de aplicação. Atualmente, várias indústrias, dentre elas aeronáutica, automobilística e, principalmente, a de fabricação de moldes e matrizes, têm recorrido a esta nova tecnologia, se é que se pode classificá-la assim, pois na verdade a usinagem em alta velocidade de corte ainda não está bem definida, principalmente em relação aos seus conceitos e à sua fenomenologia.

Uma das primeiras dificuldades encontradas ao se tratar deste assunto diz respeito à sua definição. Alguns autores a definem como usinagem com altas velocidades de corte, usinagem com alta velocidade de fuso, usinagem com alta velocidade de avanço ou usinagem para alta produtividade (OLIVEIRA, 2003).

Porém, uma maneira bem coerente seria defini-la como um conjunto envolvendo uma usinagem realizada com altas velocidades de corte, altas rotações do fuso da máquina, altas taxas de avanço, mas uma baixa taxa de remoção de material por passe da ferramenta, garantindo melhores acabamentos superficiais, sem causar uma redução na produtividade.

Contudo, segundo Schützer e Schulz (2003), a usinagem em alta velocidade ainda apresenta dois segmentos de mercado distintos: a Usinagem com Altas Velocidades (High Velocity Machining - HVM) na qual a remoção de material é o mais importante e a Usinagem com Altíssimas Velocidades de Corte (High Speed Machining - HSM) com

capacidade moderada de remoção de material, porém com velocidades de corte muito elevadas.

Devido a falta de padronização dos termos para especificar este tipo de usinagem, decidiu-se utilizar neste trabalho o termo usinagem com alta velocidade de corte e a sigla HSC para representar este processo de fabricação.

2.1.1 Definições

Define-se velocidade de corte como a velocidade instantânea de um ponto de referência adotado na aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido de corte (FERRARESI, 1970).

De uma forma mais prática, Diniz, Marcondes e Coppini (2000) definem a velocidade de corte como o resultado do deslocamento da ferramenta diante da peça, considerado no tempo, para operações onde o movimento de corte e de avanço não ocorrem simultaneamente, como por exemplo, o aplainamento e o brochamento. Para operações como o torneamento, fresamento, ou furação, onde os movimentos de corte e de avanço ocorrem concomitantemente, a velocidade de corte é a velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da ferramenta em torno da peça ou vice versa.

A usinagem é um dos processos mais antigos utilizados pelo homem para fabricação de peças ou componentes. Segundo Boothroyd e Knight (1989), a história do corte em metais iniciou-se na última parte do século XVIII, com a necessidade de um engenheiro inglês, Richard Reynolds, construir um cilindro que lhe permitisse extrair água de uma mina de carvão por meio da utilização de uma bomba.

No início, utilizavam-se baixas velocidades de corte, devido a fatores limitantes, como ferramentas de corte inapropriadas, baixa eficiência das máquinas e, principalmente, pelo menor nível de produtividade. Todavia, com o aprimoramento destes fatores, houve um aumento considerável na velocidade de corte, resultando num grande progresso para os processos de usinagem (RODRIGUES, 2005).

Atualmente utiliza-se muito o termo alta velocidade de corte, porém ainda não se tem uma definição exata para este conceito, por se tratar de um termo relativo, variando conforme o material usinado e o processo de usinagem utilizado. Dada uma velocidade de corte, para certos materiais esta pode ser considerada convencional, todavia para outros, ela pode ser considerada alta velocidade de corte.

Dessa maneira, alguns pesquisadores definem a alta velocidade de corte em função das velocidades convencionais. Segundo Schulz, Abele e Sahm (2001a) e Tönshoff et al. (2001), entende-se por usinagem com alta velocidade, a usinagem de materiais com velocidades de corte aumentadas de 5 a 10 vezes em relação às velocidades de corte tradicionais. Porém esta relação entre velocidades convencionais e altas velocidades não é suficiente para uma definição coerente do termo HSC, pois o processo de usinagem utilizado também possui grande influência, conforme apresentado na Figura 2.1.

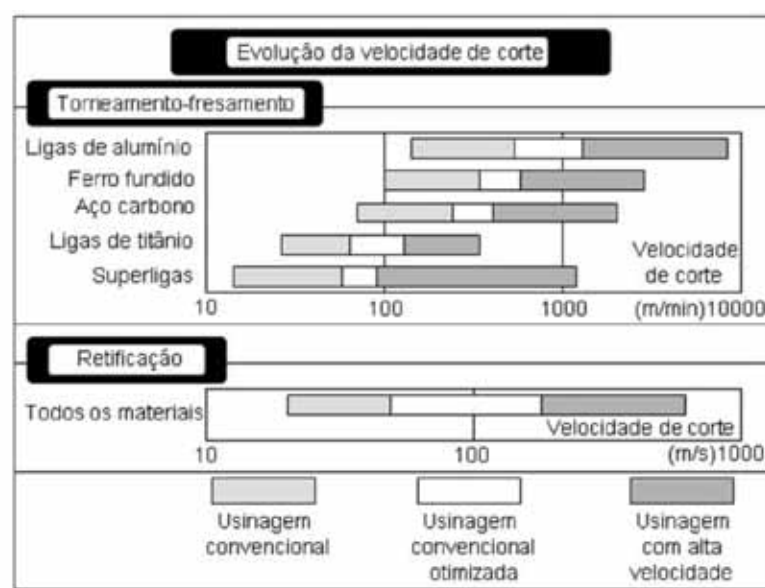


Figura 2.1 - Distinção entre velocidade de corte convencional e HSC para vários materiais e operações.

Fonte: Vigneau (1997).

Alguns autores preferem definir alta velocidade de corte em números absolutos, por meio de faixas de velocidade. Segundo Dagiloke et al. (1995) citado por Faccio (2002), todos os tipos de usinagem se enquadram em quatro categorias: LSM (Low Speed Machining, usinagem de baixa velocidade, entre 1 e 600 m/min), HSM (High Speed Machining, usinagem de alta velocidade, entre 600 e 1.800 m/min), VHSM (Very High Speed Machining, usinagem de altíssima velocidade, entre 1.800 a 18.000 m/min) e UHSM (Ultra High Speed Machining, usinagem de ultra alta velocidade, que compreende velocidades de corte na faixa de 18.000 a 300.000 m/min).

Outro modo utilizado para definir alta velocidade é correlacionar a velocidade de corte com a formação de cavaco (FLOM e KOMANDURI, 1989). De acordo com Müller e

Blümke (2001), alta velocidade de corte pode ser definida como a velocidade acima da qual o cisalhamento do cavaco ocorre completamente na zona primária de cisalhamento. Por se tratar de um tema importante ao estudo da alta velocidade de corte, o mecanismo de formação do cavaco será detalhado mais à frente no item 2.1.5.

2.1.2 Estado da Arte

Considerado por muitos pesquisadores o “pai da usinagem de alta velocidade”, Carl J. Salomon foi quem iniciou as primeiras pesquisas envolvendo altas velocidades de corte. De acordo com Schützer e Schulz (2003), em 27 de Abril de 1931, a empresa Friedrich Krupp AG recebeu a patente alemã nº 523594 referente aos estudos desenvolvidos por Salomon, onde apresentava como principal resultado, o fato de que, acima de uma determinada velocidade de corte a temperatura de corte começava a cair.

Nestes experimentos ocorridos entre 1924 e 1931, Salomon utilizou serras de grande diâmetros, pois naquela época não se dispunha de máquinas com grandes rotações, para obterem maiores velocidades de corte. Ele usinou materiais, como alumínio, cobre e bronze, alcançando valores de velocidades de corte de até 16.500 m/min para o caso do alumínio (FLOM e KOMANDURI, 1989; SCHÜTZER e SCHULZ, 2003). Porém, segundo Black (1989) e Ashburn (1979) citado por Souza (2004), Salomon teria utilizado fresas helicoidais de grande diâmetro contendo de 8 a 20 arestas de corte.

As curvas geradas pelo estudo de Salomon são apresentadas na Figura 2.2, onde fica evidente que a partir de uma determinada velocidade de corte, as temperaturas de corte começam a decrescer. Porém, alguns pesquisadores realizaram estudos nos quais não constatarem esta teoria descrita por Salomon, como é o caso de McGee (1979), que será detalhado mais à frente. Assim, devido às incertezas geradas sobre a teoria de Salomon, o item 2.1.5 contém maiores detalhes de alguns relatos de pesquisadores que concordam ou discordam com este tema.

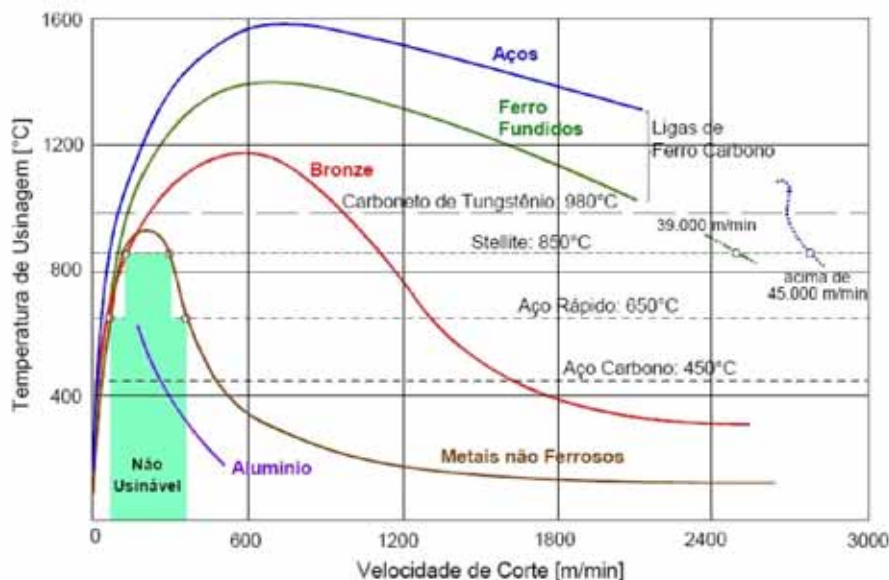


Figura 2.2 - Curvas de temperatura de corte versus velocidade de corte obtidas por Carl. J. Salomon.

Fonte: Schulz (1999).

Em meados da década de 40, os estudos com alta velocidade de corte foram retomados com os ensaios balísticos, os quais eram realizados de duas maneiras. Na primeira, a ferramenta era acoplada a um foguete que se deslocava sobre um trilho. Durante este deslocamento, a ferramenta em alta velocidade passava pela peça estacionária, promovendo a sua usinagem. No segundo método, a peça em forma de projétil era disparada de encontro à ferramenta que permanecia estacionária. Nestes ensaios observou-se que as condições e a formação do cavaco para altas velocidades são diferentes do processo convencional (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003). A Suécia foi um país que se destacou neste tipo de ensaio.

Em 1958, a empresa americana Lockheed Aircraft Corporation, representada pelo seu engenheiro R.L. Vaughn, realizou diversas pesquisas sobre HSC, tendo como foco principal as variáveis mais importantes na usinagem de alta velocidade de corte (FLOM e KOMANDURI, 1989). Segundo Vaughn (1960) citado por Flom e Komanduri (1989), a taxa de remoção de material pode ser influenciada por fatores como: operação de usinagem, potência disponível da máquina-ferramenta, ferramenta de corte utilizada, material a ser usinado, velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem.

Para constatar a viabilidade de implantação da usinagem de alta velocidade nas indústrias, as empresas Lockheed Missiles e Space Company, contratadas pela Marinha Norte Americana, realizaram diversos estudos no início dos anos 70, inicialmente com ligas

de alumínio e, em seguida, com ligas a base de níquel-alumínio-bronze (FLOM e KOMANDURI, 1989). Estas pesquisas comprovaram que a introdução da usinagem com altas velocidades de corte provocou uma melhoria na produtividade (RODRIGUES, 2005).

Em 1979, a Força Aérea dos Estados Unidos em cooperação com a General Electric realizaram novos ensaios com alta velocidade de corte, buscando integrá-la em operações industriais. Os materiais usinados foram ligas de alumínio, titânio, superligas a base de níquel e aços. Estes ensaios permitiram otimizar uma faixa de velocidade de corte para as ligas de alumínio, que variava de 1.500 a 4.500 m/min (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).

No mesmo ano, Kahles et al. (1979) citado por Souza (2004), constataram em pesquisas com alumínio, que as velocidades de corte empregadas tinham como principais limitantes as máquinas-ferramentas e os sistemas de fixação da ferramenta e da peça.

Ainda em 1979, McGee torneou ligas de alumínio 2014-T652 com variações na geometria da ferramenta e velocidade de corte dentro da faixa de 30 a 1432 m/min (SOUZA, 2004). Seus resultados podem ser observados na Figura 2.3, onde fica claro que as curvas de temperatura de corte não diminuem com o aumento da velocidade de corte, possuindo um valor máximo próximo a temperatura de fusão do material (FLOM e KOMANDURI, 1989). Dessa forma, McGee não obteve resultados coerentes com a teoria apresentada por Salomon na década de 30.

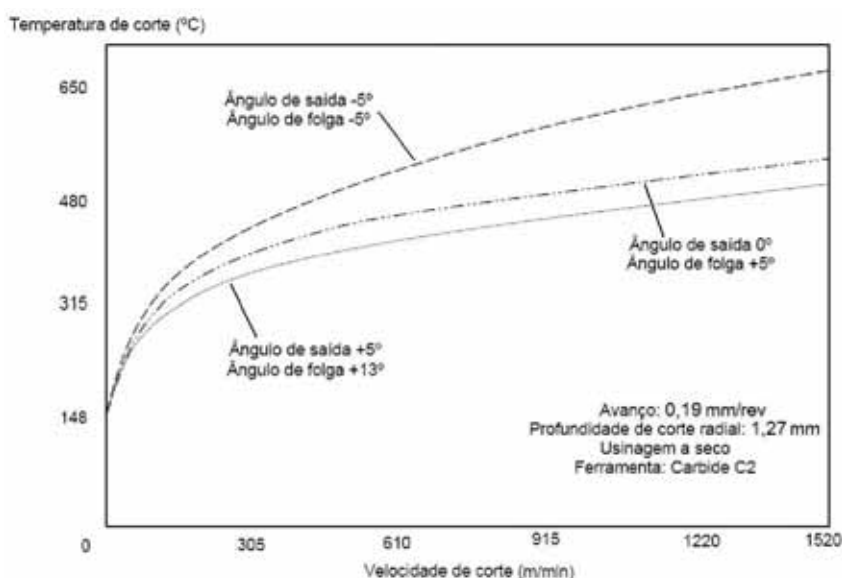


Figura 2.3 - Curvas de temperatura de corte versus velocidade de corte obtidas por McGee.

Fonte: Adaptado de McGee (1979).

No início dos anos 80, principalmente, houve um grande avanço na usinagem com altas velocidades, devido ao desenvolvimento de eixos motores de alta rotação (SOUZA, 2004). Nesta época, na Alemanha, um grande pesquisador, Herbert Schulz, professor da Universidade Tecnológica de Darmstadt, realizou uma série de pesquisas desenvolvendo máquinas-ferramenta e acessórios, como ferramentas, dispositivos de fixação e CNC (SHÜTZER, 2001). Dessa maneira, Schulz passou a ser uma importante referência mundial no cenário da usinagem de alta velocidade.

O processo de usinagem com alta velocidade de corte não ficou restrito apenas aos Estados Unidos e à Alemanha. Países, por exemplo, como Austrália, França e Japão, também investiram em pesquisas nesta área. O Japão, por exemplo, intensificou seus estudos na teoria de formação de cavacos (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003). A Figura 2.4 sintetiza de forma cronológica o estado da arte sobre as pesquisas com altas velocidades de corte no mundo.

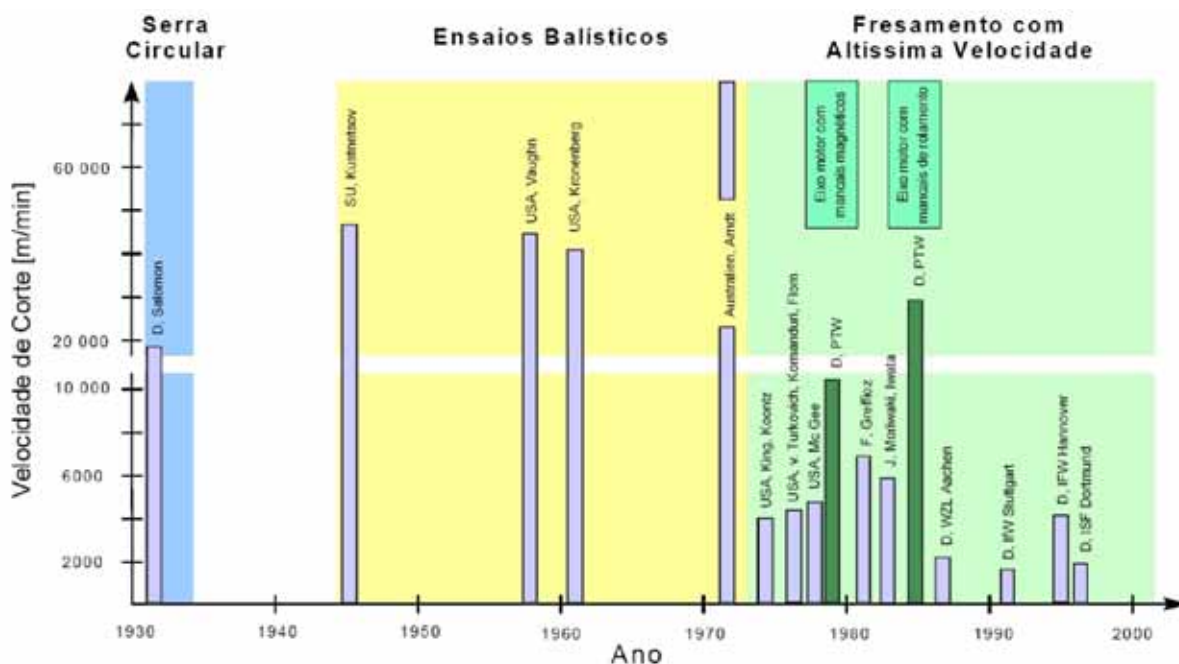


Figura 2.4 - Desenvolvimento histórico da usinagem com altas velocidades de corte.

Fonte: Schulz (1996).

No Brasil, a utilização do processo de usinagem com altas velocidades de corte intensificou-se a partir dos anos 90. Atualmente, as indústrias estão utilizando este

processo para obterem um aumento significativo na produtividade, destacando duas áreas de aplicação: nas operações de desbaste e acabamento de materiais não ferrosos e em operações de semi-acabamento e acabamento de materiais ferrosos.

Além das empresas do setor metal-mecânico, os centros de pesquisa públicos e particulares também iniciaram seus estudos sobre a usinagem HSC na mesma década. Diversos pesquisadores brasileiros, em sua maioria oriundos de universidades públicas, estudaram a usinagem HSC nos Estados Unidos, Inglaterra e Alemanha e continuaram aprofundando o tema no Brasil em seus locais de origem e atuação.

Dentre os laboratórios de pesquisa nucleados por conta desse processo, que já perdura mais de 10 anos, são citados o Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação (OPF), pertencente ao Núcleo de Manufatura Avançada (NUMA), da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC/USP), o Laboratório de Sistemas Computacionais para Projeto e Manufatura (SCPM), da Universidade Metodista de Piracicaba (UNIMEP), o Laboratório de Usinagem, da Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), o Centro de Competência em Manufatura (CCM), do Instituto Tecnológico de Aeronáutica (ITA), o Laboratório de Engenharia de Fabricação, da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (POLI/USP) e o Grupo de Desenvolvimento de Moldes e Matrizes, da Sociedade Educacional de Santa Catarina (SOCIESC). Evidentemente, existem outros laboratórios não mencionados aqui, com igual contribuição para a pesquisa científica no cenário da usinagem.

A maioria dos grupos de pesquisa sediados nas universidades, institutos e centros de educação tem concretizado parcerias científicas com fabricantes de ferramentas, máquinas-ferramentas e fornecedores de matéria-prima. Tem sido meta realizar pesquisas aplicadas, voltadas diretamente aos produtos fornecidos pelos próprios convênios, visando, além do seu aperfeiçoamento, a melhoria do processo de usinagem HSC, que ainda se encontra em pleno desenvolvimento.

2.1.3 Aplicações

A busca constante pelo aumento da produtividade, reduções nos custos de fabricação, melhoria na qualidade dos produtos e maior agilidade na entrega dos pedidos tem provocado nas empresas do ramo metal-mecânico um aumento considerável na utilização da usinagem com alta velocidade de corte.

A indústria aeroespacial foi a pioneira na utilização da HSC, com o fresamento de ligas de alumínio para fabricação de peças de geometrias complexas (FALLBÖHMER et al., 2000). Atualmente, neste setor, até superligas a base de níquel, consideradas um dos materiais mais difíceis de serem usinados, estão sendo submetidas a HSC numa faixa de velocidades de corte acima de 100 m/min (DUDZINSKI et al., 2004).

No setor automobilístico, a usinagem com alta velocidade de corte possui uma grande aplicação na fabricação de blocos e cabeçotes de motores em ferro fundido e alumínio (OLIVEIRA, 2003). Outro exemplo é a fabricação de virabrequins, por meio da confecção de moldes com o emprego do fresamento HSC. As Figuras 2.5 e 2.6 exemplificam o processo de obtenção do virabrequim.

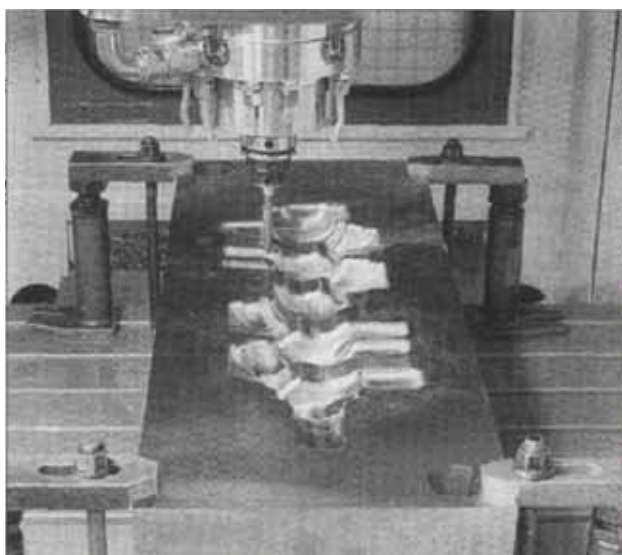


Figura 2.5 - Usinagem em HSC do molde para virabrequim.

Fonte: Mason (1997).

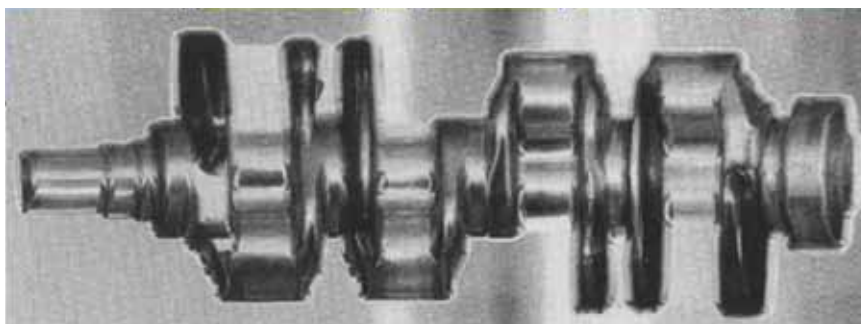


Figura 2.6 - O produto final: virabrequim.

Fonte: Mason (1997).

Coldwell et al. (2003) afirmam que a usinagem com alta velocidade também tem sido muito empregada na confecção de eletrodos de cobre/grafite utilizados na usinagem por eletroerosão (Electrical Discharge Machining- EDM).

Atualmente, HSC tem sido, sem dúvida, fortemente aplicada no setor de fabricação de moldes e matrizes. A razão disto pode ser explicada por três fatores: é um setor que apresenta uma estrutura compacta, tornando-se ágil e capaz de atualizar a produção rapidamente; a complexidade geométrica das peças favorece o emprego deste tipo de usinagem e os produtos fabricados por este setor tornam-se obsoletos em pouco tempo, necessitando constantemente do lançamento de novos produtos no mercado (BAUCO, 2003).

Segundo Axinte e Dewes (2002), a fabricação de moldes e matrizes caracteriza-se por uma usinagem convencional no material em estado recozido, seguido por um tratamento térmico visando à dureza desejada. A próxima etapa consiste na usinagem do molde ou da matriz pelo processo EDM e o polimento, às vezes manual, para dar o acabamento requerido. Porém, com a utilização da usinagem HSC, o material é primeiramente tratado termicamente e em seguida usinado.

De acordo com Baucó (2003), uma tendência que pode ser evidenciada na fabricação de moldes e matrizes utilizando o processo HSC é a diminuição no tempo de produção, em virtude da eliminação parcial ou total dos processos de EDM. Em alguns casos, até o polimento torna-se desnecessário devido ao melhor acabamento produzido pela usinagem com alta velocidade de corte, quando comparada ao processo de eletroerosão (SANDVIK, 1999).

A Figura 2.7 apresenta de maneira detalhada o processo de fabricação de moldes e matrizes, segundo os novos procedimentos de usinagem.

- Usinagem de materiais já endurecidos, por exemplo, moldes ou matrizes;
- Usinagem de peças com geometrias complexas;
- Possibilidade da usinagem a seco.

Além destas vantagens de caráter técnico-fenomenológicas, podem ser citadas algumas de caráter econômico, como por exemplo: redução no tempo e custo de produção, acarretando num aumento da produtividade, eliminação de alguns processos intermediários, como EDM, menor tempo de entrega dos pedidos, garantindo assim, a satisfação dos clientes.

Porém, para possibilitar todas estas vantagens, há a necessidade do emprego de alguns requisitos que são parte do sistema máquina-ferramenta e da ferramenta em si, os quais serão detalhados no item 2.1.4.

Apesar das vantagens, a usinagem HSC também apresenta desvantagens, como em qualquer processo de fabricação. De acordo com Fallböhmer et al. (2000) e Chevrier et al. (2003) as desvantagens mais latentes são:

- Desgaste excessivo da ferramenta;
- Componentes e sistemas de controle especiais das máquinas-ferramenta;
- Alto valor agregado das máquinas e ferramentas;
- Balanceamento do sistema de fixação da ferramenta;
- Necessidade de mão-de-obra especializada;
- Necessidade de maior segurança na realização da operação.

2.1.4 Máquinas-Ferramenta e Ferramentas para HSC

De acordo com Rossi (1970), as máquinas-ferramentas são aquelas responsáveis por transformar fisicamente uma peça, tanto no sentido geométrico, quanto no sentido dimensional, com ou sem remoção de material. Alguns relatos dão indícios de que as primeiras máquinas-ferramentas surgiram por volta do século XVII, mas foi com o advento da Revolução Industrial, no século XIX, que as máquinas tiveram um grande salto evolutivo nos mecanismos, concepções e fixações.

As máquinas CNC surgiram somente no final da década de 40, quando a Força Aérea Norte Americana contratou os serviços da Parsons Corporation para implantar um controle por códigos numéricos, utilizando um computador, em máquinas convencionais fabricadas pela Cincinnati (atualmente um dos maiores fabricantes de máquinas CNC). Os resultados destes estudos foram apresentados em 1953 no MIT (Massachusetts Institute of Technology) e foram considerados excepcionais, provocando uma mudança revolucionária nas indústrias de transformação.

Na década de 80, vários centros de pesquisa ao redor do mundo investiram maciçamente em pesquisa visando o aprimoramento técnico das capacidades das máquinas CNC. Com o crescimento da usinagem HSC, as máquinas necessitavam de características adicionais em relação às máquinas CNC comuns. Uma das frentes de pesquisas, reconhecida hoje em dia, que contribuiu para a evolução de máquinas HSC foi comandada por Herbert Schulz na Alemanha, que desenvolveu novas máquinas, acessórios de fixação e CNC.

Para muitos pesquisadores, definir uma máquina HSC não é algo muito simples, pelo fato da alta velocidade de corte variar conforme o material empregado. Assim, alguns preferem defini-la por meio de comparação com as máquinas convencionais. De acordo com Schützer e Schulz (2003), as máquinas HSC diferem-se das convencionais pela alta rotação do eixo-árvore, acionamento de alta-performance dinâmica, comandos numéricos extremamente rápidos, sistemas de segurança e projetos de construção leve.

Ashley (1995) acrescenta outros fatores determinantes da eficiência de máquinas-ferramentas para alta velocidade de corte, além dos apresentados por Schützer e Schulz (2003). Segundo o autor, os eixos de movimentação, o tipo de acionamento utilizado, a própria estrutura da máquina-ferramenta, os sistemas de fixação de ferramentas e as ferramentas em si também constituem-se em características importantes para as máquinas HSC.

Um fator responsável pelas altas velocidades atingidas nestas máquinas é o emprego de motores lineares. Uma das características mais marcantes refere-se à redução nas folgas devido à conexão direta entre os motores lineares e conjunto da máquina que se movimenta, geralmente a mesa onde a peça é fixada. Além disso, os motores lineares são considerados mais eficientes por não converterem movimento rotativo em linear, podendo causar desgastes indesejados, perda de potência, aumento da temperatura, histerese e outros inconvenientes. Outras vantagens residem na possibilidade de baixas

velocidades, da ordem de 1 μ /s (ou 60 μ /min) e velocidades constantes com pequenas variações ($\pm 0,01\%$). Dependendo da construção dos motores, das placas magnéticas e dos softwares é possível também menores níveis de força, que aliados a pequenas variações de velocidade, permitem movimentos mais suaves, garantindo melhor precisão do processo. Às vezes, os motores lineares múltiplos são montados juntos em direções opostas fornecendo maior capacidade de força (WEIDNER e QUICKEL, 1999).

Porém, segundo Arnone (1998) citado por Souza (2004), os motores lineares também apresentam desvantagens, como alta geração de calor, que deve ser removido, custo elevado e estrutura magnética aberta, permitindo alta atração magnética indesejável.

Outra diferença significativa encontrada entre os diversos tipos de motores empregados em máquinas-ferramentas está na quantidade de peças. Enquanto os motores tradicionais apresentam por volta de 20 componentes, entre eles o próprio motor, o acoplamento, o eixo de esferas recirculantes, um monobloco, os mancais, os coxins e o sistema de lubrificação, os motores lineares são como simples atuadores magnéticos compostos por duas partes rígidas sob rolamentos lineares (WEIDNER e QUICKEL, 1999).

Em relação à potência empregada na aceleração, nos motores tradicionais ela é determinada pelos momentos de inércia dos eixos-árvores e do motor e pelo passo da rosca, não possuindo assim relação direta com a quantidade de massa linear movimentada. Todavia, nos motores lineares essa potência é inversamente proporcional à massa transportada linearmente, permitindo-se assim maiores acelerações à medida que se diminui o peso sobre a mesa (SILVA, 2002). Segundo Koelsch (2006), a aceleração dos motores lineares pode ser até 10 vezes maior que a dos motores tradicionais.

As máquinas-ferramentas geralmente apresentam 3, 4 ou 5 eixos de movimentação, sendo a maioria delas compostas por três (tradicionais x, y, z). Um eixo de movimentação de uma máquina CNC deve ser entendido não como um eixo físico pertencente à máquina, mas como um grau de liberdade que permite a movimentação da máquina por meio deste eixo imaginário. Comparando-se a eficiência destas máquinas, nota-se que as de três eixos permitem o corte de material endurecido utilizando-se ferramentas de pequeno diâmetro. Todavia, apresentam como limitação a impossibilidade de utilização de ferramentas muito longas, pois causa deflexão no sistema, prejudicando a exatidão dimensional (ALBERT, 2001).

Devido a esta limitação, atualmente tem-se empregado muito as máquinas-ferramenta com mais de três eixos, especialmente as de cinco eixos, que permitem a

movimentação da peça em vários ângulos, conforme se observa na Figura 2.8, possibilitando a usinagem de peças de geometrias complexas, como por exemplo, pás de turbina.

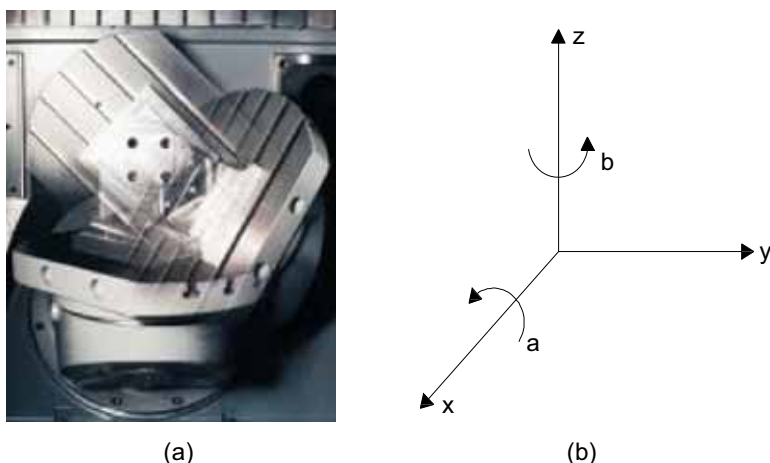


Figura 2.8 - (a) movimentação de uma máquina de cinco eixos, (b) representação dos eixos.

Fonte: DeJong (1998).

As máquinas-ferramenta de cinco eixos também propiciam um melhor acabamento quando comparado com o obtido nas máquinas de três eixos, dispensando, às vezes, o acabamento manual. Outra vantagem destas máquinas é a capacidade de usinar peças que antes eram fabricadas apenas por fundição, devido ao seu formato, conseguindo deste modo uma redução no tempo de produção (DEL CAM, 2004).

Segundo a empresa Delcam, as máquinas-ferramenta de cinco eixos ainda podem ser empregadas na furação em diferentes ângulos. Quando se utiliza máquina de três eixos, nesses casos, o tempo de usinagem é bem maior, pois para cada furo deve haver um rearranjo na fixação da peça, aumentando assim, o tempo de fabricação.

O eixo-árvore de uma máquina-ferramenta HSC possui um papel fundamental, devido à sua alta rotação, o que permite maiores velocidades de corte. Segundo Silva (2002), para caracterizar a capacidade de um eixo-árvore, devem-se levar em consideração parâmetros como: velocidade, capacidade de carga, precisão, rigidez e durabilidade.

Em boa parte das máquinas-ferramentas CNC, a mesa onde é fixada a peça realiza os movimentos de usinagem no plano x-y, ou seja, é ela quem se desloca, mantendo-se o cabeçote fixo e permitindo-o movimentar-se apenas no eixo z. Assim, devido à grande

quantidade de massa geralmente pertencente à mesa, essas máquinas apresentam certas limitações quanto à velocidade de deslocamento, precisão de posicionamento, resposta ao comando numérico e monitoramento do processo. Diante disso, é preferível, portanto, que máquinas-ferramenta para aplicações HSC possuam cabeçotes móveis que permitam deslocamentos mais ágeis nas três direções ortogonais padrões.

A concepção do eixo-árvore é outra peculiaridade de máquinas HSC. O motor de acionamento freqüentemente apresenta rolamentos de material cerâmico, devido ao baixo coeficiente de expansão térmica e linear, proporcionando baixa variação de temperaturas a altas velocidades. Porém, outros tipos de rolamentos também têm sido utilizados, como é o caso de rolamentos especiais, mancais magnéticos, hidrostáticos ou aerostáticos. Além destes, o emprego de rolamentos de esferas de contato angular está demonstrando bons resultados, principalmente devido ao bom balanceamento fornecido por eles (SILVA, 2002).

Outro componente de extrema importância no conjunto de uma máquina-ferramenta é o sistema de fixação da ferramenta, pois a interface entre o porta-ferramenta e o eixo-árvore representa o local onde ocorrem os maiores esforços (SOUZA, 2004). Segundo Cavichioli (2003), um dos sistemas mais utilizados para a fixação das ferramentas são os cones ISO, seguindo diferentes normas, como DIN 69871/A, DIN 69871/B, MAS 403-BT, DIN 2080, entre outras. Porém atualmente tem-se utilizado muito os cones do tipo HSK, normalizados de acordo com a DIN 69893. Estes dois tipos de mecanismos de fixação podem ser visualizados na Figura 2.9.

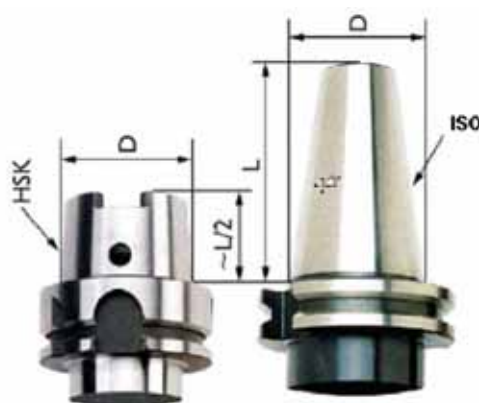


Figura 2.9 - Cone HSK para usinagem com alta velocidade e cone ISO convencional.

Fonte: Souza (2004).

Um dos problemas encontrados durante a usinagem HSC é a dilatação do fuso, devido à força centrífuga. Este efeito é evidente quando se utilizam cones do tipo ISO.

Devido ao seu sistema de tração ser realizado pelo centro do fuso da máquina, este tipo de fixação apresenta uma falta de contato entre o cone e a face do eixo-árvore da máquina, fazendo com que o cone se movimente para dentro do fuso. Isso pode dificultar a sua retirada, além de possibilitar uma redução na vida da ferramenta (CAVICHIOILLI, 2003).

Os cones do tipo HSK foram criados especialmente para utilização na usinagem com altas velocidades de corte. Eles apresentam um encosto de face que evita a movimentação do cone no sentido vertical, na direção do interior do eixo-árvore. Outra vantagem é o melhor autocentrimento da ferramenta causado em função do perfil cônico do acoplamento (CAVICHIOILLI, 2003). Vale lembrar que estes tipos de acoplamentos apresentam variações de modelos, como troca automática ou manual, sistemas de refrigeração interna ou externa, etc (SOUZA, 2004).

Após tratar da interface entre o porta-ferramenta e o eixo-árvore, outro fator relevante é o mecanismo de fixação da própria ferramenta. Há no mercado vários sistemas, como os porta-pinças e os adaptadores de haste Weldom e Whistle Notch. Nos porta-pinças pode ocorrer deslizamento da ferramenta dentro da pinça devido a diferenças nas tolerâncias da haste e das ferramentas inteiriças. Outra desvantagem é a força radial presente no fresamento, que causa uma inclinação da ferramenta. Os adaptadores Weldom e Whistle Notch apresentam excelente resistência à transmissão de torque, porém apresentam um alto grau de desbalanceamento, em razão dos parafusos de fixação da haste da ferramenta, dos rebaixos existentes nas hastes e da folga entre o furo do adaptador e o diâmetro da haste da ferramenta (CAVICHIOILLI, 2003).

Outras duas maneiras utilizadas para fixação da ferramenta são a interferência térmica e a interferência hidro-mecânica. Na térmica, o mandril é dilatado por meio do aquecimento e a ferramenta é encaixada, de modo que eles se fixam com o resfriamento. Uma desvantagem está na não utilização de pinças, encarecendo o sistema, pois para cada ferramenta haverá a necessidade de um mandril (SOUZA, 2004).

Na fixação hidro-mecânica, o mandril fixa a haste da ferramenta por meio da contração de suas paredes internas, provocada pelo movimento de um mecanismo mecânico, acionado pela injeção de óleo sob pressão na parte interna do mandril (CAVICHIOILLI, 2003).

Em virtude das altas velocidades alcançadas nos processos HSC, deve-se dar muita atenção ao fator segurança. Praticamente todas as máquinas possuem um sistema de encapsulamento do local de trabalho, protegendo o operador dos cavacos que são

arremessados a longas distâncias e de possíveis fragmentos de ferramentas que por algum motivo venham a se desprender, além de evitar o contato do operador com o fluido de corte. No fresamento, por exemplo, se algum inserto quebrar ou soltar-se da ferramenta, ele terá força e aceleração suficientes para fixar-se nas proteções da máquina, situação similar a um disparo de projétil de arma de fogo (SILVA, 2002).

De forma análoga à evolução natural das máquinas-ferramenta, as ferramentas também necessitaram acompanhar as velocidades de corte e taxas de avanço cada vez mais crescentes. O próprio mercado e as exigências das empresas por produtividade e qualidade dos produtos contribuem para o surgimento das ferramentas de melhor desempenho, como é o caso das utilizadas em usinagem HSC.

Apesar de não haver uma classificação geral dos materiais para ferramentas, elas podem ser agrupadas em relação às suas características químicas, tendo-se assim os seguintes grupos: aços rápidos, aços rápidos com cobertura, metal duro, metal duro com cobertura, material cerâmico, cermet (misto de cerâmica e metal), nitreto de boro cúbico (CBN) e diamante (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000).

De acordo com Machado e Silva (1999), independente do material escolhido para a ferramenta, é desejado que ele apresente como características: alta dureza, tenacidade suficiente para evitar falha por fratura, alta resistência ao desgaste, alta resistência à compressão, alta resistência ao cisalhamento, boas propriedades mecânicas e térmicas a temperaturas elevadas, alta resistência ao choque térmico, alta resistência ao impacto e estabilidade química.

Um grande número de operações de usinagem realizadas com velocidade de corte convencional utiliza-se ferramentas de aço rápido. Porém, para processos HSC não se recomenda este tipo de ferramenta, devido à falta de rigidez, baixa dureza e ausência de estabilidade sob altas temperaturas (FACCIO, 2002).

Deste modo, as ferramentas empregadas na usinagem com altas velocidades de corte devem apresentar algumas características particulares, principalmente em relação a quatro aspectos: material para a ferramenta, geometria, sistema de fixação da ferramenta na máquina e design da ferramenta (SILVA, 2002). Assim, citam-se os carbonetos cementados (com ou sem cobertura), cermets, cerâmicos, diamantes policristalinos (PCD), o CBN e nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) como os principais materiais constituintes das ferramentas empregadas nos processos HSC (ANDRAE, 2000).

Dentre estes materiais citados acima, existem dois que merecem destaque, tais como o PCD, empregado na usinagem de materiais não-ferrosos, especialmente o alumínio, e o CBN, muito utilizado na usinagem de materiais ferrosos, principalmente em operações de acabamento (RODRIGUES, 2005).

Os insertos de metal duro são empregados na usinagem de materiais não ferrosos e ferro fundido. Em operações HSC, eles usualmente substituem o aço rápido, pois possuem um maior valor para limite de escoamento, além de uma maior resistência à deformação a altas temperaturas (TRENT, 1991).

Os materiais cerâmicos apresentam como vantagens dureza a quente e a frio, resistência ao desgaste e excelente estabilidade química. Todavia, eles também apresentam certas desvantagens, por exemplo, baixa tenacidade e baixa condutividade térmica. Normalmente são classificados em dois grupos: materiais à base de óxido de alumínio (Al_2O_3) e materiais à base de nitreto de silício (Si_3N_4). Estes cerâmicos são utilizados na usinagem de ferro fundido, aços endurecidos e até ligas à base de titânio e níquel (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000).

Cermets consistem na mistura de partículas de cerâmicas e metais por meio da metalurgia do pó. O componente cerâmico melhora a dureza a quente e resistência à corrosão, enquanto o material metálico garante uma melhor ductilidade e resistência ao choque térmico. Estes materiais são utilizados na usinagem de aços, ferros fundidos e ligas não-ferrosas de fácil usinagem, sendo capazes de suportar velocidades de corte mais altas do que os carbonetos cementados (GRUSS, 1989).

Por fim, as ferramentas de PCBN possuem tenacidade comparável ao metal duro e uma alta dureza, sendo superada apenas pelo PCD e pelo diamante natural. São utilizadas no torneamento, furação e fresamento de materiais endurecidos entre 48 e 65 HRC (FALLBÖHMER et al., 2000; COLDWELL et al., 2003; DEWES e ASPINWALL, 1997). Atualmente vêm sendo muito empregadas em operações de torneamento de aços endurecidos em substituição aos processos de retificação, conforme estudos realizados por Matsumoto e Diniz (2002). Outra grande aplicação, segundo Silva (2002), ocorre na fabricação de moldes para injeção de alumínio ou plásticos, por meio do fresamento com altas velocidades de corte.

Além da evolução das ferramentas inteiriças, o surgimento das ferramentas em formato de pastilhas (insertos) acarretou um grande avanço nos processos de usinagem. Inicialmente eram pastilhas de metal duro, sem cobertura, mas com o passar dos anos

surgiram as com cobertura, principalmente de TiC, TiN, TiAl. Este fato possibilitou o corte de materiais de difícil usinagem sem causar grandes desgastes à ferramenta.

Segundo Grzesik (2003), mais de 50% das ferramentas de metal duro são revestidas por meio dos processos PVD (Physical Vapor Deposition) ou CVD (Chemical Vapor Deposition). Contudo, a afiação destas ferramentas com cobertura pode provocar um grande inconveniente, a remoção da camada revestida. Para evitar este dano, muitas ferramentas estão sendo fabricadas com camadas de revestimentos mais espessas.

Outro fator de extrema importância em relação à ferramenta é a geometria por ela apresentada, pois representa um efeito significativo sobre o processo de usinagem. Os principais parâmetros de projeto de uma ferramenta de corte são: raio de ponta r_e , ângulo de saída (γ), ângulo de folga (α), ângulo de inclinação (λ), ângulo de posição (χ), quebra-cavaco, chanfro da aresta de corte e raio da aresta de corte (RODRIGUES, 2005).

O raio de ponta é imprescindível para que não haja um canto vivo (quina) na ferramenta, causando um concentrador de tensões, que por sua vez possa acarretar o colapso da ferramenta. O ângulo de saída influencia, segundo Machado e Silva (1999), na força e na potência necessária ao corte, no acabamento superficial e no calor gerado, além de facilitar o dobramento do cavaco à medida que ocorre um aumento no valor deste ângulo.

De acordo com Machado e Silva (1999), o ângulo de folga é responsável por evitar o atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Possui um papel muito importante no processo, pois se pequeno, dificulta a penetração da ferramenta no material, levando à perda do corte rapidamente, provoca uma grande geração de calor e prejudica o acabamento superficial. Quando grande, leva à fragilização da aresta cortante, podendo provocar o lascamento ou até mesmo a quebra da ferramenta.

O ângulo de inclinação controla a direção de saída do cavaco, protege a quina da ferramenta contra impactos e minimiza as vibrações do sistema. Já, o ângulo de posição atua na distribuição favorável das tensões de corte no início e no fim do corte, influencia na direção de saída do cavaco e, por fim, produz uma força passiva na ferramenta, reduzindo as vibrações (MACHADO E SILVA, 1999).

Algumas ferramentas possuem quebra-cavaco que facilitam o escoamento do material sobre a superfície de saída, de modo que o cavaco não acumule nesta região. Outros parâmetros que recebem grande atenção por parte dos fabricantes de ferramentas

são o raio e o chanfro da aresta de corte. O raio da aresta de corte permite um aumento na resistência mecânica da própria aresta, enquanto o chanfro causa o fortalecimento da aresta, provoca uma melhor distribuição de tensão e dissipação de calor (RODRIGUES, 2005).

Mesmo com as tecnologias inovadoras incorporadas às ferramentas para HSC, como materiais para substrato, revestimentos múltiplos, geometrias otimizadas e microgeometrias associadas, as ferramentas também apresentam desgastes. Faccio (2002) indica seis tipos de desgaste mais comumente encontrados nas ferramentas submetidas à usinagem HSC: abrasão, difusão, adesão, deslizamento, fadigas térmicas e mecânicas e fraturas grosseiras.

Diante da aparente falta de padronização dos termos empregados na literatura quanto ao tema desgaste, acredita-se que o autor quis referir-se, salvo melhor juízo, aos mecanismos e não aos tipos de desgaste encontrados em HSC. Além disso, o desgaste adesivo apontado por ele associa-se a baixas velocidades de corte e à geração de aresta postiça de corte (APC), o que não condiz com a condição HSC. Assim como ocorre com diversas variáveis pesquisadas no campo HSC, tais como transferência de calor, força de corte e formação de cavaco, acredita-se que os mecanismos de desgaste merecem maiores estudos.

2.1.5 Fenomenologia

Ao estudar o processo de usinagem em alta velocidade de corte, deve-se ter uma preocupação especial em relação à fenomenologia do processo, pois ela explica o que realmente ocorre durante a usinagem HSC. Os principais aspectos relacionados com a fenomenologia deste processo são: mecanismo de formação do cavaco, força de usinagem e temperatura de corte. Todos eles são influenciados diretamente pelo aumento da velocidade de corte.

O aumento na velocidade de corte causa, por exemplo, uma mudança no mecanismo de formação do cavaco, quando comparado com a formação do cavaco que ocorre na usinagem convencional. Dessa maneira, vale a pena fazer um comparativo entre estes dois mecanismos, objetivando entender as diferenças e as semelhanças apresentadas por eles para compreender o processo em si.

O mecanismo de formação do cavaco em usinagem convencional é basicamente explicado por uma deformação cisalhante localizada no material à frente da aresta de corte, na chamada zona primária de cisalhamento, no momento em que há a penetração da ferramenta na peça, iniciando a formação do cavaco (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Com o aumento desta deformação plástica, as tensões cisalhantes atingem valores que permitem o escoamento do material sem que aconteça a sua fratura. Continuando a penetração da ferramenta na peça, ocorrerá a ruptura parcial ou total do material deformado na região de cisalhamento, dependendo da ductilidade e das condições de usinagem, formando o cavaco. Após esta etapa, penetrando-se a ferramenta ainda mais, o cavaco passa a escoar sobre a superfície de saída da ferramenta. Ao mesmo tempo, uma nova porção de material está sendo recalcada e cisalhada, garantindo a repetição do processo (FERRARESI, 1970; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000).

Segundo Machado e Silva (1999), este processo cíclico de formação de cavaco pode ser exemplificado em quatro etapas, sendo formada uma lamela de cavaco a cada ciclo.

- Recalque (deformação elástica);
- Deformação plástica;
- Ruptura;
- Movimento sobre a superfície de saída da ferramenta.

A Figura 2.10 ilustra visualmente as etapas do processo de formação de cavaco apresentadas acima, considerando o modelo do corte ortogonal. As variáveis mostradas na figura, tais como ângulos de cisalhamento e de saída da ferramenta, velocidades e espessuras de corte e do cavaco serão mais bem detalhadas na seqüência.

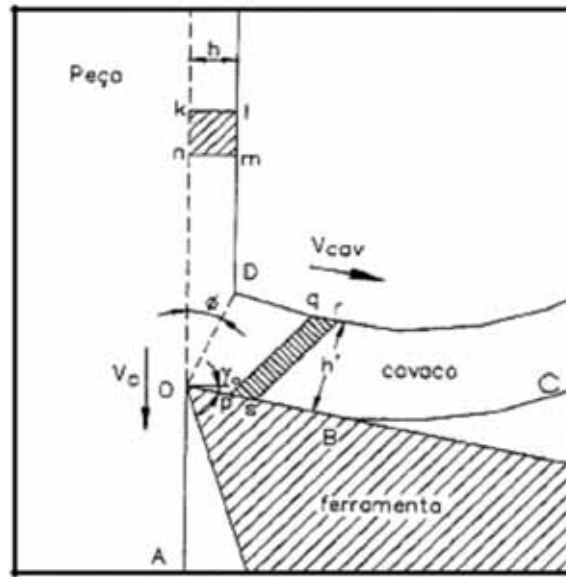


Figura 2.10 - Representação da cunha de corte durante a formação do cavaco.

Fonte: Machado e Silva (1999).

De acordo com Ferraresi (1970), o grau de recalque pode ser definido pela razão entre a espessura do cavaco (h') e a espessura do material a ser removido (h), conforme visto na Eq. (2.1). Além disso, pode ser verificado experimentalmente que a velocidade de saída do cavaco, v_{cav} , é menor que a velocidade de corte, v_c , e também possui uma relação com o grau de recalque. Assim, observa-se a seguinte variação $1 < R_C < \infty$ para o grau de recalque:

$$R_C = \frac{h'}{h} = \frac{v_c}{v_{cav}} \quad (2.1)$$

Outro parâmetro importante é o ângulo de cisalhamento (ϕ), definido como o ângulo entre o plano de cisalhamento primário e o plano de trabalho, que está representado na Figura 2.10 como a linha horizontal que contém o segmento kn (MACHADO e SILVA, 1999). Nota-se na figura que o plano de cisalhamento primário está representado pela linha tracejada OD. É possível ainda obter uma relação entre o ângulo de cisalhamento e o grau de recalque, conforme apresentado na Eq. (2.2).

$$\operatorname{tg}\phi = \frac{\cos\gamma_o}{R_C - \operatorname{sen}\gamma_o} \quad (2.2)$$

na qual γ_o é o ângulo ortogonal de saída.

Dessa maneira, um aumento na velocidade de corte provoca uma diminuição no valor do grau de recalque, em virtude da diminuição da espessura do cavaco (h') e, conseqüentemente, um aumento no ângulo de cisalhamento.

O grau de recalque expressa a quantidade de deformação ocorrida na zona primária de cisalhamento, pois à medida que há um aumento no valor de R_C , ocorre uma diminuição de ϕ e um aumento na quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário e vice-versa (MACHADO e SILVA, 1999).

Além das expressões do grau de recalque e do ângulo de cisalhamento, é possível estimar a taxa ou velocidade de deformação na zona primária de cisalhamento. Sabendo-se que as lamelas dos cavacos têm espessura Δx , tem-se a Eq. (2.3):

$$\dot{\epsilon}_0 = \frac{V_c \cdot \cos\gamma_o}{\cos(\phi - \gamma_o) \Delta x} \quad (2.3)$$

De acordo com Ning, Rahman e Wong (2001), existem alguns fatores que devem ser levados em consideração para analisar a formação do cavaco, como características metalúrgicas e termo-plásticas do material, condições de corte, variação da taxa de deformação na zona primária, variações das condições de atrito na zona secundária de cisalhamento, interações entre as zonas primária e secundária de cisalhamento e a resposta da estrutura da máquina-ferramenta e suas interações com os processos de corte (fatores dinâmicos).

Além destes, Machado e Silva (1999) complementam os fatores mencionados acima citando a geometria da ferramenta, em especial o ângulo de saída, velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, inclusões presentes no material e rigidez da ferramenta. De acordo com os autores, os cavacos podem ser classificados em quatro tipos: contínuo, parcialmente contínuo, descontínuo e segmentado.

Cavacos contínuos são constituídos por lamelas justapostas numa disposição contínua, não sendo nítida a distinção das lamelas. (FERRARESI, 1970; DINIZ,

MARCONDES e COPPINI, 2000). De acordo com Machado e Silva (1999), o material dotado de grande deformação, cisalha na zona primária permanecendo com um formato homogêneo, sem se fragmentar. Geralmente este tipo de cavaco é encontrado na usinagem de materiais dúcteis.

Cavacos parcialmente contínuos se enquadram num nível intermediário entre os cavacos contínuos e os descontínuos, onde a trinca se propaga até um certo ponto do plano de cisalhamento primário, devido à energia não ser suficiente para continuar a propagação ou por causa da existência de tensões de compressão que inibem o desenvolvimento da trinca (MACHADO e SILVA, 1999). Apresentam grupos de lamelas bem distintos e justapostos, sendo conhecidos também como cavaco de cisalhamento (FERRARESI, 1970; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000).

Os cavacos descontínuos ou de ruptura geralmente ocorrem na usinagem de materiais frágeis, como o bronze e os ferros fundidos cinzentos, pois não suportam grandes deformações sem fratura. Porém, pode acontecer em materiais semi-dúcteis, devido a baixas velocidade de corte, ângulo de saída pequeno e grandes avanços (MACHADO e SILVA, 1999). Apresentam-se formados por fragmentos arrancados da peça usinada (FERRARESI, 1970; DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000).

Por fim os cavacos segmentados apresentam grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre os segmentos que apresentam pouca ou quase nenhuma deformação no interior deles. É um processo muito diferente de formação quando comparado ao de formação do cavaco contínuo (MACHADO e SILVA, 1999). Dessa forma, será tratado com mais detalhe dentro dos mecanismos de formação do cavaco em usinagem HSC, por aparecer com maior frequência nestas condições de corte.

Outra classificação dos cavacos corresponde à forma apresentada por eles. Estes podem ser em fita, helicoidal, espiral e em lascas ou pedaços (VIEREGGE, 1959, citado por FERRARESI, 1970).

Adentrando-se no campo HSC, os mecanismos de formação do cavaco apresentam algumas diferenças. Flom e Komanduri (1989) indicam apenas dois tipos de cavacos na usinagem com altas velocidades de corte, o contínuo e o segmentado, sendo dependentes do material usinado e das condições metalúrgicas da peça.

Os cavacos contínuos apresentam as mesmas características descritas na usinagem convencional. Normalmente, surgem na usinagem de materiais de estrutura

cristalina cúbica de corpo ou face centrada, com alta difusividade térmica e baixa dureza, como ligas de alumínio e aços com baixo teor de carbono (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Apesar de Kishawy et al. (2005) afirmarem que as ligas à base de alumínio apresentam sempre cavacos contínuos quando usinadas condições normais, os autores alertam para este tipo de liga (A356) tratada termicamente. Segundo eles, um tratamento térmico de envelhecimento, por exemplo, pode levar à formação do cavaco segmentado. Por outro lado, Klocke e Hoppe (2001) asseguram que o aumento da velocidade de corte na usinagem de aços e ligas de alumínio provoca a mudança do cavaco do tipo contínuo para o tipo segmentado, podendo ter esta transformação evitada por meio de um tratamento térmico.

Em contrapartida, estudos realizados por Rao e Shin (2001) não demonstraram influência significativa na morfologia do cavaco em razão do aumento na velocidade de corte. Eles usinaram ligas de alumínio 7075-T6, numa faixa de velocidade de corte de 518 a 1585 m/min. Todavia, presenciaram uma alteração na morfologia do cavaco devido a alterações no avanço, pois quanto maior, mais o cisalhamento localizado fora evidente, acarretando a formação do cavaco segmentado.

Tendo-se ainda o foco voltado para a influência da velocidade de corte no processo de formação do cavaco, He et al. (2002) afirmam que um aumento na velocidade de corte modifica o tipo de cavaco, de contínuo para segmentado, em razão do cisalhamento localizado. Uma vez formado o cavaco segmentado sob uma dada velocidade de corte, não é mais possível obter cavacos contínuos ao usinar a peça sob velocidades de corte maiores.

Segundo Vyas e Shaw (1999), a velocidade de corte possui uma influência mista no processo de formação do cavaco segmentado, pois um aumento no seu valor provoca um aumento na taxa de deformação que acarreta na fragilização do material, favorecendo a formação do cavaco segmentado. Por outro lado, este aumento na velocidade de corte ocasiona um aumento da temperatura de corte, o que diminui a fragilidade do material. Assim, o efeito líquido da elevação da velocidade de corte na tendência em formar o cavaco segmentado é modesto.

Dessa forma, nota-se que vários estudos em alta velocidade de corte estão sendo realizados dando-se grande importância ao processo de formação do cavaco. Porém, muitos resultados e conclusões ainda são divergentes, pois as diferenças nas variáveis de

cada experimento, associadas às características metalúrgicas do material da peça podem influir mais significativamente na formação do cavaco que a própria velocidade de corte.

Assim, é válido fazer uma descrição do mecanismo de formação do cavaco segmentado, do qual obtiveram-se maiores detalhes apenas por volta da década de 80, conforme relatam Flom e Komanduri (1989).

O processo de formação do cavaco segmentado, ou de cisalhamento localizado como também é conhecido, pode ser dividido em dois estágios. No primeiro, uma instabilidade plástica associada a uma deformação localizada em bandas estreitas da zona de cisalhamento, provoca um cisalhamento catastrófico ainda na zona primária de cisalhamento em condições praticamente adiabáticas (WARNECKE e SIEMS, 2001). Num segundo estágio, ocorre a formação gradual dos segmentos sob baixa deformação. Deste modo, o contato inicial entre o segmento em formação e a superfície de saída da ferramenta ocorre de forma extremamente rápida, não existindo praticamente movimento relativo entre eles até o final deste estágio (FLOM e KOMANDURI, 1989).

O fenômeno do cisalhamento adiabático é explicado por Poulachon, Moisan e Jawahir (2001) em função da taxa de deformação. Quanto maior esta taxa, mais calor é gerado e dependendo da condutividade térmica do material, pode haver um aumento na temperatura, provocando o amolecimento do material. Quando este amolecimento excede o encruamento causado pela deformação plástica, o cisalhamento catastrófico ocorre.

De maneira análoga, Schulz, Abele e Sahm (2001b) definem o mecanismo de formação do cavaco segmentado como um balanceamento entre o amolecimento térmico e o aumento da resistência mecânica devido à deformação plástica, provocando um cisalhamento repentino.

No entanto, alguns pesquisadores apresentam uma outra teoria sobre a formação do cavaco segmentado baseada na propagação de microtrincas. Segundo Vyas e Shaw (1999), a segmentação do cavaco é causada por microtrincas devido ao comportamento frágil do material, quando submetido a altas taxas de deformações. Baseando-se nesta teoria, conclui-se que a formação do cavaco a altas temperaturas está diretamente relacionada com a sensibilidade do material da peça à fratura frágil.

Cavacos segmentados geralmente aparecem na usinagem de materiais que apresentam baixa difusividade térmica, estrutura cristalina hexagonal compacta e alta dureza, por exemplo, ligas de titânio, superligas à base de níquel e ligas de aços endurecidos (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Vale ressaltar que muitos autores utilizam o termo saw-tooth para designar o cavaco segmentado. Todavia, salvo melhor julgamento, este termo refere-se ao cavaco serrilhado, o qual seria uma classificação do cavaco quanto à sua forma e não quanto ao seu tipo, isto é, quanto ao mecanismo pelo qual foi gerado.

Um parâmetro denominado grau de segmentação do cavaco (G_s) apresenta quantitativamente a transição do cavaco do tipo contínuo para o segmentado. Pode ser definido pela Eq. (2.4),

$$G_s = \frac{h_1 - h_2}{h_1} \quad (2.4)$$

na qual h_1 representa a altura total do cavaco e h_2 corresponde ao comprimento da região cisalhada entre duas lamelas. Estas variáveis ficam evidentes na Figura 2.11.

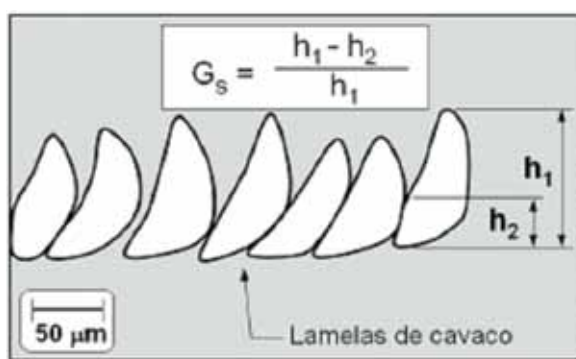


Figura 2.11 - Definição do grau de segmentação do cavaco.

Fonte: Schulz, Abele e Sahn (2001a).

Pesquisas realizadas por Bäker, Rösler e Siemers (2003) analisaram a influência da condutividade térmica no processo de formação do cavaco segmentado. Eles verificaram que um aumento na condutividade térmica provoca uma diminuição no grau de segmentação, ocasionando um aumento nas forças de corte. Outras variáveis que exercem influência sobre o grau de segmentação são a geometria da ferramenta e o avanço, os quais causam uma mudança na velocidade de corte necessária para o início da segmentação (KLOCKE e HOPPE, 2001).

Em muitos materiais e ligas, o grau de segmentação depende diretamente da velocidade de corte. Ensaios realizados com aço AISI 4340 apresentaram cavacos

contínuos a uma velocidade de corte de 120 m/min. Contudo, a 975 m/min surgiram cavacos completamente segmentados. Similarmente, na usinagem da superliga à base de níquel (Inconel 718) formaram-se cavacos contínuos a velocidades de corte abaixo de 60 m/min, porém na faixa de 60 a 120 m/min, os cavacos tornaram-se segmentados. As exceções a esta influência da velocidade de corte são as ligas de titânio, as quais exibem cavacos segmentados em todas as velocidades de corte, mesmo considerando suas condições de tratamento térmico (FLOM e KOMANDURI, 1989).

De acordo com estudos feitos por Blümke, Sahm e Müller (2001), no fresamento de alta velocidade para o aço 40CrMnMo7 e para a liga de alumínio AA 7075, os parâmetros de corte como velocidade e avanço por dente determinaram o grau de segmentação, porém as propriedades microestruturais destes materiais foram decisivas no tipo de cavaco formado (contínuo ou segmentado).

Em um outro trabalho, Muller e Blümke (2001) analisaram a influência dos tratamentos térmicos de envelhecimento na formação do cavaco segmentado. O material testado foi a liga de alumínio Al 7075, com velocidades de corte variando de 1000 a 7000 m/min. Eles comprovaram que a dureza do material usinado não foi um parâmetro decisivo na determinação do mecanismo de formação do cavaco. Ainda concluíram que quanto maior a velocidade de corte, maior o grau de segmentação do cavaco obtido para a condição de subenvelhecimento, enquanto para o estado superenvelhecido, o cavaco permaneceu contínuo mesmo para as maiores velocidades empregadas.

Outra pesquisa envolvendo o estudo da morfologia do cavaco produzido na usinagem HSC foi realizada por Kishawy e Becze (2002), no fresamento em altas velocidades de corte para o aço D2 (62 HRC), empregado na fabricação de moldes e matrizes. Foram utilizadas fresas de ponta esférica com insertos de metal duro revestidos e CBN. A faixa de velocidades aplicadas no processo foi de 50 a 317 m/min. Em todas elas obtiveram-se cavacos segmentados.

Muitas pesquisas têm sido realizadas não apenas no fresamento, mas também em outros processos de usinagem. No torneamento, por exemplo, de aços austeníticos AISI 316L, M'Saoubi e Chandrasekaran (2002), utilizaram velocidades de corte na faixa de 20 a 640 m/min e observaram que acima de 80 m/min ocorreu a segmentação do cavaco. Em velocidades mais altas, próximas ao valor máximo empregado, também se formaram cavacos segmentados, porém com um formato menos regular e menor distância entre os segmentos consecutivos.

Lemaire e Backofen (1972) citado por Sahm e Siems (2001) observaram que o início da formação do cavaco segmentado provoca uma rápida diminuição na força de corte (F_c), devido à redução do volume das bandas de cisalhamento. Assim muitos pesquisadores asseguram que o aumento na velocidade de corte ocasiona uma redução na força de corte e, conseqüentemente, na força de usinagem (F_u). Esta redução permite a usinagem de peças de paredes finas.

Existem fatores que influenciam na intensidade da força de usinagem. Segundo Machado e Silva (1999), esta força pode ser considerada dependente de dois parâmetros principais: área dos planos de cisalhamento primário e secundário e resistência ao cisalhamento por parte do material da peça. Portanto, parâmetros como velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem, material da peça e da ferramenta, estado de afiação e geometria da ferramenta e a utilização ou não de fluidos de corte possuem extrema influência sobre a força de usinagem.

A obtenção das forças presentes nos processos de usinagem possui grande importância, pelo fato de determinarem a potência necessária para o corte, sendo utilizadas no projeto de máquinas-ferramenta e também servirem como um indicativo da usinabilidade dos materiais, pois quanto maior a força empregada, mais difícil tende a ser a usinagem do material. Esta medição normalmente ocorre por meio do emprego de dinamômetros extensométricos ou piezoelétricos (MACHADO e SILVA, 1999).

Torna-se pertinente lembrar que a força de usinagem é a soma vetorial das forças presentes no processo de usinagem. Estas forças são classificadas, segundo Ferraresi (1970) e Diniz, Marcondes e Coppini (2000), em forças ativas (F_t) e passivas ou de profundidade (F_p). A força ativa ainda pode ser decomposta em força de corte, força de avanço (F_f) e dependendo do processo têm-se além destas, a força de apoio (F_{ap}) e a força efetiva de corte (F_e). Por meio da Figura 2.12 pode-se visualizar estas componentes da força de usinagem e em seguida é feita uma breve definição de cada uma delas.

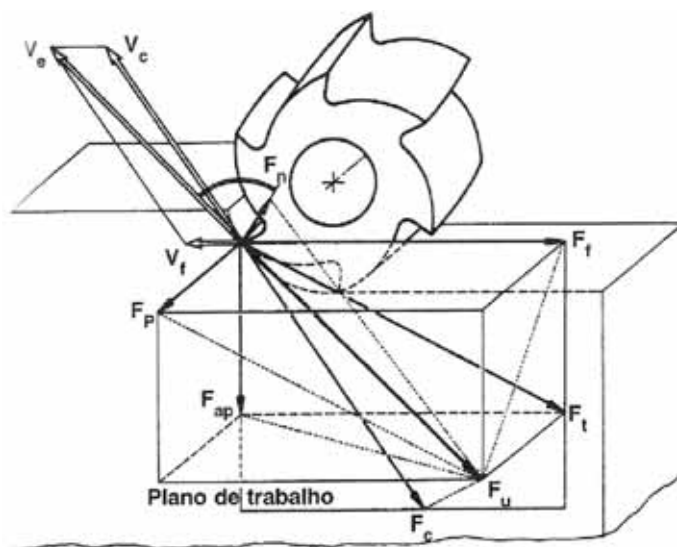


Figura 2.12 - Força de usinagem e suas componentes.

Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2000).

A força de corte é a projeção da força de usinagem sobre a direção de corte. A F_t é a projeção de F_u sobre a direção de avanço. A F_{ap} é definida como a projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, pertencente ao plano de trabalho. E por fim, a F_e é a projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte (FERRARESI, 1970).

Além destas forças ativas, a força passiva apesar de não contribuir para a potência de usinagem, é importante por ser responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte. Dessa forma, ela é definida como uma projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho. Vale ressaltar que estas definições estão baseadas na norma DIN 6584 (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2000).

Apesar deste número de componentes de forças derivadas da força de usinagem, durante o processo de usinagem, a força de corte é considerada dominante (BLACK, 1989). Deste modo, muitos artigos referem-se à queda na força de corte durante o aumento na velocidade de corte, ao invés de utilizar o termo força de usinagem, mesmo elas possuindo uma relação direta.

Segundo Flom e Komanduri (1989), a força de corte diminui até alcançar um valor mínimo com o aumento da velocidade de corte, sendo esta velocidade característica do material. Elevando-se ainda mais a velocidade, a força de corte tende a aumentar lentamente. Um exemplo é a usinagem do aço AISI 4340, em que a força de corte diminui até uma velocidade de aproximadamente 1500 m/min. Acima desta velocidade, a força

começa a crescer. Outro exemplo é o alumínio 6061-T6, o qual exibe uma redução na força de corte até um valor de aproximadamente 3000 m/min, a partir da qual a força aumenta lentamente. Em contradição aos resultados apresentados acima, a usinagem do titânio apresenta os valores de força de corte praticamente invariáveis com a elevação da velocidade.

Concordando com Flom e Komanduri (1989), pesquisas realizadas por Yousefi e Ichida (2000) com ligas de alumínio na usinagem HSC apresentaram uma redução da força de usinagem numa faixa de velocidade de corte entre 120 e 6000 m/min. Acima deste valor as forças foram elevando-se lentamente. De acordo com os autores, a explicação para este fato seria uma redução na força de atrito devido ao aumento da temperatura de corte, associada à um acréscimo no valor do ângulo de cisalhamento em razão da elevação da velocidade de corte, o que acarreta uma menor força necessária para a formação do cavaco.

Atualmente, muitos resultados têm convergido para uma queda na força de corte com o aumento da velocidade de corte. Segundo Toh (2006), a principal razão deste acontecimento é o aumento da temperatura na região de corte, o que ocasiona a redução do limite de escoamento do material, além da diminuição da espessura do cavaco e redução do comprimento de contato entre a ferramenta e o cavaco. Seu trabalho consistiu num processo de fresamento a alta velocidade de aços endurecidos do tipo AISI H13. O autor notou uma diminuição no coeficiente de atrito na interface cavaco/ferramenta e um aumento no ângulo de cisalhamento em razão do acréscimo na velocidade de corte, provocando uma diminuição da força de corte.

Em outro trabalho, Warnecke e Siems (2001) analisaram a influência da velocidade na força de corte ao usinar vários tipos de aços (40CrMnMo7, C22, C45e, C60). Eles utilizaram um modelo experimental de ferramenta semelhante a um rebolo contendo apenas dois insertos e conseguiram atingir velocidades de corte de até 8000 m/min. Em todos os testes, presenciaram a queda da força de corte com o aumento da velocidade, porém não observaram qualquer relação entre o tipo de cavaco formado e a diminuição na força de corte.

Outra experiência em que se comprovou a queda da força de corte com a elevação da velocidade de corte foi realizada por Alauddin et al. (1998). Foram analisadas as forças no fresamento concordante e discordante de superligas à base de níquel (Inconel 718) variando-se a velocidade entre 12 e 24 m/min. Embora as velocidades de corte não

estivessem no campo HSC, os resultados apresentaram uma queda na força de corte devido ao aumento da velocidade de corte, tanto para o fresamento concordante, quanto para o discordante. A explicação para este efeito seria o aumento no ângulo de cisalhamento, acarretando um menor plano de cisalhamento e, conseqüentemente, com esta redução de área, a força exigida para a deformação diminui. Além disso, os autores relatam uma queda no coeficiente de atrito durante o processo, contribuindo também para esta redução na força de corte.

Portanto, nota-se em muitos estudos que a diminuição da força de usinagem está diretamente ligada ao aumento da temperatura na região de corte, principalmente na zona primária de cisalhamento, o que favorece a plasticidade do material. Todavia, em muitos casos as forças de corte apresentam um valor mínimo e, em seguida, exibem um acréscimo. Assim, surge uma questão diretamente associada à teoria de Salomon apresentada no item 2.1.2: o aumento na força de corte não está relacionado a uma possível queda na temperatura de corte com o aumento sucessivo de v_c , tal como apontou Salomon em seus estudos?

Esta hipótese de redução na temperatura com o aumento da velocidade de corte certamente é um dos motivos de grandes discussões envolvendo a usinagem HSC. Dessa forma, esta proposição merece destaque neste item e será mais detalhadamente discutida a seguir.

Desde meados da década de 20, quando Salomon iniciou suas pesquisas, até hoje, ainda não se pode afirmar com certeza o comportamento da temperatura na região de corte durante a usinagem em altas velocidades de corte. Sendo assim, diversos estudos têm sido realizados objetivando analisar a variação da temperatura em função da velocidade de corte.

A principal questão a ser feita sobre os estudos de Salomon é onde ele teria medido a temperatura. Tudo leva a crer que Salomon realizou as medidas de temperatura nas próprias peças usinadas, pois experiências têm mostrado que devido ao aumento da velocidade de corte, o tempo de contato entre ferramenta e cavaco diminui, acarretando uma menor troca de calor entre eles e permitindo uma queda na temperatura da peça, pois praticamente todo o calor gerado é dissipado pelo cavaco.

Esta geração de calor durante o processo de usinagem ocorre principalmente nas três regiões de cisalhamento, conforme Figura 2.13. Na zona primária de cisalhamento, a geração de calor ocorre devido à grande deformação plástica sofrida pelo material. A zona

secundária produz a maior quantidade de calor gerada no processo, em virtude do atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte (BRANDÃO, COELHO e ARAI, 2004). Por fim, se a operação de corte ocorrer utilizando ferramentas com ângulos de folga pequenos (menores que 2°), a zona terciária localizada na interface peça/superfície de folga da ferramenta será considerada uma terceira fonte de calor em razão do atrito entre a superfície usinada da peça e a superfície de folga da ferramenta (MACHADO e SILVA, 1999).

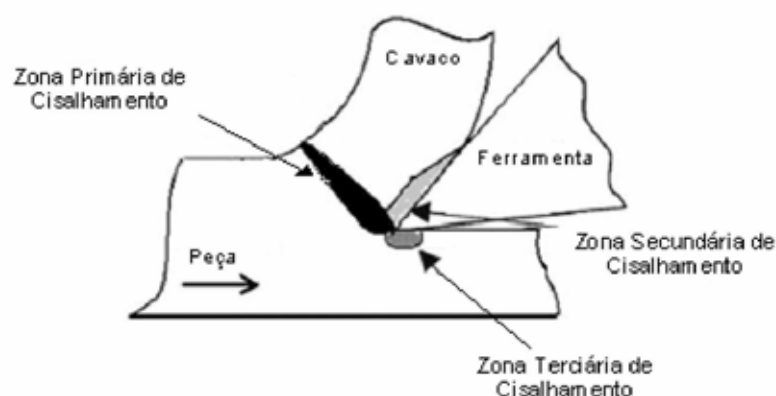


Figura 2.13 - Fontes de geração de calor no processo de corte ortogonal.

Fonte: Adaptado de Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2005).

Alguns pesquisadores afirmam que aproximadamente 90% deste calor gerado nestas regiões de corte é dissipado junto ao cavaco e o restante é absorvido metade pela peça e a outra parte pela ferramenta. Outros autores dividem da seguinte maneira, 80% do calor gerado vai para o cavaco e os 20% restantes são distribuídos entre a peça e a ferramenta. Portanto, identificar o local onde foi feita a medição da temperatura é extremamente importante para a comparação dos resultados.

Assim, de acordo com Flom e Komanduri (1989), os resultados obtidos em diversas pesquisas indicam um aumento da temperatura na interface cavaco/ferramenta devido ao acréscimo da velocidade de corte, aproximando-se do ponto de fusão do material. Um exemplo são as ligas de alumínio, que possuem baixo ponto de fusão, aproximadamente 540°C , como a grande limitação no emprego de velocidades de corte maiores.

Uma análise do efeito de algumas variáveis, dentre elas a velocidade de corte, sobre a temperatura da aresta de corte foi realizada por El-Wardany, Mohammed e

Elbestawi (1996) no torneamento de aços endurecidos AISI 1552 (60 HRC) e de superligas à base de níquel (Inconel 718) utilizando insertos cerâmicos ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$). A medição da temperatura ocorreu próximo à aresta de corte, a 0,6 mm de distância da ponta da ferramenta para o caso dos aços e a 1 mm para o Inconel 718. Foram empregados termopares do tipo K fixados na ferramenta.

Para os aços, observou-se uma elevação de centenas de graus Celsius na temperatura da aresta de corte com a elevação da velocidade de 122 para 300 m/min. No entanto, o Inconel 718 apresentou um comportamento interessante, pois inicialmente presenciou-se uma queda na temperatura na aresta de corte devido ao aumento na velocidade de corte de 110 para 510 m/min. Todavia, acima desta velocidade notou-se um aumento nesta temperatura.

Segundo os autores, este fato pode ser explicado devido às características térmicas, mecânicas e metalúrgicas do Inconel 718. O comportamento da aresta de corte foi estudado mais detalhadamente a uma velocidade de 720 m/min, por meio de imagens de microscopia eletrônica de varredura, nas quais presenciou-se uma pequena camada de material da peça depositada sobre a aresta de corte. Desta maneira, os autores afirmam que a principal responsável por estes resultados é a difusividade térmica da aresta de corte, que nestas condições passou a ser uma função da condutividade térmica do material da ferramenta e da peça, aumentando a difusão de calor ao longo da aresta, acarretando uma maior temperatura na ponta da ferramenta.

Um outro trabalho envolvendo o torneamento em alta velocidade de corte foi realizado por Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2005) com ligas de aço de alta resistência (SAE 4140). Nestes experimentos, os autores analisaram o efeito da velocidade de corte sobre o tamanho da área de contato entre a ferramenta e o cavaco, notando uma mudança significativa entre a faixa convencional e a HSC. Foi utilizada uma ampla faixa de velocidades de corte, entre 200 e 1200 m/min.

No campo de velocidade convencional, aproximadamente até 600 m/min, a área de contato diminuiu com o aumento da velocidade, provocando um aumento na quantidade de calor removido pelo cavaco e, conseqüentemente, diminuindo a temperatura da ferramenta. Já no campo HSC, o aumento da área de contato cavaco/ferramenta ocorreu gradualmente com a elevação da velocidade, provocando uma maior transferência de calor para a ferramenta, em razão também da maior quantidade de calor gerado na zona secundária de cisalhamento.

Uma explicação para este aumento na área de contato, segundo os autores, seria a geração de uma tensão de contato localizada na interface cavaco/ferramenta, decorrente da alta taxa de deformação e do comportamento plástico não-linear do cavaco. Esse efeito é potencializado pela intensa geração de calor na zona primária de cisalhamento.

Salvo melhor julgamento, poucas pesquisas têm sido realizadas no campo HSC com o intuito de analisar o tamanho da área de contato na interface cavaco/ferramenta e sua dependência em relação aos principais parâmetros de corte, como já consolidado no campo convencional, onde o aumento na velocidade de corte provoca uma diminuição na área de contato cavaco/ferramenta.

Assim, obviamente sem qualquer demérito, os resultados apresentados por Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2005) são considerados importantes aos propósitos desta dissertação, porém carentes de maiores comprovações e explicações, justamente devido à aparente escassez desse assunto na literatura científica. Prudentemente, a de se considerar ainda um aspecto a favor dos referidos autores, já que os comportamentos das variáveis de processo na usinagem podem apresentar diferentes tendências diante das distintas condições fenomenológicas impostas pela velocidade de corte convencional e pela usinagem HSC.

Em um trabalho totalmente teórico, Longbottom e Lanham (2006) publicaram um artigo no *International Journal of Machine Tools and Manufacture* com uma coletânea de resultados produzidos por outros pesquisadores a respeito da influência da velocidade de corte na temperatura. Os autores deram uma atenção especial aos estudos realizados por Salomon, dividindo os artigos citados por eles em duas vertentes, uma concordando com a teoria de Salomon e outra discordando.

O grupo de pesquisadores que discordam da teoria apresentada por Salomon afirmam que o acréscimo da velocidade de corte sempre acarretará uma maior temperatura na zona de corte, chegando-se próximo à temperatura de fusão do material. Alguns deles chegam a utilizar o termo “não existe mágica a altas velocidades de corte”, ou seja, a temperatura vai aumentar com a elevação da velocidade.

A outra vertente, todavia, não concorda totalmente com os resultados de Salomon, pois para eles, esta teoria só é válida para a peça, pelo fato do seu aquecimento ser minimizado ou não ocorrer, devido a grande quantidade de calor retirada da zona de corte pelo cavaco, ou seja, há pouca troca de calor entre a peça e o cavaco em função do pequeno tempo de contato entre eles.

Assim, Longbottom e Lanham (2006) concluem o artigo alegando que uma das razões da diferença entre as opiniões dos pesquisadores se deve à medição de temperatura ter sido realizada em diferentes locais, pois, como já descrito anteriormente, a temperatura do cavaco é maior que a temperatura da peça ou da ferramenta.

Devido a toda esta polêmica em torno dos estudos realizados por Salomon, deve-se ter cuidado ao comparar resultados experimentais, certificando-se de que as medidas de temperatura foram realizadas no mesmo local. Salvo melhor juízo, as temperaturas na interface cavaco/ferramenta geralmente aumentam com o acréscimo da velocidade de corte. Porém, a temperatura na peça pode sofrer uma diminuição devido ao menor tempo para troca de calor entre o cavaco e a peça, permitindo ao cavaco retirar da região de corte uma grande parte do calor gerado no processo.

Vale ressaltar que devido a esta grande quantidade de calor gerado no processo de usinagem HSC, a maioria das operações não utiliza refrigeração, pelo fato do possível surgimento de trincas de origem térmica na superfície da ferramenta e em razão da difícil penetração do fluido refrigerante na região de corte, diminuindo a sua eficiência. Logo, é muito comum associar-se a usinagem HSC à usinagem a seco ou à técnica da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL), que consiste na injeção de uma pequena quantidade de fluido de corte pulverizado juntamente com ar comprimido na região de corte.

2.2 Usinabilidade dos Materiais

A usinabilidade de um material pode ser entendida como a consequência de um conjunto de fatores, envolvendo entre eles metalurgia do material, velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, ferramenta, máquina-ferramenta, fluido de corte, etc. Dessa forma, qualquer alteração em uma dessas variáveis, pode significar uma mudança no rendimento do material ao ser usinado.

Assim, torna-se importante estudar este ramo da área de fabricação, visando um melhor aproveitamento das ferramentas e máquinas empregadas nos processos, contribuindo para uma maior vida da ferramenta. A utilização dos melhores parâmetros de corte para cada material reflete diretamente na produção industrial, podendo acarretar menores tempos e custos de fabricação.

2.2.1 Definições

A usinabilidade pode ser definida como a facilidade ou dificuldade relativa em remover material de uma peça bruta visando transformá-la em um produto desejado (ZIMMERMAN, BOPPANA e KATBI, 1989). Em outras palavras, entende-se como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo (índice ou porcentagem), o seu efeito sobre as grandezas mensuráveis inerentes do processo de usinagem (vida da ferramenta, força de usinagem, acabamento superficial da peça, temperatura de corte, produtividade e características do cavaco), em relação a outro tomado como padrão (FERRARESI, 1970). Diniz, Marcondes e Coppini (2000) simplificam usinabilidade como sendo o grau de dificuldade em usinar um determinado material.

Dessa forma, nota-se que a usinabilidade não é uma propriedade intrínseca do material, como a resistência à tração, o alongamento, o módulo de elasticidade, etc., mas sim, um indicador comparativo entre os materiais em relação à facilidade de serem usinados, sendo denominado índice de usinabilidade (FERRARESI, 1970). Para definir este parâmetro, adotou-se o aço AISI B1112 como o material padrão, ou seja, índice igual a 1 ou 100% para uma operação de torneamento empregando uma ferramenta de aço rápido a uma velocidade de corte de 55 m/min (ZIMMERMAN, BOPPANA e KATBI, 1989; BOUBEKRI, RODRIGUEZ e ASFOUR, 2003). Assim, deve ficar claro que todos os índices de usinabilidade devem aparecer acompanhados do ensaio realizado, especificando todos os parâmetros utilizados, caso contrário, estes números não tem muito significado (MACHADO e SILVA, 1999).

A grande importância do conhecimento da usinabilidade dos materiais está na busca do melhor aproveitamento possível do conjunto material da peça, ferramenta de corte e máquina-ferramenta, visando uma maior produtividade e, conseqüentemente, um maior lucro. Outra vantagem da determinação deste índice por meio de ensaios seria a confecção de um banco de dados de usinagem, por meio do qual surgem os catálogos de ferramentas de várias empresas do ramo metal-mecânico, facilitando as tarefas dos operadores.

Para avaliar a usinabilidade de um material, segundo Shaw (1997), Seah e Sharma (1995) e Isik (2007), devem ser considerados três fatores: potência consumida, vida da ferramenta e acabamento superficial. Além destes, Baptista (2002) acrescenta ainda a formação do cavaco, quanto à forma e ao tamanho deles. Conseqüentemente, um material

pode ser considerado de boa usinabilidade segundo um destes fatores, porém não ter o mesmo desempenho quando analisado em função de outro fator, obrigando assim a especificação do critério adotado para estabelecer o índice de usinabilidade.

Todavia, Zimmerman, Boppana e Katbi (1989) complementam citando outros fatores que devem ser considerados na medição de usinabilidade. São eles: material e geometria da ferramenta de corte, condições de usinagem, operações de usinagem (corte contínuo ou intermitente), fluidos de corte e rigidez da máquina-ferramenta.

Ferraresi (1970) apresenta estes fatores que influenciam a usinabilidade dos materiais de uma forma mais compacta, dividindo-os em três grupos: material da peça, processo mecânico e condições de usinagem, que serão mais bem detalhados no item 2.2.3.

2.2.2 Ensaaios de Usinabilidade

Conforme comentado no item anterior, é importante conhecer minuciosamente o tipo de ensaio realizado para determinar o índice de usinabilidade de um material, visto que apenas o índice não possui muita representatividade. De acordo com Ferraresi (1970), muitos ensaios têm sido realizados para avaliar o comportamento da combinação peça-ferramenta perante as características como: desgaste da ferramenta, força de usinagem, acabamento superficial, temperatura de corte, etc. Segundo ele, estes ensaios podem ser agrupados nos critérios básicos e específicos.

1. Critérios básicos:

1.1 critérios baseados na vida da ferramenta

- curvas de vida da ferramenta para v_{c60}
- método do comprimento usinado
- método do faceamento de Brandsma
- método do aumento progressivo da velocidade de corte
- método do aumento discreto da velocidade de corte
- ensaio de sangramento com ferramenta bedame

1.2 critérios baseados na força de usinagem

- método da pressão específica de corte

- método da tensão de cisalhamento
- método da força de avanço constante

1.3 critério baseado no acabamento superficial

1.4 critério baseado na produtividade

2. Critérios específicos:

2.1 critério baseado na análise dimensional

2.2 critério baseado na temperatura de corte

2.3 critério baseado nas características do cavaco

- grau de recalque
- coeficiente volumétrico e forma do cavaco
- frequência e amplitude de variação da força de usinagem

2.4 critério baseado na energia fornecida pelo pêndulo

- pêndulo de Leyensetter
- pêndulo de Ehrenreich

Devido ao fato de a usinabilidade ser um parâmetro relativo, qualquer pesquisador pode propor um ensaio visando comparar este índice entre dois ou mais materiais, ou um único material, porém em diferentes condições de usinagem. Contudo, existem alguns testes que são mais conhecidos.

Diniz, Marcondes e Coppini (2000) relatam que o método mais empregado é o de longa duração, no qual os materiais em análise são usinados em diferentes velocidades de corte até o fim da vida da ferramenta, ou até atingir um valor de desgaste pré-determinado, podendo ser um desgaste de flanco ou de cratera. Isto permite obter a velocidade de corte para uma dada vida da ferramenta, e assim, pode-se determinar o índice de usinabilidade (I.U.) utilizando a seguinte relação apresentada na Eq. (2.5),

$$I.U. = \frac{V_{c(\text{mat. ensaiado})}}{V_{c(\text{mat. padrão})}} \quad (2.5)$$

na qual $v_{c(\text{mat. ensaiado})}$ é a velocidade atingida pelo material ensaiado e $v_{c(\text{mat. padrão})}$ é a velocidade de corte atingida pelo material considerado como padrão. Quando I.U. é maior

que um, significa dizer que o material testado possui uma maior usinabilidade em relação ao material padrão.

Além deste tipo de ensaio, os autores citam os ensaios de curta duração, nos quais geralmente são usadas condições mais severas de usinagem ou materiais menos resistentes para as ferramentas, ocasionando um fim de vida mais rápido por parte da ferramenta. Porém, nestes ensaios nem sempre se adota o critério de fim de vida da ferramenta. Muitas vezes emprega-se a força de usinagem ou a rugosidade superficial da peça usinada como fator de parada do ensaio. Geralmente, estes valores são alcançados em um pequeno período de tempo ou em poucos passes da ferramenta na peça.

Uma classificação mais elaborada em relação aos ensaios de usinabilidade é apresentada por Mills e Redford (1983) citados por Machado e Silva (1999), na qual os autores agrupam os testes da seguinte maneira:

a) Testes Ranqueadores: são testes classificatórios de curta duração que indicam a usinabilidade relativa de duas ou mais combinações de pares peça-ferramenta, para uma dada condição de corte;

b) Testes Absolutos: são testes de curta ou longa duração que indicam os méritos relativos de duas ou mais combinações de pares peça-ferramenta, para uma faixa de condições de corte.

Segundo Machado e Silva (1999), o primeiro grupo apesar de apresentar como vantagem o pequeno tempo de ensaio, apresentam duas desvantagens. Primeiramente, o teste particular pode fornecer uma classificação de usinabilidade dos materiais ensaiados, mas não é possível obter a magnitude da diferença entre elas. Em segundo lugar, não há garantias que os resultados possam ser extrapolados para outras condições distintas daquelas adotadas nos ensaios.

Sobre o segundo grupo, os pesquisadores relatam que estes ensaios possuem uma validade estendida para uma faixa prática de valores, por exemplo, de velocidade de corte. Nesse caso, a Equação de Taylor Simples é bem representativa e renomada entre os pesquisadores em usinagem. No entanto, é possível levar em conta mudanças nas outras condições de corte e até geometria da ferramenta. Nesse caso, tem-se a Equação de Taylor Expandida, igualmente reconhecida.

A seguir são apresentados alguns exemplos de ensaios de usinabilidade que se enquadram em um dos dois grupos citados acima. A princípio, apresenta-se testes ranqueadores. Czaplicki (1962) citado por Machado e Silva (1999), propôs um ensaio que

relaciona a composição química do material com o índice de usinabilidade. Ele torneou aços com ferramentas de metal duro utilizando uma velocidade de corte para uma vida da ferramenta de 60 minutos e obteve a relação apresentada na Eq. (2.6).

$$v_{c60} = 161,5 - 141,4.\%C - 42,4.\%Si - 39,2.\%Mn - 179,4.\%P + 121,4.\%S \quad (2.6)$$

Um outro exemplo é o teste que relaciona o índice de usinabilidade com a microestrutura do material. Em um trabalho realizado por Zlatin e Fields (1950) citado por Machado e Silva (1999), os pesquisadores relacionaram a porcentagem de perlita existente no aço usinado com a usinabilidade do mesmo, concluindo que o aço com 50% de perlita aliou boa usinabilidade e razoável dureza.

Outro ensaio ranqueador é o teste da força de avanço (F_f) constante, empregado em operações de torneamento e furação, proposto por Boulger et al. (1949) citado por Machado e Silva (1999). Geralmente utiliza-se na furação devido a maior simplicidade. Consiste em aplicar uma força de avanço constante e medir o tempo que a broca gasta para furar uma chapa de espessura fina, ou pré-determinar um tempo e medir o curso de avanço.

Como último exemplo de testes ranqueadores, pode-se mencionar o ensaio do faceamento rápido que foi proposto por Kraus e Weddell (1937) e Lorenz (1970) citados por Machado e Silva (1999). Baseia-se em um teste de curta duração no qual facea-se um disco do centro ao diâmetro máximo, normalmente com ferramenta de aço rápido. Por meio deste procedimento, a velocidade de corte aumenta constantemente até atingir um ponto crítico onde ocorre o seu colapso. Dessa forma, a medida de usinabilidade pode ser o tempo ou o avanço até a ocorrência da falha da ferramenta.

Existem também ensaios que se enquadram no grupo dos testes absolutos. Um exemplo é o teste de torneamento cônico, proposto por Heiginbotham e Pendey (1966) citados por Machado e Silva (1999). Considerado um ensaio de curta duração, consiste no torneamento de um perfil cônico do diâmetro menor para o maior, aumentando assim a velocidade de corte progressivamente, acelerando o fim da vida da ferramenta de acordo com um critério pré-estabelecido. Esse teste permite obter as constantes da Equação de Taylor, conhecendo-se a velocidade de corte inicial, sua taxa de crescimento ao longo do tempo e o desgaste de flanco da ferramenta. Os resultados apresentam excelente concordância com o teste de fim de vida tradicional.

Outro exemplo de ensaio absoluto é o teste da taxa de desgaste ou teste de Taylor, pelo fato de que os resultados são geralmente apresentados usando a Equação de Taylor. Consiste num ensaio de longa duração que ocorre até o fim da vida da ferramenta, geralmente monocortante, baseado na norma ISO 3685. O objetivo de padronizar o ensaio é assegurar que os testes sejam realizados em condições padrões, de modo que se tenha resultados compatíveis provenientes de fontes distintas.

2.2.3 Variáveis que Influem na Usinabilidade

Devido à importância do conhecimento sobre a usinabilidade do material, conforme descrito nos itens anteriores, torna-se importante tratar dos fatores que influenciam nesse índice do material. Ferraresi (1970) cita como principais fatores: material da peça, processo mecânico e condições de usinagem, que podem ser detalhados da seguinte maneira.

Material da peça

- composição química
- microestrutura
- dureza
- propriedades de tensão e deformação
- rigidez

Processo mecânico e condições de usinagem

- material da ferramenta
- parâmetros de corte
- fluidos de corte
- rigidez da máquina, ferramenta e sistema de fixação
- tipo de trabalho executado pela ferramenta (corte contínuo ou intermitente, condições de entrada e saída da ferramenta)

Quanto à composição química do material, muito se têm pesquisado para encontrar materiais de usinagem facilitada, ou seja, aqueles que pela adição de alguns elementos de

liga adquirem uma melhor usinabilidade. Segundo Machado e Silva (1999), a adição de sulfetos, chumbo, selênio, telúrio e grafite contribuem para alcançar este objetivo. Porém, partículas abrasivas como carbonetos, nitretos e carbonitretos são sempre prejudiciais, pois favorecem o desgaste da ferramenta de corte.

Em uma pesquisa realizada por Singh, Chakrabarti e Chattopadhyay (1997), estudou-se a influência das inclusões, como aluminas e silicatos, no desgaste da ferramenta e na força de corte, durante o torneamento de um aço contendo 0,24% de carbono. Eles compararam a usinabilidade do aço sem tratamento e do aço tratado termicamente com Na-Cl. Notaram que um maior volume de inclusão contribuiu para elevar o grau de desgaste da ferramenta. Por outro lado, a remoção das inclusões causou um aumento na força de corte devido ao aumento na resistência ao cisalhamento do material, em virtude da diminuição da densidade de trincas apresentada pelos cavacos.

Outro trabalho interessante sobre este assunto analisou o efeito da microestrutura e da dureza de aços médio carbono Cr-Mo na usinabilidade deste material. Os autores, Akasawa et al. (2004), estudaram quatro variações deste aço: temperado e revenido (QT), recozido e estirado a frio (AD), normalizado (NL) e laminado a quente (AR). Estas amostras apresentaram diferentes microestruturas, porém valores próximos de dureza. O corpo de prova QT exibiu martensita revenida e o AD apresentou uma matriz ferrítica com cementita esferoidizada. A amostra NL caracterizou-se por uma estrutura ferrita-perlita, enquanto na AR, ocorreu a predominância de uma matriz ferrita-perlita com um pouco de martensita.

O acabamento superficial, a microdureza do cavaco e a força de corte foram as variáveis usadas como índices de usinabilidade desses materiais. A peça AD apresentou os menores valores de rugosidade, enquanto a NL exibiu os maiores níveis de rugosidade. Em relação à microdureza do cavaco, foram estudadas apenas as amostra AD e NL. Os cavacos de ambos os corpos de prova, AD e NL, apresentaram uma dureza até duas vezes maior que a dureza das peças. Para a força de corte, as amostras AD e QT apresentaram os maiores valores para determinadas velocidades de corte.

Uma pesquisa semelhante a esta foi realizada por Ozcatalbas e Ercan (2003), na qual eles analisaram a influência do tratamento térmico na usinabilidade do aço médio carbono SAE 1050. Os autores trabalharam com o material em três condições: laminado a quente (R), recozido (A) e normalizado (N). A usinabilidade foi caracterizada pela vida da ferramenta, forças de corte, acabamento superficial e temperatura na interface cavaco-ferramenta. A condição como laminado foi a que apresentou a maior vida da ferramenta.

Quando comparadas às forças de corte, novamente a condição como laminado foi a que exibiu o maior valor.

Para a análise do acabamento superficial, os pesquisadores avaliaram a rugosidade média, a qual apresentou os maiores valores para a condição (A), dentro da faixa de velocidade de corte adotada. Em relação à temperatura na interface cavaco-ferramenta, a amostra (N) gerou o maior valor, enquanto a amostra (A) exibiu o menor.

Ao se tratar da dureza e resistência mecânica do material, muitas pessoas fazem uma relação inversamente proporcional entre estes parâmetros e a usinabilidade do material, ou seja, quanto mais duro e resistente é o material, pior é a sua usinabilidade. Todavia, nem sempre esta relação é verdadeira. Zimmerman, Boppana e Katbi (1989) e Diniz, Marcondes e Coppini (2000) alertam que aços com baixo nível de carbono, que geralmente são mais dúcteis, podem favorecer a formação da aresta postiça de corte, prejudicando a usinabilidade desses materiais.

Diniz, Marcondes e Coppini (2000) ainda complementam esta discussão estabelecendo uma relação com a ductilidade do material. Eles afirmam que baixos valores de ductilidade geralmente são benéficos. Porém, uma usinabilidade ótima é obtida por meio de uma condição intermediária entre dureza e ductilidade. Dessa forma, um valor aconselhável para a dureza seria 200 HB, pois abaixo deste índice aumenta-se a tendência à formação da aresta postiça de corte e acima pode causar desgaste abrasivo ou difusivo na ferramenta.

Além da dureza e resistência mecânica, a condutividade térmica e a taxa de encruamento também influenciam na usinabilidade. Diniz, Marcondes e Coppini (2000), explicam que uma alta condutividade térmica facilita a usinagem do material, pelo fato de que o material que apresenta esta característica consegue retirar rapidamente da região de corte o calor gerado no processo, evitando o desgaste da ferramenta.

Ao se tratar da taxa de encruamento, os autores afirmam que os materiais que apresentam essa taxa elevada, requerem maior energia para a formação do cavaco e podem facilitar a formação da aresta postiça de corte, diminuindo a usinabilidade do material usinado.

Considerando os fatores relacionados ao processo mecânico e às condições de usinagem, dá-se atenção primeiramente à escolha da ferramenta, que possui uma grande importância, pois caso selecionada de maneira errada pode comprometer todo o processo de fabricação. De acordo com Zimmerman, Boppana e Katbi (1989), as principais

ferramentas utilizadas são as de aço rápido, metal duro com ou sem revestimento, cerâmicas, cermets, CBN e diamante policristalino, cada uma com suas determinadas particularidades, que serão decisivas no momento de optar por qual delas utilizar.

Também se deve considerar a geometria da ferramenta e o revestimento como fatores complementares na hora de optar pelo tipo de ferramenta. Nesse sentido, Nalbant, Altin e Gökkaya (2007) estudaram a influência de revestimentos, geometria de corte da ferramenta e velocidade de corte no torneamento do Inconel 718, com o objetivo de analisar a usinabilidade do material, por meio da medição da força de corte e da rugosidade superficial.

Os revestimentos empregados foram Al_2O_3 , TiN e TiN com múltiplas coberturas, sendo utilizados dois suportes com geometria diferentes, um com ângulo de posição (χ) igual a 75° e o outro com 90° . Os insertos de TiN com cobertura simples foram fixados no suporte com χ igual a 75° e o restante no outro suporte. Os ângulos de saída e de folga dos insertos foram 0° e 7° respectivamente.

Como resultados, os pesquisadores constataram que os maiores valores para força de corte ocorreu no inserto revestido de TiN com uma única camada, assim como os menores valores de rugosidade. Já os insertos revestidos de Al_2O_3 apresentaram as menores forças, porém exibiram os piores acabamentos.

Com semelhante importância à escolha das ferramentas, aparecem os parâmetros de corte, os quais direta ou indiretamente estão sempre em análise no estudo da usinabilidade dos materiais. Todavia, vale ressaltar que a influência de um ou outro parâmetro sobre a usinabilidade depende do critério adotado. Quando se observa o acabamento superficial da peça, por exemplo, sabe-se que os parâmetros que merecem destaque, salvo melhor julgamento, são a velocidade de corte e o avanço, porém ao avaliar a força de corte envolvida no processo deve-se considerar também a profundidade de usinagem.

Buscando a otimização destes parâmetros, Korkut et al. (2004) analisaram a influência da velocidade de corte na usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos AISI 304. Eles empregaram três velocidades de corte (120, 150 e 180 m/min), mantendo constante o avanço e a profundidade de usinagem para um processo de torneamento utilizando ferramentas de metal duro com múltiplas coberturas de TiC, TiCN, Al_2O_3 e TiN.

Os pesquisadores notaram uma diminuição do desgaste de flanco com o aumento da velocidade de corte. Eles explicam que o baixo rendimento da ferramenta em

velocidades menores ocorre devido ao amolecimento térmico que a ferramenta sofre em razão da pouca dissipação de calor nestas condições e, principalmente, pela baixa condutividade térmica do material usinado. Notaram também um melhor acabamento com o aumento da velocidade de corte, em virtude da presença de aresta postiça de corte em velocidades menores.

Uma outra pesquisa sobre a influência da velocidade de corte na usinabilidade foi realizada por Ekinovic, Dolinsek e Begovic (2005), durante o fresamento do aço 90MnCrV8. Eles utilizaram uma faixa de velocidades, de 50 a 300 m/min, que compreende o campo convencional e o campo da usinagem com alta velocidade de corte (HSC) e estabeleceram o acabamento superficial como índice de usinabilidade. Seus resultados apresentaram uma diminuição da rugosidade superficial com o acréscimo da velocidade de corte, assim como a pesquisa citada anteriormente.

A usinabilidade dos materiais pode ainda ser melhorada, na maioria das vezes, pelo uso de fluidos de corte, sejam eles refrigerantes ou lubrificantes. Segundo Machado e Silva (1999), a utilização destes fluidos pode causar um aumento da vida de ferramenta devido à lubrificação ou refrigeração, redução das forças de corte em razão da lubrificação, melhorias no acabamento superficial, retirada facilitada do cavaco da zona de corte e menor distorção da peça.

Por meio destas melhorias, geralmente pode-se observar uma usinagem facilitada com o emprego destes fluidos. Todavia, nem sempre a utilização destes fluidos é aconselhável, pois em determinadas situações eles podem prejudicar o processo. Um exemplo seria na usinagem com corte intermitente, na qual a ferramenta fica constantemente num ciclo de aquecimento e resfriamento, devido à entrada e saída na peça. Quando este resfriamento é muito brusco, o que geralmente ocorre com a utilização do fluido de corte, a ferramenta pode apresentar uma trinca de origem térmica.

Outro exemplo ocorre em usinagens com altas velocidades de corte, nas quais os fluidos de corte não apresentam muitas vantagens pelo fato de não conseguirem atingir diretamente a zona de corte, onde se situam as maiores temperaturas durante o corte de materiais. Para amenizar este fato, pode-se utilizar a técnica da Mínima Quantidade de Lubrificação (MQL) conforme já citada no item 2.1.5.

Vale destacar também a necessidade de uma boa rigidez da máquina-ferramenta e bons sistemas de fixação, pois são imprescindíveis para um bom acabamento da peça

usinada, contribuindo assim, para uma melhoria significativa na usinabilidade do material a ser trabalhado.

2.3 Integridade Superficial

A fabricação e especificação de superfícies acabadas requerem um entendimento de áreas inter-relacionadas, como a metalurgia, usinabilidade e ensaios mecânicos. Por meio disso, esta área de pesquisa conhecida como integridade superficial tem sido cada vez mais aceita e estudada no cenário mundial da Engenharia de Fabricação, pois teoricamente vem preencher uma lacuna existente entre estas áreas.

Assim, o estudo da integridade superficial do material após o processo de fabricação tenta explicar, por meio do máximo de informações possíveis retiradas do próprio material, qualquer alteração ocorrida na superfície e subsuperfície da peça, visando prever a vida útil deste material pós-manufatura.

2.3.1 Classificações

Atualmente muitas indústrias utilizam a usinagem como processo de fabricação para vários tipos de peças e componentes, dos quais muitos exercem funções de extrema importância, pelo fato do perigo que uma eventual falha pode ocasionar. Isso acontece principalmente na indústria aeronáutica, em que qualquer pane em um equipamento que exige extrema confiabilidade pode provocar grandes desastres.

Dessa forma, muitos estudos foram realizados no século XX objetivando avaliar as causas de vários acidentes aéreos ocorridos devido às falhas catastróficas, principalmente por fadiga. Assim, maiores atenções sobre o acabamento das peças fabricadas foram devotadas, pois a maioria dessas falhas era proveniente de alterações nas características do material em função do processo de fabricação. A partir daí surgiu a área de pesquisa conhecida como “integridade superficial”.

O termo “integridade superficial” foi citado pela primeira vez em 1964 por Field e Kahles, sendo definido como o conjunto de alterações na superfície das peças causada pela ação natural do processo de fabricação, que pode ser com ou sem remoção de material. Dessa forma, as alterações superficiais foram inicialmente classificadas pela natureza mecânica, metalúrgica e química, entre outros tipos de transformação. Em 1971,

na 21ª Assembléia Geral do CIRP (College International pour la Recherche en Productique), a integridade superficial tornou-se oficialmente reconhecida como um campo de pesquisa (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

Segundo Field, Kahles e Koster (1989), o conhecimento da integridade superficial descreve e controla possíveis alterações superficiais sofridas pela peça durante o seu processo de fabricação, incluindo seus efeitos sobre as propriedades e desempenho dos materiais em serviço. Eles ainda relatam a importância do estudo da integridade superficial citando como exemplo as falhas por fadiga, que geralmente nucleiam-se próximas ou na superfície do componente.

Para Chevrier et al. (2003) a integridade superficial mede a qualidade da superfície usinada, por meio da interpretação da estrutura da superfície e da subsuperfície do material, analisando a influência dos parâmetros de corte em algumas variáveis como tensão residual, rugosidade superficial e força de corte.

Assim, a integridade superficial pode ser estudada conforme a estrutura apresentada na Figura 2.14.

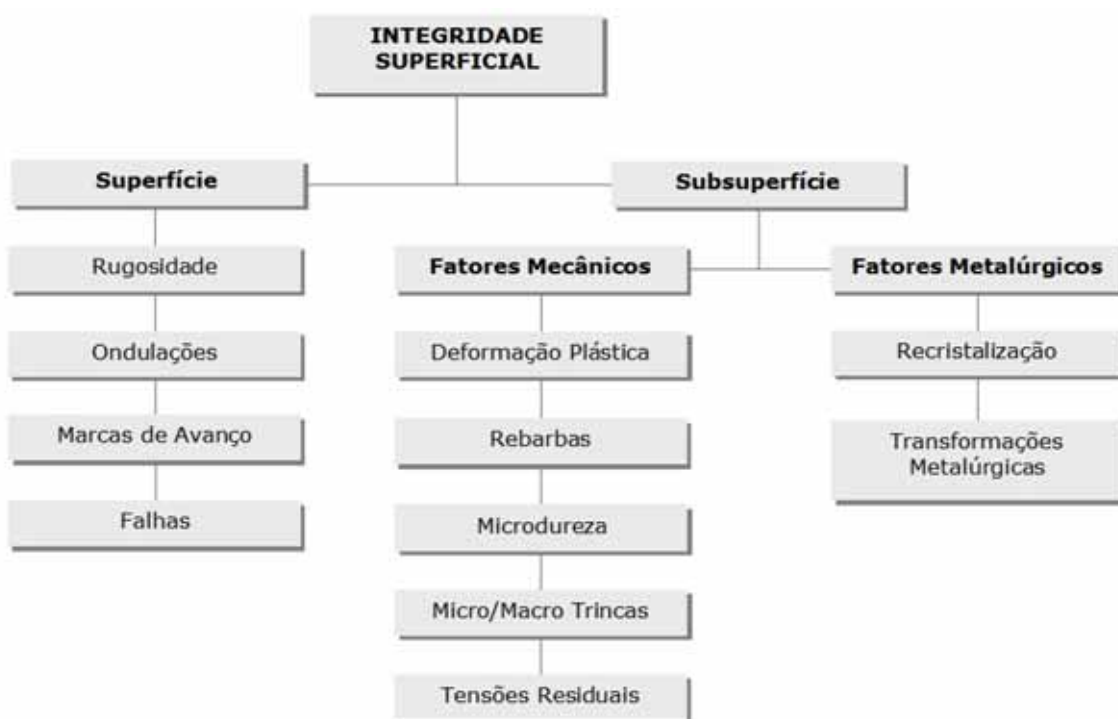


Figura 2.14 - Classificação da integridade superficial.

Fonte: Adaptado de Machado e Silva (1999).

Em uma classificação mais simplificada, Becker, Santos e Sales (2005) dividem o estudo da integridade superficial em três níveis: textura superficial, macro e microestruturas e microdureza, permitindo por meio dessas informações, realizar uma caracterização da natureza da camada superficial da peça. Contudo, há um conjunto padrão comumente conhecido em estudos de integridade superficial, que inclui informações a respeito do comportamento da peça usinada, como resistência à fadiga, à corrosão sob tensão e às tensões residuais. Todavia, a caracterização completa da integridade superficial reúne os dois conjuntos citados acima e informações adicionais sobre a resistência à fadiga, além de resultados de ensaios mecânicos, como tração, tensão de ruptura, fluência e outros.

Portanto, necessita-se conhecer o grau de importância e a profundidade de conhecimento das variáveis a serem analisadas, para definir qual o melhor procedimento a ser utilizado na caracterização da integridade superficial da peça, uma vez que, quanto maior o conjunto a ser examinado, maior o valor agregado a esta investigação. Assim, peças que apresentam elevado custo de fabricação, vida útil pré-definida ou causem riscos à saúde ou ao bem-estar humano quase sempre necessitam de uma caracterização da integridade superficial apurada.

2.3.2 Alterações Superficiais

De acordo com Field, Kahles e Koster (1989), as alterações superficiais podem ser divididas em cinco categorias: mecânica (deformações plásticas, fissuras, alteração de dureza, distribuição de tensões residuais na superfície, etc.), metalúrgica (transformações de fases, tamanho e distribuição dos grãos, tamanho e distribuição dos precipitados, recristalização, etc.), química (ataque intragranular, corrosão intragranular, oxidação intragranular, contaminação, etc.), térmica (zona afetada termicamente, ressolidificação de material, refundição de material, etc.) e elétrica (mudança na condutividade, mudança magnética, etc.).

Todavia, pode-se notar que várias alterações citadas acima pertencem ao grupo de alterações subsuperficiais, ao qual os autores não fazem distinção. Deste modo, optou-se por fazer neste trabalho uma análise separada das alterações superficiais e subsuperficiais seguindo o esquema apresentado na Figura 2.14.

Assim, a análise superficial de uma peça pode ser subdividida em quatro diferentes níveis: rugosidade, ondulações, marcas de avanço e falhas. Segundo Machado e Silva (1999), estes níveis podem ser definidos conforme descrito a seguir.

A rugosidade pode ser entendida como irregularidades finas, de menor espaçamento, resultantes da ação inerente ao processo de corte causado pela ferramenta. Elas geralmente são medidas em um pequeno intervalo de comprimento, denominado cut-off (comprimento de rugosidade da amostra), que varia de 0,25 a 2,5 mm. As ondulações são irregularidades superficiais cujos espaçamentos são maiores que o cut-off. Em geral, vibrações, deflexões da peça ou da ferramenta devido à força ou temperatura de corte representam as fontes causadoras e indesejáveis de ondulações.

As marcas de avanço, como o próprio nome sugere, indicam a relação de movimento relativo entre a peça e a ferramenta, durante o processo de usinagem. São marcas que denotam as direções predominantes das irregularidades superficiais. As falhas são interrupções não-intencionais, inesperadas e indesejáveis da topografia típica da superfície de uma peça. Geralmente, surgem através de defeitos no material da peça, como inclusões, vazios, bolhas ou trincas.

Não há dúvidas que a principal alteração superficial entre essas citadas acima é a rugosidade. Isso é comprovado em virtude do número de pesquisas realizadas sobre a influência das operações de fabricação ou parâmetros de corte no acabamento superficial, ou seja, no nível de rugosidade do produto acabado.

Como exemplo, pode-se citar o trabalho realizado por Silva et al. (2004) no qual eles analisaram a influência de alguns parâmetros de usinagem na rugosidade para as operações de fresamento e retificação. Para o fresamento, eles avaliaram a contribuição da velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e o uso de fluido de corte no acabamento superficial. Já para a retificação, observaram a influência da velocidade da peça, da penetração de trabalho e da classe do rebolo (CBN e alumina).

O material utilizado neste trabalho foi o aço ABNT H13 temperado e revenido (47 HRC). Para o fresamento, o avanço foi o parâmetro que mais influenciou na rugosidade superficial, possuindo efeito negativo à medida que seu valor era aumentado. A mesma tendência foi evidenciada pela profundidade de usinagem. Para o acréscimo da velocidade de corte, inicialmente notou-se uma queda nos níveis de rugosidade, porém valores maiores de v_c prejudicaram o acabamento. O fluido de corte não apresentou benefícios para a rugosidade da superfície usinada. Quanto aos resultados obtidos na retificação,

percebeu-se que a penetração de trabalho não apresentou influência significativa no acabamento da peça. Contudo, o aumento da velocidade da peça resultou em um pior acabamento. E, por fim, concluiu-se que os rebolos de CBN apresentaram os maiores níveis de rugosidade.

Em uma outra pesquisa realizada com fresamento de topo, Korkut e Donertas (2007) analisaram a influência do avanço e da velocidade de corte sobre a força de corte, rugosidade superficial e comprimento de contato cavaco-ferramenta. Eles usinaram os aços AISI 1020 e AISI 1040, empregando cinco velocidades diferentes: 44, 56, 71, 88 e 111 m/min. Para os dois materiais ensaiados, constataram um decréscimo no valor da rugosidade causado pelo acréscimo da velocidade. Além disso, observaram que em todos os casos, o aço AISI 1040 apresentou um pior acabamento em relação ao AISI 1020.

Todavia, nem todos os estudos chegam aos mesmos resultados, nos quais o aumento da velocidade de corte garante uma melhoria no acabamento da superfície do material. Koshy, Dewes e Aspinwall (2002) durante o fresamento do aço AISI D2, com dureza de aproximadamente 58 HRC, analisaram as diferenças entre fresas de ponta esférica com insertos intercambiáveis e fresas inteiriças. Eles notaram um pior acabamento da superfície à medida que o desgaste da ferramenta progredia, porém não conseguiram estabelecer uma relação padrão entre os valores de rugosidade e de velocidade de corte.

Por vezes, o comportamento da rugosidade na usinagem parece ser aleatório, o que sinaliza para outras influências além das meramente geométricas entre a forma da ferramenta e os parâmetros de corte. Assim, vale ressaltar que a rugosidade pode ser dividida em duas componentes: cinemática e de processo (KÖNIG, 1997, citado por XAVIER, 2003). A rugosidade cinemática origina-se pela ação combinada entre a geometria da ponta da ferramenta e seu avanço. Para este caso, existem fórmulas teóricas para vários processos de usinagem que explicam o comportamento da rugosidade cinemática, geralmente dependentes do avanço (f) da ferramenta e do raio de ponta (r_ϵ), conforme visto na Eq. (2.7).

$$R_a = \frac{r_\epsilon - \sqrt{(r_\epsilon)^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}}{2} \quad (2.7)$$

Esta equação apresentada acima se refere à operação de fresamento frontal. Como pode-se observar, a equação considera apenas os parâmetros como o raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) e o avanço por dente (f_z). Dessa maneira, o valor real sempre será maior que o valor teórico resultante desta equação, pelo fato da teoria não incluir os efeitos de vibrações, possíveis APC (aresta postiça de corte) e outros fatores que possam ocorrer e prejudicar o acabamento superficial (MACHADO E SILVA, 1999).

A outra componente, rugosidade de processo, decorre de fatores externos ao processo central de remoção de material durante a usinagem e relaciona-se ao comportamento do material da peça diante da aresta principal de corte da ferramenta. Em outras palavras, os mesmos fatores causadores das ondulações, apresentados anteriormente, contribuem também para a composição da rugosidade de processo, isto é, vibrações geradas pela dinâmica da usinagem e deflexões da peça oriundas das forças e variações de temperaturas envolvidas.

A rugosidade pode ser avaliada sobre dois aspectos: quantitativo e qualitativo. Dessa forma, utilizam-se instrumentos de contato (quantitativo) ou ópticos (qualitativos). Os instrumentos de contato são apalpadores (ou agulhas) com raio de ponta extremamente pequenos, que percorrem a superfície da peça acompanhando a topografia da região. Esses deslocamentos verticais registrados pelo aparelho são ampliados para determinar o perfil da superfície (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

Para determinar a rugosidade de modo quantitativo, ou seja, transformar em números o aspecto da textura superficial, geralmente se utiliza três grupos de parâmetros que são divididos de acordo com o perfil de rugosidade. Segundo Becker, Santos e Sales (2005), estes grupos seriam:

- Parâmetros de amplitude: são determinados em função da altura dos picos e profundidade dos vales, recorrendo-se a um referencial horizontal;
- Parâmetros de espaçamento: são determinados em função da distância entre as irregularidades ao longo da superfície;
- Parâmetros híbridos: são determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e espaçamento.

A dificuldade de se determinar um parâmetro representativo do aspecto topográfico de uma dada superfície fez com que surgissem diversos outros parâmetros correlatos, dependentes de necessidades e aplicações específicas. Os parâmetros mencionados abaixo são considerados os principais e mais usuais no meio industrial e científico.

O mais utilizado com certeza é o R_a que expressa a rugosidade média aritmética das amplitudes entre picos e vales em relação a uma linha de centro. Esta linha de centro é tal que a soma das áreas representadas pelos picos acima da linha é igual à soma das áreas representadas pelos vales abaixo dela. Este parâmetro pertence ao primeiro grupo citado acima (MACHADO E SILVA, 1999). A Figura 2.15 apresenta valores típicos de rugosidade média para diversos processos de fabricação.

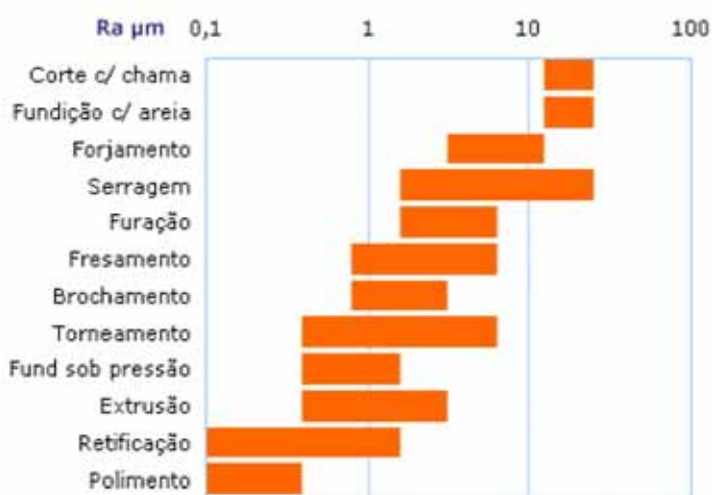


Figura 2.15 - Valores de rugosidade média para vários processos de fabricação.

Fonte: Soares (2007).

Outro parâmetro também muito utilizado é aquele que define a rugosidade máxima, isto é, a distância entre duas linhas paralelas à linha de centro (média), que tangenciam o perfil no pico mais elevado e no vale mais profundo. Ele é representado por $R_{máx}$, R_y ou R_t . Trata-se de um parâmetro ideal para estabelecer condições de pré-acabamento necessárias às operações de acabamento final posterior, como lapidação, por exemplo. Pode servir também para indicar a quantidade de material a ser retirada da peça até se atingir as medidas finais previstas em projeto (XAVIER, 2003).

Um parâmetro similar ao $R_{máx}$, é representado por R_z e é calculado por meio da média entre os cinco picos mais altos e os cinco vales mais profundos medidos em relação

à linha paralela à linha de centro adotada, a qual não interseccione o perfil (FIELD, KAHLES e KOSTER, 1989). Geralmente, é empregado nas medições de peças usinadas, cujas superfícies destinam-se como elementos de apoio, deslizamentos relativos e ajustes, tais como mancais e cilindros de motor de combustão interna (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

Por fim, o último parâmetro pertencente a este grupo dos mais utilizados é representado por R_q . Ele pode ser definido como a rugosidade média quadrática (valor RMS), apresentando assim, a mesma característica de R_a , ou seja, valores médios.

Em relação à rugosidade qualitativa, utiliza-se instrumentos ópticos para se fazer essa análise. Eles funcionam baseando-se no fato de que a topografia de qualquer superfície influi no comportamento de um feixe luminoso incidente sobre ela. Duas modificações muito comuns observadas nessas avaliações são os fenômenos conhecidos como: fluxo lateral de materiais e abertura de cavidade (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

O fluxo lateral de material, também conhecido como side flow, consiste na movimentação de material da peça no sentido contrário ao do avanço durante o processo de formação do cavaco (cisalhamento). Este fenômeno pode ser observado na Figura 2.16.

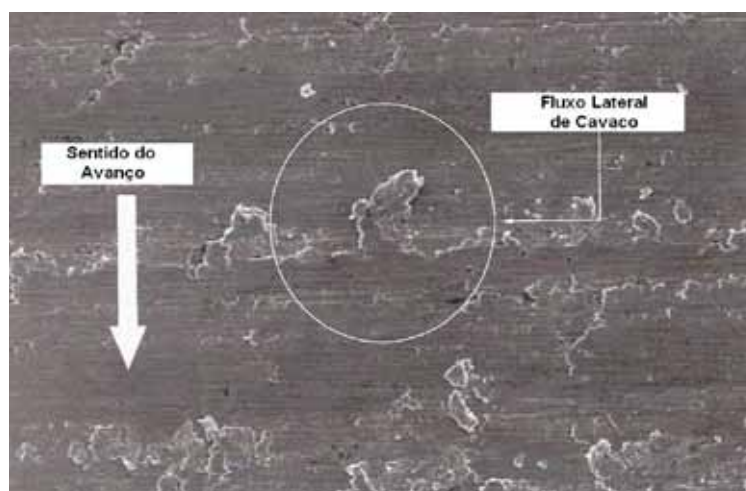


Figura 2.16 - Escoamento lateral do cavado ("side flow").

Fonte: Adaptado de Becker, Santos e Sales (2005).

Já a abertura de cavidades, ou open grain como também é conhecido, é caracterizado pela formação de cavidades distribuídas ao longo da superfície e geralmente ocorre na usinagem de materiais frágeis. Este fato é apresentado na Figura 2.17.

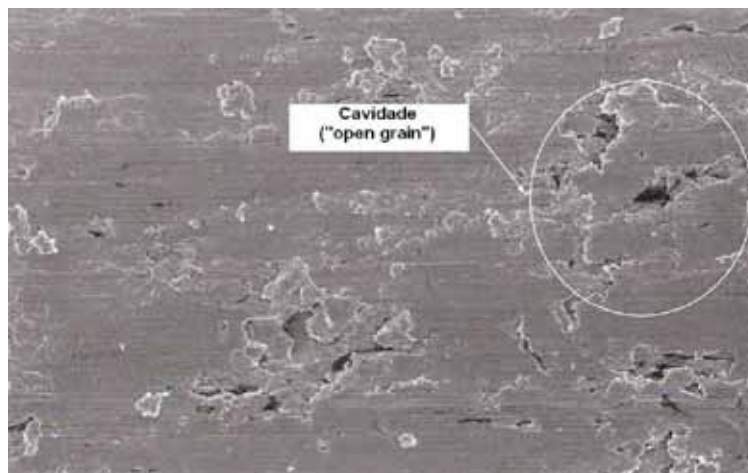


Figura 2.17 - Fenômeno conhecido como cavidade ou “open grain”.

Fonte: Adaptado de Becker, Santos e Sales (2005).

2.3.3 Alterações Subsuperficiais

O processo de cisalhamento em operações de usinagem, causado pela ação da cunha cortante da ferramenta na peça, gera, além de uma superfície acabada, possíveis alterações na subsuperfície, camada imediatamente abaixo da superfície do componente, medindo no máximo 250 μm . Como se sabe, a caracterização da integridade superficial (alterações superficiais e subsuperficiais) é de suma importância, principalmente em peças que funcionarão sob elevados níveis de tensão, em particular tensões alternadas (tração-compressão). É igualmente importante em componentes que estarão sujeitos a altas temperaturas ou atmosferas corrosivas (MACHADO E SILVA, 1999). Nesses casos, as propriedades de resistência à fadiga, à fluência e à corrosão são grandemente influenciadas pela integridade superficial.

Dessa forma, seguindo a estrutura apresentada na Figura 2.14, as alterações subsuperficiais podem ser divididas em dois grupos: fatores mecânicos e fatores metalúrgicos. De acordo com Machado e Silva (1999), será feita abaixo uma rápida descrição dos fatores mecânicos.

A deformação plástica é uma alteração bastante comum no processo de usinagem, principalmente nas operações de desbaste, nas quais os parâmetros de corte empregados

são mais severos. Geralmente pode ser identificada pelo aspecto alongado das estruturas metalúrgicas do componente na direção do fluxo de deformação.

As rebarbas deformadas plasticamente podem ser geradas por meio de fragmentos da aresta postiça de corte (APC). Sabe-se que a APC ocorre mais facilmente na usinagem de materiais dúcteis associados a baixas velocidades de corte. Em razão desta combinação, a APC pode surgir e causar este tipo de alteração na integridade superficial do componente usinado.

A microdureza pode ser facilmente alterada, descaracterizando as condições iniciais de integridade superficial do produto após o processo de fabricação. Essa propriedade pode aumentar pela formação de martensita não-revenida (mais dura) ou pela deformação ocorrida abaixo da linha de transformação (encruamento). Por outro lado, também pode diminuir pelo super-revenimento da martensita, dependendo dos níveis de temperatura de corte que se atinja durante a usinagem.

O surgimento de microestruturas de elevada dureza é muito comum na usinagem de materiais endurecidos, justamente pelo efeito da deformação mais acentuada, causada pelos desgastes da ferramenta. Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999), torneando aços endurecidos, notaram martensita não-revenida e martensita revenida próximas da superfície usando uma ferramenta desgastada.

As macro ou microtrincas podem surgir na usinagem convencional ou até na não-convencional e têm sua ocorrência mais latente na usinagem de materiais frágeis, justamente pela ausência de capacidade de deformação plástica dessa classe de materiais. As microtrincas, em especial, são extremamente prejudiciais às propriedades de fadiga e corrosão sob tensão, uma vez que são os elementos iniciadores de tais mecanismos, devendo assim, ser evitadas.

A tensão residual talvez seja uma das variáveis mais comuns e investigadas dentro do rol de indicadores da integridade superficial de componentes mecânicos. As tensões podem ocorrer sob tração ou compressão, magnitude alta ou baixa, profundidade rasa ou profunda. A tensão de compressão, tal como ocorre geralmente em operações de acabamento (retificação e torneamento) de peças endurecidas, é considerada benéfica por aumentar a vida em fadiga. Segundo Field, Kahles e Koster (1989), no fresamento as tensões residuais tende a serem compressivas. Todavia, no fresamento de topo do aço 4340 notou-se tensões trativas na superfície e tensões compressivas na subsuperfície a partir de aproximadamente 30 μm . Os parâmetros de usinagem empregados foram:

$v_c = 55$ m/min, $f_z = 0,125$ mm/z, $a_p = 1$ mm e $a_e = 1,9$ mm, utilizando-se uma ferramenta de metal duro e sem fluido de corte.

Em relação aos fatores metalúrgicos, seguindo a mesma estrutura apresentada na Figura 2.14, basicamente há dois elementos principais: recristalização e transformações metalúrgicas. Segundo Machado e Silva (1999), a recristalização pode ocorrer com a microestrutura do material durante a operação de usinagem, quando a peça atinge temperaturas superiores à temperatura de recristalização, permitindo que o material volte ao seu estado original antes da deformação.

As transformações de fase de um componente mecânico podem acontecer se durante a usinagem, as temperaturas desenvolvidas no processo atingirem níveis compatíveis às das transformações. Um exemplo mais comum refere-se à usinagem dos aços endurecidos, em que a martensita frágil e não-revenida pode surgir por transformação de fase. Essa camada endurecida na subsuperfície da peça é denominada camada branca. Essa denominação ocorre pelo fato dela não reagir com as substâncias utilizadas em ataques para revelação da microestrutura (BECKER, SANTOS e SALES, 2005).

2.3.4 Variáveis que Influem na Integridade Superficial

As peças fabricadas por usinagem sofrem influência direta dos vários parâmetros de corte necessários ao processo. Dentre eles, destacam-se a geometria da cunha cortante da ferramenta, geometria da peça, características estruturais da máquina-ferramenta, material da peça, condições de corte e material da ferramenta (MACHADO E SILVA, 1999). De acordo com Becker, Santos e Sales (2005), o acabamento torna-se melhor quando:

- Deflexões causadas por esforços de corte ou vibrações são pequenas;
- Raio de ponta da ferramenta é grande;
- Fixação e posicionamento do par peça-ferramenta são corretos e centrados;
- Material da peça apresenta poucos defeitos, como trincas, bolhas e inclusões;
- Máquina está ajustada, com eixos e guias alinhados;
- Aresta da ferramenta não apresenta quebras;
- Não há aresta postiça de corte.

Detalhando um pouco mais a influência dos parâmetros citados acima na integridade superficial do material, pode-se destacar como variáveis principais na geometria da ferramenta o ângulo de saída, ângulo de folga, ângulo de posição, raio de ponta da ferramenta e o revestimento da ferramenta, caso existir.

Machado e Silva (1999) relatam que o ângulo de saída (γ) possui uma importância muito grande, pois quanto maior o seu valor, menor serão os esforços de usinagem, resultando em menores ondulações e deflexões, o que favorece um melhor acabamento. O ângulo de folga (α) deve ser suficientemente grande para evitar ou diminuir o atrito entre a ferramenta e a superfície usinada. Já o ângulo de posição (χ) possui pouca influência, porém quanto menor o seu valor, menor serão as marcas de avanço e melhor será o escoamento do cavaco. De acordo com Huang e Ren (1991), a rugosidade superficial é influenciada principalmente pelo ângulo de saída e pelo ângulo de posição, enquanto na tensão residual merecem destaque os ângulos de folga e de saída.

O raio de ponta da ferramenta (r_e) também influencia decisivamente no acabamento superficial. Devem possuir um tamanho suficiente para reduzir o efeito dos dentes de serra das marcas de avanço, porém raio de ponta muito grande pode ocasionar vibrações na peça (MACHADO E SILVA, 1999). Segundo Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999), um raio de ponta maior da ferramenta provocou o aparecimento de tensões residuais compressivas maiores e mais profundas em relação à superfície usinada.

A função do revestimento é diminuir o atrito e o desgaste entre a peça e a ferramenta. Mais especificamente, o propósito é gastar menos energia no deslizamento relativo entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície da peça usinada, e entre a superfície de saída da ferramenta e a superfície inferior do cavaco. Nesse sentido, o efeito é o mesmo e equivalente à utilização de fluido de corte durante a usinagem, exceto é claro pela função de refrigeração da ferramenta. Portanto, quanto menor o atrito na usinagem, melhor é o acabamento superficial.

Arunachalam, Mannan e Spowage (2004) analisaram a influência da geometria da ferramenta de corte, revestimento e utilização de fluido de corte na integridade superficial do Inconel 718 durante a operação de torneamento. Desse modo, eles avaliaram os níveis de rugosidade e tensão residual produzidos durante a usinagem deste material. Os parâmetros de usinagem foram mantidos constantes para todos os ensaios, sendo eles:

$v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm. Eles concluíram que os insertos de metal duro com formato redondo introduziram tensões residuais compressivas, enquanto os insertos quadrados provocaram tensões trativas. Utilizando uma aresta de corte chanfrada com ângulo de saída negativo e um pequeno raio de ponta (0,8 mm), além da utilização de fluido de corte, eles também obtiveram níveis satisfatórios de tensão residual compressiva.

Em relação à rugosidade, os insertos mais indicados seriam os de formato quadrado, com arestas de corte afiadas, utilizados juntamente com fluido de corte, com ângulo de saída positivo e raio de ponta igual a 1,6 mm, pois foram os que apresentaram os menores valores de rugosidade média (R_a).

Quanto à geometria das peças, as mais longas e finas apresentam maior sensibilidade às forças elásticas e dinâmicas, provocando ondulações mais profundas. Todavia, peças maiores, ou seja, com grandes seções transversais são mais rígidas favorecendo a diminuição dessas ondulações (MACHADO E SILVA, 1999).

O sistema de fixação da ferramenta e porta-ferramenta também tem papel decisivo na rugosidade do componente usinado. Portas-ferramentas com pouca seção transversal afetam sua rigidez diminuindo-a, que, por sua vez, pode causar deflexões e danos na superfície da peça. Sistemas de fixação rígidos e precisamente ajustados, assim como guias e eixos das máquinas-ferramentas, contribuem para diminuir a rugosidade, desde que haja harmonia entre rigidez e amortecimento.

Outro fator importante a ser considerado como variável na integridade superficial é, sem dúvida, o material da peça. Segundo Machado e Silva (1999), as características do material, como composição química, dureza, microestrutura e consistência metalúrgica podem causar alguma alteração no acabamento superficial. Dessa forma, visando os menores níveis de rugosidade, busca-se uma composição química que desfavoreça a formação da aresta postiça de corte, uma alta dureza aliada à baixa ductilidade, um tamanho de grão pequeno juntamente com uma alta dureza dos microconstituintes, além de consistência das propriedades ao longo da seção do componente.

Abrão, Wise e Aspinwall (1995) compararam a vida da ferramenta e a integridade superficial do material durante o torneamento de dois aços de elevada dureza, AISI H13 (52 HRC) e AISI E52100. Eles utilizaram faixas de valores para os parâmetros de usinagem, como velocidade de corte entre 70 e 200 m/min, avanço entre 0,06 e 0,25 mm/rev e profundidade de usinagem entre 0,5 e 2 mm. Desse modo, separaram os seus ensaios em dois grupos: desbaste e acabamento, ou seja, no total foram realizados

quatro ensaios, dois para cada tipo de material. Em relação à vida da ferramenta, o aço AISI H13 apresentou os maiores valores, tanto para a condição de desbaste quanto para a de acabamento. Na análise da rugosidade média (R_a), apenas a condição de acabamento foi considerada. Os resultados mostraram que o aço AISI E52100 exibiu os menores níveis de rugosidade, aproximadamente $0,14 \mu\text{m}$ contra $0,18 \mu\text{m}$ do aço AISI H13.

Sobre a integridade superficial, notaram que ambos materiais apresentaram uma pequena alteração na superfície e subsuperfície. Essa alteração ficou caracterizada pelo aparecimento da camada branca, a qual para o aço AISI H13 não excedeu $2 \mu\text{m}$. Já para o aço AISI E52100, além da camada branca, pode-se observar uma camada escura de martensita superevenida. Assim, as alterações microestruturais não passaram de aproximadamente $20 \mu\text{m}$ abaixo da superfície para ambos os aços.

Para comprovar estas alterações na microestrutura dos materiais, foram realizados ensaios de microdureza Vickers com uma carga de 25 gf. O aço AISI H13 para a condição de acabamento evidenciou uma queda nos valores de dureza até $4 \mu\text{m}$ de profundidade aproximadamente em relação à superfície, tendo um aumento neste valor à medida que a profundidade crescia, até alcançar valores estáveis por volta de $15 \mu\text{m}$. Agora para a condição de desbaste, os valores de dureza apresentaram uma queda em relação aos da superfície até $3 \mu\text{m}$ de profundidade, e a partir daí, os valores de dureza tornaram-se praticamente constantes. O aço AISI E52100 não apresentou muita diferença entre as condições de desbaste e acabamento. Dessa forma, pode concluir que houve um decréscimo no valor de dureza até aproximadamente $4 \mu\text{m}$, a partir do qual as durezas apresentaram um acréscimo em seus valores e permaneceram praticamente inalteráveis.

Quanto às condições de corte, a maioria dos estudos sobre integridade superficial concede a maior importância às possíveis mudanças causadas pelas variações da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Em geral, o aumento da velocidade de corte tende a melhorar o acabamento das peças, mas em velocidades de corte mais elevadas, a rugosidade passa a ser insensível à sua variação. Por outro lado, baixos valores de velocidade de corte favorecem o aparecimento de APC e provocam maiores esforços de usinagem, prejudicando o acabamento da peça (SILVA, 2002).

Todavia, de acordo com Machado e Silva (1999), o avanço e a profundidade de usinagem influenciam mais na rugosidade que a velocidade de corte. Particularmente, o avanço é mais ainda decisivo na rugosidade pelo fato de que o acabamento (teórico) depende quadraticamente desse parâmetro. Portanto, quanto maior o avanço da

ferramenta, muito maior será a altura entre picos e vales impressos na superfície da peça. Já profundidades de usinagem maiores causam aumento das forças de corte e, portanto, maiores deflexões da peça, desfavorecendo a rugosidade do componente.

As influências destes parâmetros foram estudadas por Silva, Carvalho e Abrão (2003). Eles analisaram as superfícies geradas por meio do fresamento de topo do aço AISI H13 temperado e revenido (50 HRC). Notaram um pior acabamento em função do acréscimo da profundidade e largura de usinagem, devido ao aumento na seção de corte, o que acarreta maiores esforços e conseqüentemente deflexões e vibrações da ferramenta. Quanto ao avanço, sua elevação também provocou maiores níveis de rugosidade em virtude do aumento da distância entre vales e picos. Contudo, um resultado um pouco contraditório ocorreu com a elevação da velocidade de corte, pois este acréscimo gerou um pior acabamento. Este fato pode ser explicado devido ao aumento dos níveis de vibração da ferramenta ocasionados pelo aumento da rotação do eixo-árvore.

Em um trabalho envolvendo fresamento de topo em alta velocidade de corte de aços baixa-liga, Chevrier et al. (2003) investigaram a influência da profundidade de usinagem na rugosidade superficial, tensão residual e forças de corte, mantendo-se as outras variáveis constantes, como velocidade de corte, avanço, largura de usinagem e ferramenta. Eles citam que a partir de 500 m/min já se estaria no campo HSC para aços de baixa-liga, e, por conta disso, utilizaram $v_c = 1244$ m/min, $f_z = 0,1$ mm/z e $a_e = 10$ mm, admitindo que estas condições de corte não são utilizadas normalmente nas indústrias, pois provocam um desgaste da ferramenta muito rápido. O material utilizado por eles foi o 42CD4, similar ao aço AISI 4140 (12 HRC). A profundidade de usinagem empregada variou entre 1 e 4 mm, por meio de incrementos de 0,5 mm.

Os valores de rugosidade média apresentaram-se satisfatórios, estando geralmente abaixo de $0,6 \mu\text{m}$. Quanto à tensão residual, observou-se os valores para as profundidades de usinagem, 1, 1,5 e 3,5 mm. Notou-se para todos os casos que as tensões residuais foram trativas próximo à superfície, porém apresentaram uma queda em seus valores à medida que a profundidade em relação à superfície aumentava. Estas tensões tornaram-se compressivas à uma profundidade estimada entre 10 e 15 μm , mantendo-se praticamente constantes a partir desta referência. A principal razão para isto, segundo eles, foi a alta temperatura atingida na zona de corte durante o processo. Em relação às forças de corte medidas, chegou-se a uma conclusão condizente com a maioria da literatura, a qual

apresenta um aumento nos esforços de corte com o acréscimo da profundidade de usinagem.

Eles ainda fizeram algumas observações nos cavacos gerados durante o processo de fresamento, por meio de microscopia óptica e eletrônica de varredura (MEV). Constataram que os cavacos não apresentaram bandas de cisalhamento adiabático e, além disso, mantiveram a microestrutura do material inicial da peça.

Outra pesquisa semelhante envolvendo fresamento em alta velocidade foi realizada por Rao e Shin (2001), porém utilizaram como material as ligas de alumínio 7075-T6. Dentre as variáveis analisadas, eles estudaram a influência da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem na tensão residual e na rugosidade superficial. Presenciaram um aumento nas tensões compressivas devido ao acréscimo nas taxas de avanço. Todavia, a velocidade de corte e a profundidade de usinagem apresentaram efeitos opostos.

Na avaliação do acabamento superficial percebeu-se que o aumento na velocidade diminuiu os níveis de rugosidade. Porém, a partir de 1500 m/min, esta elevação foi prejudicial, pois devido ao desgaste da ferramenta, a qualidade da superfície foi reduzida. Já o avanço e a profundidade de usinagem provocaram uma maior rugosidade à medida que seus valores eram elevados.

Dessa forma, notou-se que grande parte dos estudos sobre integridade superficial está concentrada nas operações de retificação e torneamento, principalmente de materiais endurecidos, como se pode constatar pelas pesquisas realizadas por Hashimoto, Guo e Warren (2006), Smith et al. (2007) e Abrão e Aspinwall (1996), entre outras. Assim, salvo melhor julgamento, poucas pesquisas têm sido feitas com o objetivo de avaliar as possíveis alterações ocorridas na integridade superficial durante as operações de fresamento. Desse modo, este trabalho objetiva tentar contribuir com os estudos relacionados a este tema, avaliando os parâmetros em condições de corte convencional e em alta velocidade de corte.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Todos os materiais, equipamentos e procedimentos experimentais adotados para obtenção das variáveis relacionadas aos ensaios de usinabilidade e integridade superficial são descritos na sequência. Este capítulo contém o planejamento experimental estabelecido, banco de ensaios realizados, especificações dos corpos-de-prova e ferramentas de corte utilizadas e o procedimento experimental adotado.

3.1 Planejamento Experimental

Após um vasto estudo sobre os temas abordados neste trabalho, principalmente relacionado aos ensaios de usinabilidade e integridade superficial, por meio de livros nacionais e internacionais consolidados como manuais de usinagem, teses e dissertações, artigos de revistas, pode-se estabelecer quais seriam as variáveis estudadas neste trabalho.

A operação de fresamento já estava pré-definida em função deste trabalho ser parte de um projeto mais amplo envolvendo fresamento em alta velocidade. Dessa maneira, optou-se por uma pesquisa comparativa entre o fresamento com velocidade de corte convencional e o fresamento em HSC, por meio do estudo da influência dos parâmetros de corte na usinabilidade e integridade superficial dos materiais estudados.

Assim, os ensaios de usinagem foram realizados sem a utilização de fluido de corte e com parâmetros da ferramenta constantes (ângulos), os quais serão mais bem detalhados no item 3.4 e como variáveis de entrada adotou-se a velocidade de corte (v_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p).

A faixa de dados de entrada empregada foi estabelecida após uma vasta consulta da literatura. Era preciso utilizar valores que gerassem possíveis diferenças entre as condições de corte adotadas (convencional e HSC), caso elas existissem. Desse modo, a condição convencional foi escolhida devido à proximidade dos parâmetros utilizados pela empresa fornecedora dos corpos-de-prova. A condição HSC foi estabelecida por meio de uma triagem, baseada em conhecimentos práticos e teóricos.

Resolveu-se adotar também uma condição intermediária, denominada neste trabalho como HPC (high-performance cutting) ou corte com alta taxa de remoção de

material, a qual foi determinada por parâmetros recomendados pelo fabricante da ferramenta de corte utilizada.

As principais diferenças entre a HSC e a HPC segundo Tönshoff et al. (2001) são: HSC tem sido desenvolvida para reduzir os tempos de usinagem, melhorar a qualidade superficial, além de aumentar a exatidão da forma e da geometria da peça, sendo muito utilizada em operações de acabamento. De uma maneira simples, HSC significa usinar com velocidades de corte muito altas a baixas taxas de avanço, enquanto na HPC são empregadas taxas de avanço maiores e médias velocidades de corte, sendo aplicadas mais comumente em operações de desbaste, na qual a taxa de remoção de material requerida é elevada.

Sendo assim, a Tabela 3.1 apresenta os parâmetros de entrada adotados nos ensaios de usinagem, enquanto a Tabela 3.2 ilustra as variáveis de resposta obtidas.

Tabela 3.1 - Parâmetros de corte adotados no ensaio de usinagem.

Fatores de controle	Condições de Usinagem		
	C1 (EMPRESA)	C2 (HPC) *	C3 (HSC) **
Velocidade de corte [m/min]	100	250	400
Profundidade de usinagem [mm]	1,5	3,0	1,0
Avanço [mm/dente]	0,15	0,10	0,08

* HPC: High-Performance Cutting (alta taxa de remoção de material) ** HSC: High-Speed Cutting (corte com alta velocidade)

Tabela 3.2 - Variáveis de resposta investigadas na pesquisa.

Índices de Usinabilidade	Integridade Superficial
Rugosidade	Tensão Residual
Formação de Cavaco	Dureza e Microdureza
	Macro e Microestrutura

3.2 Banco de Ensaios

Para a pré-usinagem dos corpos-de-prova empregou-se um torno convencional da marca Nardini, modelo Mascote, com rotação máxima de 2500 rpm.

Os ensaios de usinagem foram conduzidos em um centro de usinagem CNC, marca ROMI, modelo Discovery 560, com rotação máxima de 10.000 rpm, potência de 15 CV e avanço rápido máximo de 30 m/min. Pelo fato de as amostras serem cilíndricas e de

espessura reduzida, o tipo de fixação mais adequado foi a adaptação de uma placa universal de três castanhas, típicas de torno horizontal. A Figura 3.1 apresenta os detalhes do sistema de fixação e do processo de referenciamento da peça para a elaboração do programa CNC.

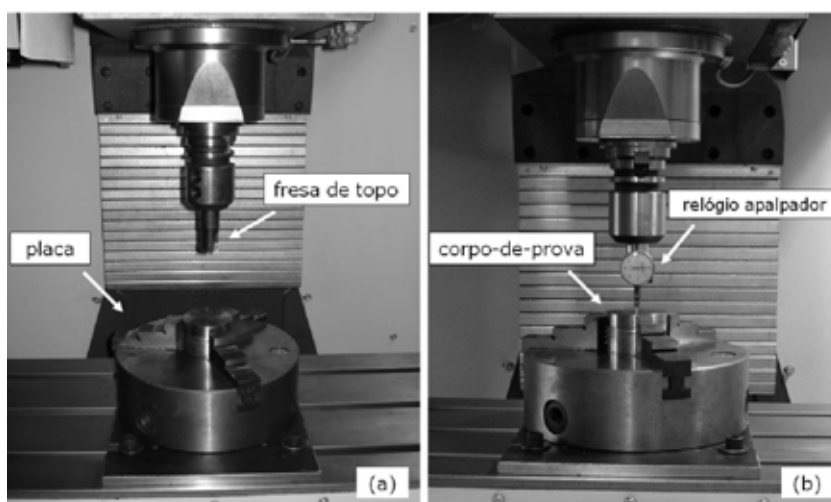


Figura 3.1 - (a) Fixação do corpo-de-prova, (b) referenciamento da peça nos eixos da máquina.

Para obter os resultados quantitativos do acabamento superficial, por meio da rugosidade, utilizou-se um rugosímetro da marca Mitutoyo, modelo SJ-201P, contendo uma agulha de diamante com raio de ponta de 5 μm . Os dados qualitativos (imagens) da superfície foram feitas em uma lupa da marca Carl Zeiss Jena. Este mesmo equipamento foi usado para analisar as ferramentas utilizadas após cada ensaio, objetivando monitorar possíveis desgastes ao longo dos testes. A caracterização microestrutural das superfícies usinadas e dos cavacos gerados foi feita recorrendo-se a um microscópio óptico da marca Carl Zeiss Jena, modelo Neophot 21. Este equipamento também foi usado para realização de imagens da superfície usinada e para medições de microdureza Vickers, substituindo-se a lente objetiva por um indentador de diamante próprio do equipamento. Para obtenção dessas imagens, empregou-se câmeras digitais da marca Sony, modelos Cyber-shot DSC-W30 e DSC-W80, com resolução máxima de 6 e 7,2 mega pixels, respectivamente.

Além da análise dos cavacos por microscopia óptica, o processo de formação dos cavacos também foi investigado utilizando microscopia eletrônica de varredura (MEV), disponível no Laboratório de Microscopia Eletrônica de Varredura, do Departamento de

Engenharia de Materiais (DEMa/UFSCar). O equipamento empregado foi um microscópio da marca Philips, modelo XL30 FEG.

Os valores de macrodureza foram obtidos por meio de um durômetro Heckert, com escalas de medida para dureza Vickers e Brinell, com capacidades máximas de aplicação de 1176 N (120 kgf) e 2450 N (250 kgf), respectivamente. O comportamento da tensão residual foi avaliado no Laboratório de Difração de Raio-X, do Centro de Ciência e Tecnologia de Materiais (CCTM/IPEN). O equipamento utilizado foi um difratômetro, marca RIGAKU, modelo DEMAX.

As temperaturas dos corpos-de-prova foram medidas ao final de cada ensaio, por meio da utilização de um multímetro contendo um termopar do tipo T (cobre/constantan), objetivando estimar a temperatura atingida na zona de corte durante o processo de fresamento.

3.3 Corpos-de-Prova

Os corpos-de-prova utilizados nesta pesquisa foram fornecidos pela empresa EATON - Divisão de Transmissão Ltda. As peças correspondem à parte interna (miolo) de engrenagens automativas, também conhecida como espelho. Elas foram obtidas junto à Seção de Forjaria da empresa, onde as peças ainda na forma de tarugos cortados foram pré-aquecidas em forno de indução a 1200°C e forjadas imediatamente em duas etapas, na primeira por uma prensa de capacidade máxima de 10 MN, seguida por uma de 20 MN.

A partir daí, após o forjamento a quente, três diferentes caminhos foram considerados para obtenção de cada tipo de corpo-de-prova. A primeira amostra, a qual neste trabalho será tratada pela letra (N), foi normalizada a 950°C por duas horas em forno “tipo túnel” para obter uma estrutura ferrítica-perlítica mais homogênea e de baixa dureza (~180 HB) e assim estar apta à usinagem. A segunda amostra, representada pela letra (F), foi resfriada em forno com temperatura controlada de 600°C, durante 20 minutos. Por fim, a última variação de amostra analisada foi caracterizada pela letra (A), a qual após o forjamento a quente, foi resfriada ao ar livre, visando analisar as características do corpo-de-prova isento de qualquer tipo de tratamento térmico.

Vale ressaltar que o corpo-de-prova do tipo (F) foi o mesmo obtido por Yamakami (2003) em seu trabalho de Doutorado, no qual estudou a flexibilização do processo de forjamento a quente, por meio da substituição das amostras (N) pelas (F), com o objetivo

de reduzir o tempo de fabricação e energia consumida durante o processo de normalização. Todavia, Yamakami não avançou os seus estudos até o processo de usinagem por não fazer parte dos objetivos do seu doutorado e, dessa maneira, esta pesquisa pode ser considerada como uma complementação do seu trabalho.

A Figura 3.2 ilustra de forma esquemática a geometria das engrenagens fabricadas pela empresa.

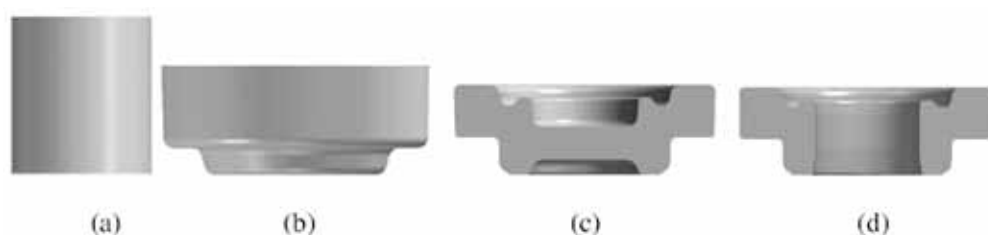


Figura 3.2 - Rota de forjamento das engrenagens. (a) tarugo, (b) pré-forma, (c) seção longitudinal da engrenagem com espelho (miolo) e (d) forma final do produto sem espelho.

Fonte: Yamakami (2003).

O material utilizado nesta pesquisa é um aço comercial, cuja composição química dos principais elementos químicos foi fornecida pelo Departamento de Tratamento Térmico da empresa. Esta especificação química do material pode ser visualizada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Especificação química do material utilizado nos testes de usinagem (% em peso).

C	Mn	Cr	Mo	Si	P	S
0,23-0,28	0,90-1,30	0,35-0,70	0,10-0,20	0,15-0,35	0,25 máx	0,02-0,04

Após a obtenção dos corpos-de-prova juntamente à empresa parceira do projeto, todas as amostras foram pré-usinadas em um torno convencional, visando a obtenção de uma superfície plana para a realização dos ensaios finais de usinagem, empregando baixa velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem para não proporcionar qualquer alteração microestrutural nesta fase de preparação.

Para cada variação do material, ou seja, (N), (F) e (A), foram selecionados quatro corpos-de-prova, dando preferência aqueles com durezas próximas. Dessas amostras selecionadas, uma foi utilizada para obter as variáveis de usinabilidade e de integridade superficial na condição “como recebido”, isto é, antes da operação de fresamento e as

outras três foram usadas nos ensaios finais, sendo uma para cada condição de corte estabelecida na Tabela 3.1.

Assim, a forma final das amostras após a pré-usinagem pode ser observada por meio da Figura 3.3, na qual pode-se notar também o corpo-de-prova na forma bruta.

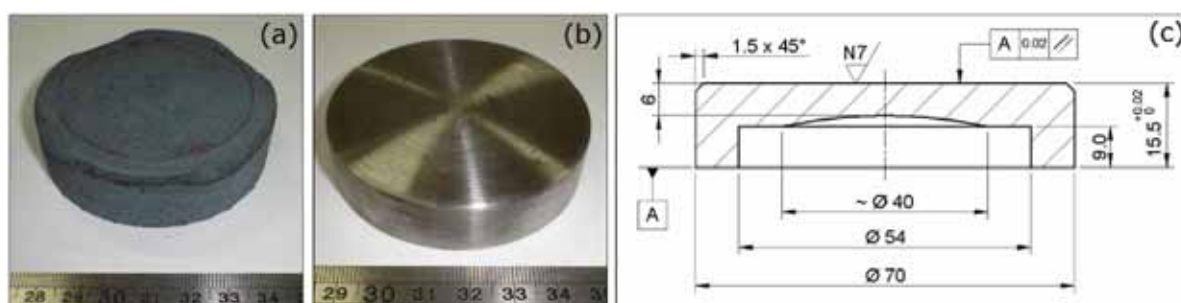


Figura 3.3 - (a) vista superior em perspectiva da amostra bruta, (b) vista superior em perspectiva da amostra pré-usinada e (c) desenho técnico para os ensaios finais de fresamento dos corpos-de-prova.

3.4 Ferramentas de Corte

Os insertos de metal duro e o suporte para mandril porta-fresa empregados nos ensaios de fresamento foram especificados com auxílio da Sandvik Coromant, fabricante das ferramentas. As pastilhas revestidas de TiN pertencem à classe ISO 4030 para campo de aplicação P25, podendo variar entre P10 e P40, que congrega boa tenacidade e boa resistência ao desgaste.

São ferramentas adequadas para operações de fresamento leve ao pesado, com ou sem fluido de corte, na usinagem média de aços sem liga ou baixa-liga, tal como o material utilizado nesta pesquisa.

Os ensaios foram realizados com o inserto de metal duro revestido com TiN, de código R390-11 T3 08M-PM. Os insertos retangulares apresentam espessura de 3,59 mm, comprimento de 11 mm, largura de 6,8 mm, raio de ponta de 0,8 mm, ângulo de folga de 21° e ângulo de posição de 90° . A profundidade máxima recomendada e a rotação são 10 mm e 36.500 rpm, respectivamente. Os avanços por dente variam de 0,08 a 0,15 mm e a velocidade de corte inicial indicada é 290 m/min.

O suporte dos insertos, de código R390-025A25-11L, apresenta sistema de fixação porta-barras, de diâmetro 25 mm, passo largo com 2 insertos intercambiáveis para fresamento de cantos a 90° , faceamento, faceamento de canais, interpolação helicoidal,

fresamento em rampa, de mergulho e mandrilamento helicoidal. A Figura 3.4 mostra o suporte e a pastilha de forma ilustrativa.

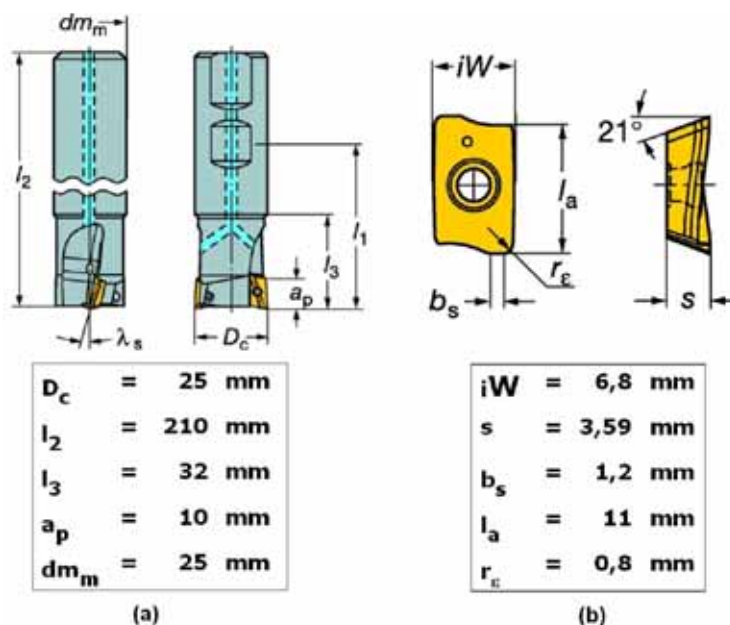


Figura 3.4 - Desenhos esquemáticos do (a) suporte e (b) inserto de metal duro destinados aos ensaios no centro de usinagem vertical CNC.

Fonte: Sandvik (2003).

3.5 Procedimento Experimental

Este item apresenta todos os procedimentos empregados durante esta pesquisa para obtenção dos resultados. Ele está dividido em: ensaios de usinagem, medição de rugosidade, dureza, tensão residual, microdureza, metalografia dos corpos de prova e dos cavacos e medição do ângulo da microestrutura dos cavacos.

3.5.1 Ensaios de Usinagem

Os ensaios de fresamento foram realizados segundo a operação de faceamento em corte concordante. Este tipo de condição de remoção de material favorece a preservação da ferramenta, na medida em que as direções dos vetores velocidade de corte e de avanço coincidem na tangente à penetração de trabalho (a_e). Isto faz com que a espessura do cavaco seja máxima na entrada da ferramenta e mínima na saída. O movimento de corte

discordante, não adotado na pesquisa, pode danificar a aresta principal de corte, pois a ferramenta é tracionada na saída da peça devido à espessura do cavaco ser máxima nesta posição da ferramenta.

Nos primeiros pré-testes, decidiu-se adotar uma trajetória circular por setores, de modo que a ferramenta fresasse as três condições de corte apresentadas na Tabela 3.1 no mesmo corpo-de-prova. Todavia, notou-se que estas condições de usinagem não representavam fielmente a realidade empregada na indústria, pois o corte ocorria muito rápido e não provocava quase nenhum aquecimento na peça, o que raramente acontece, principalmente em usinagem com maiores velocidades de corte. Outro problema apresentado foi a vibração ocorrida no momento da entrada da ferramenta na peça, principalmente na condição 2 (HPC), por apresentar a maior profundidade de usinagem. Essa trajetória pode ser visualizada na Figura 3.5.

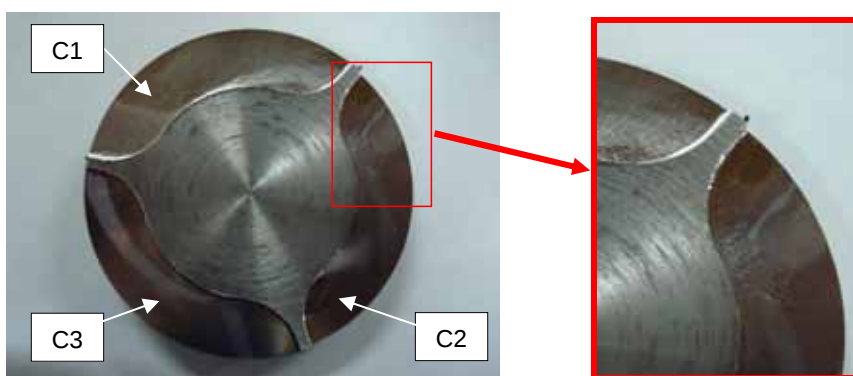


Figura 3.5 - Peça usinada utilizando trajetória por setores.

Na segunda tentativa, optou-se por uma trajetória em formato espiral. Dessa forma, seria necessário um corpo-de-prova para cada condição de corte. Contudo, essa estratégia também acabou sendo descartada pelo fato de comprometer o avanço à medida que ocorria a aproximação do centro da peça. Essa queda da velocidade de avanço chegou a 84% para a condição 3 (HSC). Tentando amenizar este problema empregou-se uma trajetória circular (terceira tentativa), a qual mantinha a velocidade de avanço praticamente constante, porém devido ao percurso circular da ferramenta, as arestas de corte passavam várias vezes pela superfície já usinada, o que poderia descaracterizar a rugosidade real do processo. Assim, optou-se pelo descarte desta estratégia também. A Figura 3.6 ilustra um corpo-de-prova usinado com esta trajetória.



Figura 3.6 - Peça usinada utilizando trajetória circular.

Dessa maneira, a quarta estratégia adotada foi a trajetória linear, pois nela não ocorria quedas na velocidade de avanço, a temperatura atingida pelo corpo de prova estava dentro da realidade e o tempo de usinagem também era mais condizente com o processo. Devido a estes motivos, essa foi a escolhida para ser utilizada nos ensaios finais de fresamento. Por meio da Figura 3.7, visualiza-se este tipo de trajetória adotada.

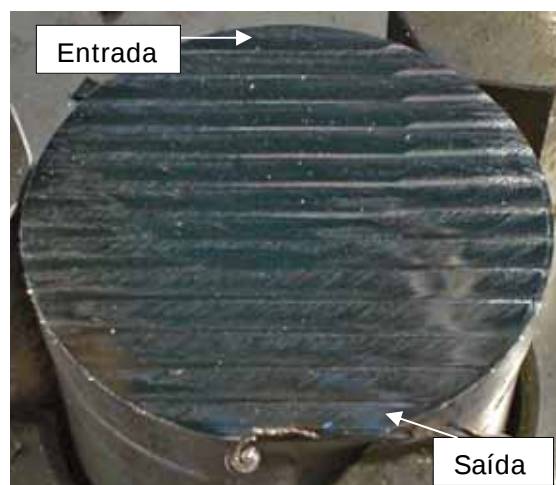


Figura 3.7 - Peça usinada utilizando trajetória linear.

Vale ressaltar que nessa trajetória a ferramenta penetrava na peça, usinava cada penetração de trabalho (a_e) e voltava à posição de início do passe seguinte sem tocar na superfície acabada. No total foram 14 passes, pois a penetração de trabalho (a_e) empregada foi 5 mm e as amostras possuíam um diâmetro de 70 mm.

Os ensaios finais de fresamento basearam-se nos seguintes procedimentos. Após a limpeza da superfície da amostra a ser usinada, a mesma era fixada na placa de três castanhas na mesa do centro de usinagem. Media-se a temperatura inicial da peça por meio de um termopar de contato acoplado a um multímetro. Durante a execução do ensaio, monitorava-se o comportamento da peça, da ferramenta e da remoção de cavaco. Ao menor sinal de ruído, vibração, desgaste da ferramenta ou remoção atípica de cavaco, os dados eram anotados em uma planilha especialmente preparada para os testes finais.

Ao término de cada ensaio, tomava-se a temperatura da superfície usinada, levava-se a ferramenta até a lupa para investigar possíveis ocorrências de desgaste, fotografando-a. Ao sinal de qualquer alteração, mesmo aquelas consideradas não comprometedoras, as arestas de corte eram trocadas. Os cavacos eram coletados junto às bandejas, devidamente armazenados e catalogados. A Figura 3.8 traz como forma ilustrativa a catalogação de alguns cavacos e a Figura 3.9 mostra o monitoramento da aresta de corte de um exemplar de ferramenta.

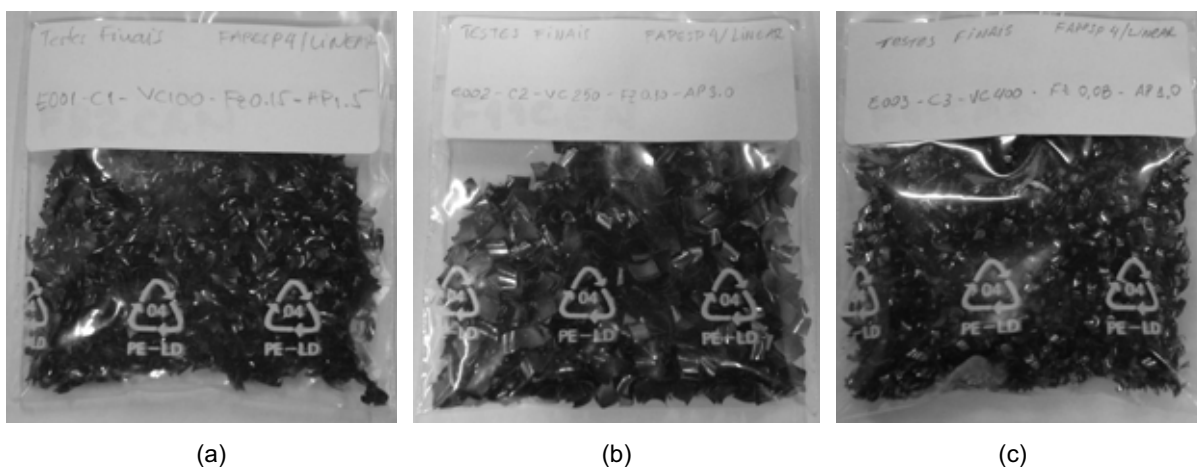


Figura 3.8 - Catalogação dos cavacos da amostra (N) usinada na condição de usinagem (a) C1, (b) C2 e (c) C3.

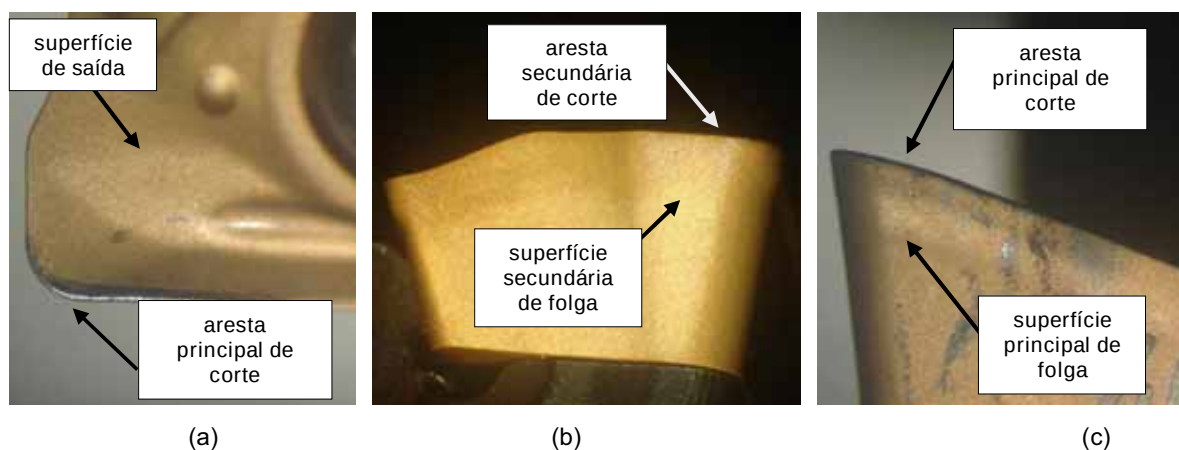


Figura 3.9 - Monitoramento das arestas da ferramenta. Condição de usinagem C2, amostra A.

Em relação aos corpos-de-prova, eles foram retirados da máquina e levados para medir a rugosidade da superfície acabada. Posteriormente, foram realizadas as medições de dureza, tensão residual e, por fim, eles foram particionados para obtenção das variáveis restantes, conforme será mais bem detalhado na sequência.

3.5.2 Medição de Rugosidade

O processo de medição da rugosidade superficial ocorreu da forma mais tradicional, por meio de um rugosímetro digital portátil, o qual está especificado no item 3.2. Para a realização dessas medições, as amostras foram posicionadas sobre uma base magnética em "V" retificada para proporcionar maior paralelismo e o suporte da agulha do rugosímetro foi fixado a uma haste para dar maior flexibilidade no manuseio e posicionamento da agulha. Todo este conjunto foi montado sobre uma mesa de desempenho de ferro fundido, conforme observado na Figura 3.10.

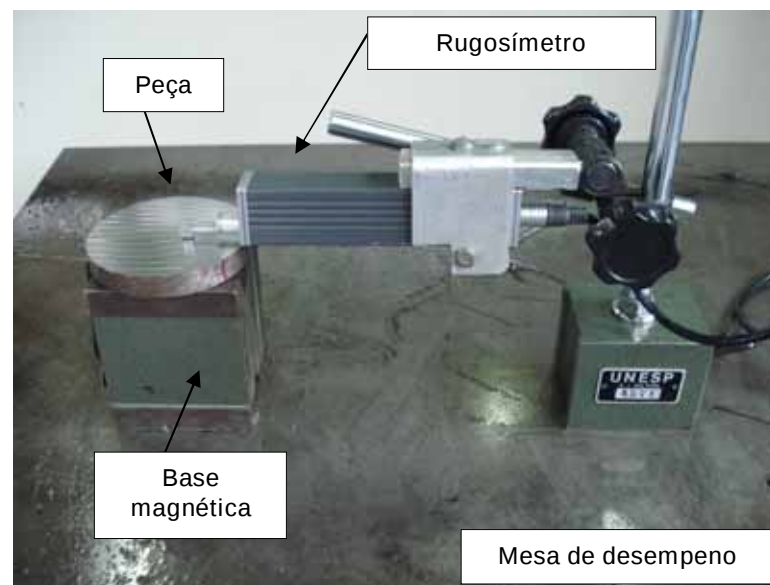


Figura 3.10 - Conjunto utilizado na medição de rugosidade.

Os parâmetros medidos foram R_a e R_q , os quais representam valores médios e R_y e R_z os quais representam valores máximos. As definições desses parâmetros já foram apresentadas no item 2.3.2.

Em função de um certo padrão de rugosidade impresso na superfície da peça após os ensaios de fresamento, talvez causado por imprecisões mínimas do assento da pastilha no porta-ferramenta ou pelo próprio batimento do suporte, ou ainda pela própria tolerância dimensional dos insertos, foi possível identificar três regiões distintas na superfície das amostras, que podem ser vistas na Figura 3.11.

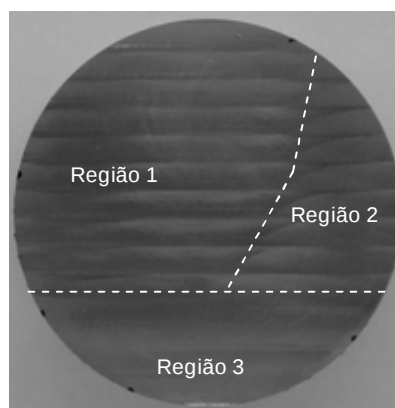


Figura 3.11 - Regiões de rugosidade impressas na superfície dos corpos-de-prova causadas pelo fresamento.

Como este padrão se repetiu em todas as amostras, foi adotado o critério para a quantificação da rugosidade em que cada região teve dois pontos em posições fixas medidos.

A rugosidade também foi avaliada na forma qualitativa, por meio de imagens feitas em uma lupa com um aumento de 12x e em um microscópio com o aumento de 50 e 250x. Esses resultados serão apresentados mais adiante.

3.5.3 Medição de Dureza

Realizou-se um ensaio de dureza Vickers, segundo a norma ASTM E 92-92, empregando uma carga de 98 N ou 10 kgf durante 15 segundos. Para os corpos-de-prova “como recebido” foram realizadas três medições em locais aleatórios, resultando em medidas próximas entre si.

Para as amostras usinadas, os valores de dureza foram medidos em locais pré-estabelecidos pertencentes à região 2 apresentada na Figura 3.11, pelo fato desta região estar inteiramente dentro da parte descartada do corpo-de-prova. Foram realizadas seis medidas para cada corpo-de-prova, utilizando os espaços definidos pela largura de usinagem. Assim, as impressões foram realizadas do sexto ao décimo passe, utilizando a mesma carga de 98 N.

Em cada impressão, mediu-se o valor das duas diagonais, fazendo-se uma média destinada ao cálculo da dureza, por meio da Eq. (3.1),

$$HV = \frac{1,8544.Q}{L^2} \quad (3.1)$$

na qual Q [kgf] é o valor da carga utilizada e L [mm] é o tamanho médio das diagonais de impressão.

3.5.4 Medição de Tensão Residual

Devido a falta de equipamento apropriado na Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira -FEIS/UNESP, as medições de tensão residual foram realizadas no Laboratório de Difração de Raio-X, do Centro de Ciência e Tecnologia de Materiais (CCTM/IPEN).

As amostras usinadas e pré-usinadas de cada condição microestrutural foram enviadas ao laboratório antes de serem particionadas para análises da microestrutura e microdureza. Dessa forma, corpos-de-prova íntegros (espessura 15,5 mm e diâmetro 70 mm) foram considerados nas medições de tensão residual a pedido do próprio laboratório, devido à facilidade de posicionamento no interior do equipamento.

As medidas foram realizadas com base no método não destrutivo de difração de raio-X $\sin^2\psi$, onde um feixe de raios-X incide em um ponto na sub-superfície da amostra. Sendo pequena a profundidade de penetração do feixe, pode-se considerar para efeito de cálculo das tensões residuais um estado plano de tensões. Neste método, a tensão residual impressa na peça analisada foi obtida pela associação entre a variação das distâncias ($d_{\phi\psi}$) entre planos cristalinos do material e os ângulos relativos à tensão principal maior (ϕ) e à direção de deformação (ψ). Em posse da deformação, que ocorre na direção do par $\langle\phi,\psi\rangle$, obteve-se a tensão residual recorrendo-se às quantidades elásticas do módulo de elasticidade (E) e do coeficiente de poisson (ν) do material.

As amostras pré-usinadas de cada condição microestrutural, consideradas neste trabalho na condição “como recebido”, foram medidas primeiramente por serem valores de referência. As medições efetuadas nas demais amostras usinadas serviram para comparações entre as condições de usinagem e de microestrutura das amostras. Dentre a área circular das amostras passível de medição (aproximadamente 3849 mm²), o ponto escolhido foi determinado pelo laboratório e tem coordenadas (35,17) aproximadamente. Isto significa que o ponto de medição foi localizado no raio de diâmetro 34 mm.

A tensão residual em cada ponto de medição foi medida considerando duas direções distintas: a do avanço da ferramenta de corte durante a usinagem (tensão longitudinal) e a direção transversal à do avanço (tensão transversal). A Figura 3.12 ilustra esquematicamente as informações apresentadas acima.

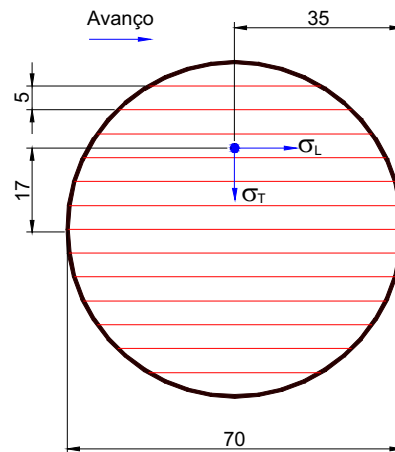


Figura 3.12 - Desenho esquemático ilustrando o ponto de medição da tensão residual nas amostras.

Vale lembrar que os corpos-de-prova após essa medição de tensão residual puderam ser particionados para fazer as devidas análises micrográficas e de microdureza, conforme especificado na Figura 3.13.

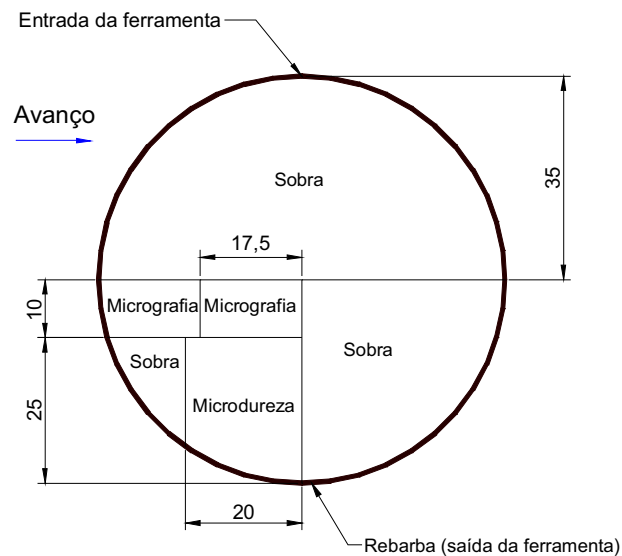


Figura 3.13 - Representação esquemática ilustrando o particionamento das amostras após a usinagem.

3.5.5 Medição de Microdureza

A microdureza mereceu um planejamento mais elaborado, uma vez que se buscou maior sensibilidade nas medidas. Foi determinada segundo a norma ASTM E 384-89

utilizando a escala Vickers, carga de 0,098 N (10 gf) e tempo de aplicação de 15 segundos. A magnitude da carga foi ajustada conforme a norma citada acima, que recomenda ajustar o tamanho da impressão ao dos microconstituintes e ao aumento aplicado no microscópio para visualização das diagonais de impressão. Assim, utilizou-se um aumento de 320x para aplicação da carga e de 512x para medição da diagonal.

A princípio, essas medições de microdureza seriam realizadas nas mesmas amostras preparadas para micrografia. Porém, devido a impossibilidade de fazer impressões próximas à borda, pois elas ficavam distorcidas em razão do abaulamento da resina, teve-se que recorrer à um novo formato para os corpos-de-prova. Tentou-se amenizar este abaulamento com a colocação de esferas, porém apenas isso não foi suficiente.

Após uma ampla revisão na literatura, decidiu-se empregar um método utilizando um plano inclinado com um ângulo pequeno, por meio do qual permitiria-se grandes deslocamentos na superfície do chanfro, porém pequenos em relação à perpendicular à superfície usinada. Este recurso também foi observado no trabalho de Silva (2002) e citado nas pesquisas de Tönshoff e Brinksmeier (1980) e Silva et al. (2004) como alternativa para realização de medições de microdureza bem próximas à superfície.

Contudo, este ângulo deveria ser previamente calculado para permitir boas impressões próximas à superfície de usinagem, porém deveria ter um tamanho que não ultrapassasse o curso total da mesa móvel de posicionamento da amostra, também conhecida como charriot, a qual possui movimentação nos eixos x-y, além de rotativo em torno do seu centro.

Por meio dos cálculos pré-estabelecidos antes da realização do chanfro das amostras, percebeu-se que o ângulo mais recomendado seria 2°. Dessa maneira, as amostras foram minuciosamente usinadas com uma fresa de ponta única em uma fresadora convencional, da marca Rocco, modelo FFR-40A, com rotação máxima de 3400 rpm e munida de um mostrador digital milesimal.

Para fixação das amostras na fresadora, utilizou-se uma morsa com regulagem angular de resolução igual a 1°, tipicamente chamada de 'morsa bola'. Vale frisar que se o chanfro resultante da usinagem fosse menor que o valor nominal calculado de 2°, o curso da mesa do microscópio poderia não atender ao comprimento usinado do chanfro, que seria maior que o especificado. O contrário poderia diminuir muito a precisão no controle dos espaçamentos entre os pontos de medição da microdureza.

Como a resolução da morsa era extremamente grande perante a precisão requerida no ângulo do chanfro das amostras, a resolução angular da morsa foi utilizada apenas como ajuste grosso da angulação. Antes de efetivar a usinagem do chanfro, um ajuste fino do ângulo foi feito utilizando o mostrador digital da mesa e um relógio apalpador milesimal fixo no eixo-árvore da máquina. Adotando-se um deslocamento da mesa da fresadora em 10 mm, a altura correspondente ao ângulo de 2° e ao ponto de partida dos 10 mm era de 349 μm . Portanto, as amostras de microdureza apenas foram chanfradas quando essa altura era medida pelo relógio apalpador na amostra alinhada na morsa para um deslocamento do eixo da fresadora de 10 mm. Em suma, em função da precisão requerida na usinagem, o chanfro foi feito com base em seus catetos, e não propriamente pelo seu ângulo.

Para considerar nos cálculos dos espaçamentos dos pontos de microdureza o ângulo real usinado, todas as amostras foram levadas a um projetor de perfil, marca Carl Zeiss Jena, modelo MP 320, com resolução linear de 1 μm e angular de $2'$ para terem seus ângulos medidos. Felizmente, com o critério adotado, os ângulos não variaram mais que $10'$ para mais ou para menos do valor nominal de 2° , apresentando apenas uma exceção, que não comprometeu as medidas de microdureza.

Com o intuito de levantar o perfil de microdureza ao longo da profundidade da superfície usinada, foi determinado efetuar três repetições de cada um dos 13 pontos de medição apenas no microconstituente ferrita, espaçados de forma desigual a saber: o primeiro ponto a 3 μm da superfície, os 5 próximos eqüidistantes de 10 μm para refinar a discretização nesta região mais suscetível a uma interferência microestrutural, os 4 próximos pontos espaçados de 25 μm e os 3 últimos pontos, de 50 μm . A profundidade total avaliada pela microdureza foi de 303 μm . O esquema a seguir, apresentado na Figura 3.14, ilustra o método empregado para realização da medição de microdureza.

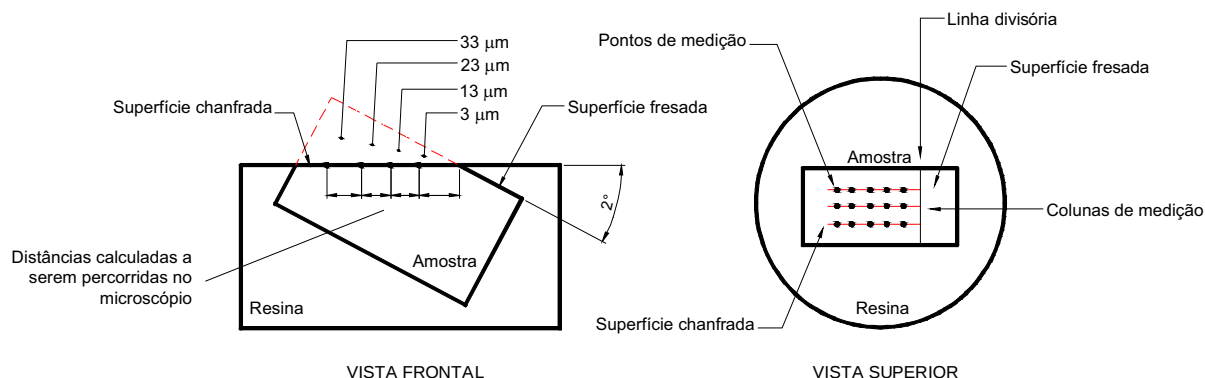


Figura 3.14 - Estratégia para as medições da microdureza em pontos próximos da superfície usinada. Figura esquemática mostrando os primeiros pontos do total de 13.

Para determinar os pontos onde seriam feitas as impressões, foi necessário utilizar um relógio comparador com curso total de 10 mm de medição, pois os eixos da mesa móvel de fixação da amostra possuíam apenas escalas em décimos de milímetros. A Figura 3.15 apresenta o aparato experimental utilizado na obtenção desta variável.

Vale lembrar que os deslocamentos para realização das impressões ocorreram na superfície chanfrada, permitindo grandes deslocamentos na direção horizontal, porém pequenos na vertical, o que possibilitou fazer impressões bastante próximas à superfície usinada nos ensaios finais de fresamento.

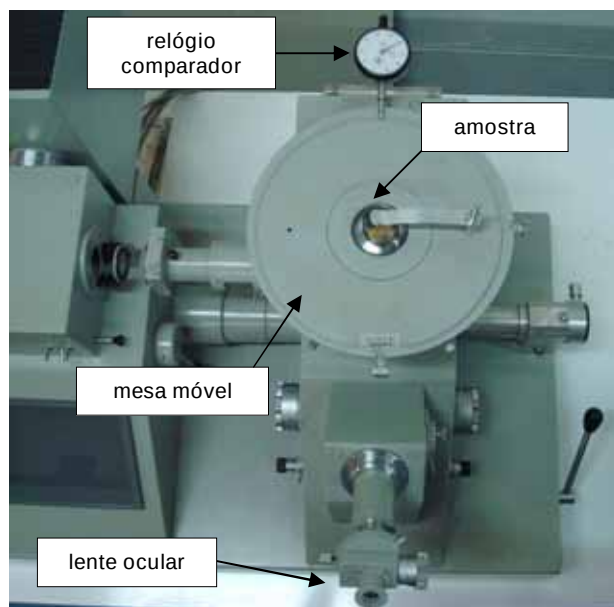


Figura 3.15 - Aparato experimental empregado nas medidas de microdureza.

Todavia, o grande problema encontrado foi definir onde realmente começava o plano inclinado, ou seja, qual seria o ponto inicial para a partir dele medir-se o deslocamento no relógio comparador. Assim, adotou-se três critérios, os quais quando ocorressem concomitantemente, tinha-se a certeza de estar no local correto.

Os critérios foram: linha média entre o final das marcas de avanço deixadas pela fresa durante a confecção do chanfro, ausência de foco na região julgada como começo do patamar, devido a diferença de altura estabelecida entre o plano inclinado e o patamar, em função do chanfro e, por fim, impressões distorcidas apenas de um lado nessa região, devido ao mesmo motivo apresentado anteriormente, abaulamento da resina. Dessa forma, caso a impressão fosse totalmente distorcida, estaria localizada fora da superfície do chanfro (patamar). Caso fosse simétrica, estaria no plano do chanfro (superfície de análise). A linha divisória seria obtida quando parte da impressão estivesse distorcida e parte não.

3.5.6 Metalografia dos Corpos-de-Prova e dos Cavacos

A caracterização macroestrutural foi realizada apenas para os corpos-de-prova na condição “como recebido”, pois o objetivo principal era identificar, se possível, as linhas de deformação provenientes do cisalhamento (corte) dos espelhos das engrenagens durante a última etapa do processo de forjamento.

Após a pré-usinagem das amostras na condição “como recebido”, particionou-se uma porção da peça, embutindo-a em resina poliéster. Essa amostra embutida passou por um processo de lixamento respeitando a alternância das lixas em 90°, da granulação mais grossa até a mais fina: 120, 220, 400 e 600, seguido por um polimento com partículas de alumina de 1 μm . Em seguida, visando-se fazer a análise macrográfica, as amostras foram atacadas por imersão em um vidro de relógio por 10 segundos, contendo reativo de iodo com a seguinte composição: 10 g de iodo sublimado, 20 g de iodeto de potássio e 100 ml de água destilada. Com o evidenciamento das linhas de deformação, as amostras foram levadas ao microscópio para serem analisadas e fotografadas. Este processo de preparação das amostras para análise macrográfica pode ser visualizado na Figura 3.16.

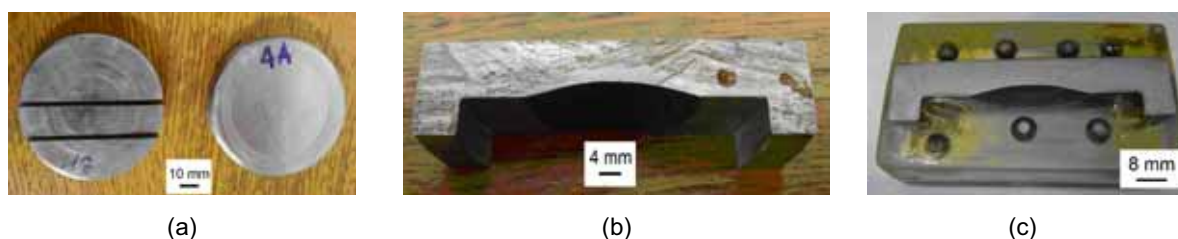


Figura 3.16 - Seqüência de preparação das amostras metalográficas. (a) corpos-de-prova pré-usinado cortados, (b) detalhe das seções transversais e (c) peças embutidas com esferas de aço para apoio no processo de lixamento.

Para a análise micrográfica as amostras apresentadas na Figura 3.16c foram particionadas e embutidas novamente. Novamente, elas passaram por um processo de lixamento seguindo o mesmo critério adotado anteriormente, porém utilizando as lixas 400, 600 e 1000. Após esta etapa, as amostras foram polidas com alumina de 1 μm e atacadas com Nital 2% por imersão da superfície objeto de análise em vidro de relógio. O tempo de ataque variou para cada condição microestrutural, sendo em média cinco segundos. Feito o ataque, as amostras foram levadas ao microscópio óptico para análise da microestrutura e seu registro em fotografia digital. A Figura 3.17 apresenta a amostra embutida utilizada para análise microestrutural. Nota-se ao centro as amostras, com esferas de aço que servem de apoio, além de aumentarem a área de contato para a operação de lixamento.

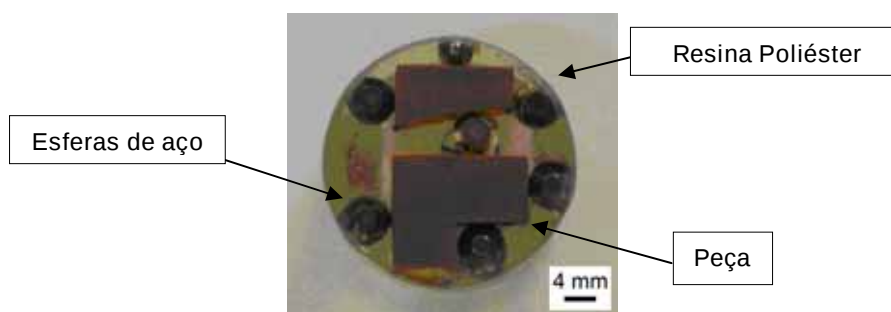


Figura 3.17 - Amostra embutida utilizada para análise microestrutural.

Estas amostras também foram examinadas em relação à micrografia quantitativa para a determinação do tamanho médio de grão de cada microconstituente e sua fração volumétrica, seguindo as normas da ASTM E 112-95 e E 562-95, respectivamente.

As amostras escolhidas para os ensaios finais de usinagem, após o fresamento, foram cortadas, conforme já mostrado na Figura 3.13 e embutidas no mesmo tipo de resina utilizada nas amostras na condição “como recebido”. Os procedimentos adotados em

relação ao polimento e ataque também foram os mesmos. A única diferença ocorreu no processo de lixamento, no qual utilizou-se uma lixa a mais, a de número 320. Todavia, continuou-se rotacionando as amostras 90° a cada troca de lixa.

Para a análise metalográfica dos cavacos gerados nos processos de fresamento, foram escolhidos cuidadosamente três cavacos representativos de cada condição de usinagem e microestrutural das amostras. Os exemplares foram previamente identificados e colados (para apoio no embutimento) em arames extraídos de eletrodos para soldagem, por possuírem boa circularidade, acabamento e dureza adequada aos propósitos do embutimento e lixamento. Externamente aos três grupos de três cavacos cada um, foi posicionado um tubo circular de aço também para melhorar o apoio no processo de lixamento, haja vista a curvatura e o tamanho reduzido das espessuras dos cavacos gerados nos ensaios e sua natural dificuldade no lixamento. A Figura 3.18 apresenta um exemplar de embutimento de cavacos.

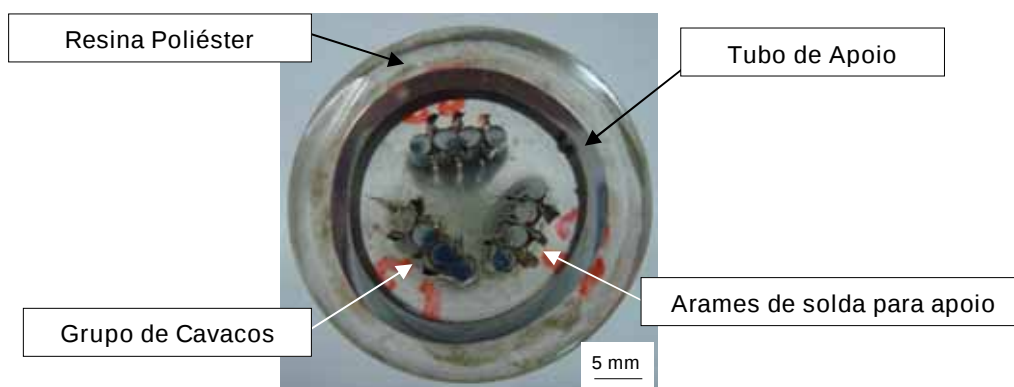


Figura 3.18 - Embutimento dos cavacos extraídos dos ensaios principais de fresamento.

O processo de preparação para análise metalográfica destes cavacos seguiu os mesmos procedimentos descritos acima para metalografia das amostras usinadas.

Vale lembrar que além dessa micrografia óptica, os cavacos passaram por uma análise por meio de microscopia eletrônica de varredura realizada no Laboratório de Microscopia Eletrônica de Varredura, do Departamento de Engenharia de Materiais (DEMa/UFSCar), conforme já comentado anteriormente.

3.5.7 Medição do Ângulo da Microestrutura dos Cavacos

A determinação do ângulo da microestrutura dos cavacos, denominado neste trabalho por (η), considerou o comprimento circunferencial constante entre a extremidade do cavaco (de espessura mais fina) e o ponto de medição do ângulo de microestrutura. Este procedimento necessitou ser fixado para cada tipo de material da peça (N, F e A), uma vez que os cavacos apresentaram raios de curvatura diferentes, dependentes das condições de usinagem empregadas nos ensaios de fresamento.

Considerar o comprimento circunferencial (b) do trecho de interesse do cavaco constante significa variar o ângulo (α) para raios de curvatura (R) diferentes. Em outras palavras, para cavacos de maior curvatura, o ângulo (α) necessitou ser maior para manter (b) constante.

Imagens metalográficas atacadas de cavacos representativos de todas as combinações das variáveis de estudo foram escolhidas e inseridas no software AutoCAD®, já que o programa permite fácil ajuste de escala das imagens e precisão no traçado de linhas, círculos, arcos e cotas.

Ajustadas as escalas das fotos, os arcos foram construídos e posicionados da forma mais precisa possível no contorno inferior dos cavacos ou, equivalentemente, na superfície originada pela ação do ângulo de saída da ferramenta de corte. Tendo o arco devidamente ajustado, com seu centro automaticamente definido pelo software, escolheu-se uma região da seção transversal do cavaco mais favorável (microestrutura bem definida) à traçagem de uma reta que partisse do centro do arco e fosse perpendicular ao próprio arco. Justamente pela interseção entre esta reta e o arco definiu-se o ponto de partida de uma reta paralela à microestrutura, cujo ângulo formado entre ela e uma reta tangente ao arco na interseção representa o ângulo da microestrutura procurado. A Figura 3.19 a seguir ilustra de forma esquemática o exposto.

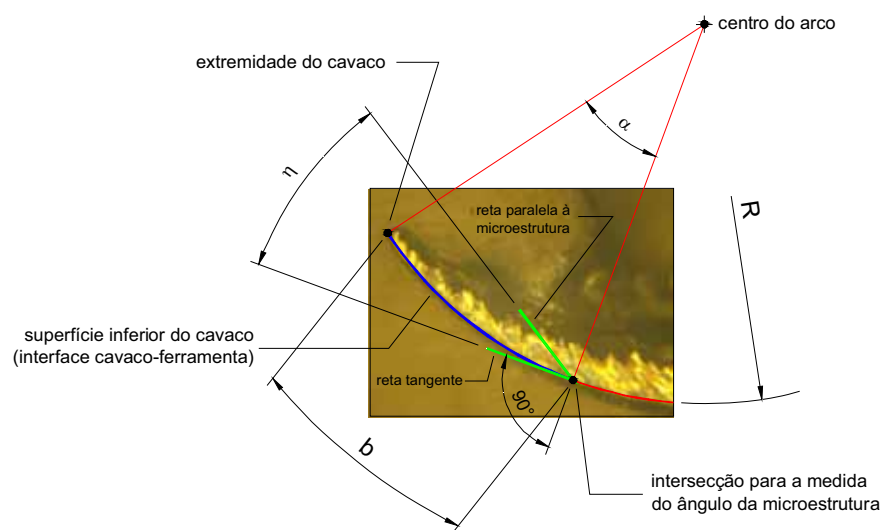


Figura 3.19 - Procedimento para determinação do ângulo da microestrutura do cavaco.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos e as discussões decorrentes das análises das variáveis estudadas. Desse modo, o conteúdo será agrupado em duas frentes: integridade superficial e usinabilidade.

4.1 Integridade Superficial

A seguir serão apresentados os resultados e discussões relacionados aos parâmetros que caracterizam as possíveis alterações na integridade superficial do material empregado neste trabalho. Dessa forma, este item está dividido em três subitens, sendo eles: análise metalográfica, dureza e microdureza e tensão residual.

4.1.1 Análise Metalográfica

Primeiramente foram realizadas as análises macrográficas dos corpos-de-prova na condição “como recebido”. Para tal, fez-se toda a preparação das amostras conforme descrito no item 3.5.6, permitindo-se obter registros metalográficos por meio de imagens feitas com uma câmera digital.

Estas imagens foram obtidas sem o uso de qualquer equipamento, como microscópios ou lupas, para as três amostras pertencentes ao trabalho, (N), (F) e (A). Elas podem ser observadas por meio das Figuras 4.1 a 4.3.



Figura 4.1 - Macroestrutura da amostra (N) na condição “como recebido” (Ataque com solução de iodo).



Figura 4.2 - Macroestrutura da amostra (F) na condição “como recebido” (Ataque com solução de iodo).



Figura 4.3 - Macroestrutura da amostra (A) na condição “como recebido” (Ataque com solução de iodo).

As figuras acima permitem observar a presença de linhas de deformação com direcionamento das extremidades para o centro do material. Estas linhas são devido ao processo de forjamento sofrido por estes corpos-de-prova durante o seu cisalhamento, ou seja, separação deles do restante da engrenagem. Vale lembrar, conforme já citado anteriormente, que estas amostras correspondem à parte central (miolo) da engrenagem, sendo estas imagens obtidas da seção transversal da peça apresentada na Figura 3.3.

Além das linhas de deformação convergirem do centro para as extremidades das amostras (ou vice-versa), elas concentram-se na parte inferior das extremidades, uma vez que esta área também é submetida a elevados níveis de deformação. Ao analisar e comparar as imagens das amostras na condição “como recebido” ou pré-usinadas com as consideradas no estado bruto, sem pré-usinagem, verificou-se que as linhas de deformação permaneceram-se inalteradas de acordo com o modelo apresentado nas Figuras 4.1 a 4.3.

A única diferença observada entre elas reside no fato de que as peças pré-usinadas tiveram parte de seu material removido durante o estágio de preparação das amostras, sem alterar o perfil de deformação ocorrido por conta do processo de forjamento. Em outras palavras, devido ao processo de torneamento ocorrido na pré-usinagem das peças,

as linhas de deformação foram interrompidas apenas pela ausência de material na seção transversal.

Após o registro metalográfico das amostras na condição “como recebido”, elas foram particionadas permitindo-se a preparação dessas amostras para a análise micrográfica. A Figura 4.4 apresenta um desenho esquemático ilustrando as regiões das peças onde as fotos foram registradas. Em função da geometria das amostras (simetria), as regiões 1, 2 e 4 foram confirmadas serem equivalentes quanto ao aspecto microestrutural. Esta simetria foi cuidadosamente analisada com auxílio da microscopia óptica.

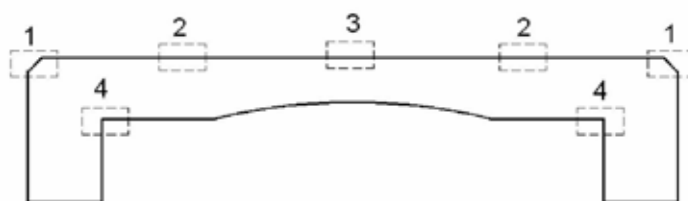
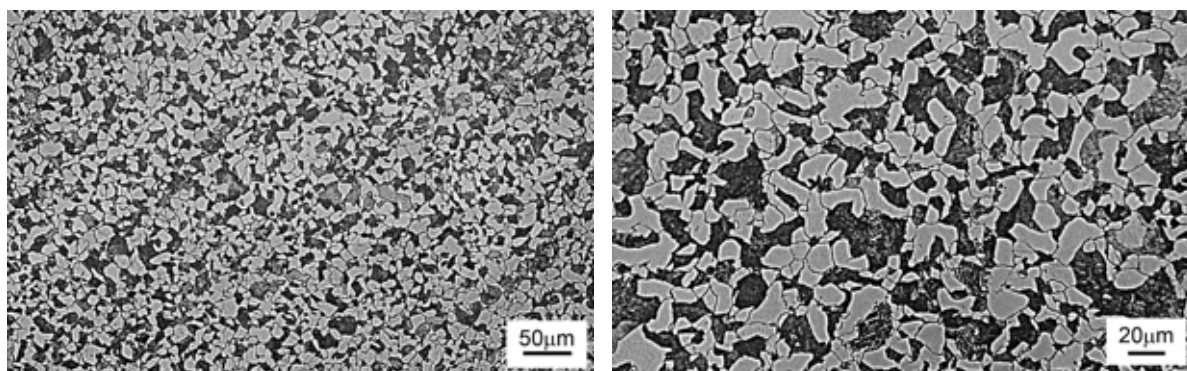


Figura 4.4 - Representação esquemática das áreas para caracterização microestrutural.

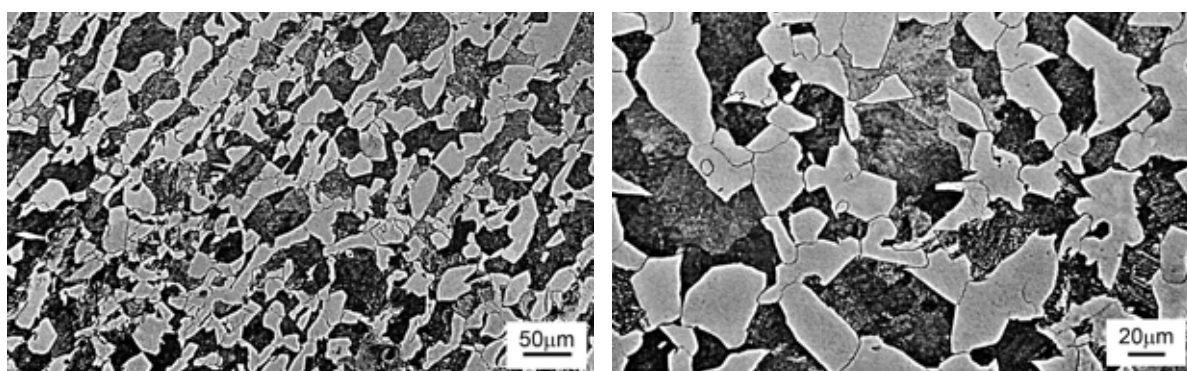
Decidiu-se fazer dois tipos de imagens, sendo uma em um menor aumento, visando identificar na microestrutura possíveis linhas de deformação, como observadas na macrografia. A segunda foto, feita em um aumento maior, objetivou a caracterização microestrutural em si, por meio da qual tornou-se possível identificar nitidamente os microconstituintes das amostras em estudo. Vale lembrar que estas imagens foram feitas nos locais representados na Figura 4.4 e as fotos escolhidas foram as que apresentaram as melhores qualidades, por isso a amostra (N) apresenta a região 4, enquanto as outras amostras, a região 3. Os aumentos empregados foram aproximadamente 125 e 250x. Estes registros estão disponibilizados nas Figuras 4.5 a 4.7.



(a) região 1

(b) região 4

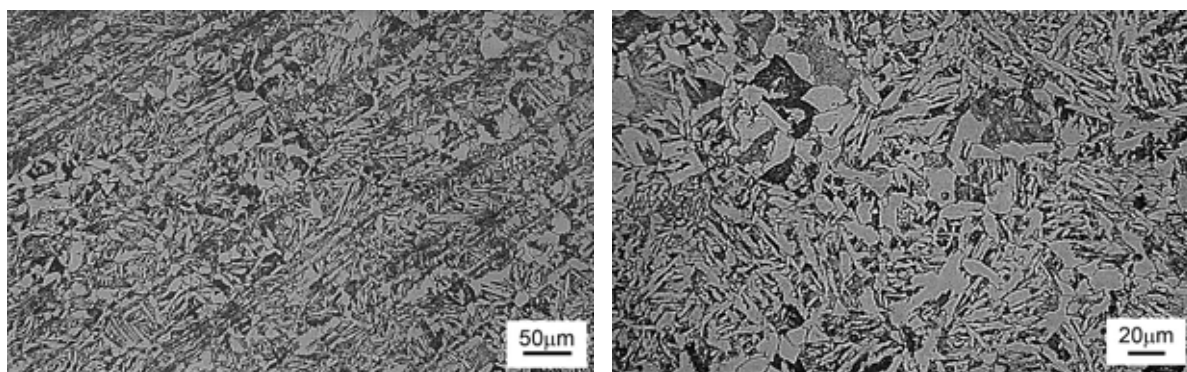
Figura 4.5 - Microestrutura da amostra (N) na condição “como recebido” (Ataque com Nital 2%).



(a) região 1

(b) região 3

Figura 4.6 - Microestrutura da amostra (F) na condição “como recebido” (Ataque com Nital 2%).



(a) região 1

(b) região 3

Figura 4.7 - Microestrutura da amostra (A) na condição “como recebido” (Ataque com Nital 2%).

Por meio das imagens da coluna da esquerda, percebe-se claramente as linhas de deformação sofridas pelo material, como apresentada nas macrografias. Nota-se também que estas linhas são compatíveis com a caracterização macroestrutural apresentada nas Figuras 4.1 a 4.3, pois as fotos da coluna da esquerda referem-se à região 1 de cada tipo de amostra, conforme indicado na Figura 4.4.

A coluna da direita exibe imagens em tamanhos maiores, permitindo a observação dos microconstituintes de cada amostra, (N), (F) e (A). É possível observar na Figura 4.5b que a microestrutura da amostra (N) apresenta uma matriz predominantemente composta por ferrita e perlita nas cores clara e escura, respectivamente, com contornos de grãos bem definidos. Em geral, a morfologia dos grãos de ferrita e colônias de perlita pode ser classificada como poligonal ou equiaxial com pouca ocorrência de microconstituintes sensivelmente alongados e irregulares. Esta maior homogeneização da microestrutura está relacionada ao processo de normalização que este tipo de amostra sofreu.

A Figura 4.6b mostra a microestrutura da amostra (F). Observa-se que a morfologia também pode ser classificada como poligonal, com provável microestrutura composta por ferrita na cor clara e perlita na cor escura. Os contornos de grãos estão bem evidenciados, especialmente na identificação ferrita-ferrita.

Por fim, a microestrutura da amostra (A) apresentada na Figura 4.7b, exibe uma estrutura ferrítica-perlítica com grãos de ferrita e colônias de perlita em formatos mais alongados em relação às amostras anteriores. Todavia, nota-se uma morfologia acicular com tamanho médio bem diferente. Isto se deve ao fato deste tipo de corpo-de-prova ter sido resfriado diretamente ao ar livre após o processo final de forjamento a quente, pelo qual estes materiais foram submetidos. Em razão desta morfologia mais alongada, os cavacos gerados na usinagem dessas amostras (A) apresentaram uma deformação da microestrutura aparentemente semelhante para todas as condições de usinagem utilizadas, além de uma menor área de transição entre regiões mais e menos deformadas presentes nos cavacos, conforme será visto no item 4.2.2.

A Tabela 4.1 finaliza a caracterização microestrutural das amostras (N), (F) e (A), apresentando a fração volumétrica média e o tamanho de grão médio. Todos os resultados quantitativos foram determinados respeitando a norma ASTM E 112-95 e E 562-95.

Tabela 4.1 - Metalografia quantitativa das amostras.

Condição da Amostra	Fração volumétrica (%)		Tamanho de grão [μm] [*]	
	ferrita	perlita	ferrita	perlita
N	57	43	8,6 (11)	11,2 (10)
F	46	54	15,5 (9)	24,0 (8)
A	63	37	5,5 (12)	7,2 (11,5)

*Tamanho de grão médio ASTM (G) entre parênteses.

Por meio da tabela apresentada acima se comprova que a amostra (A) apresentou uma microestrutura com os menores tamanhos médios de grãos, devido à sua morfologia mais alongada, conforme comprovada por meio das imagens da Figura 4.7. A fração volumétrica desta amostra caracterizou a predominância de ferrita, porém apesar deste microconstituente ser mais mole em relação à perlita, este fato não foi o fator principal para caracterizar a dureza do material, pois mesmo comparando apenas as ferritas das amostras (N), (F) e (A) durante os ensaios de microdureza, observou-se os maiores valores para a amostra (A), antes e depois dos ensaios finais de usinagem, pelo fato da amostra (A) apresentar ferrita de Widmanstätten.

Analisando as amostras (N) e (F) separadamente em virtude da proximidade de suas morfologias e devido ao formato poligonal de seus grãos, nota-se que a amostra (N) apresenta uma microestrutura mais refinada com tamanho de grão ASTM em torno de 10 contra 8 da amostra (F). Em outras palavras, o tamanho médio das fases da amostra (F) é próximo do dobro das fases da amostra (N). Muito provavelmente, os distintos tamanhos de grão foram ditados pelas diferentes taxas de resfriamento adotadas nos processos de resfriamento em forno a 600 °C por 20 min e de normalização a 950 °C por 2 h. Além disso, a amostra normalizada tem predominância de ferrita, enquanto a amostra resfriada ao forno apresenta a perlita como o microconstituente de maior frequência na matriz.

Como a fração volumétrica para ambas as amostras (N e F) e fases microestruturais está próxima de 50%, os valores de dureza podem ser considerados próximos entre si, sobretudo ao incorporar o desvio associado às medições. Essa característica será mais bem detalhada no item 4.1.2.

Após a usinagem dos corpos-de-prova empregando as três condições de corte já citadas, C1, C2 e C3, realizou-se uma nova análise metalográfica para fazer uma comparação da influência da usinagem na microestrutura do material próxima à superfície fresada. Dessa vez, apenas a micrografia foi feita por entender desnecessário uma nova macrografia, cujo objetivo era mostrar as linhas de deformação dos materiais.

Por pretender-se comparar a microestrutura da superfície usinada e das amostras “como recebido”, as imagens foram feitas visando focar uma pequena faixa junto à superfície usinada. Dessa maneira, as fotos apresentam uma camada escurecida correspondente à resina poliéster utilizada no embutimento das amostras.

Estas imagens estão dispostas de uma maneira para facilitar a comparação entre a condição “como recebido” e as três condições de usinagem empregadas durante os ensaios finais de fresamento, conforme podem ser visualizadas nas Figuras 4.8 a 4.10.

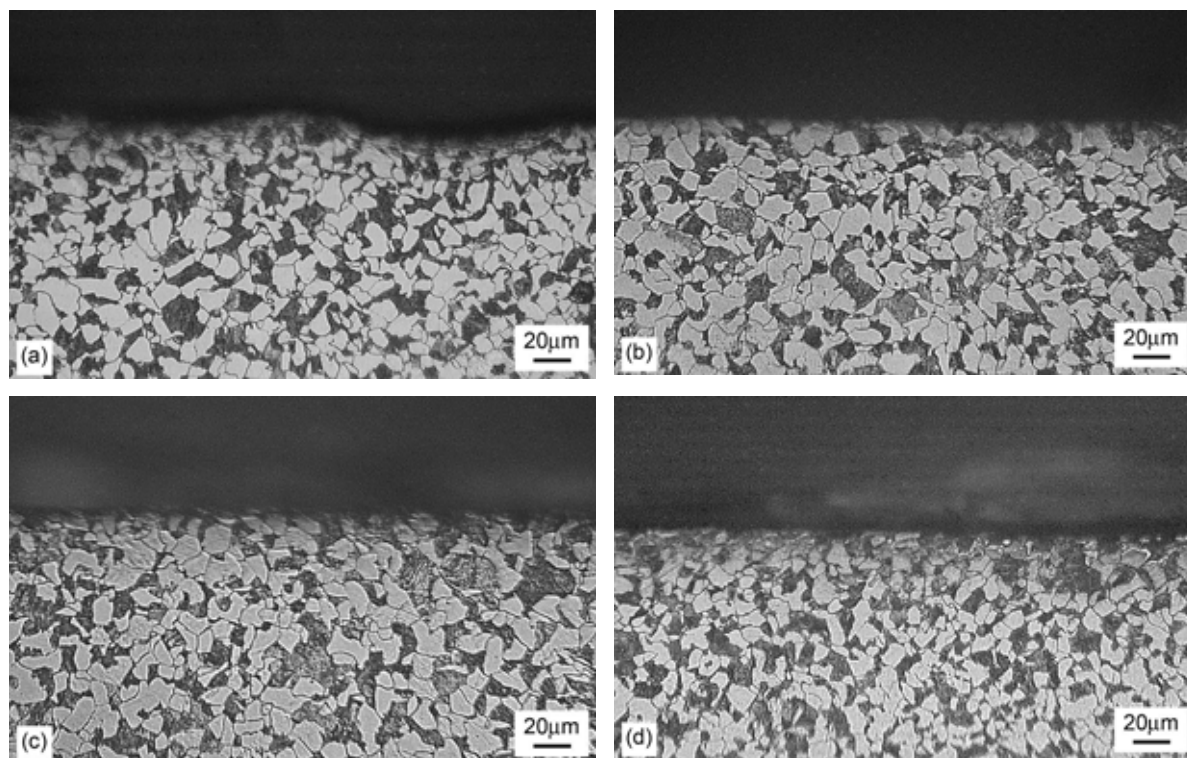


Figura 4.8 - Micrografia das amostras (N) nas condições (a) CR, (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque Nital 2%).

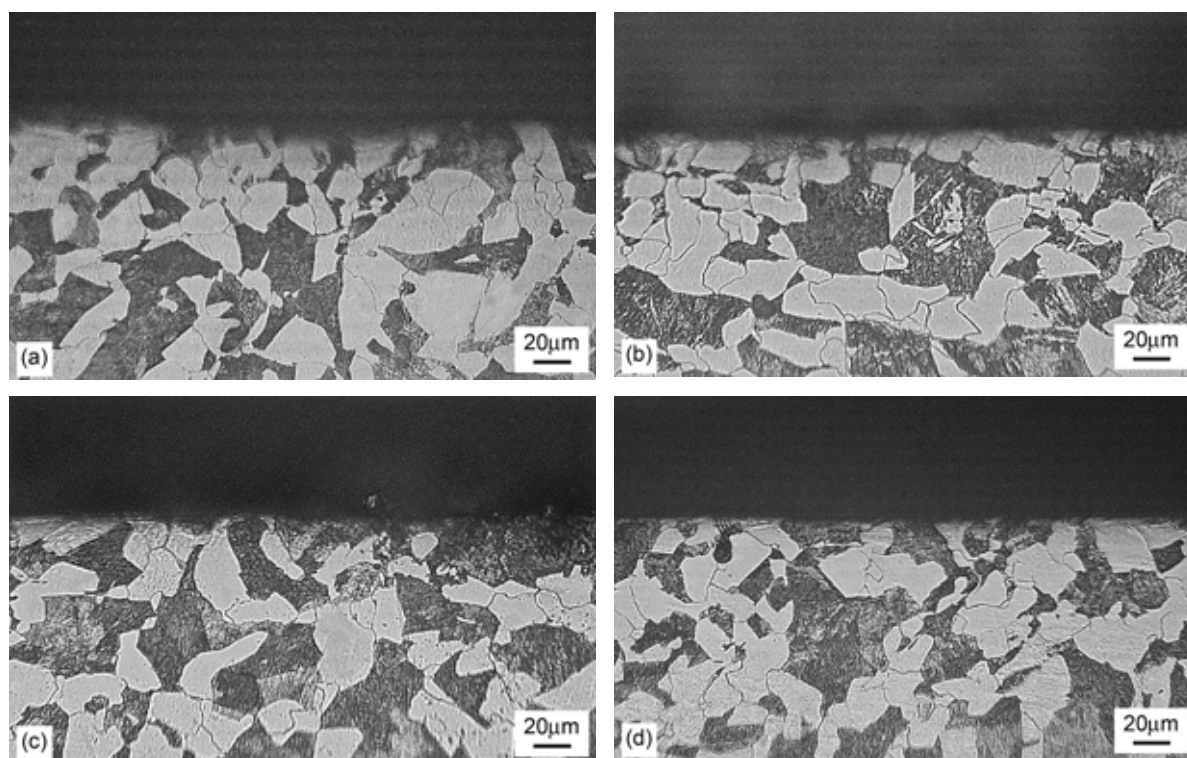


Figura 4.9 - Micrografia das amostras (F) nas condições (a) CR, (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque Nital 2%).

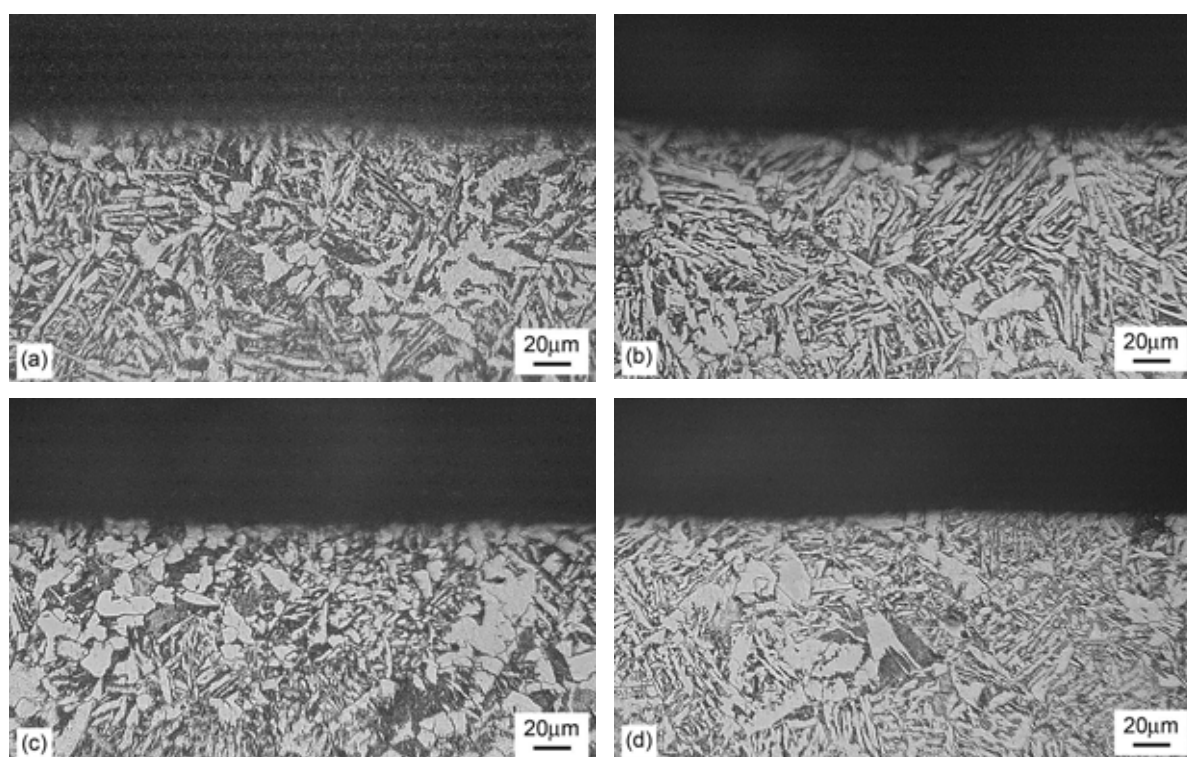


Figura 4.10 - Micrografia das amostras (A) nas condições (a) CR, (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque Nital 2%).

Apesar da falta de foco na superfície usinada devido ao fenômeno do abaulamento da resina, o que provoca uma piora na qualidade da imagem na extremidade da amostra e torna difícil qualquer interpretação visual mais precisa, acredita-se que não houve alteração significativa (forma dos grãos, recristalização ou mudança de fase) na microestrutura dos materiais analisados após os ensaios finais de fresamento.

Embora tenham sido detectadas tensões residuais e um aumento na microdureza dos materiais fresados em relação aos da condição “como recebido”, conforme apresentado no item 4.1.2, as imagens mostram que não houve alteração perceptível na microestrutura das amostras, por meio deste aumento de 250x. Dessa forma, as mesmas características microestruturais apresentadas na condição “como recebido” são repetidas nas amostras após os ensaios finais de usinagem.

Devido a esta microestrutura de característica aparentemente inalterada após os ensaios de fresamento, ou equivalentemente a ausência de qualquer mudança de fase, indícios de recristalização ou modificação morfológica significativa, julgou-se desnecessário a realização da micrografia quantitativa, como realizado para as amostras na condição “como recebido”.

O principal resultado apresentado pelas Figuras 4.8 a 4.10 é a melhoria no acabamento superficial comparando-se os corpos-de-prova na condição “como recebido” e as amostras fresadas. Observa-se que as condições C1, C2 e C3 apresentam um acabamento mais homogêneo, ou seja, com menores ondulações na superfície usinada. Este fato fica evidente em todas as amostras analisadas, principalmente nas amostras (N).

4.1.2 Dureza e Microdureza

Os valores de dureza medidos nas amostras (N), (F) e (A) antes e após os ensaios finais de fresamento estão apresentados nas Figuras 4.11 a 4.13.

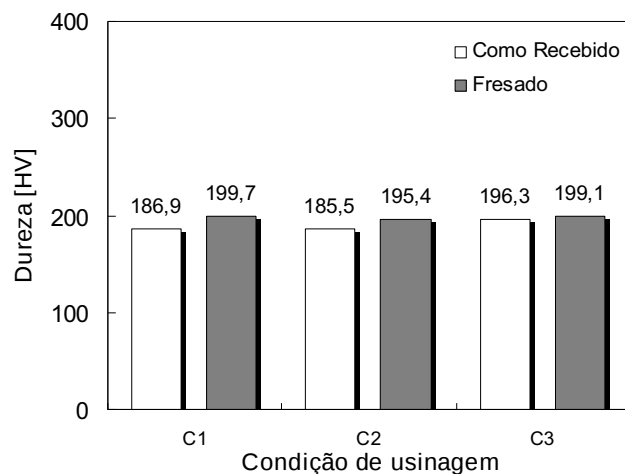


Figura 4.11 - Valores de dureza para as amostras (N).

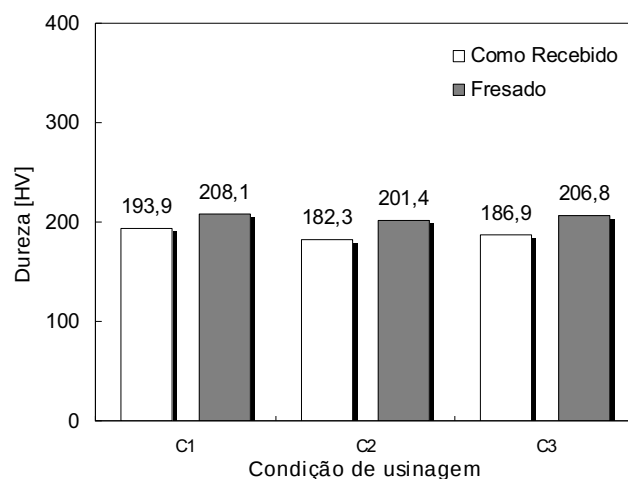


Figura 4.12 -

Figura 4.12 - Valores de dureza para as amostras (F).

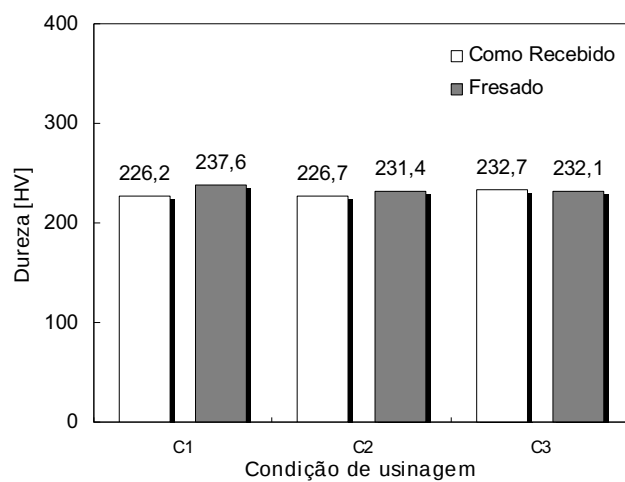


Figura 4.13 - Valores de dureza para as amostras (A).

Por meio de uma análise inicial, observa-se uma tendência de acréscimo nos valores de dureza para todas as amostras após os ensaios finais de fresamento, principalmente para os corpos-de-prova (F). Contudo, vale lembrar que o desvio estatístico (de 1,4 a 4,4% e confiabilidade de 90%) foi calculado com base nos Coeficientes de Student. Com esta análise, pode-se comprovar que houve uma alteração sensível na dureza do material após o processo de fresamento, principalmente em relação às amostras (F), as quais apresentaram um acréscimo de 7,3% para C1, 10,5% para C2 e 10,7% para C3.

Ao analisar as amostras (N) e (A), pode-se afirmar estatisticamente que apenas a condição C1 exibiu mudanças na dureza do material, sendo essas alterações iguais a 6,8% para (N) e 5% para (A). Para as outras condições de usinagem empregadas, devido aos desvios estatísticos presentes, não se pode fazer uma afirmação sobre este acréscimo de dureza, permitindo-se apenas estimar a ocorrência deste fato.

Estes resultados de dureza podem estar intimamente relacionados aos de microdureza e de tensão residual, na medida em que houve também comprovação de aumento do perfil de microdureza em todas as condições das amostras, assim como no tipo de tensão residual de tração medida, sobretudo na amostra (F) fresada na condição de usinagem C1.

Para a medição de microdureza dos materiais, as impressões foram realizadas no microconstituente ferrita, por ser mais claro e facilitar a visualização das impressões com maior nitidez e precisão. As medidas de microdureza das amostras pré-usinadas, ou “como recebido”, são apresentadas a seguir. Observa-se na coluna da esquerda todos os pontos de medição das três colunas adotadas. Já a coluna da direita exibe a média dos valores medidos para as três colunas. Vale ressaltar que essas colunas foram escolhidas aleatoriamente, porém tentando adotar a maior simetria no espaçamento entre elas. Os resultados obtidos para a amostra (N) são exibidos na Figura 4.14.

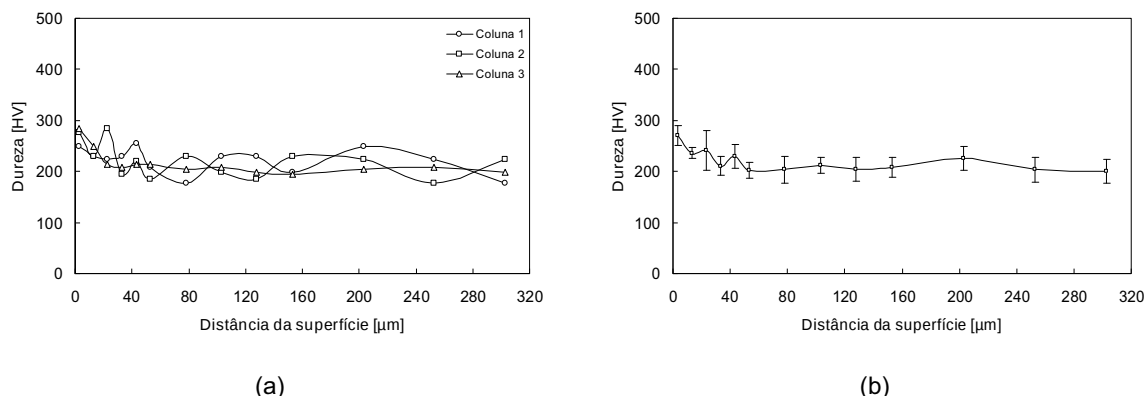


Figura 4.14 - Perfil de microdureza da amostra (N) na condição “como recebido”.

Analizando a Figura 4.14a nota-se alguns valores um pouco dispersos quando comparados em uma mesma profundidade. O desvio nas medidas foi em média aproximadamente 9,8%. Este comportamento pode ser considerado normal em virtude da sensibilidade das medições neste tipo de ensaio. Contudo, mesmo considerando-se este desvio observa-se uma ligeira tendência das curvas que apontam para uma elevação da microdureza na região próxima à superfície pré-usinada. Isto fica mais evidente na Figura 4.14b, na qual apresenta-se os valores médios da microdureza em relação às distâncias da superfície, incluindo os desvios médios de cada ponto de coleta de dados.

É bem verdade que estatisticamente pode-se assumir que alguns pontos do perfil de microdureza permanecem praticamente constantes ao longo da profundidade analisada da amostra, principalmente a partir de 50 μm da superfície. Porém, esta sensível tendência da elevação da microdureza ao aproximar-se da superfície da peça não pode ser descartada na análise global dos resultados. Isto pode indicar que a pré-usinagem, mesmo de forma bastante reduzida, causou uma ligeira alteração da microestrutura das amostras.

A amostra (F) na condição “como recebido” apresentou resultados semelhantes aos da amostra (N), conforme pode ser visto na Figura 4.15.

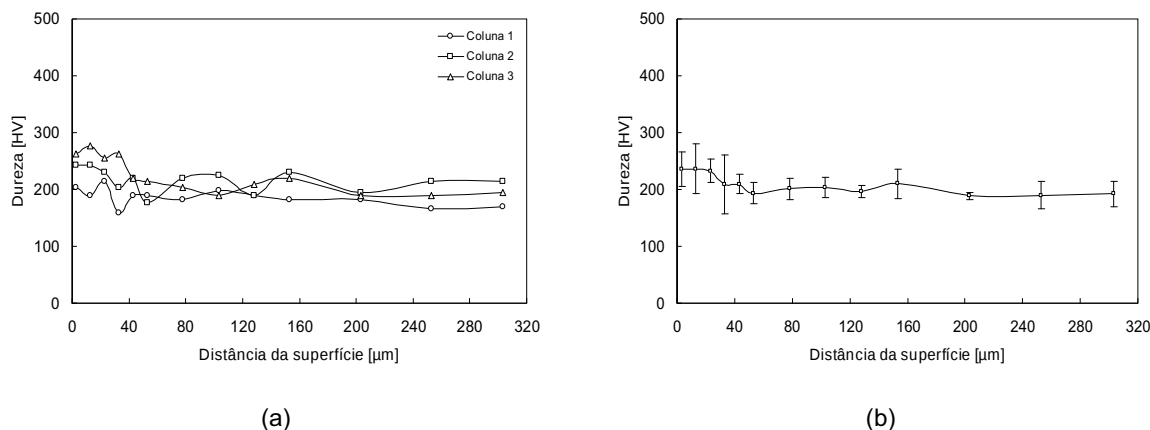


Figura 4.15 - Perfil de microdureza da amostra (F) na condição “como recebido”.

Comparando-se estes dados com os apresentados pela amostra (N), constatou-se um maior grau de dispersão nestes resultados da amostra (F), principalmente até a distância de aproximadamente 50 μm da superfície. Estes desvios chegaram a 11,4% em média. Todavia, apesar desta maior dispersão, foi possível notar a mesma tendência de aumento de dureza na região próxima à superfície, em especial nas colunas 2 e 3. Contudo, fazendo-se uma análise estatística mais apurada, observa-se por meio da Figura 4.15 os resultados praticamente constantes de microdureza ao longo da profundidade de análise. Dessa maneira, a tendência observada na amostra (N) aparece muito suavemente nesta amostra (F) quando considerados os desvios experimentais de medição.

Esta tendência suave no aumento da dureza do material na região próxima à superfície também foi verificada para a amostra (A). Estes resultados são apresentados na Figura 4.16.

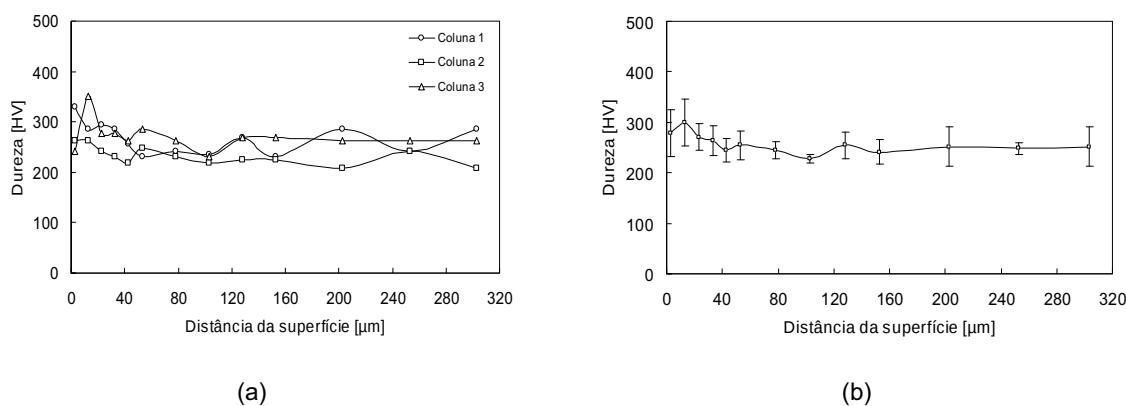


Figura 4.16 - Perfil de microdureza da amostra (A) na condição “como recebido”.

Percebeu-se também uma dispersão relativamente pronunciada para esta amostra quando comparada às outras apresentadas anteriormente, essencialmente nos dois primeiros pontos de medição. Entretanto, o desvio médio dos valores ficou em torno de 10,9%. Apesar deste nível de incerteza nas medições, a amostra em análise exibiu a mesma tendência evidenciada pelas outras, isto é, certa elevação nos valores de dureza nas regiões próximas à superfície pré-usinada. Mais uma vez, analisando-se os valores com bases estatísticas, por meio da inclusão dos desvios, como mostrado na Figura 4.16b, pode-se afirmar que a dureza do material permaneceu constante ao longo da profundidade de estudo. Todavia, esta suave tendência exibida novamente não pode ser descartada perante uma análise mais ampla dos resultados. Dessa forma, examinando os resultados apresentados pelas três amostras em estudo, (N), (F) e (A), concluiu-se que a pré-usinagem pode ter causado uma pequena elevação na dureza do material próximo à superfície usinada. Contudo, estatisticamente, pode-se considerar os valores de microdureza constantes ao longo do comprimento analisado.

Assim, realizou-se o mesmo tipo de análise para as amostras submetidas aos ensaios finais de fresamento, nas três condições de usinagem empregadas. Para cada amostra fresada foi adotado o mesmo procedimento de medida utilizado na condição “como recebido” e estes resultados serão apresentados a seguir. As amostras (N), as quais foram sujeitas aos ensaios finais de usinagem exibiram resultados de microdureza, conforme ilustrado nas Figuras 4.17 a 4.19.

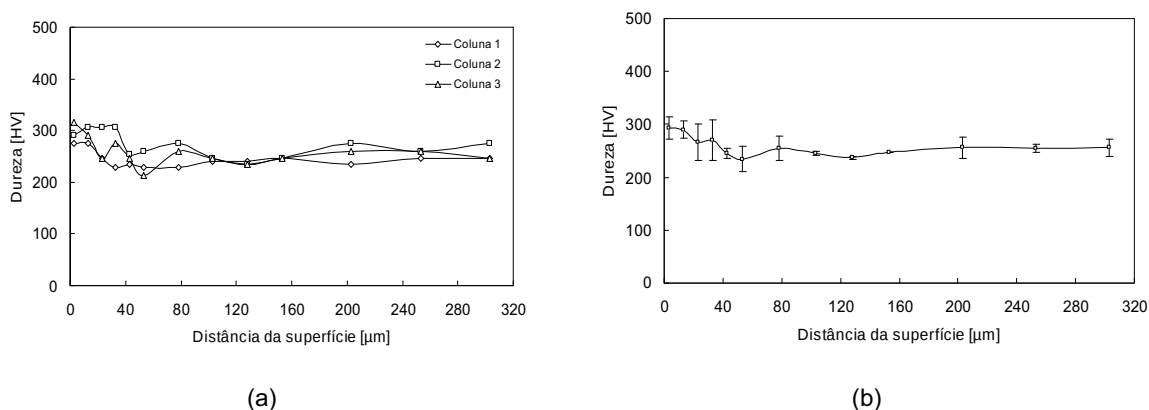
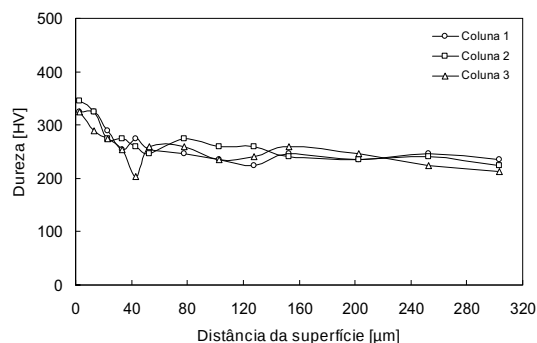
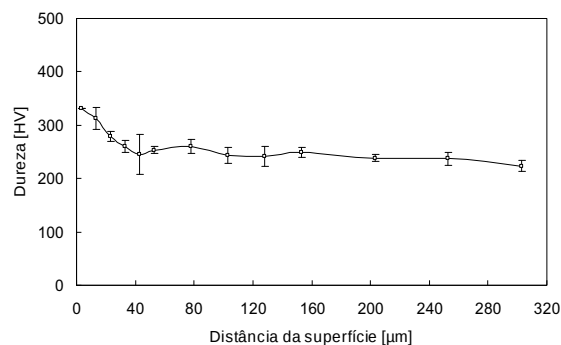


Figura 4.17 - Perfil de microdureza da amostra (N) usinada na condição C1.

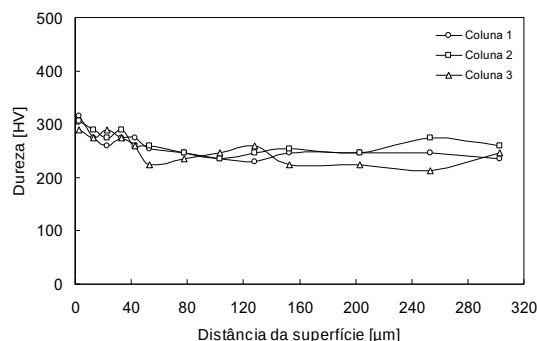


(a)

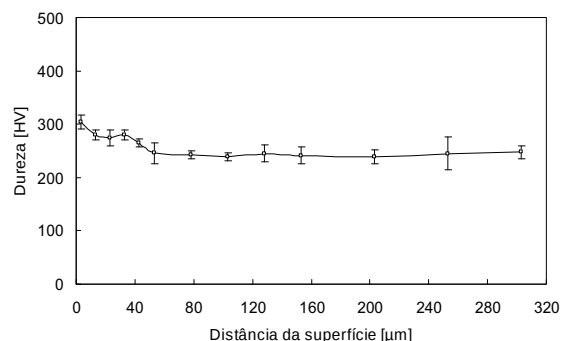


(b)

Figura 4.18 - Perfil de microdureza da amostra (N) usinada na condição C2.



(a)



(b)

Figura 4.19 - Perfil de microdureza da amostra (N) usinada na condição C3.

Em uma análise inicial, nota-se a mesma tendência apresentada na pré-usinagem, na qual os valores de microdureza exibiram uma pequena elevação na região próxima à superfície fresada, principalmente até os 40 ou 50 μm iniciais de profundidade da peça. Observou-se novamente certa dispersão nos valores medidos, algo natural perante o processo de realização das medidas de microdureza. Os desvios percentuais das medidas foram em média 6,5% para C1, 5,1% para C2 e 5,3% para C3.

As figuras da coluna da direita, Figuras 4.17b a 4.19b, mostram a tendência citada sobre a elevação da dureza quanto maior a proximidade da superfície usinada. Comparando-se estes valores de microdureza obtidos para as amostras fresadas em relação aos da amostra na condição “como recebido”, constata-se os seguintes valores para esta tendência na elevação de dureza após os ensaios de fresamento: 18% para C1, 18,6% para C2 e 17,8% para C3. Por meio destes resultados, pode-se dizer que a condição HSC exerceu um aumento na microdureza 1,2% menor que a condição

convencional e 4,5% menor que a condição C2 ou HPC, ou seja, foi a condição de usinagem que menos influenciou na integridade superficial da peça. Assim, a Figura 4.20 resume estas informações apresentadas acima.

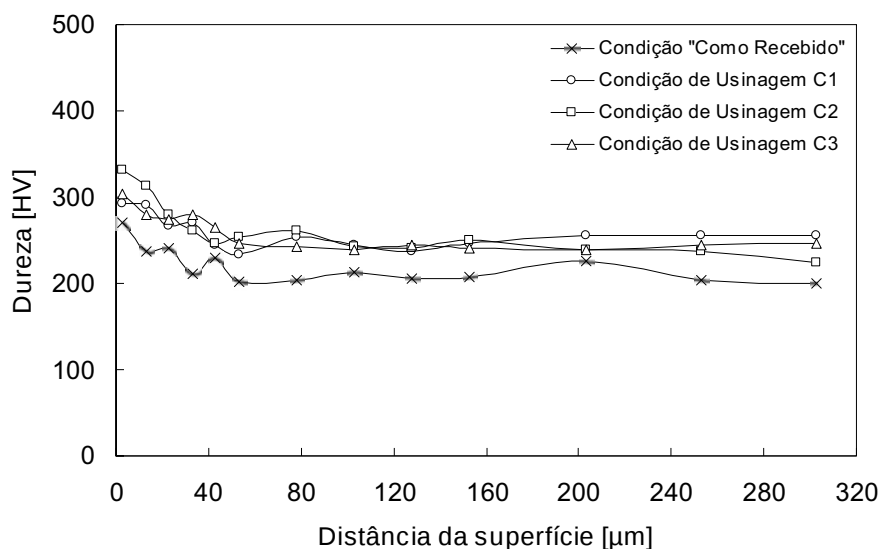
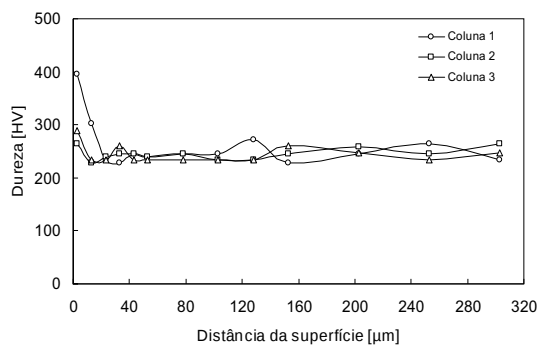


Figura 4.20 - Resumo dos resultados de microdureza das amostras (N) para todas as condições de usinagem adotadas.

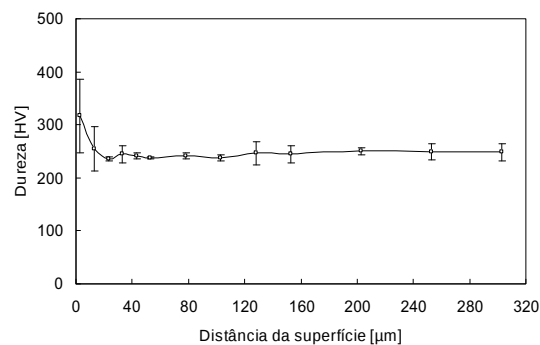
Devido à principal região de análise estar compreendida entre os 40 μm iniciais de profundidade, decidiu-se considerar apenas os resultados dos cinco primeiros pontos de medição, pois são eles que determinam a região que possui a maior probabilidade de apresentar alguma alteração na microdureza do material.

Dessa maneira, os resultados de microdureza para as amostras empregadas nos ensaios de fresamento perante as condições de usinagem C1, C2 e C3 exibiram uma elevação de dureza em torno de 15,4%, 20,4% e 18,6%, respectivamente. Este resultado expressa uma menor influência na integridade superficial por parte da condição C1, ou seja, usinagem convencional, seguido da HSC e, por fim, HPC. Pode-se expressar estas informações por meio dos valores percentuais obtidos, os quais para a condição C1 esta influência nos valores de microdureza foi 20,8% menor quando comparada à HSC e 32,5% em relação à HPC.

De forma análoga, fez-se os mesmos tratamentos para os resultados das amostras (F), os quais são apresentados por meio das Figuras 4.21 a 4.23.

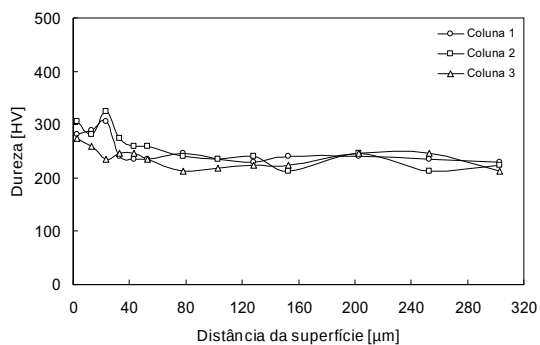


(a)

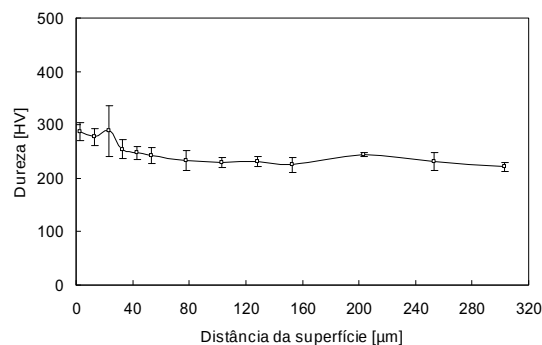


(b)

Figura 4.21 - Perfil de microdureza da amostra (F) usada na condição C1.

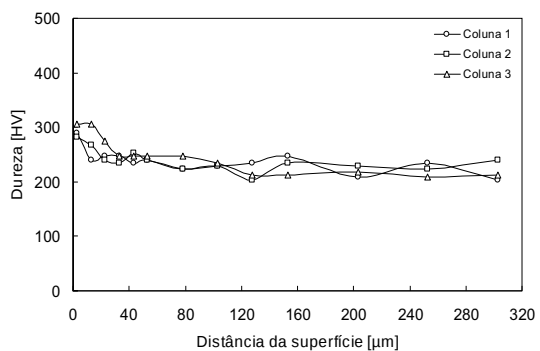


(a)

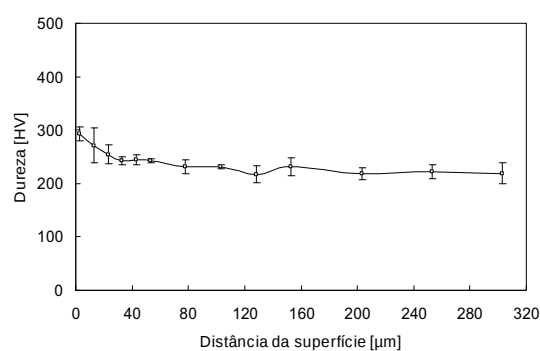


(b)

Figura 4.22 - Perfil de microdureza da amostra (F) usada na condição C2.



(a)



(b)

Figura 4.23 - Perfil de microdureza da amostra (F) usada na condição C3.

Os resultados mostrados na coluna da direita exibem a mesma tendência de elevação de dureza na proximidade da superfície, em especial nos primeiros 30 μm . Este fato é ainda mais nítido para as condições de usinagem C1 e C3. Entretanto, deve se

considerar os desvios obtidos durante os ensaios de microdureza. Esses foram de 7% para C1, 6,4% para C2 e 5,7% para C3.

Assim, incluindo-se os desvios encontrados nas medições, permite-se observar os resultados expostos na coluna da direita, onde estão mostrados os valores médios das microdurezas medidas para cada condição de usinagem empregada. A condição convencional apresentou a maior elevação na microdureza próxima à superfície, porém exibiu os maiores desvios em relação às medidas. Um resumo dos valores de microdureza medidos para as condições finais de fresamento, os quais ainda são comparados à condição “como recebido”, é apresentado na Figura 4.24.

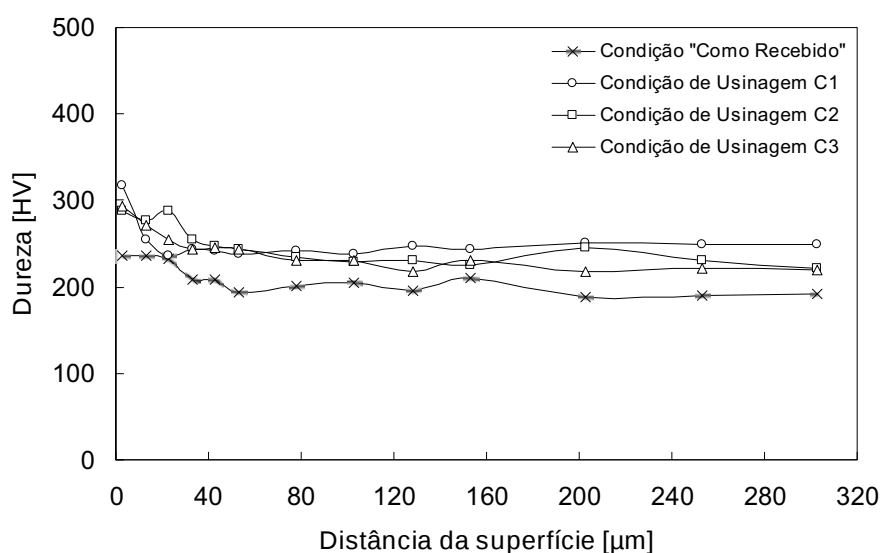


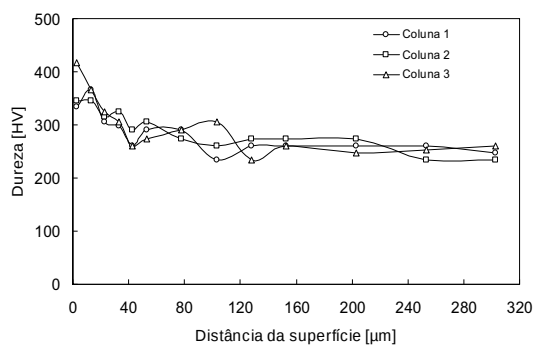
Figura 4.24 - Resumo dos resultados de microdureza das amostras (F) para todas as condições de usinagem adotadas.

Por meio da figura acima, é mais nítido observar a influência de cada condição de usinagem empregada e fazer uma comparação entre elas. Vale lembrar que apesar dos desvios encontrados para essas condições de usinagem, houve estatisticamente uma elevação na microdureza do material nas proximidades da superfície. Para a determinação destes aumentos, realizou-se uma comparação com os resultados obtidos pela amostra na condição “como recebido”. Os valores deste acréscimo foram iguais a 20,8%, 19,2% e 15,6%, para C1, C2 e C3, respectivamente. Igualmente, pode-se afirmar que a condição HSC exerceu um aumento de dureza 33,3% e 23,1% menor em relação às condições C1 e C2, respectivamente.

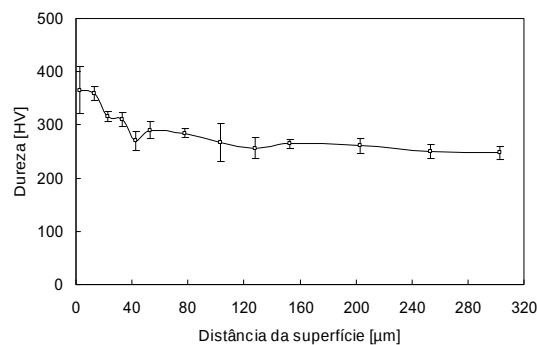
Tendo em mãos estes resultados, conclui-se que a menor influência na integridade superficial, quando considerado o parâmetro microdureza, ocorreu no emprego na condição HSC, seguida pela HPC e usinagem convencional.

Entretanto, assim como realizado com as amostras (N), fez-se um estudo a parte apenas da região mais crítica a modificações, sendo esta por volta de 40 μm de profundidade. Considerando-se dessa forma apenas os cinco primeiros pontos de medição, chegou-se a acréscimos na microdureza da ordem de 15,2% para C1, 20,6% para C2 e 16,3% para C3. Novamente, fazendo-se uma avaliação apenas desta região com maior probabilidade de alterações microestruturais, presenciou-se uma menor interferência na integridade por parte da condição C1, acompanhada por C3 e C2. Isto pode ser exposto por meio de valores percentuais, nos quais conclui-se que a usinagem convencional interferiu 7,2% menos em relação à HSC e 35,5% em comparação à condição C2, denominada HPC.

Seguindo-se a mesma forma de apresentação dos resultados das amostras anteriores, as Figuras 4.25 a 4.27 exibem os valores de microdureza para as amostras (A) usinadas sob as condições de corte pré-estabelecidas.

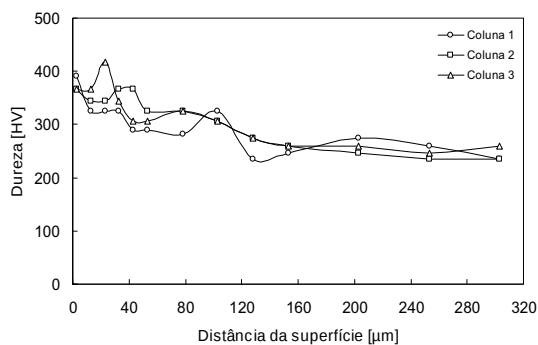


(a)

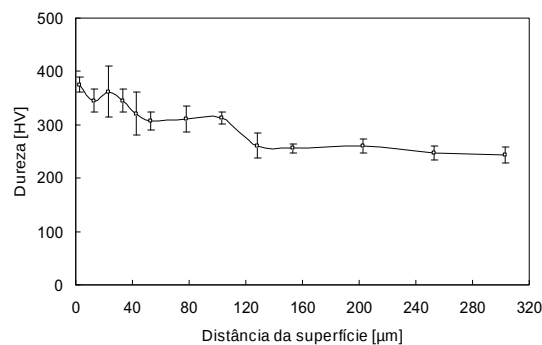


(b)

Figura 4.25 - Perfil de microdureza da amostra (A) usinada na condição C1.

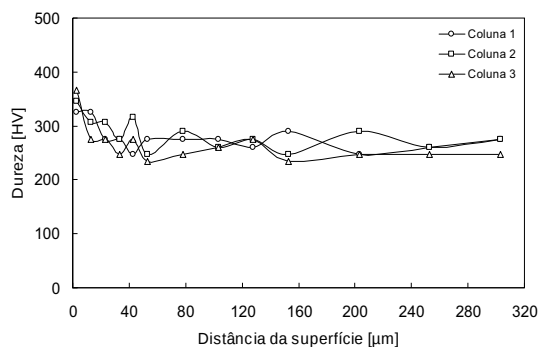


(a)

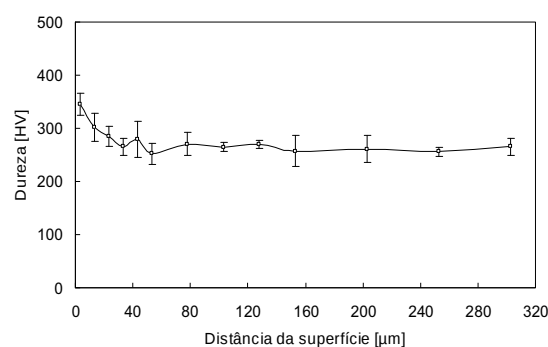


(b)

Figura 4.26 - Perfil de microdureza da amostra (A) usinada na condição C2.



(a)



(b)

Figura 4.27 - Perfil de microdureza da amostra (A) usinada na condição C3.

A mesma tendência de acréscimo de dureza nas proximidades da superfície usinada é verificada nas figuras da coluna da esquerda, por meio das quais nota-se os maiores aumentos nas condições C1 e C2. Todavia, convém relatar os desvios

encontrados nas medições durante os ensaios de microdureza. Esses foram aproximadamente 6,1%, 6,8% e 7% para C1, C2 e C3, respectivamente.

Considerando-se estes desvios nas medições, observa-se por meio das figuras da coluna da direita que todas as três condições de usinagem apresentaram uma elevação nos valores de dureza, os quais são comprovados estatisticamente, principalmente na região compreendida entre os 40 μm iniciais de profundidade em relação à superfície.

Com intuito de comparar os valores obtidos em todas as condições de usinagem empregadas, a Figura 4.28 apresenta um resumo destes valores medidos.

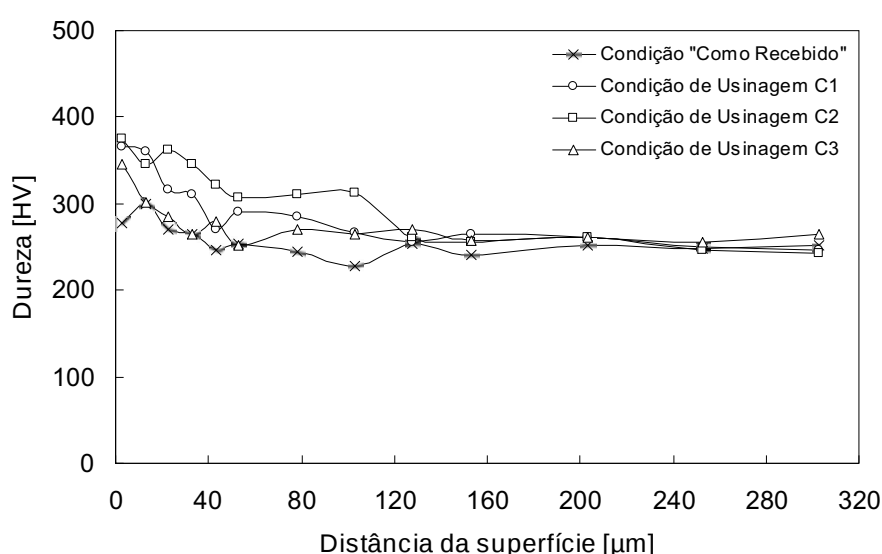


Figura 4.28 - Resumo dos resultados de microdureza das amostras (A) para todas as condições de usinagem adotadas.

Por meio da figura acima, nota-se o acréscimo nos valores de dureza do material, principalmente à medida que se aproxima da superfície usinada. Essas elevações nos valores atingiram níveis de 11,9%, 18,3% e 7,2%, para C1, C2 e C3, respectivamente, em relação aos valores encontrados para a amostra na condição “como recebido”. Verificou-se, assim uma menor influência por parte da condição HSC, a qual apresentou uma alteração na microdureza 65,3% e 154,2% menor que as condições C1 e C2, respectivamente.

Adotando-se apenas os cinco primeiros pontos de medidas, os quais fazem parte da região mais crítica a ser analisada, observa-se pouca alteração nos resultados, ou seja, a ordem de influência das condições de usinagem não se altera. Entretanto, os valores

percentuais atingiram 19,1%, 29,1% e 8,9%, para C1, C2 e C3, respectivamente. Dessa forma, a menor influência da usinagem HSC, quando comparada às outras condições, alcançou níveis em torno de 114,6% e 227% inferiores em relação à condição convencional e HPC, respectivamente.

Em resumo, pode-se constatar um aumento na microdureza das três amostras utilizadas neste trabalho. Em valores globais médios, estas elevações foram da ordem de 18,1%, 18,5% e 12,5%, para as amostras (N), (F) e (A), respectivamente. Contudo, estes valores correspondem às médias incluindo todos os treze pontos de medição. Entretanto, considerando-se apenas os cinco primeiros pontos, estes valores são alterados para 18,1%, 17,3% e 19% para (N), (F) e (A), respectivamente.

Assim, fica evidente para as amostras (N) e (F), a ocorrência de uma pequena alteração ao levar-se em consideração todos ou apenas os primeiros cinco pontos de medição. Todavia, a amostra (A) apresentou uma diferença significativa, permitindo-se afirmar que os valores medidos de microdureza foram alterados até uma profundidade maior em relação à superfície usinada (cerca de 128 μm), quando comparadas aos outros corpos-de-prova. Em outras palavras, nota-se nas amostras (N) e (F) a tendência à elevação da microdureza ao longo de toda a faixa de análise (aproximadamente 303 μm) quando comparadas as condições de usinagem utilizadas nos ensaios finais e a condição “como recebido”. Contudo, para a amostra (A), este fato ocorre até aproximadamente 128 μm , pois a partir deste ponto os valores de microdureza, para todas as condições de usinagem, inclusive CR, praticamente se igualam.

Outra conclusão importante notada nestes ensaios de microdureza foi a proximidade dos resultados entre as amostras (N) e (F), assim como ocorrido anteriormente em outras variáveis estudadas. Em média, a variação nos valores de microdureza destas amostras foi de 18%. As amostras (A) exibiram um comportamento parecido, porém com magnitude um pouco diferente, pois pelos resultados obtidos, notou-se nestas amostras as menores (8%) e as maiores (24%) variações na microdureza do material, ocorrendo nas condições HSC e HPC, respectivamente.

Em relação às condições de usinagem empregada, notou-se uma tendência à menor influência da HSC na elevação da microdureza em todas as amostras, seguida pelas condições convencional e HPC, respectivamente, com exceção da amostra (F), a qual apresentou a condição C3, seguida por C2 e C1, em escala crescente de influência na microdureza. Em linhas gerais, os resultados de microdureza demonstram ter estreita

relação com os de dureza e tensão residual, haja vista o menor impacto causado pela usinagem HSC nestas variáveis.

4.1.3 Tensão Residual

A avaliação da tensão residual nos corpos-de-prova fresados foi realizada com intuito de verificar qual o tipo de tensão seria impressa pelas condições de usinagem estudadas e quais as magnitudes destas tensões. Um resumo das informações obtidas sobre o comportamento das tensões residuais das amostras (N), (F) e (A), fresadas sob as três condições de usinagem investigadas no trabalho, é apresentado nas Figuras 4.29 a 4.31.

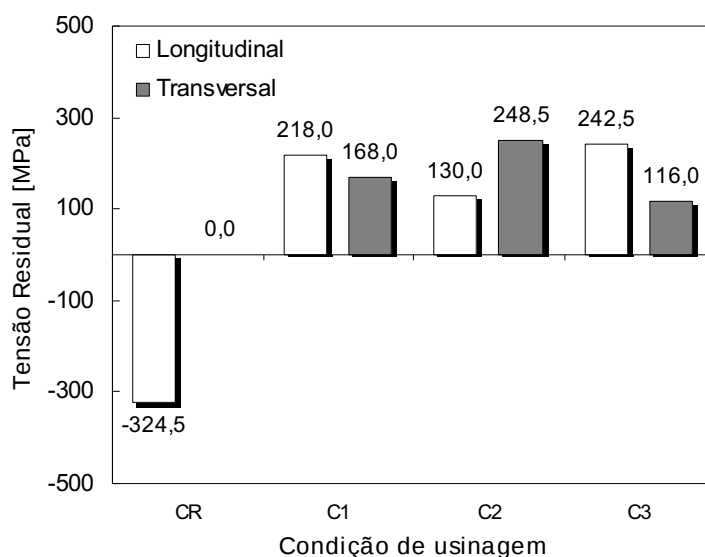


Figura 4.29 - Tensão residual obtida nas amostras (N).

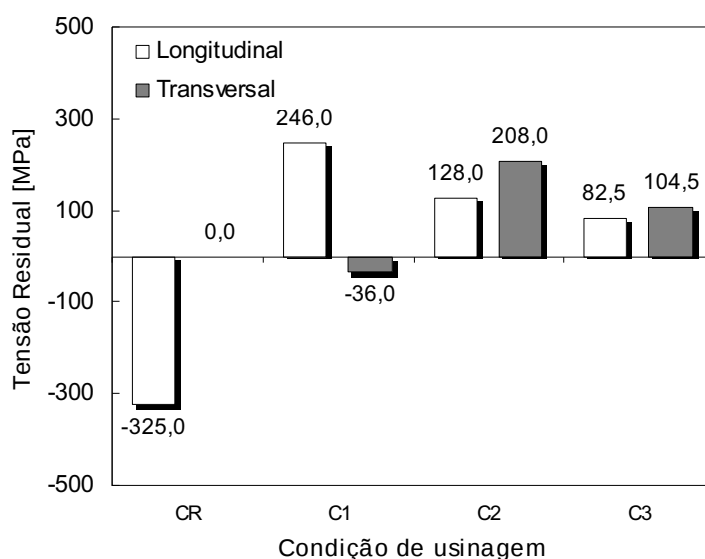


Figura 4.30 - Tensão residual obtida nas amostras (F).

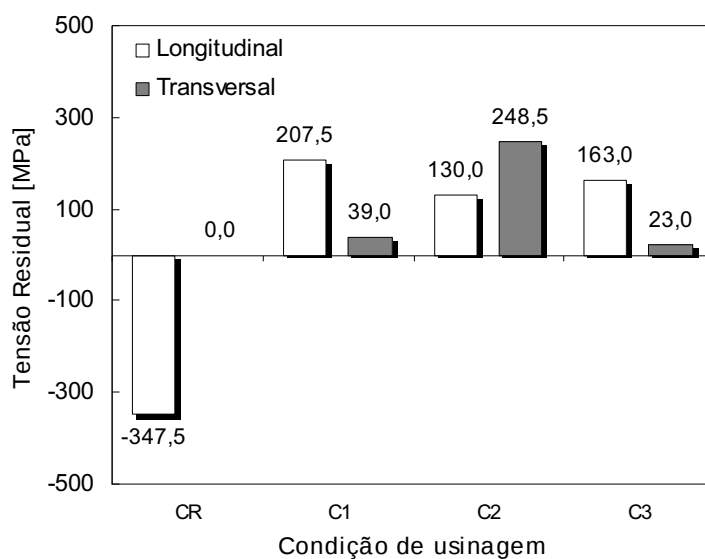


Figura 4.31 - Tensão residual obtida nas amostras (A).

Primeiramente, observa-se igual comportamento para as amostras quando pré-usinadas, ou seja, aquelas que sofreram apenas torneamento convencional. Nota-se que nesta condição “como recebido” (CR), todos os corpos-de-prova apresentaram tensões residuais compressivas. A magnitude destas tensões variou entre -324,5 e -347,5 MPa, com desvios percentuais entre 3,2 e 5,1%. Ressalta-se que a tensão residual na direção transversal à do avanço da ferramenta não foi medida nesta condição de usinagem.

Para o processo de fresamento empregado nos ensaios finais, notou-se a introdução de tensões residuais longitudinais trativas para todas as condições de usinagem utilizadas. Provavelmente, o fator térmico (devido ao corte a seco) associado ao mecânico (ditado pela força de avanço da ferramenta), possa ter contribuído para a geração deste tipo de tensão residual. Além disso, o emprego de ferramentas com ângulo de saída positivo costuma imprimir tensões residuais de tração.

Da mesma forma, na direção transversal houve predominância de tensões trativas, talvez ditadas por alguma componente cisalhante derivada da direção longitudinal, além do efeito térmico e mecânico, agora ditado pela força de apoio da ferramenta. Única exceção ocorreu com a condição de usinagem C1 da amostra (F), em que a tensão residual foi compressiva, porém de baixa magnitude.

Vale lembrar que tensões residuais trativas não são benéficas ao desempenho da peça em serviço, conforme citado em alguns estudos presentes na revisão bibliográfica deste trabalho, podendo conduzir à falha do componente em serviço.

Comparando-se as magnitudes das tensões longitudinais, observou-se maiores níveis para as condições C1 e C3, exceto para a amostra (F) usinada na condição C3. Considerando os desvios encontrados nas medições, estimados entre 11,4 e 22,4%, esta afirmação ainda permanece válida, tendo como exceção apenas a amostra (A). Estes dados estão mais bem apresentados nas Figuras 4.32 e 4.33, por meio das quais pode-se fazer uma melhor análise das tensões residuais em relação às direções de medição.

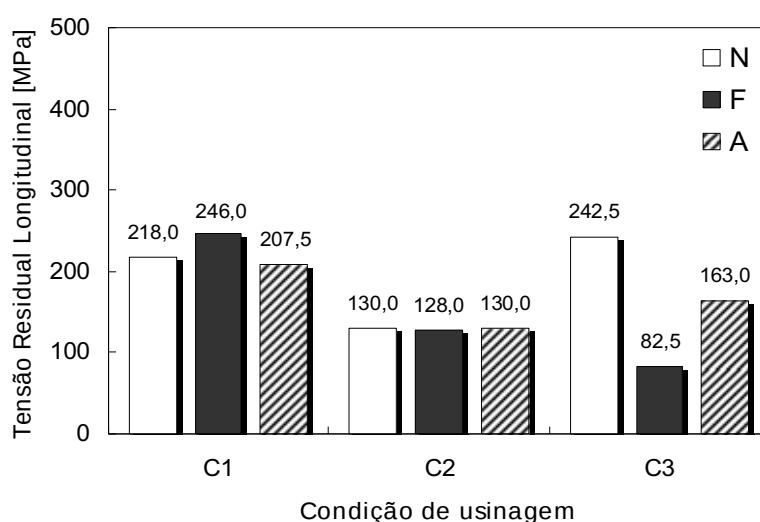


Figura 4.32 - Tensão residual obtida na direção longitudinal para as amostras (N), (F) e (A).

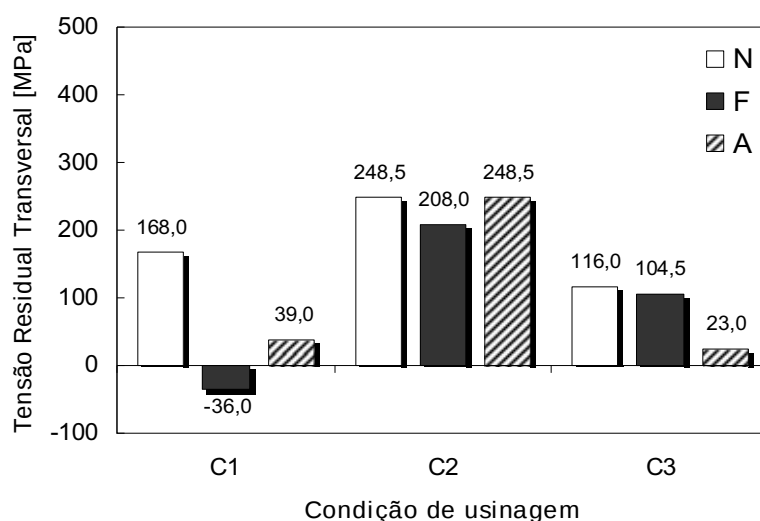


Figura 4.33 - Tensão residual obtida na direção transversal para as amostras (N), (F) e (A).

Constatou-se que a condição C2 apresentou tensões transversais maiores para todas as amostras quando comparadas às longitudinais. Assim, mesmo possuindo a mesma direção de avanço das condições de usinagem anteriores, acredita-se que a força de apoio tenha contribuído com um efeito superior ao da força de avanço. Este fato pode ter ocorrido devido a maior profundidade de usinagem e ao avanço intermediário utilizado nesta condição.

Comparando-se as tensões medidas em relação ao tipo das amostras, observam-se os maiores valores em geral para os corpos-de-prova (N), exceção feita apenas à condição C1 na direção longitudinal. Todavia, os menores valores não foram caracterizados apenas por um tipo de corpo-de-prova. Eles variaram, em geral, entre as amostras (F) e (A), dependendo das condições de usinagem empregada.

Vale ressaltar que estas medições foram realizadas fora da universidade onde este trabalho foi desenvolvido, conforme já especificado anteriormente. Dessa maneira, após a solicitação e execução deste serviço, recebeu-se os dados medidos juntamente com os respectivos desvios. Esses variaram em média entre 5 a 25%, com exceção de três medições, nas quais estes desvios alcançaram valores maiores. Estas três medições referem-se à tensão residual na direção transversal. Um ponto é atribuído à amostra (F) na condição C1, o qual chegou-se a apresentar tensões do tipo compressivas. Os outros dois pertencem à amostra (A) para a condição de usinagem C1 e C3.

Fazendo-se uma comparação em paralelo, apenas para as amostras (N) e (F), em virtude da proximidade das características microestruturais, exceto tamanho médio de grão, os valores de tensão residual medidos apresentaram uma tendência um pouco diferente entre eles. Em resumo, pode-se dizer que as amostras (F) tiveram melhor desempenho em ambas as tensões residuais longitudinais e transversais impressas pelas condições de usinagem C2 e C3, sendo o único aspecto desfavorável, a tensão residual longitudinal gerada pela condição de usinagem C1. Do ponto de vista da condição de usinagem estudada, o processo HSC, em geral, causou menor influência na integridade superficial das peças usinadas, concordando com Silva (2002), que cita a diminuição dos níveis de tensão residual trativa com o aumento da velocidade de corte.

Além disso, os resultados de tensão residual, embora aparentemente aleatórios, concordaram em boa parte com aqueles de rugosidade, dureza e formação de cavaco, que apontam uma tendência de melhoria na usinabilidade com o emprego da usinagem HPC e HSC, onde os cavacos foram mais bem formados, as melhores rugosidades e os menores impactos na dureza foram alcançados.

Os resultados aqui relatados foram distintos dos apresentados por Field, Kahles e Koster (1989), os quais indicam de forma bastante geral que operações de fresamento tendem a gerar tensões residuais compressivas. Todavia, os mesmos autores presenciaram tensões residuais de tração no fresamento de faceamento do aço 4340, com corte a seco e profundidade de usinagem de 1,0 mm. Além disso, os resultados apresentados aqui concordam com a pesquisa realizada por Chevrier et al. (2003), na qual empregaram pequenas profundidades de usinagem no processo de fresamento, entre 1 a 3,5 mm, obtendo-se tensões residuais trativas.

Em retificação, por exemplo, operações de acabamento tendem a imprimir tensões residuais compressivas na peça (TRICARD, 1989). Aguiar et al. (2007) também chegaram à mesma conclusão no processo de torneamento de aços endurecidos. Enfim, conclui-se que muitas variáveis exercem influência na tensão residual de forma diferente e os processos de usinagem aparentemente apresentam comportamentos distintos.

4.2 Indicadores de Usinabilidade

A seguir serão abordados os resultados e discussões geradas em relação aos parâmetros de usinabilidade estudados nesta pesquisa, sendo eles, rugosidade e formação do cavaco.

4.2.1 Rugosidade

Conforme mencionado no item 3.5.2, a rugosidade das amostras foi analisada tanto na forma quantitativa, por meio de um rugosímetro, quanto na qualitativa pelo registro de imagens em diferentes aumentos. Os dados quantitativos das amostras podem ser observados nas Figuras 4.34 a 4.36.

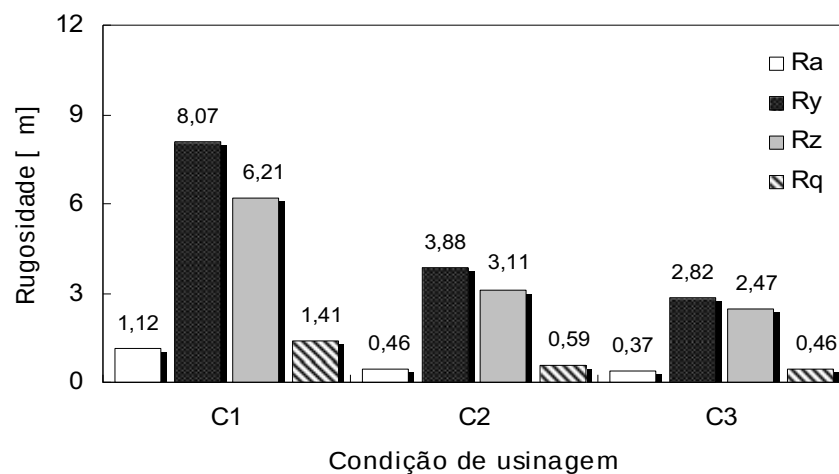


Figura 4.34 - Acabamento superficial das amostras (N) em função da condição de usinagem.

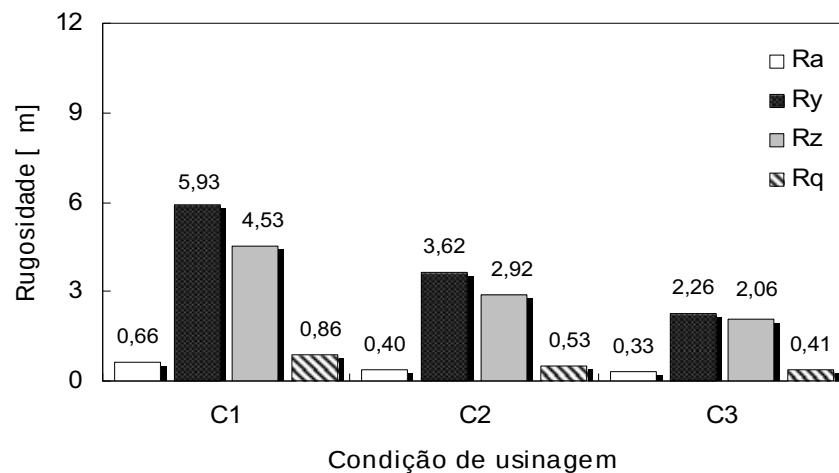


Figura 4.35 - Acabamento superficial das amostras (F) em função da condição de usinagem.

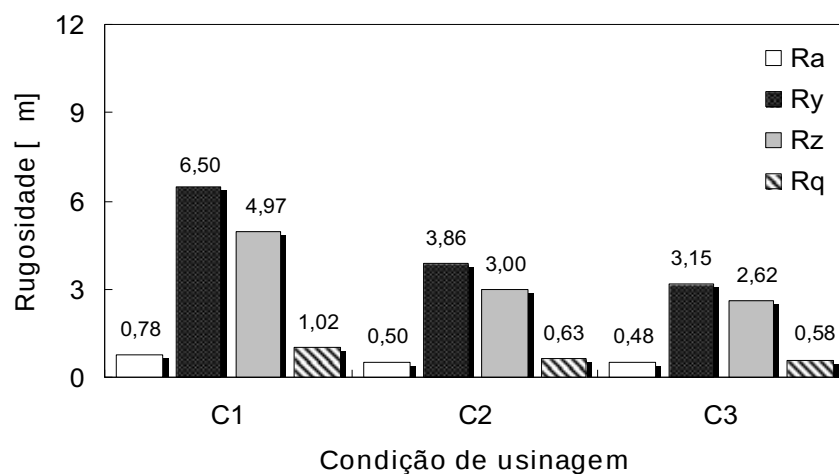


Figura 4.36 - Acabamento superficial das amostras (A) em função da condição de usinagem.

Pode-se observar que as figuras apresentadas acima correspondem ao acabamento superficial das amostras levando-se em consideração quatro parâmetros de rugosidade, os quais já foram definidos anteriormente. Estes dados estão em função das condições de usinagem pelas quais os corpos-de-prova foram submetidos, isto é, C1, C2 e C3, apresentadas na Tabela 3.1.

Estes resultados foram tratados estatisticamente empregando os desvios baseados nos Coeficientes de Student. Dessa forma, obteve-se desvios percentuais médios para as amostras (N) de 11,4% para R_a , 13,9% para R_y , e 10% para R_z e R_q .

Seguindo o mesmo método apresentado para as amostras (N), os resultados dos corpos-de-prova (F) exibiram os seguintes desvios: 14,2%, 12,5%, 12,4% e 13,4% para R_a , R_y , R_z e R_q , respectivamente. Analogamente, nas amostras (A) os desvios atingiram níveis de 20,5%, 15,7%, 15,2% e 19%, para os parâmetros R_a , R_y , R_z e R_q , respectivamente. Todos estes resultados possuem uma confiabilidade de 95%.

Em uma primeira análise, nota-se que todos os parâmetros de rugosidade apresentaram a mesma tendência de queda em seus valores com a seqüência de usinagem C1, C2 e C3 (nesta ordem) ou equivalentemente com o aumento da velocidade de corte e, sobretudo, diminuição do avanço. Todavia, fez-se uma análise mais apurada sobre a rugosidade média aritmética (R_a), em função das condições de usinagem e microestrutura do material, (N), (F) e (A). Estes dados estão mostrados na Figura 4.37. Os desvios percentuais encontrados nessas medidas já foram apresentados anteriormente juntamente com os dos outros parâmetros.

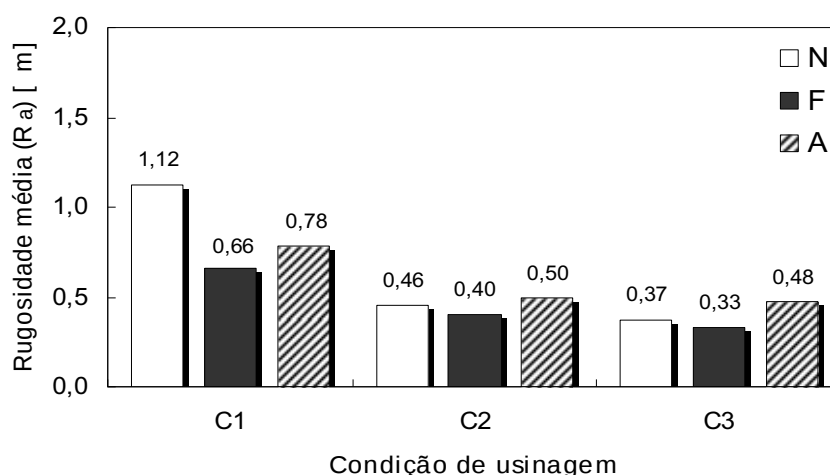


Figura 4.37 - Rugosidade média aritmética (R_a) das amostras (N), (F) e (A) em função da condição de usinagem.

Por meio deste gráfico, pode-se fazer uma análise do grau de influência das condições de corte no acabamento, além de uma possível comparação entre as microestruturas. As amostras (N) exibiram uma queda nos níveis de rugosidade em torno de 67% quando comparadas as condições C1 e C3. Para as outras amostras, (F) e (A), essa queda foi de 50% e 38%, respectivamente.

Com estes dados, fica evidente a melhoria estabelecida com o emprego da condição HSC (C3) em substituição à condição de usinagem adotada pela empresa (C1). Esta conclusão já era esperada em virtude das pesquisas da literatura científica, nas quais

a maioria dos trabalhos apresentava resultados satisfatórios em relação ao acabamento devido ao aumento da velocidade de corte e diminuição do avanço. Em relação à profundidade de usinagem, pouca influência é observada conforme relata Diniz, Marcondes e Coppini (2000).

A condição de usinagem C2 gerou níveis de rugosidade intermediários entre as condições C1 e C3. De maneira análoga à comparação entre as condições C1 e C3, acredita-se que este resultado derivou do aumento da velocidade de corte e, principalmente, da diminuição do avanço. Este dado sinaliza para uma relação interessante entre produtividade e acabamento superficial, sendo possível aumentar a taxa de remoção de material e ainda aprimorar a rugosidade da peça. A maior profundidade de usinagem permite aumentar a área da seção de corte e, por conseguinte, o volume de material removido. A velocidade de corte possui papel duplo, pois seu aumento (juntamente com o da profundidade de usinagem) contribui concomitantemente com a elevação da produtividade e com a queda da rugosidade, neste caso associado à queda do avanço da ferramenta, que possui grande influência no acabamento da peça.

Analisando-se o acabamento em função da microestrutura apresentada pelo material, nota-se uma tendência na qual os menores níveis de rugosidade média ocorreram na amostra (F) e os maiores na (A), com exceção apenas da condição C1.

Finalmente, com o intuito de comprovar os dados obtidos quantitativamente, fez-se uma análise qualitativa do acabamento superficial por meio de uma lupa e de um microscópio, ambos já especificados. Estas imagens são exibidas nas Figuras 4.38 a 4.40.

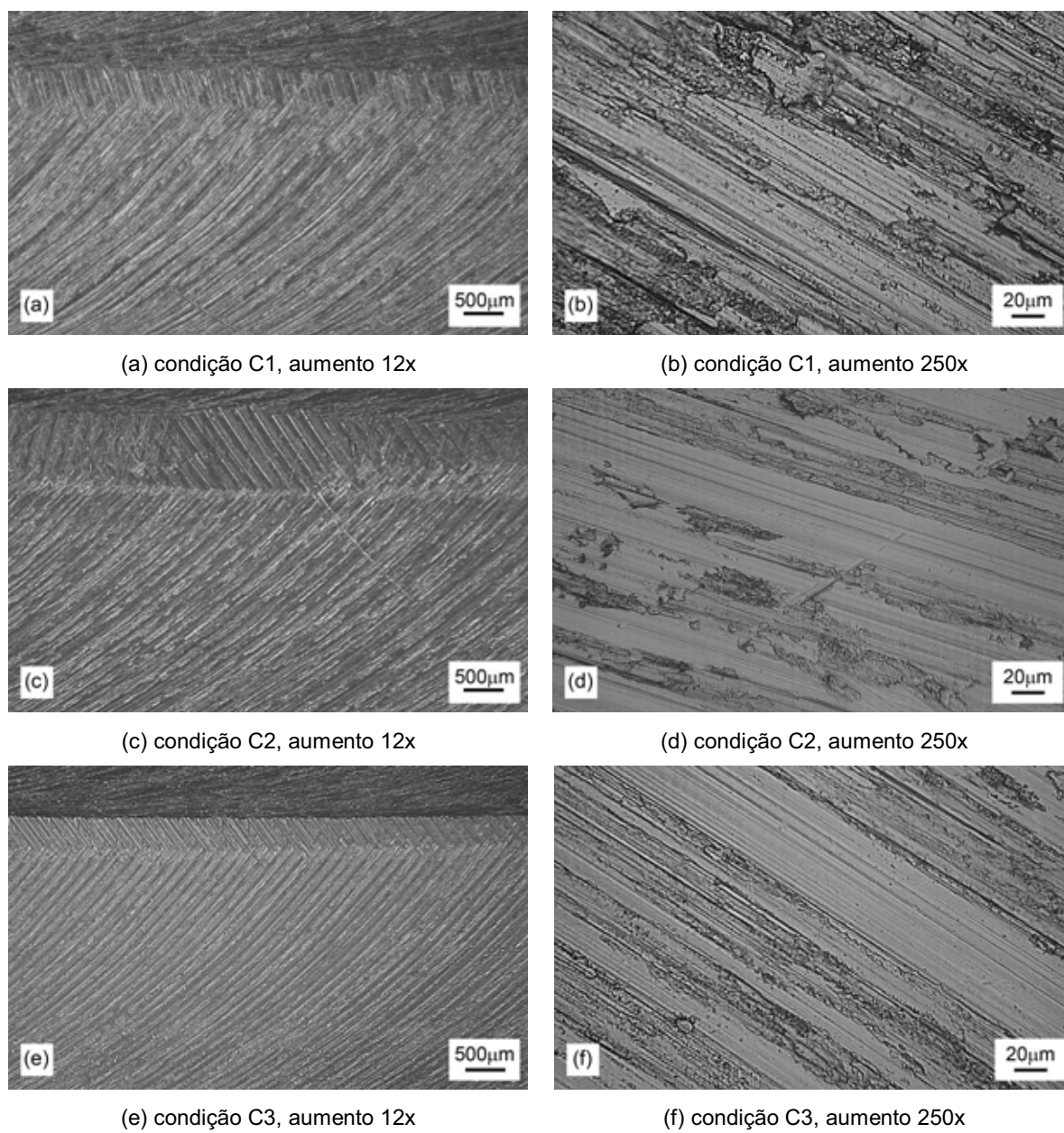


Figura 4.38 - Acabamento superficial das amostras (N).

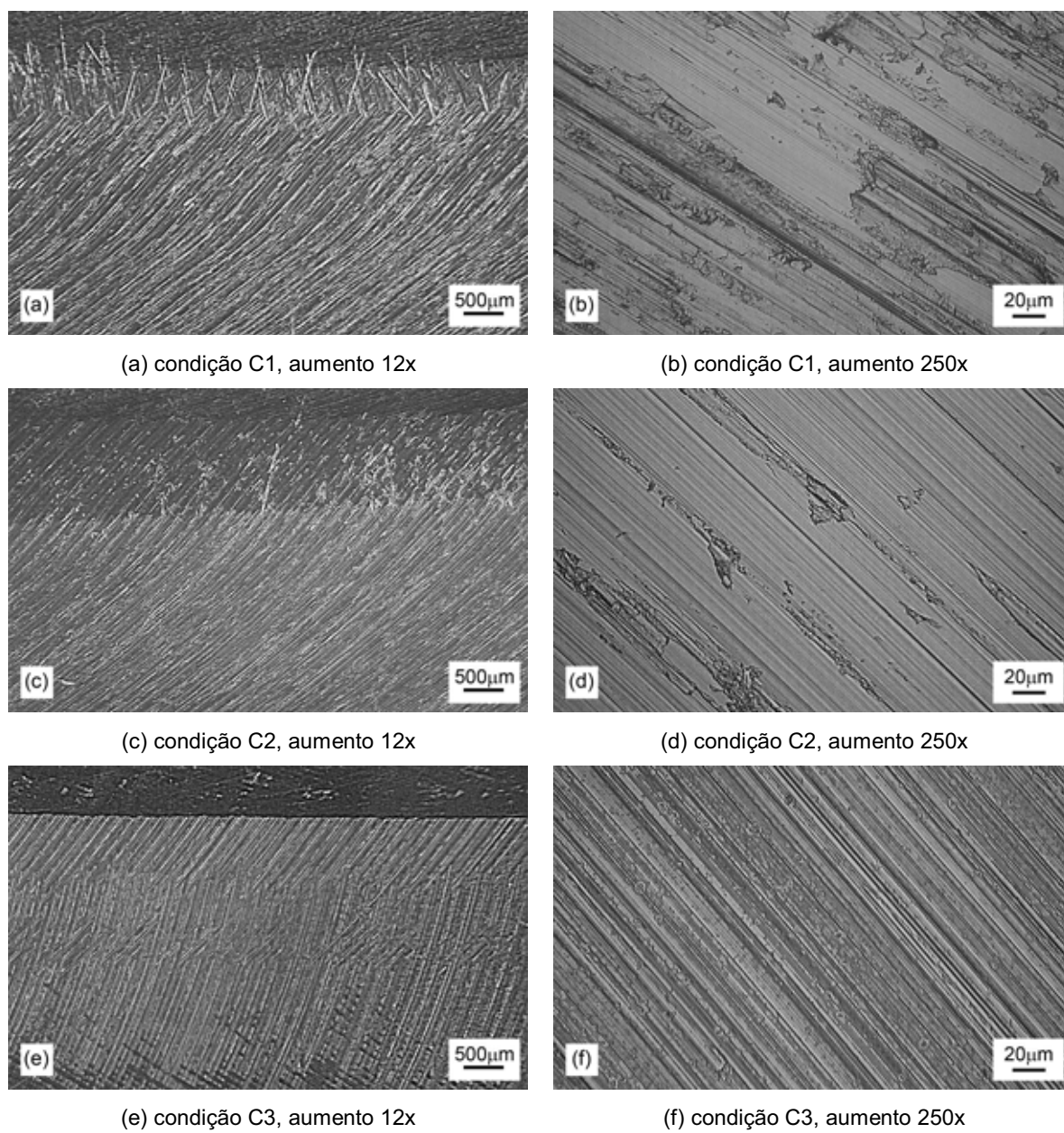


Figura 4.39 - Acabamento superficial das amostras (F).

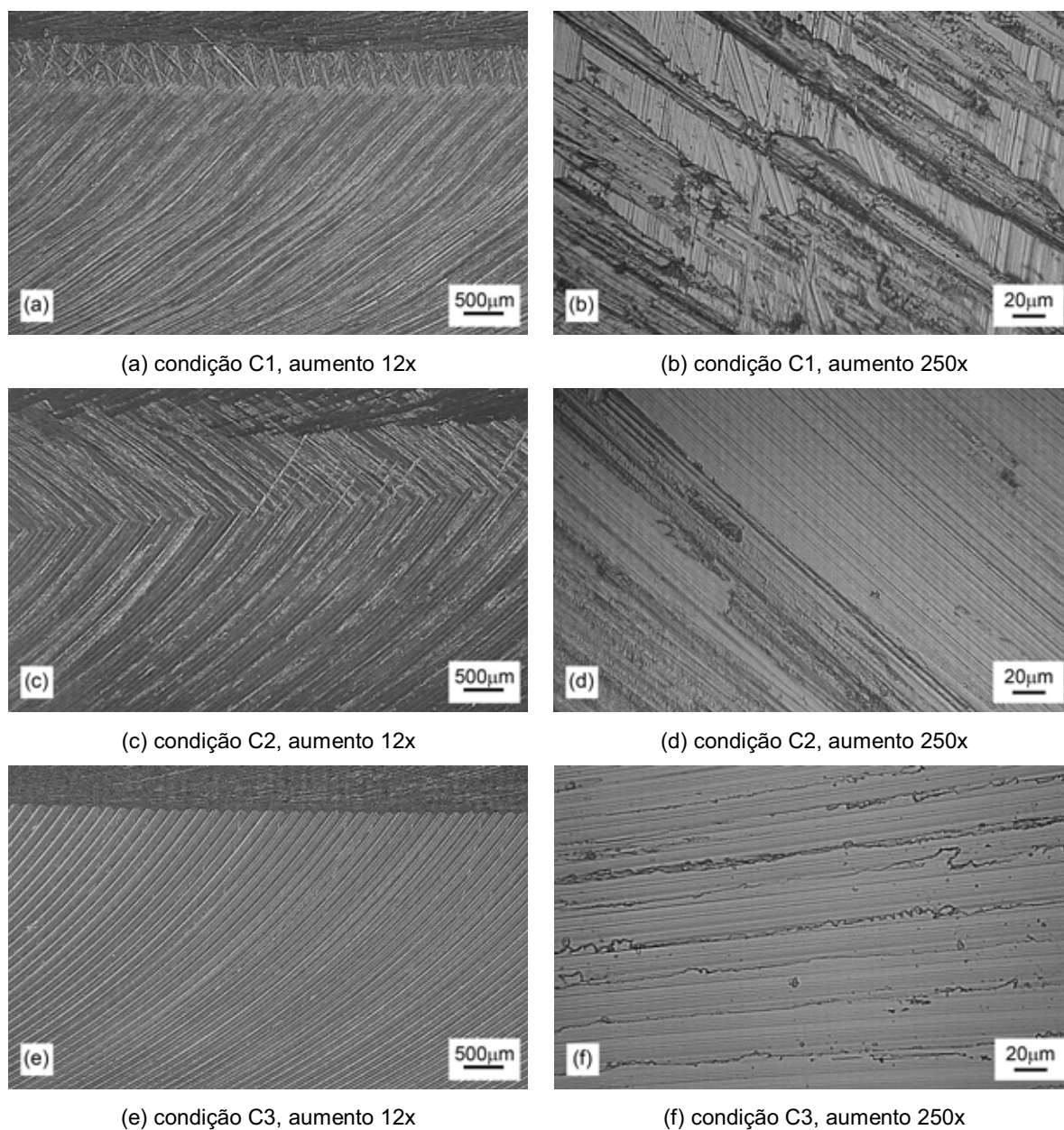


Figura 4.40 - Acabamento superficial das amostras (A).

Por meio das imagens acima, pode-se fazer uma associação entre os dados quantitativos e qualitativos. Nota-se que para todos os tipos de condições microestruturais analisadas, (N), (F) e (A), o melhor acabamento superficial resultou da condição HSC.

Percebe-se nitidamente que para a condição C1, a textura superficial apresenta marcas de avanço bastante irregulares, enquanto a usinagem HSC, seguida da HPC, gerou sulcos com padrão mais uniforme. Como em nenhuma condição houve desgaste da ferramenta e nem a formação de aresta postiça de corte, a explicação para esta melhoria

provavelmente reside no processo de corte do material. Na condição C1, a ação da ferramenta produziu, além do cisalhamento típico do cavaco, certo grau de recalque ou “amassamento” do material da peça, que fez escoar ou deformar o material tanto na direção do avanço, como na direção lateral à do avanço. Este efeito pode ser mais bem notado nas Figuras 4.38b e 4.39b. Com aumento da velocidade de corte, as imagens sinalizam para um aumento da parcela do cisalhamento (corte) e uma diminuição do recalque (amassamento) do material, o que conduziu ao aprimoramento do acabamento superficial da peça. É importante ressaltar que a interpretação acima independe do avanço da ferramenta.

Por fim, as magnitudes de rugosidade determinadas neste trabalho encontram-se na faixa de 0,33 a 1,12 μm para os ensaios finais, estando entre os valores mais usuais de 0,8 a 6,3 μm alcançados em fresamento (FIELD, KAHLES e KOSTER, 1989). Segundo os autores, estes níveis de rugosidade são típicos de processos de retificação, que variam em média entre 0,1 a 1,6 μm . A condição de usinagem C3 (HSC) proporcionou as rugosidades mais baixas, podendo em alguns casos ser aplicada em substituição aos processos de remoção de material com ferramenta abrasiva.

4.2.2 Formação de Cavaco

De forma análoga à rugosidade, o estudo do mecanismo de formação dos cavacos foi realizado com base nos aspectos quantitativos e qualitativos. O primeiro recorreu aos cálculos de grau de recalque, taxas de deformação e medições do ângulo da microestrutura, e o segundo calçou-se na análise visual de imagens obtidas a olho nu, por microscopia óptica e eletrônica de varredura.

Foram realizados três tipos de imagens para cada tipo de cavaco e para cada condição de usinagem empregada. Na primeira objetivou-se mostrar a microestrutura deformada do cavaco. No segundo registro, o foco principal foi estudar a porção do cavaco onde sua espessura é máxima, por ser considerada uma região chave quanto ao comportamento da microestrutura e ao cálculo do grau de recalque. A última fotografia visou dar um destaque maior às superfícies dos cavacos, examinando a ocorrência ou não de uma possível segmentação das lamelas.

Observando-se os resultados do ângulo da microestrutura, evidencia-se uma tendência na diminuição de η em virtude da substituição da usinagem convencional pela

HSC. A Figura 4.41 resume os resultados dos ângulos de deformação da microestrutura dos cavacos.

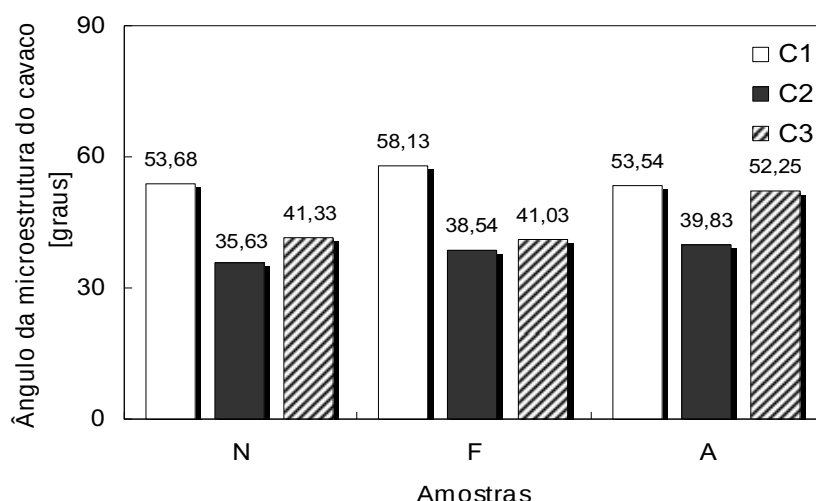


Figura 4.41 - Valores do ângulo da microestrutura (η) para as amostras (N), (F) e (A).

Conforme mencionado acima, a diferença nos valores de η fica bem mais evidenciada para as amostras (N) e (F), para as quais essa queda no valor deste ângulo é de aproximadamente 30 e 42%, respectivamente, quando comparadas as condições C1 e C3. Quanto aos valores obtidos para a condição (A), pode-se dizer que eles estiveram próximos para a condição de usinagem convencional e HSC.

Outra característica importante notada por meio da Figura 4.41 é a tendência do menor valor de η ocorrer na condição C2 de usinagem, ou seja, a condição intermediária. Dessa maneira, poder-se-ia pensar que estes valores deveriam também ser valores intermediários aos apresentados pelas condições C1 e C3. Todavia, este comportamento intermediário não ocorreu, provavelmente pelo fato de o cavaco da condição C2 ter sido gerado com uma profundidade de usinagem muito mais elevada em relação às outras condições de usinagem, sendo 100% em relação a C1 e 200% em comparação a C3. Logo este aumento considerável no a_p pode ter causado uma influência maior que propriamente a da velocidade de corte e do avanço.

Vale lembrar que o ângulo da microestrutura (η) denota a direção da máxima tensão cisalhante no cavaco e possui relação inversamente proporcional com o de cisalhamento (ϕ), que, por sua vez, depende do grau de recalque R_c . Medições em microscópio óptico da

espessura máxima de três cavacos representativos de cada combinação de ensaio permitiram constatar que a condição de usinagem C2 apresentou em média o menor grau de recalque ($R_c \cong 1,50$), cerca de 34% menor que o da condição C1 e 17% em relação ao da condição C3. Além disso, medições e observações a olho nu da morfologia dos cavacos revelaram que os da condição C2 apresentaram menores ângulos de hélice e menores deformações laterais, sendo apenas 13% contra 29% da condição C1 e 45% da condição C3.

Portanto, à medida que ocorre o aumento da velocidade de corte, associada ao aumento da profundidade de usinagem (no caso da condição C2), tem-se uma elevação no valor de ϕ e uma diminuição de η . Recorrendo-se ao modelo do corte ortogonal, mesmo estendido ao corte tridimensional, tal como cita Ferraresi (1970), foi possível averiguar que o ângulo de cisalhamento estimado para a condição C2 foi cerca de 62% maior que o da condição C1 e 22% que o da condição C3. Por fim, acredita-se que as razões para o comportamento do ângulo da microestrutura do cavaco estejam baseadas na relação inversa entre os ângulos ϕ e η , e nos resultados discutidos no parágrafo anterior.

Apesar de apresentar os mesmos dados da Figura 4.41, pode-se fazer uma re-análise desses resultados em função das condições de corte para as três variações de amostras. Desse modo, a Figura 4.42 apresenta os valores de η agrupados em função das condições de usinagem.

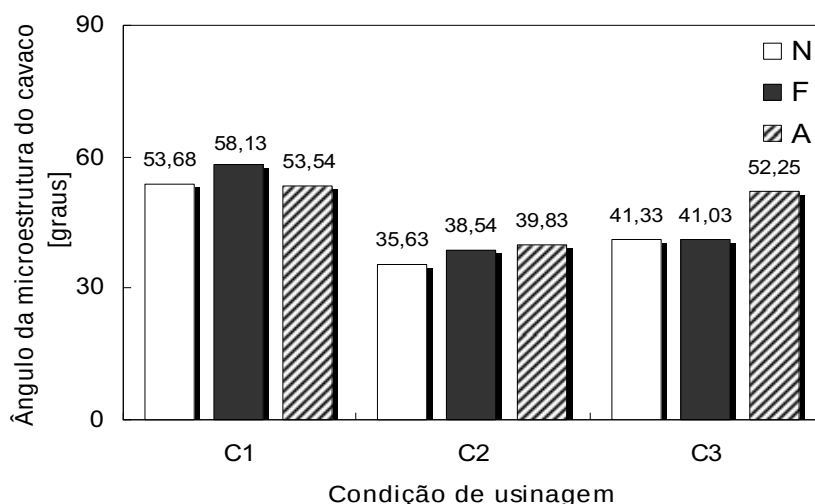


Figura 4.42 - Valores do ângulo da microestrutura (η) segundo as condições de usinagem (C1), (C2) e (C3).

Observa-se que as amostras (N) e (F) apresentaram características bem parecidas, em relação ao ângulo η , assim como para outras variáveis, entre elas a dureza. Porém os corpos-de-prova (A) exibiram um comportamento um pouco diferente, devido às suas propriedades mecânicas não estarem tão próximas às dos outros materiais. Um exemplo deste fato seria a microestrutura apresentada por este tipo de material, a qual indicou grãos mais alongados mesmo antes dos ensaios finais de usinagem. Dessa forma, os valores do ângulo η estiveram próximos para as condições de usinagem C1 e C3.

Com o intuito de estabelecer uma relação qualitativa, além da quantitativa apresentada há pouco e conforme antecipado no início deste sub-item, as figuras a seguir apresentam as imagens dos cavacos gerados durante os ensaios finais de fresamento, seguindo a divisão em três grupos de registros, como comentado anteriormente. As Figuras 4.43 a 4.45 exibem uma comparação da deformação da microestrutura do cavaco em função da condição de usinagem utilizada. Estas fotos foram realizadas com um aumento de aproximadamente 350x. Decidiu-se também colocar imagens da microestrutura original dos materiais, visando facilitar a comparação com a microestrutura deformada dos cavacos gerados nos ensaios finais de usinagem.

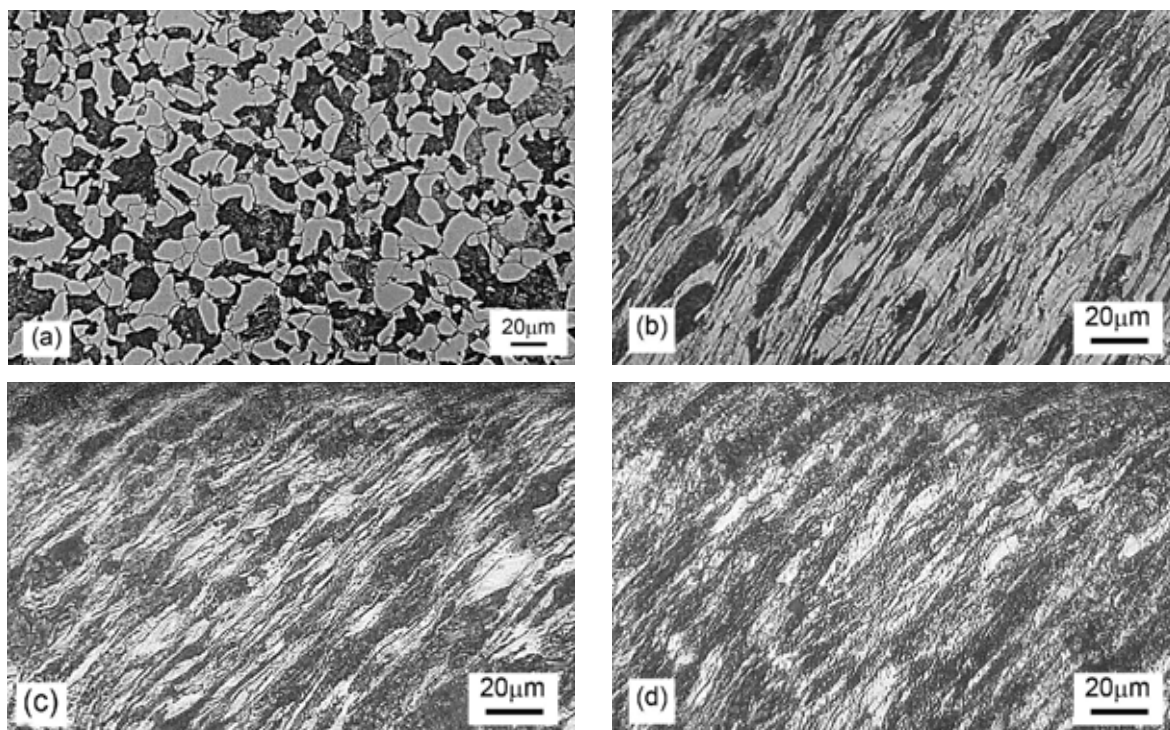


Figura 4.43 - Amostra (N), (a) microestrutura original, deformação microestrutural dos cavacos para (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque com Nital 2%).

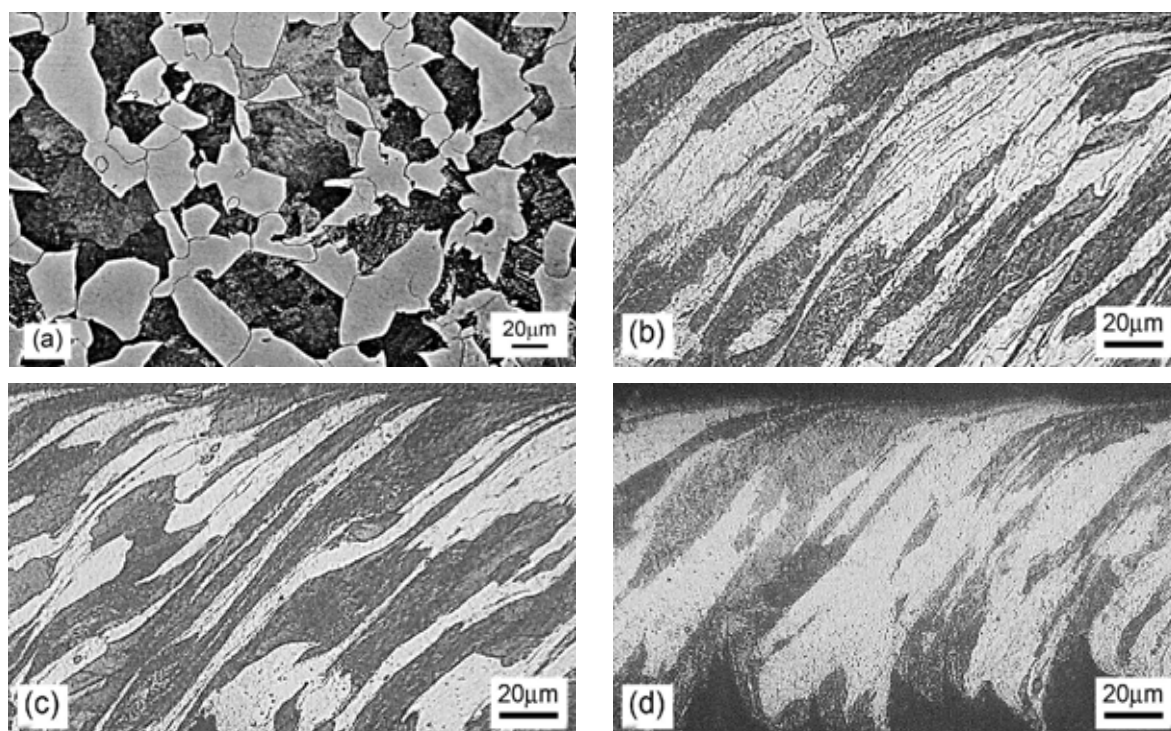


Figura 4.44 - Amostra (F), (a) microestrutura original, deformação microestrutural dos cavacos para (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque com Nital 2%).

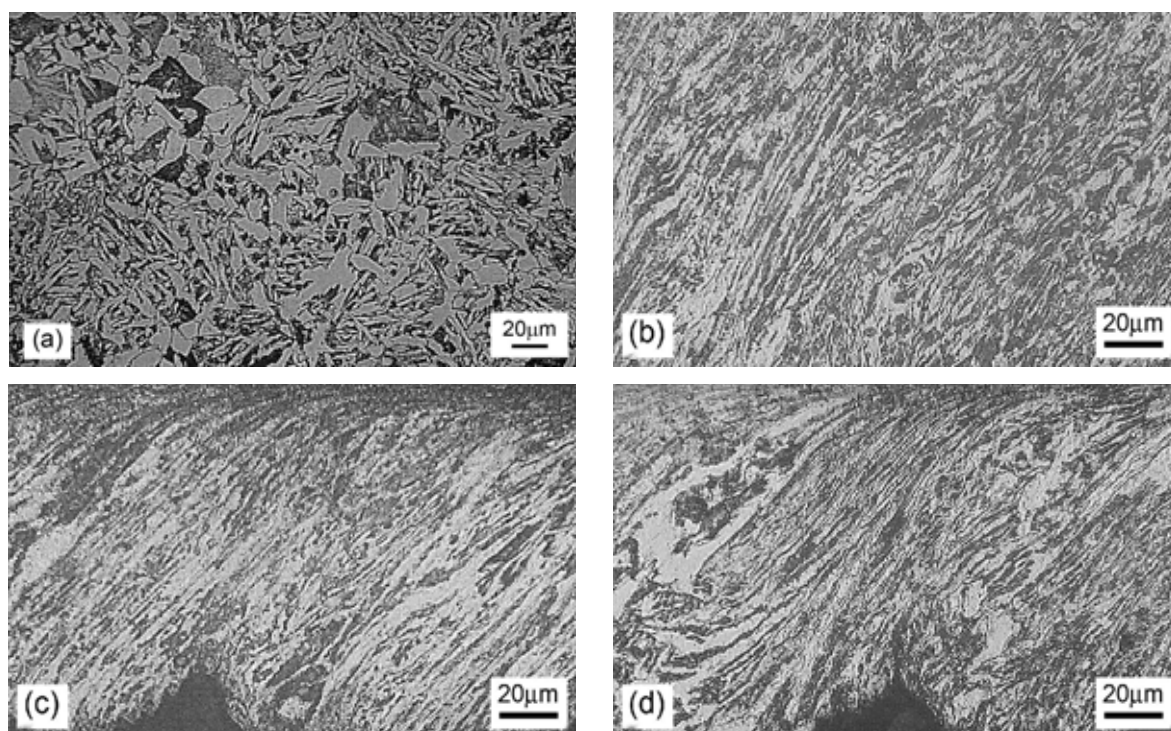


Figura 4.45 - Amostra (A), (a) microestrutura original, deformação microestrutural dos cavacos para (b) C1, (c) C2 e (d) C3 (Ataque com Nital 2%).

Pode-se notar um elevado grau de deformação na microestrutura dos cavacos quando comparados à microestrutura original, principalmente nas amostras (N) e (F). Todavia, os cavacos não apresentaram muita diferença em relação à deformação de suas microestruturas, quando comparados entre o mesmo material, porém em condições de usinagem diferentes. Dessa forma, a observação principal feita foi a ocorrência de uma microestrutura mais alongada por parte dos cavacos das amostras (A). Contudo, esse tipo de material já possuía grãos mais alongados, antes mesmo dos ensaios de fresamento, conforme comprova a Figura 4.45a.

De modo geral, os três tipos de materiais, (N), (F) e (A), apresentaram cavacos com microconstituintes alongados. Assim, as imagens exibem lamelas de ferritas (componente mais claro) e perlitas (microconstituente mais escuro) intercaladas. As amostras (N) e (F) apresentaram uma microestrutura do cavaco mais próxima, tendo como principal diferença a espessura das lamelas de ferrita e perlita, sendo maiores nos corpos-de-prova (F), devido ao maior tamanho de grão do material original (Figura 4.44a).

Outro grupo de imagens interessantes obtidas dos cavacos gerados durante os ensaios finais de usinagem corresponde aos registros nos quais visou-se identificar áreas de transição nos cavacos. Estas áreas ocorreram na extremidade mais espessa dos cavacos, apresentando uma região com material menos deformado e outra mais deformado. As Figuras 4.46 a 4.48 mostram estas fotos.

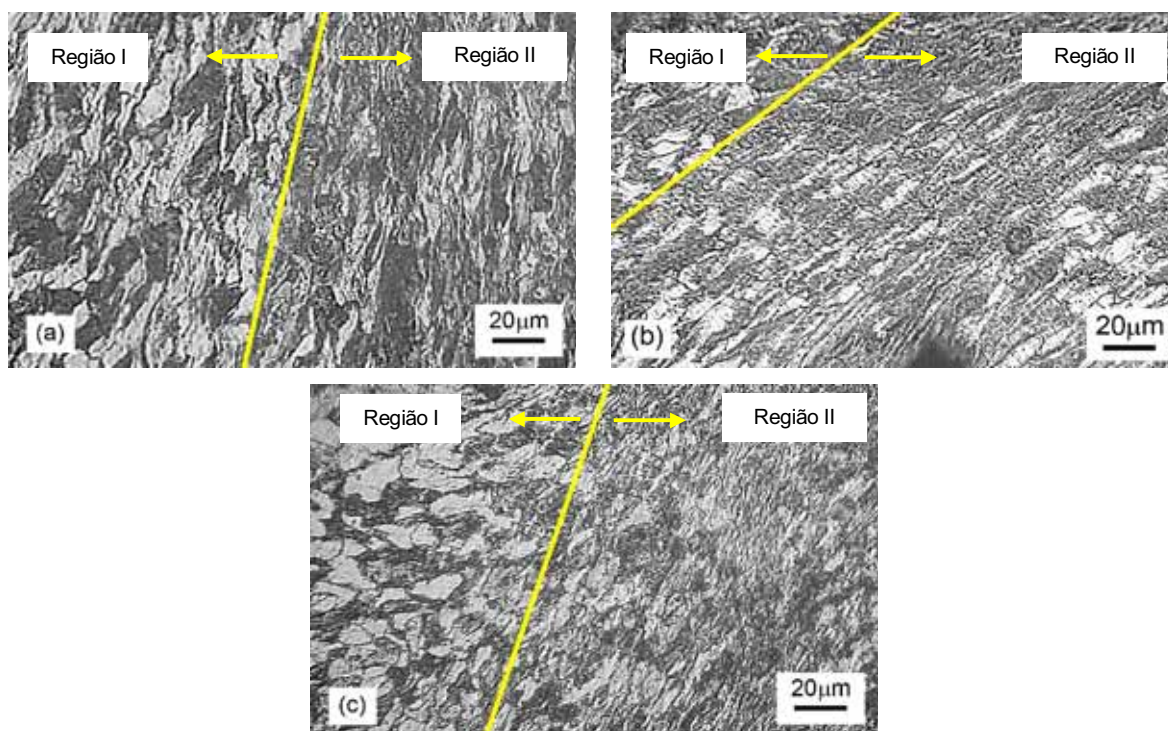


Figura 4.46 - Área de transição dos cavacos (N), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).

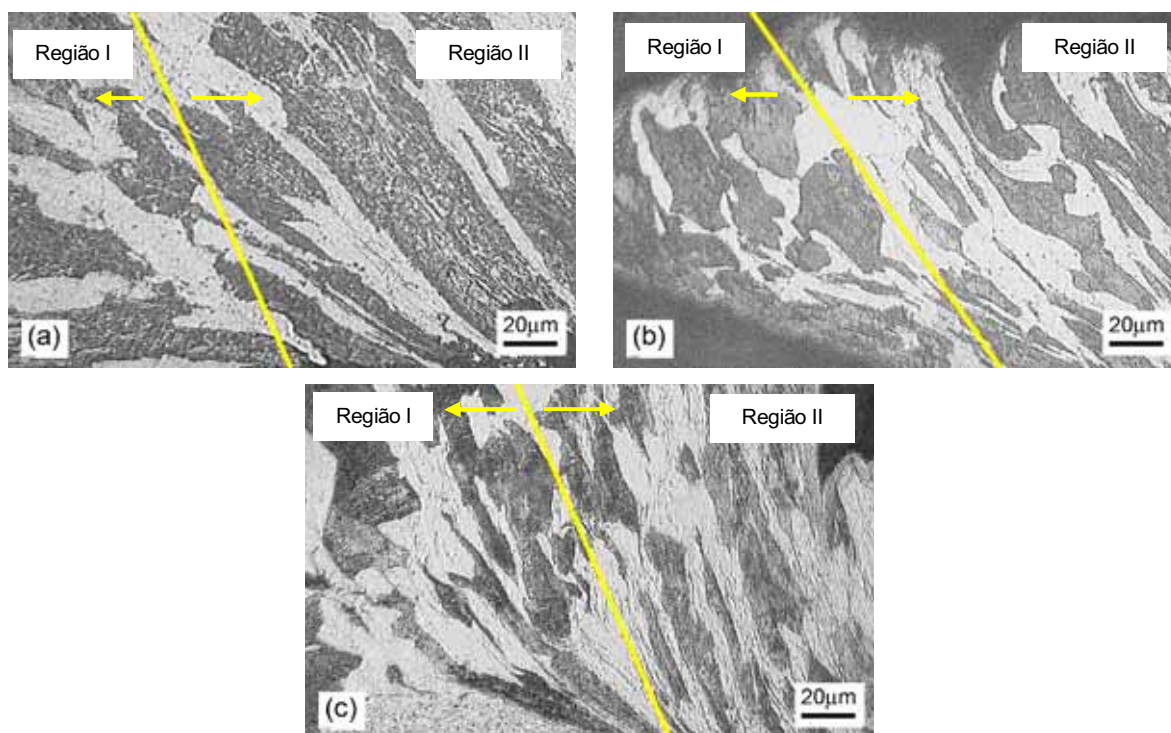


Figura 4.47 - Área de transição dos cavacos (F), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).

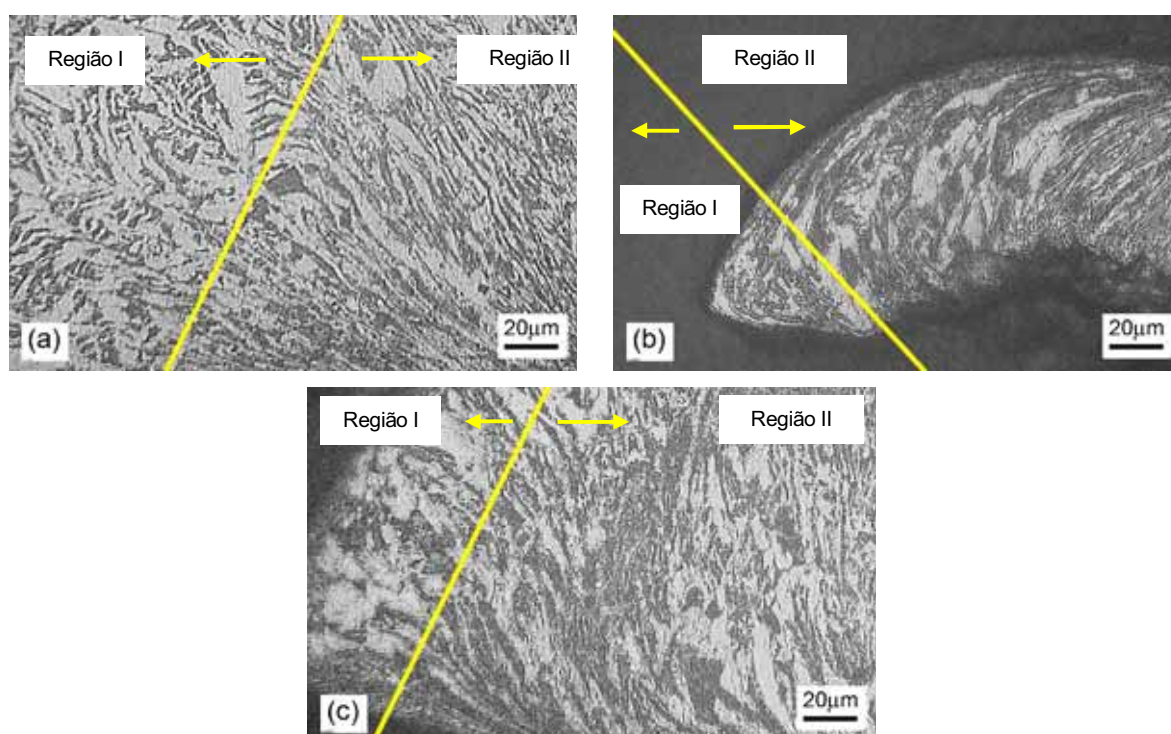


Figura 4.48 - Área de transição dos cavacos (A), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).

Por meio das figuras apresentadas acima, nota-se uma área de transição para todos os tipos de cavaco. O grande objetivo destas imagens é tentar mostrar o grau de deformação sofrido pelo cavaco quando comparado aos grãos menos suscetíveis à deformação. Além disso, buscou-se identificar a posição de espessura máxima dos cavacos para permitir a medida do ângulo da microestrutura.

Em todas as fotos há duas regiões. Uma representa a área pouco deformada do material (região I) e a outra exibe grãos bastante deformados (região II). Contudo, nota-se por meio das imagens apresentadas acima uma pequena variação no tamanho destas áreas de transição devido à variação dimensional das amostras. Em resumo, a amostra (F) exibiu as maiores áreas de transição.

Por fim, o último conjunto de imagens registradas dos cavacos foi realizado com o objetivo de analisar o tipo e a forma do cavaco gerado durante o processo de usinagem, tentando identificar um possível cavaco segmentado, o qual garantiria que a velocidade de corte utilizada na condição C3 estaria dentro da faixa HSC. As Figuras 4.49 a 4.51 mostram a superfície superior do cavaco.

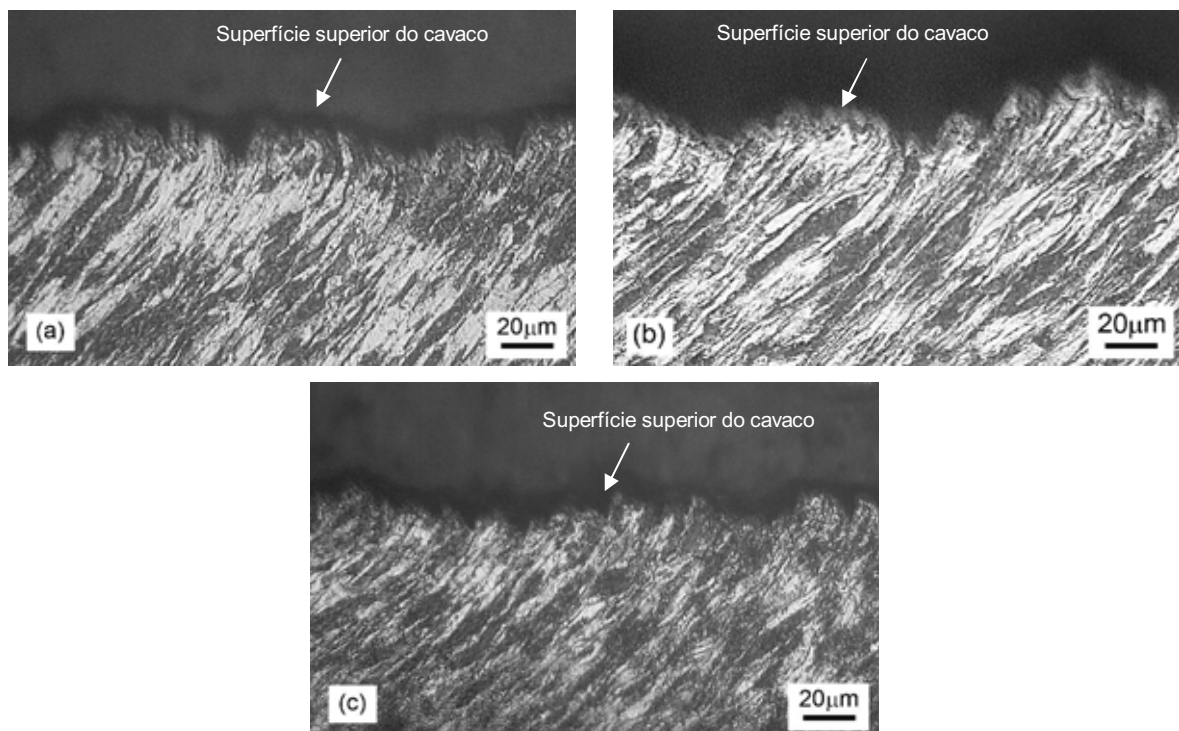


Figura 4.49 - Superfície superior dos cavacos (N), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).

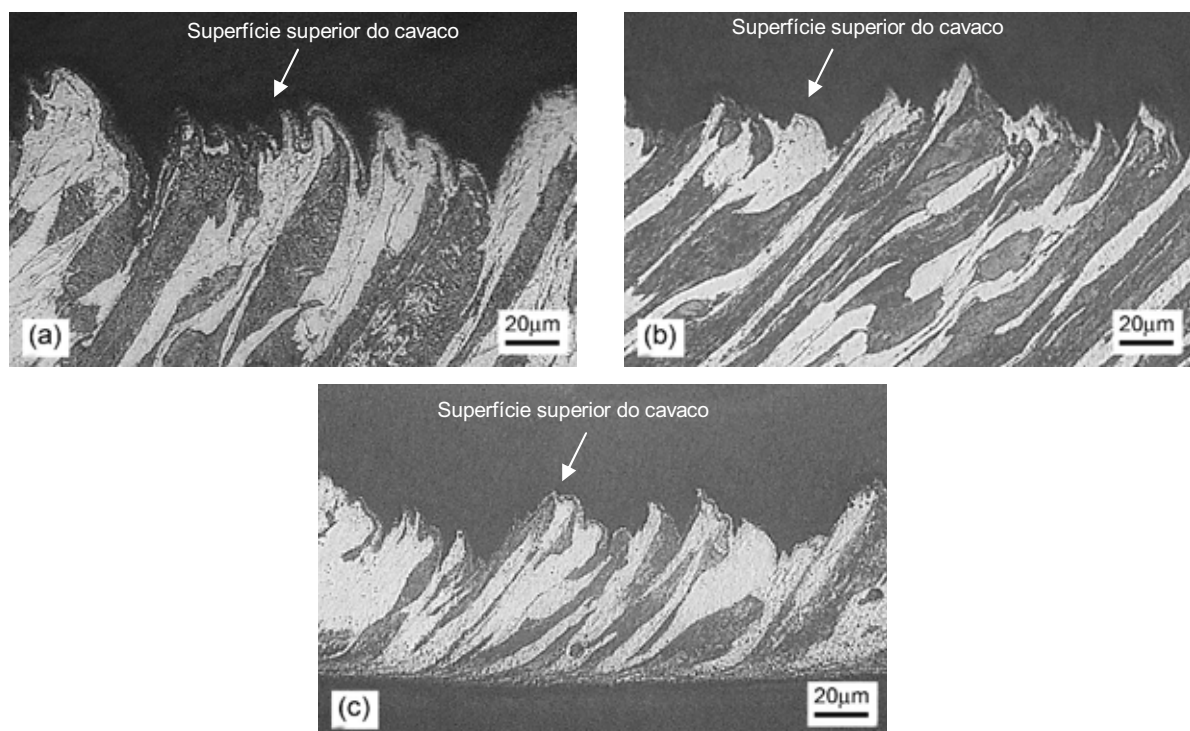


Figura 4.50 - Superfície superior dos cavacos (F), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).

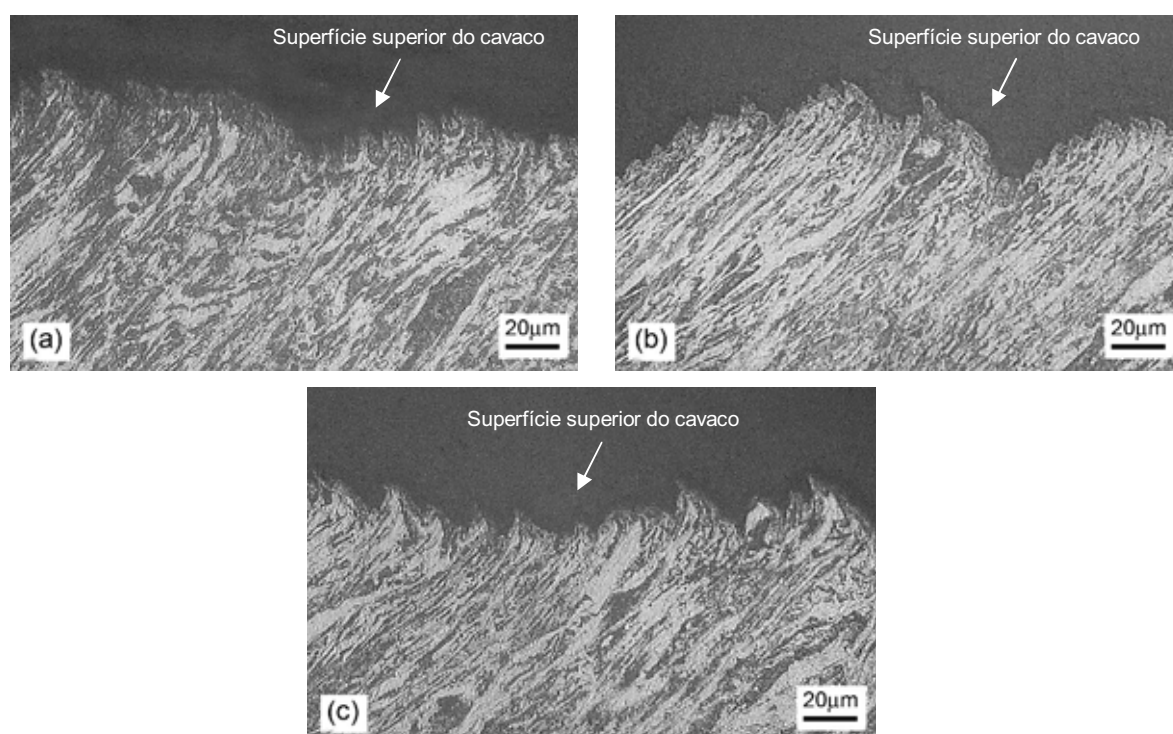


Figura 4.51 - Superfície superior dos cavacos (A), para (a) C1, (b) C2 e (c) C3 (Ataque com Nital 2%).

Para todas as condições de usinagem consideradas neste trabalho, os cavacos podem ser classificados como contínuos, por possuírem lamelas justapostas, e em forma de vírgula ou lascas, com um grau leve de serrilhamento da superfície superior dos cavacos. Recorrendo à microscopia óptica, não foi possível observar nos cavacos gerados pela usinagem HSC bandas de cisalhamento bem definidas e afastadas umas das outras, tampouco lamelas não deformadas, as quais poderiam sinalizar para a ocorrência de cisalhamento adiabático, processo típico de formação de cavaco em HSC.

Contudo, por meio da microscopia óptica, os cavacos que mais se aproximaram dessa condição de segmentação foram os das amostras (F), nos quais observa-se um menor nível de deformação na parte interna das lamelas, como mostra a Figura 4.50.

Outro fator importante a ser considerado relaciona a forma da superfície do cavaco gerado. Notou-se que todos os cavacos apresentaram certo serrilhamento, sendo mais aparente nos cavacos das amostras (A). Este serrilhamento foi considerado tomando-se a frequência de picos e vales (pequenos dentes de serra) apresentados nas figuras acima.

Cumpra-se destacar que nem todos os materiais submetidos à usinagem HSC são suscetíveis a gerarem cavacos pelo processo de cisalhamento catastrófico. Geralmente, materiais que possuem baixa condutividade térmica e tendência ao amolecimento em

elevadas temperaturas são fortes candidatos a tal mecanismo (SHAW, 1997). Alguns típicos exemplos são as ligas de titânio, superligas à base de níquel e ligas de aços endurecidos. Portanto, como o material analisado neste trabalho não apresenta as características acima citadas, a formação de cavacos contínuos empregando alta velocidade de corte também foi compatível com a literatura científica (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Contudo, com as análises pormenorizadas dos cavacos, acredita-se que o mecanismo de formação de cavaco, com seus desdobramentos mecânicos e térmicos, representa um dos fatores decisivos que influenciam vários aspectos da integridade superficial da peça usinada, como por exemplo o acabamento superficial, dureza, microdureza e tensão residual, já discutidos anteriormente.

A outra etapa dos estudos dos cavacos gerados durante os ensaios de fresamento ocorreu no Laboratório de Microscopia Eletrônica de Varredura, do Departamento de Engenharia de Materiais (DEMa/UFSCar). Foram feitas várias imagens dos cavacos em diferentes aumentos. Todavia, optou-se por inserir neste trabalho, dois registros, em tamanhos diferentes. As imagens da coluna da esquerda, em ampliações menores mostram a superfície superior do cavaco, onde é possível constatar a justaposição das lamelas. Já as imagens da coluna da direita, as quais foram feitas utilizando maiores aumentos, exibem detalhes da espessura das lamelas, embora a textura das superfícies sejam diferentes entre si. As imagens dos cavacos gerados na usinagem das amostras (N) podem ser visualizadas nas Figuras 4.52 a 4.54.

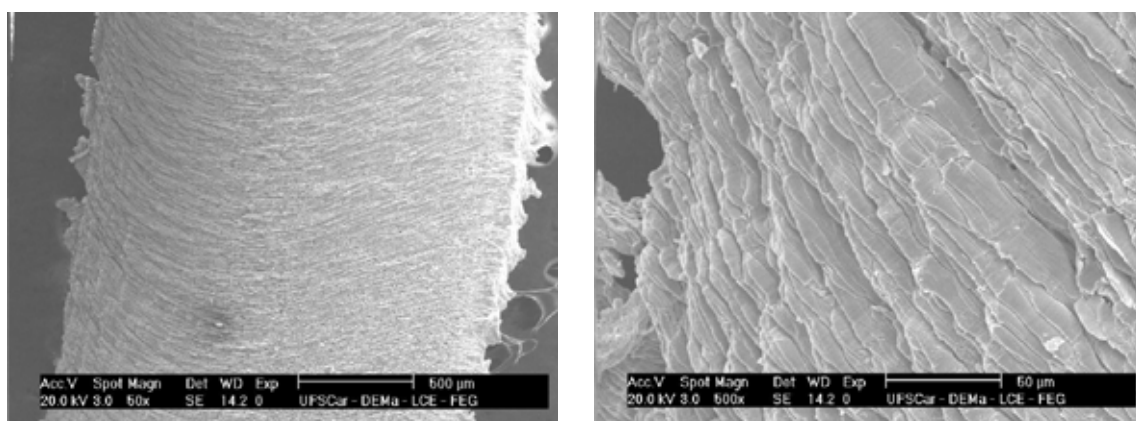


Figura 4.52 - Cavaco extraído da amostra (N) sob a condição de usinagem C1.

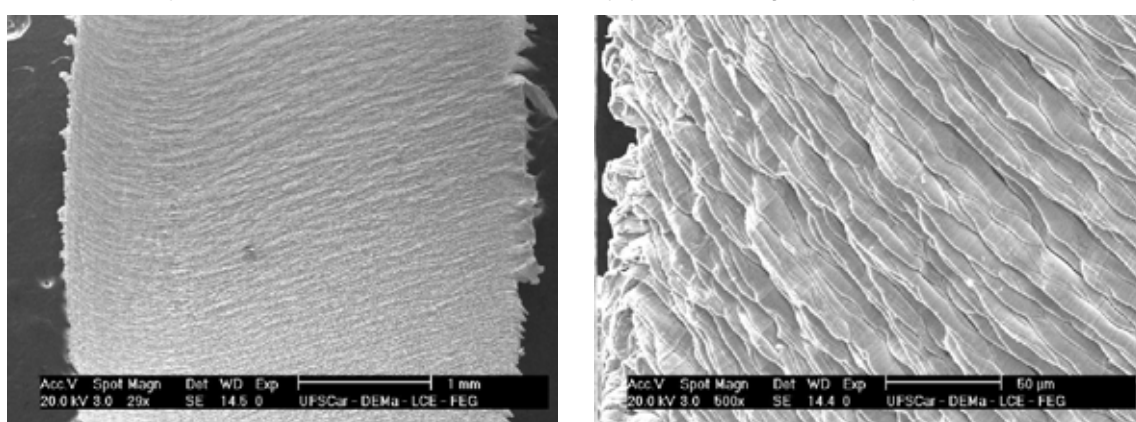


Figura 4.53 - Cavaco extraído da amostra (N) sob a condição de usinagem C2.

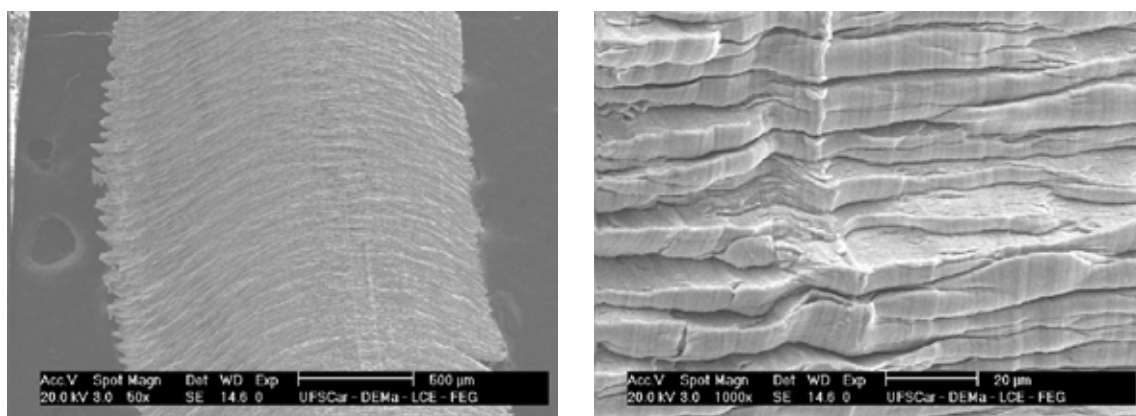


Figura 4.54 - Cavaco extraído da amostra (N) sob a condição de usinagem C3.

A análise destas imagens indica uma ligeira diferença na formação do cavaco para a condição C3, na qual as bandas de cisalhamento formadas demonstram iniciar um processo de separação mais evidente. A Figura 4.54 reforça esta afirmação, pois nela pode ser visto uma relativa separação das lamelas na lateral do cavaco na imagem de menor aumento, enquanto a de maior ampliação mostra em detalhes pequenas aberturas

na superfície, por meio de uma vista superior. Apesar desta formação do cavaco ligeiramente diferente para a condição HSC, acredita-se que o cavaco seja do tipo contínuo. Os cavacos das amostras (F) apresentaram um aspecto bem parecido com os cavacos dos corpos-de-prova (N), conforme pode-se verificar nas Figuras 4.55 a 4.57.

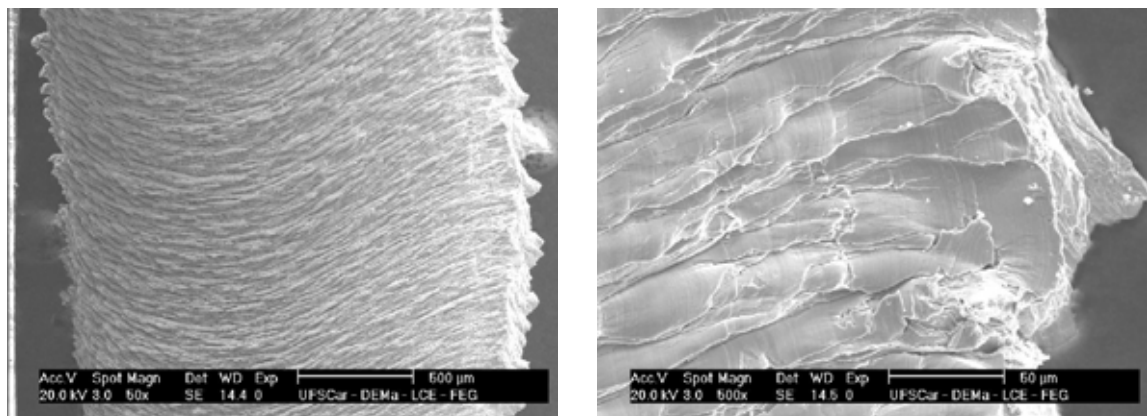


Figura 4.55 - Cavaco extraído da amostra (F) sob a condição de usinagem C1.

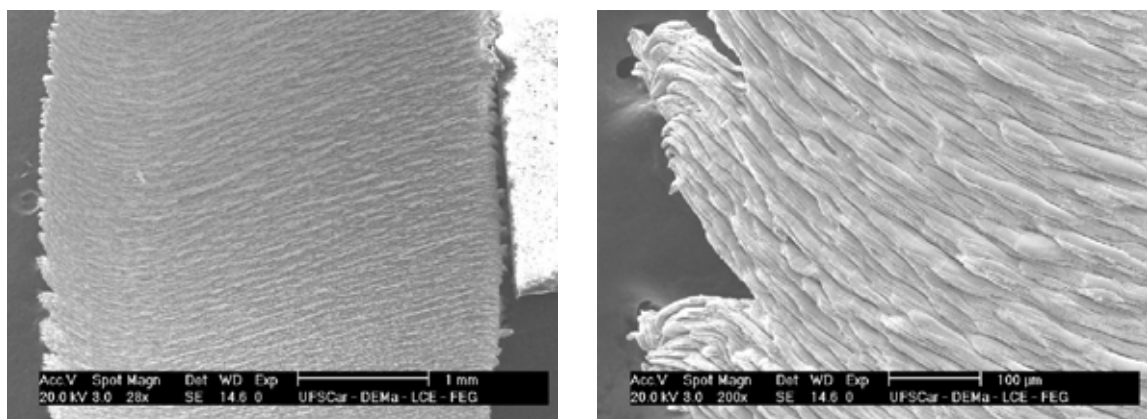


Figura 4.56 - Cavaco extraído da amostra (F) sob a condição de usinagem C2.

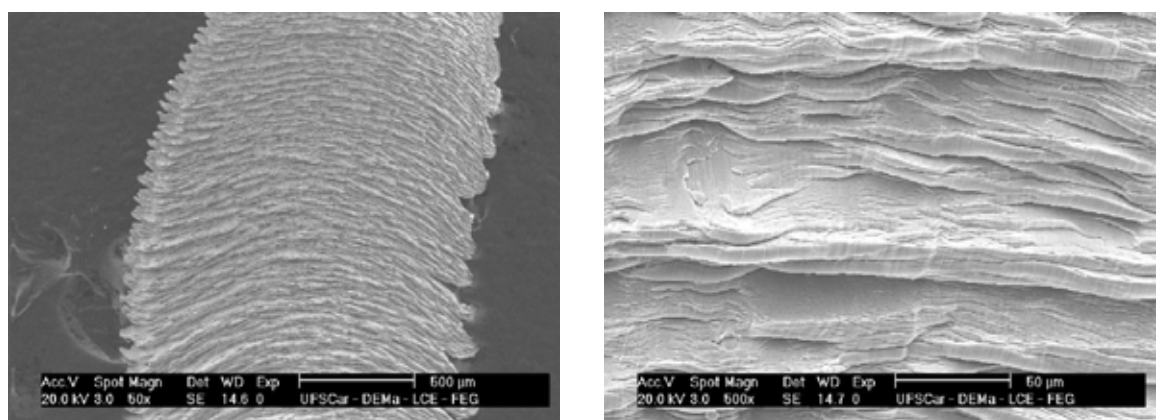


Figura 4.57 - Cavaco extraído da amostra (F) sob a condição de usinagem C3.

De forma análoga aos cavacos das amostras (N), os cavacos das amostras (F) podem ser classificados a priori como contínuos e em vírgula, apesar de um possível início do processo de separação das lamelas, sobretudo ao analisar a Figura 4.57. Por fim, os cavacos obtidos na usinagem das amostras (A) são apresentados nas Figuras 4.58 a 4.60.

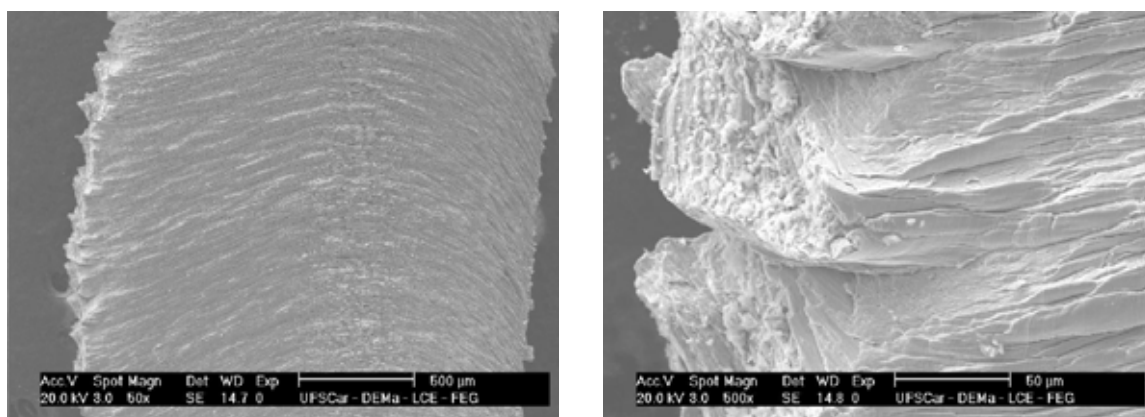


Figura 4.58 - Cavaco extraído da amostra (A) sob a condição de usinagem C1.

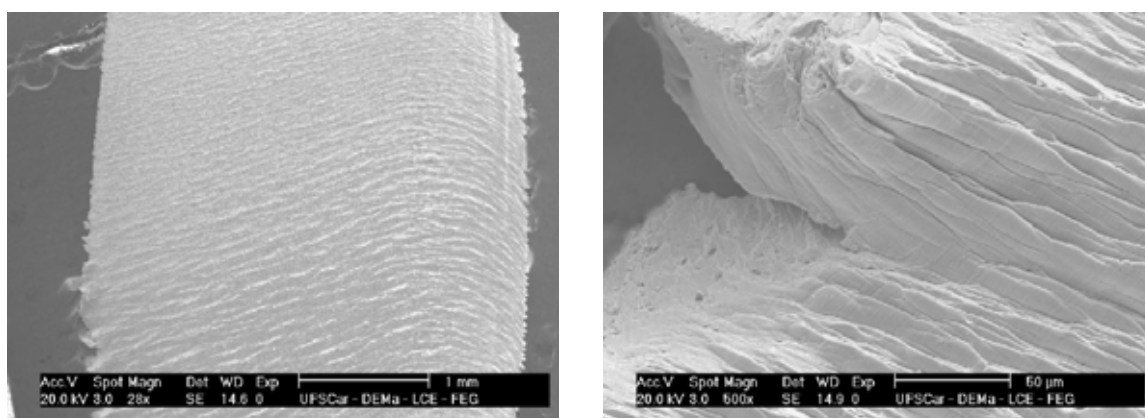


Figura 4.59 - Cavaco extraído da amostra (A) sob a condição de usinagem C2.

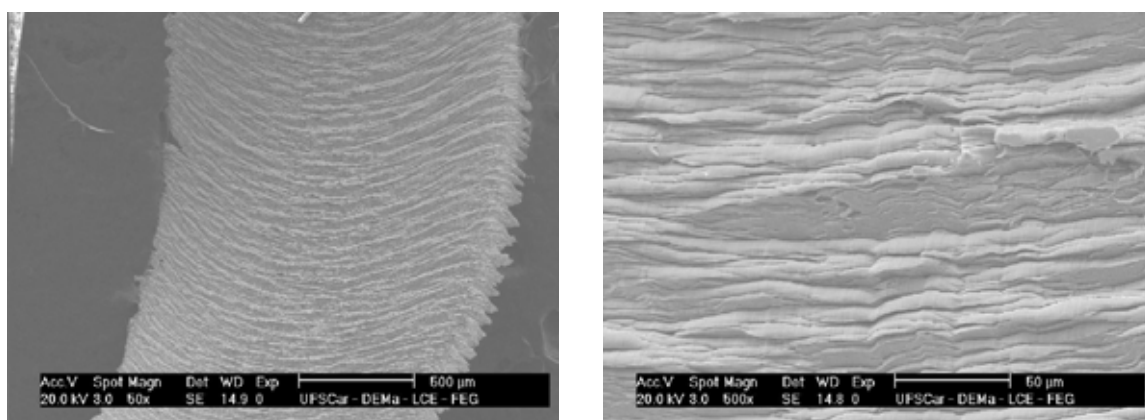


Figura 4.60 - Cavaco extraído da amostra (A) sob a condição de usinagem C3.

Semelhante aos materiais descritos anteriormente, os cavacos das amostras (A) apresentam-se contínuos. Contudo, a condição C3 exibiu a mesma característica de um início de separação das lamelas, o que ocasionaria a segmentação do cavaco. Porém, como este fato ocorreu em âmbito inicial, entende-se que os cavacos ainda possam ser classificados como contínuos, mesmo na condição de usinagem HSC.

A explicação para a segmentação incipiente dos cavacos gerados na condição C3 de usinagem muito provavelmente está ligada à taxa de deformação mais elevada. Valendo-se da Eq. (2.3) e da medição das espessuras das lamelas dos cavacos pelas fotos do MEV em software analisador de imagens, foi possível determinar com boa aproximação a taxa de deformação média para a condição C3 ($13 \cdot 10^6 \text{ s}^{-1}$), cerca de 5,4 vezes maior que a da condição C1 e 2,0 vezes maior que a da condição C2.

Quanto ao tipo de material da peça usinada, em geral foram encontrados os menores e maiores níveis de taxa de deformação para as amostras (F,N) e (A), respectivamente. Crê-se, nestes casos, que a microestrutura mais grosseira da condição (F) tenha favorecido a segmentação pela facilidade na deformação dos grãos, ao passo que a microestrutura mais alongada e fina das amostras (A) pode ter gerado mais dificuldades no processo de separação das bandas de cisalhamento das lamelas dos cavacos.

Fazendo-se uma comparação entre os cavacos dos materiais (N), (F) e (A), nota-se um início da segmentação das lamelas um pouco mais acentuado para o material (F), assim como já observado de forma precoce por meio da microscopia óptica. Outra observação importante refere-se à semelhança muito grande existente entre os cavacos das amostras (N) e (F), sendo este fator mais uma contribuição para a comparação realizada entre estas duas variações do material utilizado. Essa comparação indica cada vez mais que estas amostras possuem características muito parecidas, tanto em relação aos aspectos de usinabilidade quanto aos de integridade superficial.

5 CONCLUSÕES

Após a análise e discussão dos resultados, ao final deste trabalho experimental envolvendo dois grupos de variáveis divididas em integridade superficial e usinabilidade, permitiu-se as seguintes conclusões:

- A análise metalográfica, por meio da macrografia, permitiu visualizar as linhas de escoamento do material resultantes do forjamento a quente. No caso das micrografias notaram-se três tipos distintos de estrutura: grãos bem homogêneos de tamanhos médios (amostra N) e uniformemente distribuídos, grãos razoavelmente homogêneos e com tamanho médio maior (amostra F) e, por fim, grãos em forma de ripas, apresentando-se bastante alongados (amostra A);
- Após os ensaios finais de fresamento, não se notou variação significativa na microestrutura dos materiais fresados, apesar da tendência de endurecimento da superfície do material notada em todos os corpos-de-prova;
- Todas as amostras apresentaram uma tendência de elevação nos valores de dureza após o fresamento, quando comparadas as condições de usinagem C1, C2 e C3 em relação à CR. Esta variação foi mais nítida para a amostra (F), a qual exibiu níveis de aumento de dureza da ordem de 7,3% para C1, 10,5% para C2 e 10,7% para C3.
- Com desvios variando de 1,4 a 4,4%, a condição C1 causou o maior aumento na dureza em todas as amostras, sendo de 5% para a amostra (A), 6,8% para (N) e 7,3% para (F). Já a condição HSC apresentou a menor influência nas amostras, sendo a amostra (F) a única exceção;
- Todas as amostras analisadas apresentaram uma tendência de aumento da microdureza, quando comparadas as condições de usinagem à condição “como recebido”. Este aumento médio de dureza foi de aproximadamente 18% para as amostras (N) e (F) e 12% para a amostra (A);

- Para as três amostras pesquisadas, a condição C3 causou a menor influência na microdureza da peça após a usinagem, seguida por C1 e C2, para as amostras (N) e (A) ou seguida por C2 e C1 para a amostra (F);
- As alterações mais significativas na propriedade de microdureza ocorreram na amostra (A). A menor interferência ficou por conta da condição de usinagem HSC (acréscimo de 8%) e a maior decorreu da condição HPC (aumento de 24%);
- As tensões residuais referentes ao processo de torneamento e preparação das amostras foram de natureza compressiva, em média -332 MPa, ao contrário das tensões obtidas no fresamento, as quais apresentaram em sua maioria valores positivos, ou seja, tensões trativas (ampla faixa de 23 a 248,5 MPa). A única exceção ocorreu na amostra (F) para a condição de usinagem C1 na direção transversal, apesar da sua pequena magnitude (-36 MPa);
- Na direção longitudinal, os maiores valores de tensões residuais foram notados nas condições C1 (207 a 246 MPa). Todavia, na direção transversal estes maiores valores foram observados na condição de usinagem C2 (208 a 248,5 MPa) e a condição de usinagem C3 imprimiu os menores níveis de tensões trativas transversais (23 a 116 MPa). Esta observação ocorreu em todas as amostras;
- Comparando-se os materiais usinados, notou-se os maiores valores de tensão residual na amostra (N) e os menores sendo revezados entre as amostras (F) e (A), dependendo da condição de usinagem utilizada. Assim, fazendo-se uma análise global, pode-se apontar a amostra (F) como aquela que obteve o melhor desempenho, com exceção da tensão residual longitudinal para a condição C1;
- Em todas as amostras fresadas presenciou-se uma queda na rugosidade com a elevação da velocidade de corte e diminuição do avanço, isto é, da condição de usinagem C1 (Empresa) para C2 (HPC) e C3 (HSC). A amostra (N)

apresentou queda de 67%, seguida da amostra (F) com 50% e da amostra (A) com 38%. Estes valores de rugosidade variaram entre 0,33 a 1,12 μm , enquanto a literatura apresenta como valores mais usuais para o fresamento a faixa entre 0,8 a 6,3 μm ;

- Exames visuais em diversos aumentos das superfícies fresadas indicaram a ocorrência de escoamento do material usinado na direção lateral do avanço, bem como na própria direção do avanço, quando empregada baixa velocidade de corte, caso típico da condição C1, o que prejudica a rugosidade da peça;
- Os maiores valores do ângulo da microestrutura do cavaco (η) ocorreram na condição de usinagem C1, média de 55,1°, seguida por C3 (44,8°) e C2 (38,0°). Essa diferença no ângulo foi mais nítida nos corpos-de-prova (N) e (F), pois a amostra (A) praticamente não apresentou diferença no ângulo da microestrutura do cavaco, quando comparadas as condições C1 e C3;
- Por meio da microscopia óptica não foi possível observar cavacos segmentados. Apesar disso, a amostra (F) gerou cavacos mais próximos do tipo segmentado, apresentando os menores níveis de deformação no interior das lamelas;
- A microscopia eletrônica de varredura revelou em todas as amostras uma tendência à segmentação do cavaco para a condição de usinagem C3, mais evidenciada nos cavacos da amostra (F). Foi possível constatar um processo de início da separação das bandas de cisalhamento, sendo, apesar disso, os cavacos gerados em todas as condições de usinagem (incluindo a C3) classificados quanto ao tipo como 'contínuos' e quanto à forma como 'em vírgula' para todas as amostras;
- Comparando-se os materiais perante as variáveis analisadas neste trabalho, notou-se um desempenho muito próximo das amostras. O material (F) apresentou uma pequena tendência de melhores resultados. Todavia, nem

sempre foi o material que exibiu o resultado mais satisfatório, em virtude da variação do comportamento do material em função da variável medida;

- Em relação às condições de usinagem estudadas notou-se o melhor desempenho para a condição C3 ou HSC, a qual proporcionou um melhor cisalhamento do material, melhorando o acabamento superficial. Além disso, foi a condição que menos interferiu na integridade superficial dos materiais, salvo algumas exceções.

5.1 Recomendações para Trabalhos Futuros

A seguir são apresentadas algumas sugestões e propostas de atividades de pesquisa que podem enriquecer e dar continuidade ao trabalho desenvolvido até o momento.

- Estudar a influência da velocidade de corte convencional e alta velocidade de corte (HSC) nas propriedades de fadiga de ligas metálicas;
- Investigar os efeitos mecânicos, através da força de usinagem, e térmicos, pela temperatura na zona de corte, na tensão residual de peças fresadas;
- Avaliar a relação entre produtividade e integridade superficial no fresamento HSC de peças endurecidas;
- Estudar a usinabilidade de aços com tamanho de grãos reduzidos, obtidos por processamento termomecânico.

6 REFERÊNCIAS

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. *Wear, Lausanne*, v. 196, n. 1-2, p. 279-284, 1996.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L. H. Tool life and workpiece surface integrity evaluations when machining hardened AISI H13 and AISI E52100 steels with conventional ceramic and PCBN tool materials. *SME Technical Paper – Society of Manufacturing Engineers, Dearborn*, v. MR95, n. 159, p. 1-9, 1995.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture, Oxford*, v. 45, n. 15, p. 1687-1695, 2005.

AGUIAR, J. B. et al. Medida de tensões residuais no processo de torneamento duro de um aço DIN 100CrMn6 e suas correlações com os esforços de corte. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO - COBEF, 4., 2007, Estância de São Pedro. Anais... Estância de São Pedro-SP: USP/UNESP/UNICAMP, 2007. CD-ROM.

AKASAWA, T. et al. Effect of microstructure and hardness on the machinability of medium-carbon chrome-molybdenum steel. *Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam*, v. 153-154, n. 1-3, p. 48-53, 2004.

ALBERT, M. High speed in simultaneous five-axis machining. *Modern machine shop online*, 2001. Disponível em: <<http://www.mmsonline.com/articles/1201rt1.html>>. Acesso em: 8 nov. 2006.

ALAUDDIN, M. et al. Cutting forces in the end milling of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam*, v. 77, n. 1-3, p. 153-159, 1998.

ANDRAE, P. High-efficiency machining. *Manufacturing Engineering, Dearborn*, v. 125, n. 4, p. 82-96, 2000.

ARUNACHALAM, R. M.; MANNAN, M. A.; SPOWAGE, A. C. Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Oxford, v. 44, n. 14, p. 1481-1491, 2004

ASHLEY, S. High-speed machining goes mainstream. *Mechanical Engineering*, New York, v. 117, n. 5, p. 56-61, 1995.

AXINTE, D. A.; DEWES, R. C. Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models. *Journal of Materials Processing Technology*, Amsterdam, v. 127, n. 3, p. 325-335, 2002.

BÄKER, M.; RÖSLER, J.; SIEMERS, C. The influence of thermal conductivity on segmented chip formation. *Computational Materials Science*, New York, v. 26, p. 175-182, 2003.

BAPTISTA, A. L. B. Aspectos metalúrgicos na avaliação da usinabilidade de aços. *Revista Escola de Minas*, Ouro Preto, v. 55, n. 2, p. 103-109, 2002.

BAUCO, S. A. High speed machining na indústria de moldes e matrizes. In: SANTOS, A. V. et al. *Usinagem em altíssimas velocidades*. São Paulo: Editora Érica, 2003. Cap. 8, p.111-124.

BECKER, M.; SANTOS, S. C.; SALES, W. F. Integridade superficial em usinagem. In: LEPIKSON, H. A. *Tecnologias Avançadas de Manufatura*. 1.ed. Jaboticabal-SP, Brasil: Cubo Multimídia, 2005. Cap. 6, p. 105-123.

BLACK, J. T. Mechanics of chip formation. In: DAVIS, J. R. (Ed.). *Metals handbook: machining*. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v. 16, p. 7-12.

BLÜMKE, R.; SAHM, A.; MÜLLER, C. Influence of heat treatment on chip formation in high speed milling. In: SCHULZ, H. (Ed.). *Scientific fundamentals of HSC*. Munique: Druckhaus, 2001. p. 43-52.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W.A. Fundamentals of machining and machine tools. 2. ed. New York: Marcel Dekker, 1989. 542 p.

BOUBEKRI, N.; RODRIGUEZ, J.; ASFOUR, S. Development of an aggregate indicator to assess the machinability of steels. Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v. 134, n. 2, p. 159-165, 2003.

BRANDÃO, L. C.; COELHO, R. T.; ARAI, R. Estudo experimental da condução de calor na usinagem de materiais endurecidos aplicados à produção de moldes e matrizes utilizando altas velocidades de corte. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA - CONEM, 3., 2004, Belém. Anais... Belém-PA: UFPA, 2004. CD-ROM.

CAVICHIOILLI, F. A. A importância da fixação em HSM. In: SANTOS, A. V. et al. Usinagem em altíssimas velocidades. São Paulo: Editora Érica, 2003. Cap. 10, p.136-146.

CHEVRIER, A. et al. Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Oxford, v. 43, n. 11, p. 1135-1142, 2003.

COLDWELL, H. et al. Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v. 135, n. 2-3, p. 301-311, 2003.

DEJONG, C. All machine tools are not created equal. Automotive design and production, 1998. Disponível em: <<http://www.autofieldguide.com/articles/039805.html>>. Acesso em: 8 nov. 2006.

DELCAM. Reasons to use 5-axis machining. Modern machine shop online, 2004. Disponível em: <<http://www.mmsonline.com/articles/090407a.html>>. Acesso em: 8 nov. 2006.

DESTAFANI, J. Spindles key to high-speed machining. *Manufacturing Engineering*, Dearborn, v. 119, n. 4, p. 68-77, 1997.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. A review of ultra high speed milling of hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Amsterdam, v. 69, n. 1-3, p. 1-17, 1997.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. *Tecnologia da usinagem dos materiais*. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2000, 244 p.

DUDZINSKI, D. et al. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Oxford, v. 44, n. 4, p. 439-456, 2004.

EKINOVIC, S.; DOLINSEK, S.; BEGOVIC, E. Machinability of 90MnCrV8 steel during high-speed machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Amsterdam, v. 162-163, p. 603-608, 2005.

EL-WARDANY, T. I.; MOHAMMED, E.; ELBESTAWI, M. A. Cutting temperature of ceramic tools in high speed machining of difficult-to-cut materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Oxford, v. 36, n. 5, p. 611-634, 1996.

FACCIO, I. *Investigação sobre o acabamento superficial de usinagens com altíssimas velocidades de corte*. São Paulo, 2002. 126 f. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2002.

FALLBÖHMER, P. et al. High-speed machining of cast iron and alloys steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, Amsterdam, v. 98, n. 1, p. 104-115, 2000.

FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo: Edgard Blücher, 1970. 754 p.

FIELD, M.; KAHLES, J. F.; KOSTER, W. P. Surface finish and surface integrity. In: DAVIS, J. R. (Ed.). Metals handbook: machining. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v. 16, p. 19-36.

FLOM, D. G.; KOMANDURI, R. High speed machining. In: DAVIS, J. R. (Ed.). Metals handbook: machining. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v. 16, p. 597-606.

GRZESIK, W. Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal, and energy-based considerations. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Oxford, v. 43, n. 2, p. 145-150, 2003.

GRUSS, W. W. Cermets. In: DAVIS, J. R. (Ed.). Metals handbook: machining. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v. 16, p. 90-97.

HASHIMOTO, F.; GUO, Y. B.; WARREN, A. W. Surface integrity difference between hard turned and ground surfaces and its impact on fatigue life. CIRP Annalen, Paris, v. 55, n. 1, p. 81-84, 2006.

HE, N. et al. Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining. Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v. 129, n. 1-3, p. 101-104, 2002.

HELLENO, A. L. Usinagem de moldes e matrizes com velocidades na faixa de transição para HSC (High Speed Cutting). Piracicaba, 2001. 90 f. Monografia (Trabalho de Graduação) - Faculdade de Engenharia Mecânica e de Produção, Universidade Metodista de Piracicaba, Piracicaba, 2001.

HUANG, Q.; REN, J. X. Surface integrity and its effects on the fatigue life on the nickel-based superalloy GH33A. International Journal of Fatigue, Guildford, v. 13, n. 4, p. 322-326, 1991.

ISIK, Y. Investigating the machinability of tool steels in turning operations. Materials & Design, Surrey, v. 28, n. 5, p. 1417-1424, 2007.

KISHAWY, H. A.; BECZE, C. E. Morphology of chips formed during high speed milling of die and mold tools steel using ball end mills. Transactions of NAMRI/SME, Dearborn, v. 30, p. 183-190, 2002.

KISHAWY, H. A. et al. Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high speed machining of A356 aluminum alloy. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Oxford, v. 45, n. 2, p. 219-227, 2005.

KLOCKE, F.; HOPPE, S. Mechanisms of chip formation in high speed cutting. In: SCHULZ, H. (Ed.). Scientific fundamentals of HSC. Munique: Druckhaus, 2001. p.1-10.

KOELSCH, J. R. Call it high-productivity machining. Manufacturing Engineering, Dearborn, v. 136, n. 3, p. 137-148, 2006.

KORKUT, I.; DONERTAS, M. A. The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool-chip contact length during face milling. Materials & Design, Surrey, v. 28, n. 1, p. 308-312, 2007.

KORKUT, I. et al. Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel. Materials & Design, Surrey, v. 25, n. 4, p. 303-305, 2004.

KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58HRC). Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v. 127, n. 2, p. 266-273, 2002.

Longbottom, J. M.; LANHAM, J. D. A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Oxford, v. 46, n. 14, p. 1740-1747, 2006.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. Usinagem dos metais. 4. ed. Uberlândia: Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 1999. 224p.

MASON, F. High-speed forging die milling is coming. *Manufacturing Engineering*, Dearborn, v. 118, n. 6, p. 50-56, 1997.

MATSUMOTO, H.; DINIZ, A. E. Aspectos tecnológicos da deterioração das ferramentas de PCBN e cerâmica mista no torneamento de aços endurecidos. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIAS DOS MATERIAIS - CBECiMat, 15., 2002, Natal. Anais... Natal: UFRN, 2002. CD-ROM.

MATSUMOTO, Y.; HASHIMOTO, F.; LAHOTI, G. Surface integrity generated by precision hard turning. *CIRP Annalen*, Paris, v. 48, n. 1, p. 59-62, 1999.

McGEE, F. J. Study: methods for aluminum work pieces. *American Machinist*, New York, v. 123, n. 3, p. 121-126, 1979.

M'SAOUBI, R.; CHANDRASEKARAN, H. Role of cutting parameters and microstructure on chip formation and surface integrity during machining of AISI 316L. *Transactions of NAMRI/SME*, Dearborn, v. 30, p. 199-206, 2002.

MÜLLER, C.; BLÜMKE, R. Influence of heat treatment and cutting speed on chip segmentation of age hardenable aluminium alloy. *Materials Science and Technology*, London, v. 17, n. 6, p. 651-654, 2001.

NALBANT, M.; ALTIN, A.; GÖKKAYA, H. The effect of coating material and geometry of cutting tool and cutting speed on machinability properties of Inconel 718 super alloys. *Materials & Design*, Surrey, v. 28, n. 5, p. 1719-1724, 2007.

NING, Y.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Investigation of chip formation in high speed end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, Amsterdam, v. 113, n. 1-3, p. 360-367, 2001.

OLIVEIRA, F. G. HSM - conceitos e aplicações. In: SANTOS, A. V. et al. Usinagem em altíssimas velocidades. São Paulo: Editora Érica, 2003. Cap. 2, p.29-35.

OZCATALBAS, Y.; ERCAN, F. The effects of heat treatment on the machinability of mild steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Amsterdam, v. 136, n. 1-3, p. 227-238, 2003.

POULACHON, G.; MOISAN, A.; JAWAHIR, I. S. On modeling the influence of thermo-mechanical behavior in chip formation during hard turning of 100Cr6 bearing steel. *CIRP Annalen*, Paris, v. 50, n. 1, p. 31-36, 2001.

RAO, B.; SHIN, Y. C. Analysis on high-speed face-milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Oxford, v. 41, n. 12, p. 1763-1781, 2001.

RODRIGUES, A. R. Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte. São Carlos, 2005. 227 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

ROSSI, M. Máquinas operatrizes modernas. 3. ed. Rio de Janeiro: Livro Ibero-Americano, 1970. v. 1, 562 p.

SAHM, A.; SIEMS, S. Influence of chip segmentation on cutting force. In: SCHULZ, H. (Ed.). *Scientific fundamentals of HSC*. Munique: Druckhaus, 2001. p.151-160.

SANDVIK. Fabricação de moldes e matrizes. São Paulo: SANDVIK, 1999. 208 p. (Guia de aplicação).

SANDVIK. Ferramentas rotativas. São Paulo: SANDVIK, 2003. 773 p. (Catálogo de ferramentas).

SCHULZ, H. High speed milling machines. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA - USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE, 1., 1996, Santa Bárbara d'Oeste. Anais... Piracicaba: UNIMEP, 1996. p. (?)

SCHULZ, H. The history of high-speed machining. In: INTERNATIONAL SCIENTIFIC CONFERENCE ON PRODUCTION ENGINEERING, 5., 1999, Opatija. Proceedings..., 1999. p. o002-o012.

SCHULZ, H.; ABELE, E.; SAHM, A. High-speed machining - fundamentals and industrial application. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA - MANUFATURA AVANÇADA, 6., 2001, Piracicaba. Anais... Piracicaba: UNIMEP, 2001a. p. 25-44.

SCHULZ, H.; ABELE, E.; SAHM, A. Material aspects of chip formation in HSC machining. CIRP Annalen, Paris, v. 50, n. 1, p. 45-48, 2001b.

SCHÜTZER, K. Tecnologia HSC está completando 70 anos, 2001. Disponível em: <<http://www.usinagem-brasil.com.br>>. Acesso em: 18 out. 2006.

SCHÜTZER, K.; SCHULZ, H. Histórico da usinagem com altíssima velocidade até os dias atuais. In: SANTOS, A. V. et al. Usinagem em altíssimas velocidades. São Paulo: Editora Érica, 2003. Cap. 1, p.13-28.

SEAH, K. H. W.; SHARMA, S. C. Machinability of alloyed austempered ductile iron. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Oxford, v. 35, n. 10, p.1475-1479, 1995.

SHAW, M. C. Metal cutting principles. New York: Oxford Science Publications, 1997, 594 p.

SILVA, A. P. D.; CARVALHO, P. P.; ABRÃO, A. M. A influência das condições de operação sobre a qualidade de superfícies fresadas em aço ferramenta ABNT H13. In: COLÓQUIO DE USINAGEM, 9., 2003, Uberlândia-MG. Anais... Uberlândia-MG: Faculdade de Engenharia Mecânica - UFU, 2003. p.1-7.

SILVA, L. R. Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte. São Carlos, 2002. 211 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002.

SILVA, M. M. et al. Integridade superficial de peças fresadas e retificadas. In: COLÓQUIO DE USINAGEM, 10., 2004, Belo Horizonte-MG. Anais... Belo Horizonte-MG: CEFET-MG, 2004. p.1-13.

SINGH, S. B.; CHAKRABARTI, A. K.; CHATTOPADHYAY, A. B. A study of the effect of inclusion content of the machinability and wear characteristics of 0,24% carbon steels. Journal of Materials Processing Technology, Amsterdam, v. 66, n. 1-3, p. 90-96, 1997.

SMITH, S. et al. Effect of surface integrity of hard turned AISI 52100 steel on fatigue performance. Materials Science & Engineering A, Lausanne, v. 459, n. 1-2, p. 337-346, 2007.

SOARES, M. Rugosidade de superfícies. Disponível em: < <http://www.mspc.eng.br/tecdiv/rugosid110.shtml#pgfm> >. Acesso em: 9 ago. 2007.

SOUZA, A. F. Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem com altas velocidades. São Carlos, 2004. 171 f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

TOH, C. K. Cutter path strategies in high speed rough milling of hardened steel. Materials & Design, Surrey, v. 27, n. 2, p. 107-114, 2006.

TÖNSHOFF, H. K. et al. High-speed or high-performance cutting - a comparison of new machining technologies. Production Engineering, Cleveland, v. 8, n. 1, p. 5-8, 2001.

TÖNSHOFF, H. K.; BRINKSMEIER, E. Determination of the mechanical and thermal influences on machined surfaces by microhardness and residual stress analysis. CIRP Annalen, Paris, v. 29, n. 2, p. 519-530, 1980.

TRENT, E. M. The tribology of metal cutting. In: JONES, M. H.; SCOTT, D. (Ed.). Industrial tribology: the practical aspects of friction, lubrication and wear. 2. ed. New York: Elsevier Science Publishing Company, 1991. Cap. 19, p.446-469.

TRICARD, M. Residual effects of finishing methods. In: HENRY, S. D. (Ed.). Metals handbook: surface engineering. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v. 5, p. 144-151.

VIGNEAU, J. Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e superligas. Máquinas e Metais, São Paulo, n. 380, p. 16-31, 1997.

VYAS, A.; SHAW, M. C. Mechanics of saw-tooth chip formation in metal cutting. Journal of Manufacturing Science and Engineering, New York, v. 121, n. 2, p. 163-172, 1999.

WARNECKE, G.; SIEMS, S. Machining of different steel types at high cutting speeds. Production Engineering, Cleveland, v. 8, n. 1, p. 1-4, 2001.

WEIDNER, C.; QUICKEL, D. High-speed machining with linear motors. Manufacturing Engineering, Dearborn, v. 122, n. 3, p. 80-90, 1999.

XAVIER, F. A. Aspectos tecnológicos do torneamento do ferro fundido vermicular com ferramentas de metal-duro, cerâmica e CBN. Florianópolis, 2003. 144f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2003.

YAMAKAMI, W. J. Uma proposta para a flexibilização do forjamento a quente de precisão. Campinas, 2003. 261f. Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2003.

YOUSEFI, R.; ICHIDA, Y. A study on ultra-high-speed cutting of aluminium alloy: formation of welded metal on secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. *Precision Engineering*, Guildford, v. 24, n. 4, p. 371-376, 2000.

ZIMMERMAN, C.; BOPPANA, S. P.; KATBI, K. Machinability test methods. In: DAVIS, J. R. (Ed.). *Metals handbook: machining*. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v. 16, p. 639-647.