UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

INSTITUTO DE FÍSICA DE SÃO CARLOS

INSTITUTO DE QUÍMICA DE SÃO CARLOS

ESTUDO DA USINABILIDADE DE CHAPAS MDF (Medium Density Fiberboard) PARA USINAGEM DE DESBASTE E ACABAMENTO

Eduardo Martins de Castro

EESC-USP Biblioteca CAMPUS DE S. CARLOS

Dissertação apresentada à Área de Ciência e Engenharia de Materiais, da EESC / IFSC / IQSC da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves

São Carlos

2000

Class. TESE
Cutt. 1290
Tombo T0153/00
1088784

Castro, Eduardo Martins de
Estudo da usinabilidade de chapas MDF (medium density fiberboard) para operações de acabamento e desbaste / Eduardo Martins de Castro.–São Carlos, 2000. 122 p.

Dissertação (Mestrado) — Escola de Engenharia de São Carlos/Instituto de Física de São Carlos/Instituto de Química de São Carlos/Área Interunidades -Universidade de São Paulo, 2000.

Orientador: Prof. Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves

1. MDF. 2. Usinabilidade. 3. Rugosidade superficial.
4. Força de corte.
I. Título.

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
Ciência e Engenharia de Materiais
Caixa Postal 369 – CEP 13560-970 - São Carlos-SP – Brasil
Tel: (0xx16) 2739589/ Fax: (0xx16) 2739777 *E-mail: erica@if.sc.usp.br*

MEMBROS DA COMISSÃO JULGADORA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE *EDUARDO MARTINS DE CASTRO*, APRESENTADA A ÁREA INTERUNIDADES EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS, DA EESC-IFSC-IQSC, UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO, EM 28/02/2000.

COMISSÃO JULGADORA:

Prof. Dr. ***Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves***-*Orientador* (UNESP/Bauru)

Profa. Dra. ***Raquel Gonçalves*** (FEAGRI/UNICAMP)

Prof. Dr. ***Rosalvo Tiago Ruffino*** (EESC/USP)

"And in the end
The love you take
Is equal to the love
You make"

The Beatles

À minha mãe, exemplo de força,
ao meu pai, pelo apoio,
e às minhas irmãs.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador e, acima de tudo amigo, Prof. Dr. Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves, por ajudar a conduzir este trabalho de forma profissional e séria com, ao mesmo tempo, descontração e alegria.

Ao técnico acadêmico Ulisses Frazão de Oliveira Tibúrcio, da UNESP - Campus de Bauru, pela amizade e colaboração ativa em parte dos experimentos.

Ao Prof. Dr Jaime Gilberto Duduch, responsável pelo Laboratório de Ultraprecisão do Departamento de Engenharia Mecânica da EESC / USP, pela paciência e oportunidade na realização das medições de rugosidade superficial.

Ao José Heraldo Gallo, físico do Laboratório de Microscopia e Análise do IFSC / USP, pela ajuda na obtenção das micrografias eletrônicas por varredura.

Ao Prof. Dr. Mario Ramos Maldonado, da *Universidad del Bio-Bio* do Chile, pela valiosa contribuição e ajuda ao enviar da França bibliografias importantes para o embasamento teórico deste trabalho.

Aos amigos mestrandos, doutorandos, professores e funcionários do Laboratório de Madeiras e de Estruturas de Madeira da EESC / USP, pelo carinho, recepção, prontidão e destreza em manter sempre um ótimo ambiente de trabalho.

À minha família pelo incentivo e compreensão infindáveis.

À jornalista e amiga Narija Fernandes dos Santos, presente na maior parte do meu período de estudo e pesquisa, pela companhia e cumplicidade.

Aos amigos da Aliança Francesa e Cultura Inglesa de São Carlos.

À CAPES pela valiosa bolsa de estudos.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS viii
LISTA DE TABELAS xi
LISTA DE ABREVIATURAS xii
LISTA DE SÍMBOLOS xiii
RESUMO xv
ABSTRACT xvi

1 INTRODUÇÃO 01
1.1 OBJETIVO 05

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 06
2.1 MEDIÇÃO DA FORÇA DE CORTE 08
2.2 MEDIÇÃO DA RUGOSIDADE SUPERFICIAL 11
2.3 USINABILIDADE DA MADEIRA E DOS MATERIAIS À BASE DE MADEIRA 18
2.4 FERRAMENTAS PARA A USINAGEM DO MDF 33
2.5 CONCLUSÕES SOBRE A REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 34

3 ASPECTOS TEÓRICOS 36
3.1 USINAGEM DA MADEIRA E DOS MATERIAIS À BASE DE MADEIRA 36
3.1.1 Corte Ortogonal 37
Notações das direções de corte para madeiras 38
Geometria da cunha e grandezas de corte 40
Formação do cavaco no corte ortogonal 41
Fatores que afetam a força de corte no corte ortogonal paralelo às fibras 42
3.1.2 Fresamento cilíndrico periférico 44
Geometria da cunha de corte 45
Cinemática do processo 45
Fresamento discordante e concordante 46
Grandezas de corte no fresamento cilíndrico periférico 46
Fatores que afetam a potência de corte no fresamento cilíndrico periférico 48
Fatores que afetam a qualidade superficial no fresamento cilíndrico periférico 50

3.2 RUGOSIDADE SUPERFICIAL 51
3.2.1 Definições 51
3.2.2 Parâmetros de rugosidade superficial 53
3.2.3 Características das superfícies da madeira e dos produtos à base de madeira 55

4 APRESENTAÇÃO DO MDF 56
4.1 CLASSIFICAÇÃO 57
4.2 MATÉRIA-PRIMA 58
4.3 PROCESSO PRODUTIVO 59
4.3.1 Descascamento 59
4.3.2 Fragmentação 61
4.3.3 Classificação dos cavacos 62
4.3.4 Armazenamento de cavacos 63
4.3.5 Tratamento dos cavacos 63
4.3.6 Desfibramento 64
4.3.7 Mistura da resina 65
4.3.8 Secagem das fibras 66
4.3.9 Armazenamento das fibras 67
4.3.10 Entrelaçamento das fibras 67
4.3.11 Seccionamento 68
4.3.12 Prensagem 68
4.3.13 Resfriamento 70
4.3.14 Corte, lixamento e revestimento 70
4.4 PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS 71
4.4.1 Densidade 72
4.4.2 Módulos de elasticidade e de ruptura 73
4.4.3 Resistência à tração normal à superfície 74
4.4.4 Absorção de água e estabilidade dimensional 74
4.4.5 Emissão de formaldeído 75

5 MATERIAL E MÉTODOS 77
5.1 ACABAMENTO 77
5.1.1 Geração das superfícies 77
Preparação das amostras 80
Manutenção da aresta de corte 81
Preparação das amostras para medição de rugosidade superficial 82
5.1.2 Medição da rugosidade superficial 83
Posições das medições na superfície gerada 83
Comprimentos de amostragem e de onda limite 84
Procedimentos de medição 85
Análise dos resultados 86
5.2 DESBASTE 86

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO 90
6.1 OPERAÇÃO DE ACABAMENTO 90
6.1.1 Considerações iniciais 90
6.1.2 Efeito do avanço por dente (f_z) 91
6.1.3 Efeito do gradiente de densidade 94

6.1.4 Efeito da espessura de corte (a_e) 95
6.1.5 Efeito do sentido de corte 97
6.1.6 Resultados comparativos entre os parâmetros de rugosidade superficial avaliados 102
6.2 OPERAÇÃO DE DESBASTE 103
6.2.1 Efeito da profundidade de corte (gradiente de densidade) 103
6.2.2 Efeito do ângulo de saída (γ_f) e da espessura de corte (**h**) 105

7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 107

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 109
BIBLIOGRAFIAS CONSULTADAS 113
ANEXO A - CARACTERIZAÇÃO FÍSICA E MECÂNICA DAS CHAPAS MDF 114
ANEXO B - GRÁFICOS DE OUTROS PARÂMETROS DE RUGOSIDADE SUPERFICIAL 118
ANEXO C - RESULTADOS DE REGRESSÃO POLINOMIAL PARA FORÇA DE CORTE 122

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Principais países produtores de MDF em 1996 02
Figura 2 - Principais regiões produtoras de MDF em 1998 03
Figura 3 - Desenho esquemático adaptado do banco de ensaio de medição da força de corte 08
Figura 4 - Célula de carga de anéis ortogonais utilizada por Néri (1998) 09
Figura 5 - Disposição das partes de experimentação empregada por Stewart (1985) 09
Figura 6 - Dinamômetro resistivo dimensionado e construído por Gonçalves (1991) 10
Figura 7 - Banco de ensaio para corte ortogonal utilizado por Suzuki et al. (1997) 10
Figura 8 - Desenho esquemático adaptado do sistema de usinagem empregado por Morita et al. (1998) 11
Figura 9 - Níveis de irregularidades superficiais para produtos à base de madeira 12
Figura 10 - Fluxograma ilustrativo adaptado do equipamento utilizado por Zerizer (1991) 14
Figura 11 - Exemplo de perfil de rugosidade superficial do MDF 15
Figura 12 - Desenho adaptado do sistema utilizado por Salje et al. (1985) 16
Figura 13 - Sistema de caracterização superficial em tempo real à usinagem 16
Figura 14 - Rugosidade superficial em função do avanço por dente, profundidade de corte e velocidade de corte 19
Figura 15 - Rugosidade superficial, recuo da aresta e potência de corte em função da velocidade de corte 20
Figura 16 - Comportamento das forças de corte mediante o comprimento de usinagem no torneamento de MDF 20
Figura 17 - Componentes de forças de corte paralela e normal finais no torneamento do MDF 21
Figura 18 - Efeito da espessura média do cavaco na força de corte resultante, no fresamento discordante do MDF e influência do modo de corte sobre a rugosidade superficial 24
Figura 19 - Energia de ruptura de juntas coladas de MDF, sob influência do ângulo de contato e da rugosidade superficial 24
Figura 20 - Efeito da rotação, avanço por dente e comprimento de usinagem sobre a qualidade da borda, para o fresamento frontal com PCD e carbeto de tungstênio 25
Figura 21 - Força de corte média em função da velocidade de corte e avanço por dente 26

Figura 22 - Rugosidade superficial em função da força de corte resultante, para ângulos dos anéis de crescimento avaliados 27
Figura 23 - Gráficos de $k_{c,05}$ em função da espessura de corte, velocidade de corte e avanço por dente, para o MDF e aglomerado 28
Figura 24 - Borda de MDF usinada com rebarbas 29
Figura 25 - Relação entre a força específica de corte e o ângulo de folga, profundidade de corte e ângulo de corte 30
Figura 26 - Relação entre a rugosidade superficial $R_{máx}$ e o ângulo de folga, profundidade de corte e ângulo de corte 30
Figura 27 - Relação entre a área de rebarbas e o ângulo de folga, profundidade de corte e ângulo de corte 31
Figura 28 - Comportamento do desgaste da aresta, rugosidade superficial e potência consumida, para ferramentas com e sem recobrimento, em relação ao comprimento de corte **L** ou de arco de corte L_a 32
Figura 29 - Sistemas de corte ortogonal para madeiras 38
Figura 30 - Direções combinadas de corte e penetração nas seções de uma amostra de madeira 40
Figura 31 - Geometria para o corte ortogonal 41
Figura 32 - Desenho esquemático da formação dos cavacos tipo I, II e III 42
Figura 33 - Fresamento cilíndrico periférico, mostrando a largura de usinagem a_p, penetração de trabalho a_e e avanço a_f 44
Figura 34 - Esquema do fresamento cilíndrico periférico 45
Figura 35 - Trajetória trocoidal da aresta de corte no fresamento cilíndrico periférico 46
Figura 36 - Linha média e áreas mínimas superiores e inferiores 51
Figura 37 - Rugosidade média R_a 54
Figura 38 - Espaçamento de picos locais para o cálculo do parâmetro **S** 55
Figura 39 - Classificação do MDF dentro da família dos produtos à base de madeira 57
Figura 40 - Classificação das chapas à base de madeira pela matéria-prima, densidade e processo produtivo 58
Figura 41 - Processo produtivo do MDF 60
Figura 42 - Exemplos de picadores: triturador de facas, moinho de martelo e moinho de facas 62
Figura 43 - Dependência do consumo de energia na temperatura de desfibramento 64
Figura 44 - Esquema de um entrelaçador de fibras 68
Figura 45 - Três tipos diferentes de linhas de formação: de prensa contínua, de prensa de pratos múltiplos e de prensa com injeção de vapor 69
Figura 46 - Perfis de densidade de MDF e de aglomerado para um valor médio equivalente, e perfis de densidade de MDF obtidos por técnicas distintas de prensagem 73
Figura 47 - Umidade relativa em função da umidade absorvida para o MDF e para madeira sólida em geral 75
Figura 48 - Relação entre inchamento residual na espessura e estabilidade de forma para o MDF 75
Figura 49 - Cabeçote e faca utilizados para o fresamento 78
Figura 50 - Preparação das amostras: corte e aplainamento das laterais 80

Figura 51 - Arranjo do espaço de trabalho e o posicionamento do dispositivo de avanço automático 81
Figura 52 - Disposição da faca de corte na mesa e visualização do desgaste..... 82
Figura 53 - Dimensões da amostra e posições das medições, sem escala..... 83
Figura 54 - Vista geral do equipamento utilizado e posicionamento da ponta apalpadora sobre a amostra de MDF..... 85
Figura 55 - Desenho esquemático genérico das ferramentas utilizadas..... 87
Figura 56 - Banco de ensaios e detalhe da amostra e célula de carga..... 88
Figura 57 - Controle da aresta de corte através do projetor de perfis..... 89
Figura 58 - Gráfico dos valores calculados de $\mathbf{h_r}$ em relação a $\mathbf{f_z}$..... 91
Figura 59 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$, para diferentes $\mathbf{a_e}$, corte concordante, 4320 rpm..... 92
Figura 60 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$, para diferentes $\mathbf{a_e}$, corte concordante, 6220 rpm..... 92
Figura 61 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$, para diferentes $\mathbf{a_e}$, corte discordante, 4320 rpm..... 92
Figura 62 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$, para diferentes $\mathbf{a_e}$, corte discordante, 6220 rpm..... 93
Figura 63 - Amostra usinada com $\mathbf{V_f}$ = 30 m/min, **n** = 4320 rpm, $\mathbf{a_e}$ = 3 mm e corte discordante, mostrando o destacamento de blocos de fibras, e ampliada por MEV em 150x na camada central..... 94
Figura 64 - Imagens de MEV de uma amostra usinada com $\mathbf{V_f}$ = 3 m/min, **n** = 6220 rpm, $\mathbf{a_e}$ = 5 mm e corte discordante, ampliada em 150x.... 95
Figura 65 - Imagens de MEV de uma amostra usinada com $\mathbf{V_f}$ = 3 m/min, **n** = 6220 rpm, $\mathbf{a_e}$ = 5 mm e corte discordante, ampliada em 600x.... 95
Figura 66 - Gráfico da influência de $\mathbf{a_e}$ na rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$..... 97
Figura 67 - Gráficos do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial, para os dois sentidos de corte: $\mathbf{a_e}$ = 1,0 mm, **n** = 4320 rpm e **n** = 6220 rpm..... 98
Figura 68 - Gráficos do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial, para os dois sentidos de corte: $\mathbf{a_e}$ = 3,0 mm, **n** = 4320 rpm e **n** = 6220 rpm..... 98
Figura 69 - Gráficos do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial, para os dois sentidos de corte: $\mathbf{a_e}$ = 5,0 mm, **n** = 4320 rpm e **n** = 6220 rpm..... 98
Figura 70 - Gráfico da influência do sentido de corte na rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$ 100
Figura 71 - Gráficos gerais comparativos da rugosidade superficial obtida nos cortes discordante e concordante, considerando o valor médio para todos as condições de corte $\mathbf{f_z}$, $\mathbf{a_e}$ e **n**, para os parâmetros $\mathbf{R_a}$, $\mathbf{R_q}$, $\mathbf{R_z}$**-ISO**, $\mathbf{R_p}$, $\mathbf{R_z}$, **S**..... 101
Figura 72 - Força de corte paralela específica em relação à profundidade de corte, para cada ângulo de saída e espessuras de corte..... 104
Figura 73 - Influência do ângulo de saída na força específica de corte paralela.. 105
Figura 74 - Perfis de densidade encontrados nos painéis de MDF utilizados..... 115
Figura 75 - Gráfico de carga aplicada em função do deslocamento ou flecha 117
Figura 76 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_q}$..... 118
Figura 77 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_p}$..... 119
Figura 78 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_v}$..... 120
Figura 79 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_z}$**-ISO**..... 120
Figura 80 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial **S**..... 121
Figura 81 - Curva ajustada da força específica paralela de corte em relação à espessura de corte para γ_f=10° por regressão polinomial..... 122

LISTA DE TABELAS

Tabela I - Avanço do consumo mundial de MDF 03
Tabela II - Técnicas de medição de irregularidades superficiais aplicáveis a superfícies de materiais à base de madeira 12
Tabela III - Ferramentas de carbetos indicadas para usinagem do MDF 33
Tabela IV - Fatores que influenciam o processo de fresamento da madeira e de produtos à base de madeira 37
Tabela V - Combinação das direções de corte com as direções de penetração da aresta de corte 39
Tabela VI - Classificação de λ_c, l_e e l_m de acordo com o avanço por dente.. 52
Tabela VII - Comparação qualitativa entre MDF e outros produtos à base de madeira 56
Tabela VIII - Propriedades padrão para o MDF, segundo ANSI (1994) 71
Tabela IX - Parâmetros de corte e nomenclatura para a geração de superfícies 79
Tabela X - Seqüência de ensaios para a geração de superfícies 79
Tabela XI - Comprimentos de amostragem e respectivos percursos de medição, em função do avanço por dente 84
Tabela XII - Características e direções de avaliação dos parâmetros de rugosidade superficial considerados 85
Tabela XIII - Ensaios de força de corte paralela 88
Tabela XIV - Valores calculados de avanço por dente e altura dos picos 90
Tabela XV - Quadro comparativo do comportamento crescente da rugosidade superficial R_a entre a_e de 1,0; 3,0 e 5,0 mm, **n**=4320 rpm 96
Tabela XVI - Quadro comparativo do comportamento crescente da rugosidade superficial R_a entre a_e de 1,0; 3,0 e 5,0 mm, **n**=6220 rpm 96
Tabela XVII - Quadro comparativo dos casos de maior rugosidade superficial R_a para cortes concordante e discordante, **n**=4320 rpm 99
Tabela XVIII - Quadro comparativo dos casos de maior rugosidade superficial R_a para cortes concordante e discordante, **n**=6220 rpm 99
Tabela XIX - Resumo dos resultados percentuais obtidos para os parâmetros de rugosidade superficial R_q, R_p, R_v, R_z-**ISO** e **S** 102
Tabela XX - Valores de força específica de corte paralela média ajustada por regressão polinomial 106
Tabela XXI - Resultados de densidade e de umidade dos painéis de MDF 114
Tabela XXII - Resultados de densidade dos painéis de MDF (raios X) 115
Tabela XXIII - Resultados de resistências à tração paralela à superfície e à flexão estática dos painéis de MDF 116
Tabela XXIV - Resultados de regressão polinomial para a força específica de corte em função da espessura de corte 122

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas

ANSI - American National Standard Institute

ASTM - American Society for Testing and Materials

CPA - Composite Panel Association

CV - coeficiente de variação

FPL - Forest Products Laboratory

ISO - International Standard Organization

LaMEM - Laboratório de Madeiras e de Estruturas de Madeira

MDF - medium density fiberboard

MEV - micrografia eletrônica por varredura

NPA - National Particleboard Association

PCD - diamante policristalino

PVC - policloreto de vinila

R^2 - coeficiente de correlação ao quadrado

RMS - média quadrática

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas maiúsculas

D [mm] - diâmetro da fresa

L [mm] - comprimento do vão

$\mathbf{L_e}$ [mm] - comprimento efetivo de corte

MOE [MPa] - módulo de elasticidade

MOR [MPa] - módulo de ruptura

N [--] - número de picos ou vales

P [N] - carregamento máximo

$\mathbf{P_1}$ [N] - carregamento no limite proporcional de elasticidade

R [mm] - raio da fresa

$\mathbf{R_a}$ [μm] - rugosidade média

$\mathbf{R_{máx}}$ [μm] - rugosidade máxima

$\mathbf{R_p}$ [μm] - rugosidade de pico máximo

$\mathbf{R_q}$ [μm] - rugosidade média quadrática

$\mathbf{R_v}$ [μm] - rugosidade de vale máximo

$\mathbf{R_z}$**-ISO** [μm] - rugosidade ISO de 10 pontos

S [μm] - rugosidade de espaçamento médio de picos locais

$\mathbf{S_{AR}}$ [mm^2/m] - rugosidade específica

$\mathbf{V_c}$ [m/s] - velocidade de corte

$\mathbf{V_f}$ [m/min] - velocidade de avanço

Letras romanas minúsculas

$\mathbf{a_e}$ [mm] - penetração de trabalho (espessura de corte*)

$\mathbf{a_f}$ [mm] - avanço

$\mathbf{a_p}$ [mm] - largura de usinagem

b [mm] - largura de corte ou largura da amostra

d [mm] - espessura da amostra

$\mathbf{f_z}$ [mm] - avanço por dente

h [mm] - espessura de corte†

h' [mm] - espessura do cavaco

$\mathbf{h_m}$ [mm] - espessura média teórica do cavaco

$\mathbf{h_r}$ [mm] - altura dos picos

$\mathbf{l_e}$ [mm] - comprimento de amostragem

$\mathbf{l_m}$ [mm] - percurso de medição

$\mathbf{l_n}$ [mm] - percurso final de leitura

$\mathbf{l_v}$ [mm] - percurso inicial de leitura

n [rpm] - rotação do fuso

$\mathbf{y_1}$ [mm] - deflexão central (flecha) segundo $\mathbf{P_1}$

z [--] - número de dentes da fresa

Letras gregas

α_f [°] - ângulo de folga da ferramenta

β_f [°] - ângulo de cunha da ferramenta

γ_f [°] - ângulo de saída da ferramenta

λ_c [mm] - comprimento de onda limite ("cut-off")

Δ [°] - variação angular de γ_f e α_f entre o início e o fim de corte

---

* Para o fresamento cilíndrico periférico.
† Para o corte ortogonal.

RESUMO

Este trabalho apresenta estudos de usinabilidade de chapas MDF (medium density fiberboard), tendo por objetivo principal efetuar uma análise do desempenho de corte em relação à qualidade da superfície usinada e à força específica de corte paralela necessária, a fim de se verificar a influência dos parâmetros estudados para operações de usinagem de acabamento e desbaste, respectivamente. No estudo para operação de acabamento verificou-se a influência da espessura de corte, velocidade de avanço e sentido de corte, em operação de fresamento cilíndrico periférico, sobre a rugosidade superficial da borda das chapas MDF. Uma fresadora vertical foi utilizada para gerar as superfícies, cuja rugosidade superficial foi medida por um perfilômetro de apalpamento. No estudo para operação de desbaste, a força específica de corte paralela foi avaliada em função da variação do ângulo de saída, da espessura de corte e da profundidade de corte, em operação de corte ortogonal. Para tanto, foram empregadas uma plaina limadora e uma célula de carga de extensômetros resistivos, conectada a um programa de aquisição e análise de dados. A partir da análise dos resultados obtidos, foi possível identificar a influência de cada parâmetro de corte empregado.

Palavras-chave: MDF, usinabilidade, rugosidade superficial, força de corte.

ABSTRACT

This work presents a MDF (medium density fiberboard) machinability study aiming to carry out a cutting performance analysis regarding to surface quality and parallel specific cutting force, in order to verify the cutting parameters effect on the finishing and roughing machining operations, respectively. In the finishing study, it was verified the effect of the cutting thickness, cutting speed and direction of cutterhead rotation with relation to feed direction, in peripheral milling, on the MDF edges surface roughness. The surfaces were developed by a moulder, which roughness were measured by a stylus perfilometer. In the roughing study, the parallel specific cutting force was assessed in relation to the variation of the rake angle, cutting thickness and depth of cut, for the orthogonal cut. For this, it was used a planing machine and a resistance dynamometer, coupled in a data acquisition and analysis system. From the analysis of the obtained results, it was possible to identify the influence of each cutting parameter considered.

Keywords: MDF, machinability, surface roughness, cutting force.

1 INTRODUÇÃO

Atualmente, o consumo de madeira está voltado para espécies de reflorestamento de crescimento vegetativo elevado (eucalipto e pinus). Para Guss (1995), apesar da abundância dessas espécies, estas madeiras tendem a apresentar grandes variações em suas propriedades, com valores reduzidos de resistência mecânica. Segundo Maloney (1996), a introdução conjunta de estudos de ciência e engenharia de materiais e de tecnologia permite o aproveitamento e o melhoramento das propriedades encontradas na madeira, conduzindo ao desenvolvimento de produtos manufaturados à base de madeira. Este desenvolvimento permitiu às indústrias de transformação a obtenção de materiais capazes de substituir a madeira sólida em inúmeras aplicações.

A estrutura mais homogênea e isenta de defeitos, com melhores propriedades físico-mecânicas, de resistência à bio-deterioração e estabilidade dimensional dos materiais à base de madeira, garante um sólido mercado consumidor. Guss (1995) cita que o aumento de exigência do consumidor pela qualidade levou os engenheiros e arquitetos a adotarem esses materiais, pois oferecem maior confiabilidade.

Outro fator positivo do uso de materiais à base de madeira é o aproveitamento significativo da tora da madeira, uma vez que a obtenção da madeira serrada resulta em perdas consideráveis. Nesse aspecto, os resíduos de madeira (pó-

de-serra, refugos, lascas, costaneiros e maravalhas) não são desperdiçados, sendo aproveitados como matéria-prima. Trata-se então de um produto ecologicamente correto, atendendo às vertentes ambientais da ISO (International Standards Organization) 14000.

A utilização desses produtos à base de madeira não é uma prática recente. No caso particular das chapas de fibras de média densidade (*medium density fiberboard*, ou MDF), elas foram introduzidas na década de 60 nos Estados Unidos. Ao serem lançadas no mercado, dividiram espaço com as chapas de partículas aglomeradas na construção de móveis e painéis de revestimento. Atualmente, o MDF é utilizado também como pisos, paredes divisórias, e inclusive como elemento estrutural em pequenas e médias construções (CRESCE presença do MDF, 1999).

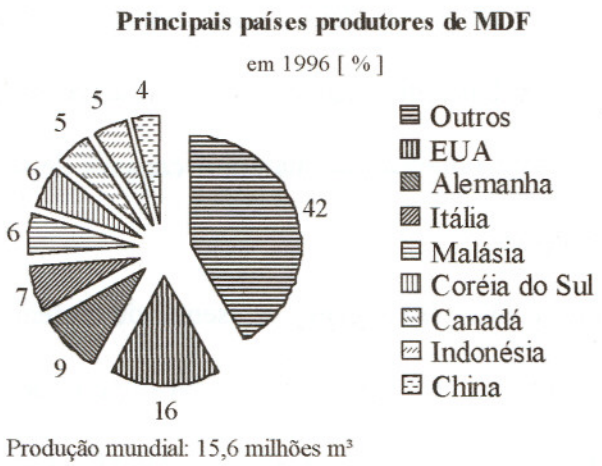


Figura 1 - Principais países produtores de MDF em 1996, INVESTIMENTOS estimulam produção de painéis... (1998).

O panorama do MDF já mostra uma realidade mundial, com um volume de produção elevado, como é apresentado nas Figuras 1 e 2. No Brasil esta tecnologia já está implantada em algumas unidades fabris, as quais já estão em funcionamento ou em fase de instalação.

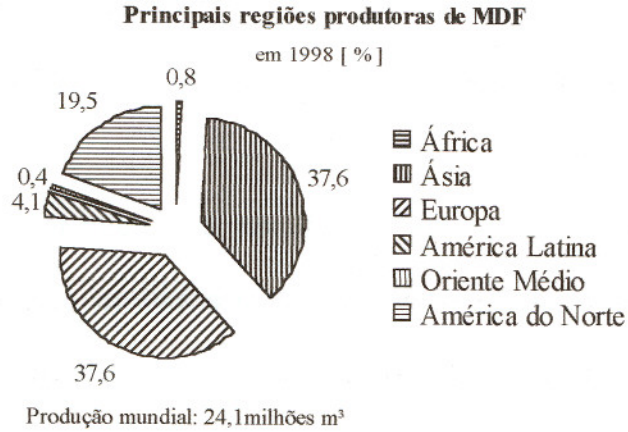


Figura 2 - Principais regiões produtoras de MDF em 1998, adaptado de EURO MDF BOARD* (1999).

Em função dos benefícios citados, o mercado consumidor interno de MDF está em constante expansão. A Tabela I relata a posição do Brasil em relação a outros países, enquanto consumidor.

Tabela I - Avanço do consumo mundial de MDF, INVESTIMENTOS estimulam produção de painéis... (1998).

Taxa média de expansão do consumo de MDF		
Localidades	**Período**	**Taxa [%]†**
EUA	1976/1986	13,2
Europa	1980/1990	16,5
Japão	1988/1993	11,5
Coréia	1988/1993	16,1
Brasil	**1991/1996**	**40,8**

† Crescimento anual médio após atingir 0,5% de participação no mercado de madeiras industrializadas.

Apesar dos benefícios oferecidos por este material, existe um custo considerável dos painéis de MDF e dos produtos de acabamento, tais como tintas, vernizes e colas. Desse modo, torna-se necessária uma usinagem programada capaz de gerar superfícies adequadas aos revestimentos, propiciando mínimo desperdício e

* EURO MDF BOARD (1999). http://www.euro-mdf.org/Cap98en.htm (18 Maio).

máximo rendimento. A otimização das condições de usinagem permite ainda um maior controle no desgaste das ferramentas e no custo energético demandado das máquinas operatrizes.

O desempenho dos revestimentos é diretamente afetado pela rugosidade superficial resultante da usinagem de acabamento, como é apresentado no trabalho de Richter et al. (1994). Sendo assim, o conhecimento da qualidade da superfície final ao se modificar as condições de corte de uma máquina operatriz permite um melhoramento do processo em questão.

Por outro lado, a usinagem de desbaste é realizada com o intuito de desdobrar os painéis em peças menores. Neste caso, o volume de material retirado é maior, o que afeta a energia demandada da máquina operatriz a ser utilizada (normalmente serra circular e plaina). Nesse contexto, o conhecimento da força de corte envolvida em operações de desbaste é uma informação técnica indispensável para otimização do processo de usinagem.

A situação atual nacional, com a recente instalação de indústrias de MDF no Brasil, permite supor a falta de informações técnicas concernentes so pós-processamento deste material. Esta observação se volta principalmente para a indústria moveleira, onde até o conhecimento sobre usinagem da madeira ainda não é totalmente disseminado. Assim, este setor madeireiro poderá ser suprido, com este trabalho, com aspectos técnicos de processos de usinagem do MDF e de suas conseqüências, visando a otimização para sua aplicação.

Somado a isto, o desenvolvimento de uma metodologia experimental para a análise do desempenho de corte de MDF pode suprir a carência de textos normativos relativos a este assunto.

1.1 OBJETIVO

Este trabalho teve como objetivo principal estudar a usinabilidade de chapas MDF, por meio de análise do desempenho de corte em relação à qualidade da superfície usinada e à força específica de corte paralela. Com isso, verificou-se a influência dos parâmetros estudados para operações de usinagem de acabamento e desbaste, respectivamente.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Além dos trabalhos relativos aos parâmetros de usinabilidade do MDF, buscou-se realizar uma revisão bibliográfica envolvendo a madeira e outros produtos à base de madeira. Para tanto, são apresentados trabalhos de avaliação da força de corte, qualidade superficial, desgaste e materiais de ferramentas de corte.

Maldonado (1998) estudou os parâmetros envolvidos na usinabilidade de chapas à base de madeira e definiu usinabilidade como "um conceito qualitativo que promove a determinação das propriedades de mecanização de um material", ou ainda, "a facilidade de se manipular um material em formas e dimensões definidas, com uma certa qualidade superficial, por operações de corte". Segundo o autor, de acordo com o processo de corte, um material A apresenta maior usinabilidade do que um outro B quando:

- O desgaste da ferramenta de corte, é menor com o material A do que com o material B;
- A qualidade superficial é maior no material A;
- A potência de corte necessária para usinar A é menor do que para usinar B.

Este tipo de estudo se torna mais complexo quando são considerados a madeira e os materiais à base de madeira, em função do caráter ortotrópico,

comportamento higroscópico, e outras particularidades. Nas operações de fresamento de perfis, as avaliações mais importantes são o desgaste da ferramenta de corte e a qualidade superficial, cujo indicador é a rugosidade gerada no plano usinado. Nas operações de desbaste, o desgaste da ferramenta e a força de corte, ou consumo de potência, revelam maior importância.

Segundo Gonçalves et al. (1997 a) e (1997 b), dados de força ou potência de corte podem servir de subsídios para o dimensionamento de máquinas operatrizes quanto à rigidez, potência e transmissão, para um determinado material a ser usinado. Para Jouaneh (1989) a rugosidade superficial é uma característica das superfícies, tendo efeito não somente sobre o desgaste, fadiga, e propriedades adesivas das peças, mas também sobre a estética, propriedade subjetiva e influente.

Na literatura normativa não existe padronização para experimentos envolvendo força de corte, rugosidade superficial e desgaste de ferramenta. Entretanto, a American Society for Testing and Materials (ASTM) 1988 apresenta uma metodologia, apesar de obsoleta, para a realização de testes de usinagem em madeira e materiais à base de madeira, visando uma avaliação qualitativa do acabamento superficial. São estipuladas as dimensões, as condições e a quantidade dos corpos de prova, além da especificação das características das ferramentas e das condições de corte para cada operação de usinagem abordada, a saber: aplainamento, lixamento, furação fresamento de perfis, respigamento, torneamento e serramento. As classes de qualidade superficial propostas são subjetivas e comparativas, graduada em cinco níveis: excelente (1), bom (2), razoável (3), ruim (4) e muito ruim (5). Nessa classificação são consideradas as rebarbas, destacamento e revesamento das fibras, ou outro defeito de usinagem, de modo que a profundidade do mesmo deve ser considerada mais crítica do que sua extensão.

2.1 MEDIÇÃO DA FORÇA DE CORTE

Dentre as técnicas de medição da força de corte na usinagem da madeira e de produtos correlatos, as mais freqüentemente empregadas baseiam-se no uso de células de carga compostas de extensômetros ou sensores piezoelétricos. Stewart (1983) e (1984) empregou uma célula de carga com extensômetros, montada diretamente no dispositivo de fixação da peça-obra em um banco de ensaio de fresamento frontal. Outro banco de ensaio similar, mas com sensores piezoelétricos para o fresamento tangencial, foi utilizado nos ensaios conduzidos por Triboulot et al. (1991) e (1995) e Zerizer (1991), conforme mostrado na Figura 3.

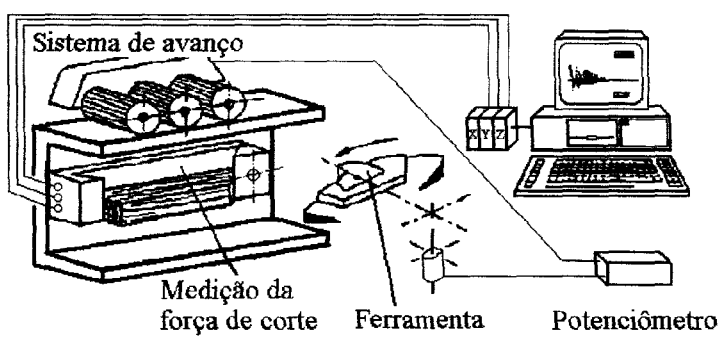


Figura 3 - Desenho esquemático adaptado do banco de ensaio de medição da força de corte, Triboulot (1991).

Grölund (1988), Cyra & Tanaka (1997) e Gittel et al. (1997) utilizaram células de carga piezoelétricas adaptadas na mesa de avanço ou sistema de fixação da peça. Néri (1998) estudou forças de corte ortogonais utilizando dinamômetro de anéis ortogonais com extensômetros proposto por Foschi & King, o qual é ilustrado na Figura 4.

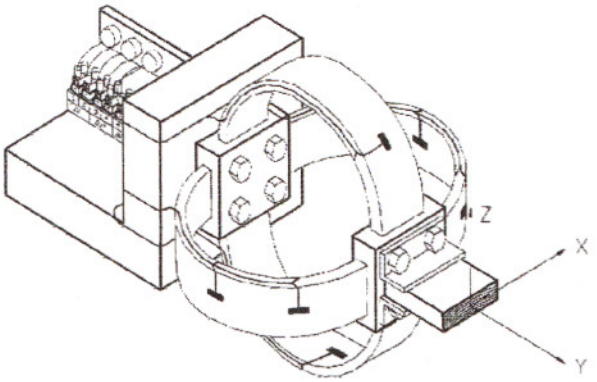


Figura 4 - Célula de carga de anéis ortogonais utilizada por Néri (1998).

Outra maneira de dispor a célula de carga é adaptando-a na região da ferramenta cortante. Numa tentativa de obter maiores comprimentos de usinagem no corte ortogonal do MDF, Stewart (1985), (1988 a) e (1988 b) aproximou tal operação de corte montando um banco de ensaio de torneamento, para monitorar as forças de corte paralela e normal através de um dinamômetro, como é apresentado na Figura 5.

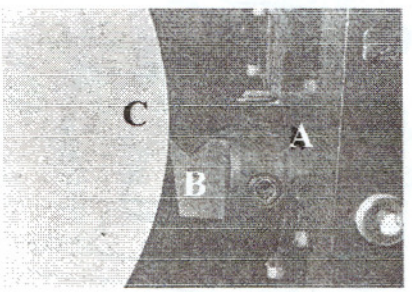


Figura 5 - Disposição das partes de experimentação empregada por Stewart (1985), com: A) dinamômetro, B) ferramenta e C) disco de MDF.

Em sua tese de doutorado, Gonçalves (1993) propôs uma metodologia para medir a força de corte ortogonal na usinagem da madeira. Para tanto, dimensionou e construiu um banco de ensaio com uma célula de carga bidimensional, de extensômetros, montada num porta-ferramentas (Figura 6).

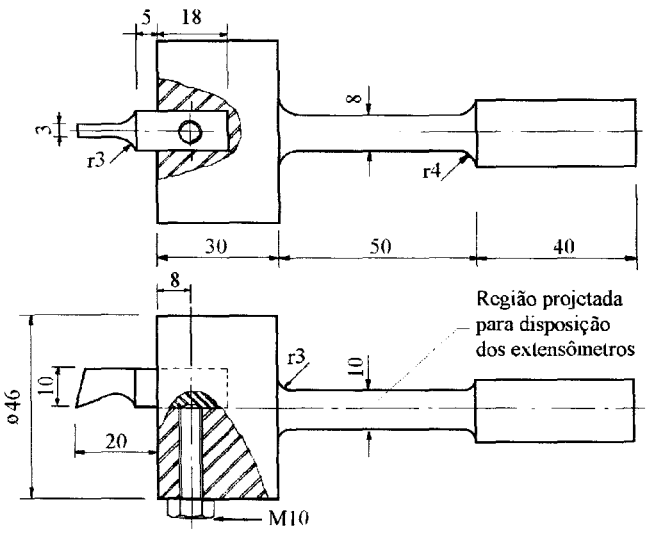


Figura 6 - Dinamômetro resistivo dimensionado e construído por Gonçalves (1993).

Uma célula de carga para corte ortogonal similar à anteriormente apresentada na Figura 7, foi utilizada por Suzuki et al. (1997) e Tochigi et al. (1997) em estudos de usinabilidade do MDF.

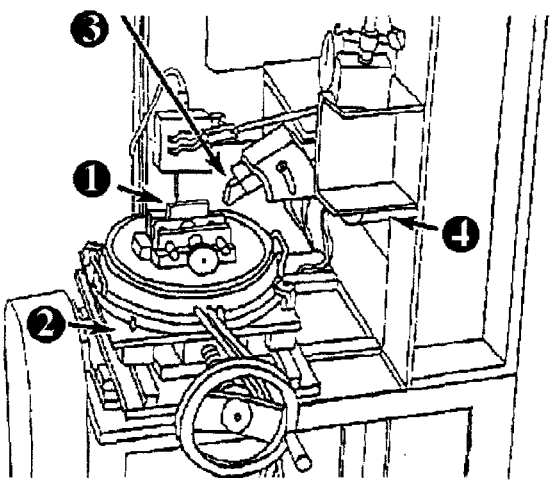


Figura 7 - Banco de ensaio para corte ortogonal utilizado por Suzuki et al. (1997): 1) corpo de prova, 2) mesa de avanço, 3) ferramenta e 4) célula de carga.

O desempenho de corte pode ser também verificado através da medição da potência consumida no processo de usinagem. Deve-se ressaltar que o valor da potência consumida em vazio, devido a perdas por atrito, deve ser subtraído da potência total. Salje et al. (1985) e Gittel et al. (1997) adotaram medir a potência

consumida pelo motor de uma fresadora. Morita et al. (1998) empregaram potenciômetro digital trifásico acoplado a uma tupia, conforme mostrado na Figura 8.

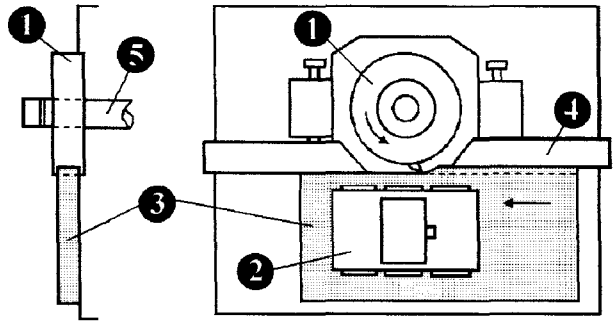


Figura 8 - Desenho esquemático adaptado do sistema de usinagem empregado por Morita et al. (1998): 1) ferramenta; 2) sistema de avanço automático; 3) corpo de prova; 4) guia; 5) fuso.

2.2 MEDIÇÃO DA RUGOSIDADE SUPERFICIAL

Dependendo do tipo de superfície e do material avaliado, a definição da qualidade superficial pode ter um significado diferente, conforme o comprimento de amostragem. Maldonado (1998) define geometricamente seis níveis de irregularidades de forma e de estado de uma superfície usinada, conforme descrito a seguir. A Figura 9 apresenta quatro desses níveis.

- 1ª ordem: diferenças de forma e de posição que indicam uma zona de tolerância em relação a um referencial específico;
- 2ª ordem: caracteriza as ondulações de um perfil, de caráter periódico devido às vibrações de baixas freqüências da peça ou da ferramenta;
- 3ª e 4ª ordens: a rugosidade em si, regular ou de alta freqüência, decorrente do avanço, da geometria e qualidade de afiação da ferramenta, e do material;

– 5ª e 6ª ordens: dependem da estrutura físico-química, além do domínio da metrologia.

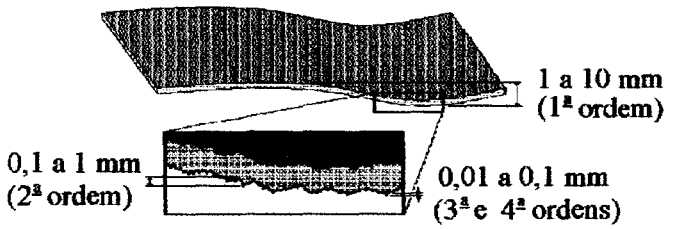


Figura 9 - Níveis de irregularidades superficiais para produtos à base de madeira, adaptado de Maldonado (1998).

Para a avaliação desses níveis de irregularidades, existem inúmeras técnicas de medição, tais como: apalpamento mecânico, técnicas óticas paramétricas (perfilometria e interferometria) e não-paramétricas (dispersão de luz), microscopia, emissão acústica, ultra-som, técnica pneumática e capacitância. Na Tabela II é traçada uma comparação entre alguns métodos de medição (Lemaster & Beall, 1996).

Tabela II - Técnicas de medição de irregularidades superficiais aplicáveis a superfícies de materiais à base de madeira, Lemaster & Beall (1996).

TÉCNICA	VANTAGENS	DESVANTAGENS
Apalpamento mecânico ou "stylus"	Alta resolução.	Baixa velocidade, método de contato, análise bi-dimensional, pode usinar a superfície, insensível a fibras individuais e expostas.
Pneumático	Sensível a fibras individuais etc., análise tri-dimensional.	Sensível a porosidade, método de contato, não fornece o perfil real.
Emissão acústica	Análise tri-dimensional, sensível a fibras etc., alta velocidade.	Método de contato, não fornece o perfil real.
Ótica	Alta velocidade, sem contato, alta resolução.	Análise bi-dimensional,, (linha estreita da amostra), insensível a fibras individuais e expostas.

Este grande número de possibilidades, aliado à dificuldade em se caracterizar a superfícies de madeira e de produtos à base de madeira, vários pesquisadores dedicaram atenção a este estudo.

Na busca de um sistema capaz de avaliar de maneira padronizada a qualidade superficial da madeira, Peters & Cumming (1970) apresentaram os aspectos mais importantes que envolvem esse tipo de medição, sobretudo em relação ao apalpamento mecânico. Peters & Mergen (1971) também desenvolveram um perfilômetro de apalpamento mecânico. Este equipamento permitiu a medição da rugosidade superficial de madeiras com superfícies aplainadas, serradas, lixadas, e até com defeitos de usinagem. As especificações desse equipamento são: traçador com raio de ponta de 25,4 μm; de 1,5 g; profundidade máxima de 6,35 mm; resolução de 2,54 μm, velocidade de traçagem de 76,2 mm/min, com filtragem mecânica tipo sapata.

A técnica por apalpamento mecânico foi amplamente utilizada, como pode ser verificado nos trabalhos de Stewart (1983) e (1984), Faust & Rice (1986), Zerizer (1991), Triboulot et al. (1991) e (1995), Hiziroglu (1996), Cyra & Tanaka (1997), Suzuki et al. (1997), Tochigi et al. (1997), e Morita et al. (1998).

Os autores Faust & Rice (1986) avaliaram cinco parâmetros de rugosidade para descrever a freqüência e a amplitude da rugosidade de perfis superficiais de lâminas de "Southern pine". Foi utilizada a técnica de apalpamento mecânico, com um raio de ponta de 50 μm. Para cada corpo de prova foram realizadas 60 medições, sendo que cada perfil foi analisado estatisticamente, com comprimentos de amostragem de 0, 13, 25, 38, 51, 76, 127 e 254 μm. Todos os índices mostraram considerável significância na distinção entre superfícies grosseira e lisa, e grosseira e média. Entretanto, apenas o índice de freqüência foi capaz de

distinguir todas as classes de rugosidade, com filtro a partir de 51 μm. Esse valor corresponde aproximadamente ao diâmetro médio de um traqueídeo da madeira estudada, o que confundiu a interpretação das medidas com filtro abaixo de 51 μm.

Zerizer (1991) e Triboulot et al. (1995) empregaram, na medição da rugosidade superficial do MDF, um apalpador mecânico de raio de ponta de 10 μm e ângulo de ponta de 80°, com força de $0{,}6.10^{-2}$ N. Um valor de deslocamento vertical foi medido a cada 10 μm, totalizando 2048 pontos por perfil, com um comprimento de onda limite de 1 mm. A Figura 10 apresenta o fluxograma ilustrativo do sistema de medição.

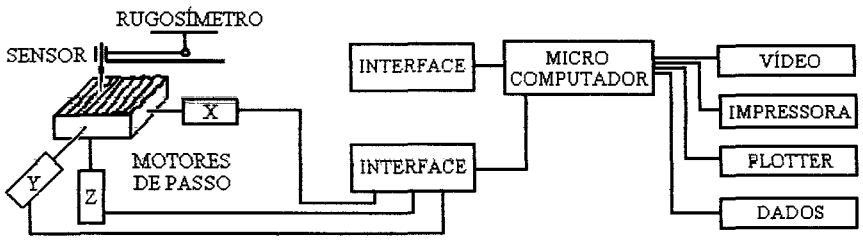


Figura 10 - Fluxograma ilustrativo adaptado do equipamento utilizado por Zerizer (1991).

Hiziroglu (1996) avaliou rugosidade e estabilidade superficiais de chapa dura de fibra e de MDF A 50% de umidade relativa, utilizando-se da técnica de apalpamento mecânico. O sistema utilizado possui uma ponta de diamante com raio de 5 μm, e ângulo de 90°. Foi aplicado um comprimento de traçagem de 15,2 mm, percorrido a 1 mm/s. Foi utilizado um filtro digital com comprimento de onda limite de 2,54 mm, para diferenciar a rugosidade da ondulação (Figura 11). Os resultados obtidos, através de unidades de $\mathbf{R_a}$, $\mathbf{R_z}$ e $\mathbf{R_{máx}}$ [μm] mostraram que a densidade da chapa tem um efeito importante na rugosidade superficial da chapa dura, sendo que isso não ocorreu para o MDF. Testes de estabilidade superficial

mostraram que a chapa dura é mais estável do que o MDF. A inspeção visual de micro-fotografias das superfícies das chapas não revelou uma relação clara entre os parâmetros quantitativos de rugosidade superficial. No entanto, o autor percebeu que as superfícies de MDF têm uma aparência inteiramente diferente, com fibras quebradas devido ao lixamento.

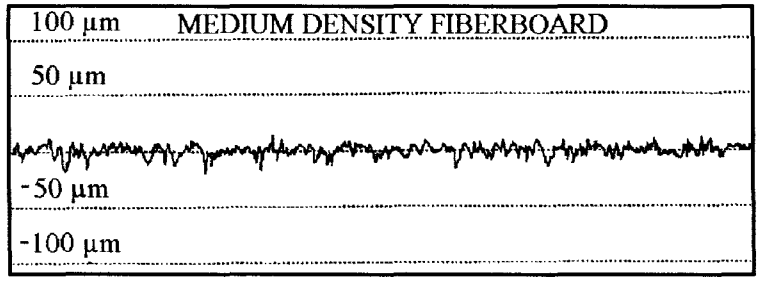


Figura 11 - Exemplo de perfil de rugosidade superficial do MDF, Hiziroglu (1996).

Morita et al. (1998) realizaram medições no centro da espessura de painéis de aglomerado e MDF, com um apalpador de raio de ponta de 0,5 µm a 0,2 mm/s, e peso de 4 mN.

Salje et al. (1985) utilizaram um sistema baseado no princípio de apalpamento mecânico, porém através de uma mola plana com amortecimento (Figura 12), que permite varreduras de até 60 m/min, em tempo real. Este método também foi utilizado por Westkämper & Fuss (1993), onde explicam que com este tipo de equipamento mediram a irregularidade na aresta da amostra, cuja unidade é a rugosidade superficial específica S_{AR} [mm^2/m].

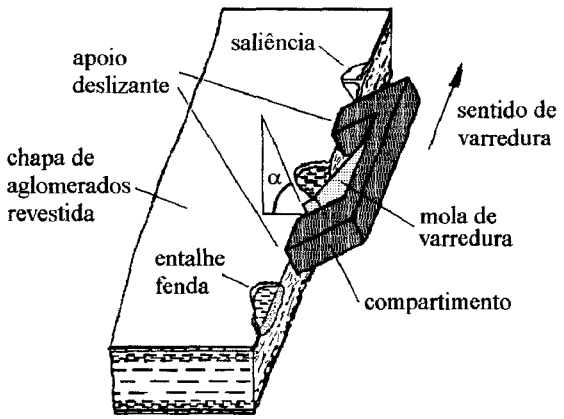


Figura 12 - Desenho adaptado do sistema utilizado por Salje et al. (1985).

Cutri et al. (1991) montaram um sistema de monitoramento da qualidade superficial, em tempo real, de peças de madeira aplainadas e perfiladas (Figura 13). Trata-se de um equipamento ótico, sem contato, onde um feixe de "laser" é incidido quase paralelamente à superfície recém-usinada. Acima dessa região, um foto-diodo de silício detecta as variações geradas pela difusão do "laser", captando comprimentos de onda de 1 mm, ou mais. Os resultados mostraram boa correlação com os obtidos por meio de um apalpador mecânico.

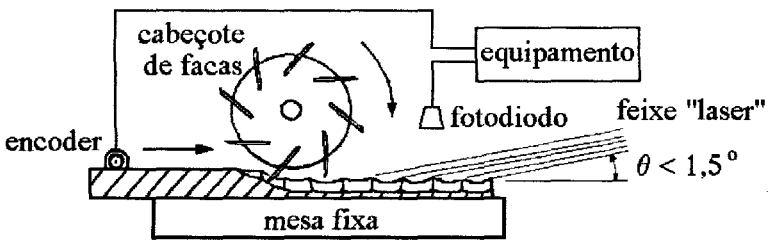


Figura 13 - Sistema de caracterização superficial em tempo real à usinagem, adaptado de Cutri et al. (1991).

DeVries & Lemaster (1991) sugerem técnicas para decompor superfícies em perfis de forma, de ondulação e de rugosidade superficiais, utilizando-se de técnicas de mínimos quadrados lineares e de filtragem passa-baixo

(comprimento de onda limite de 0,08 mm). Especificamente para superfícies geradas em serra de fita, foram apresentadas relações de predição de $\mathbf{R_a}$ [μm], que fornecem limites inferiores de qualidade superficial. Foram comparados valores teóricos e experimentais de qualidade superficial de três espécies de madeira ("Ponderosa pine" - *Pinus ponderosa*, "California black oak" - *Quercus kelloggii* e "Madrone" - *Arbutus menziesii*), obtidos através de um sistema de perfilometria por detecção a laser. Os resultados foram maiores em relação ao predito, mas apresentaram tendência crescente ao aumento do avanço por dente.

Parker (1995) apresenta a dificuldade em se caracterizar a qualidade superficial de painéis à base de madeira, utilizando-se dos equipamentos disponíveis, mais direcionados à avaliação de superfícies metálicas. O autor realizou testes com um perfilômetro ótico que oferece uma área de leitura de 0,55 mm^2. O valor encontrado para o aglomerado foi de 7,83 mm $\mathbf{R_a}$ e, para o MDF, de 7,01 e 7,34 mm $\mathbf{R_a}$ e $\mathbf{R_q}$, respectivamente. Estes resultados foram obtidos da superfície dos painéis, sendo valores médios de dados muito dispersos.

Lemaster & Beall (1996) determinaram a qualidade superficial do MDF através de um perfilômetro ótico a laser. As medições foram realizadas em corpos de prova processados em uma lixadeira de avanço automático, com granulometrias de 80, 120, 150, 180 e 220. Para verificar a sensibilidade ao levantamento de fibras, foram utilizados teores de umidade valores de 12 e 18 %. A cada 6 μm um dado foi coletado a uma velocidade de 65 mm/min, com um filtro de comprimento de onda limite de 0,04 mm. O perfil da superfície foi ajustado com um polinômio de segunda ordem, e a curva ajustada foi subtraída dos dados originais para desconsiderar ondulações provenientes de empenamento ou erros no sistema de avanço. Os autores concluíram que o parâmetro mais útil para avaliar as marcas

grandes de grãos abrasivos ou defeitos de usinagem foi o número de picos e vales. O levantamento das fibras em função do elevado teor de umidade foi facilmente detectado em ambas amostras lixadas com grãos 80 e 120.

2.3 USINABILIDADE DA MADEIRA E DOS MATERIAIS À BASE DE MADEIRA

Esta parte da pesquisa bibliográfica é apresentada em ordem cronológica crescente, salvo quando existe proximidade contextual entre os trabalhos.

Stewart* apud Stewart (1983) demonstrou que a qualidade da superfície e de cavaco gerados no fresamento frontal, com facas de ângulos de saída radial e axial de 8° e 10° respectivamente, é maior quando a posição de avanço é alterada de modo a impor um modo de corte concordante, em vez de discordante. A mesma característica foi observada em outro trabalho (Stewart† apud Stewart, 1983), quando o aplainamento é realizado perpendicularmente às fibras, ao invés do convencional paralelo às fibras.

Stewart (1983) utilizou parâmetros de rugosidade superficial e de forças de corte para demonstrar que o fresamento frontal pode ser aplicado satisfatoriamente em operações de aplainamento e de geração de cavacos para indústria de chapas. O destacamento das fibras foi maior para elevadas espessuras de corte e forças de corte.

---

* STEWART, H. (1974). Face milling can be improved for surface and flaking. *Forest Products Journal*, v.24, n.2, p.58-9.

† STEWART, H. (1976). Knife planing across the grain can be applied to hardwoods. *United States Departament of Agrigulture*, Note NC-196, 4p.

Stewart (1984) realizou um procedimento experimental similar ao anterior, combinando posições de avanço, diâmetros de fresas e ângulos de chanfro, para o fresamento frontal de madeiras maciça. Através de análise de variância, apesar do diâmetro das fresas terem forte influência na força de corte resultante, o autor não encontrou tendências consistentes e definidas. Entretanto, a qualidade superficial não foi afetada pelo diâmetro da fresa e posição de avanço. O ângulo de chanfro afetou a força de corte resultante, mas não a qualidade superficial, desde que não seja próximo a 0° ou 90°.

Salje et al. (1985) mediram a qualidade superficial do canto de chapas de aglomerado revestidas, quando serradas e fresadas tangencialmente. A rugosidade superficial específica foi maior no serramento do que no fresamento. Nesta última operação o avanço por dente teve maior influência sobre a rugosidade do que a profundidade e velocidade de corte (Figura 14). Num ensaio mais abrangente, a potência de corte, o desgaste da aresta cortante e a rugosidade superficial aumentaram para uma velocidade de corte entre 20 e 60 m/s, apresentando um declínio além de 70 m/s, como é apresentado na Figura 15.

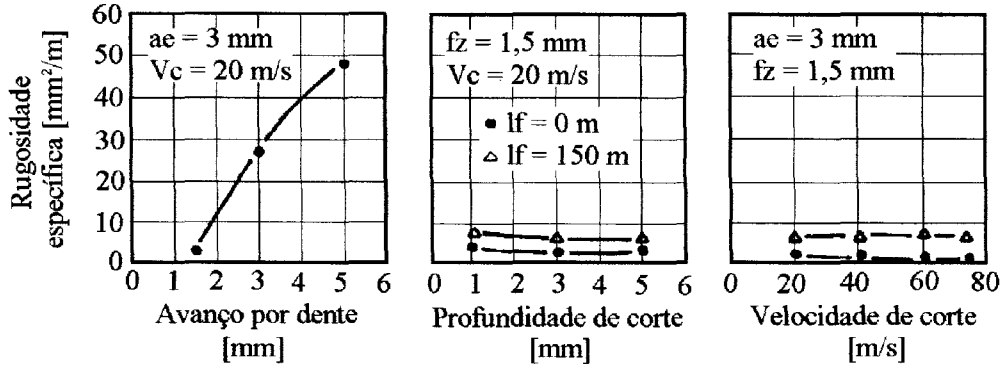


Figura 14 - Rugosidade superficial em função do avanço por dente, profundidade de corte e velocidade de corte, adaptado de Salje et al. (1985).

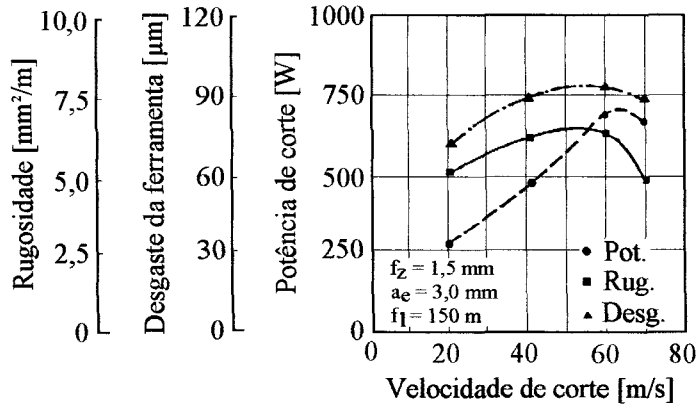


Figura 15 - Rugosidade superficial, recuo da aresta e potência de corte em função da velocidade de corte, adaptado de Salje et al. (1985).

Em um amplo trabalho, cujas etapas foram apresentadas em três artigos científicos, Stewart (1985) conduziu ensaios nos quais discos de MDF foram torneados com uma ferramenta de gume único, de carbeto de tungstênio C-2 (WC-Co 6%). O autor concluiu que para ângulos de saída de 10° e 25°, a força normal $\mathbf{F_n}$ excede a paralela $\mathbf{F_p}$ a comprimentos de corte próximos a 2800 e 4000 pol (70 e 100 m), respectivamente, e a borda da chapa apresenta ferpas em função do desgaste da ferramenta. Após 9000 pol (230 m) de comprimento de corte, atinge-se um condição instável de desgaste pelo aumento do raio da ferramenta. Isto gera um acúmulo de material na superfície de folga da ferramenta, reafiando-a e reduzindo a força de corte (Figura 16).

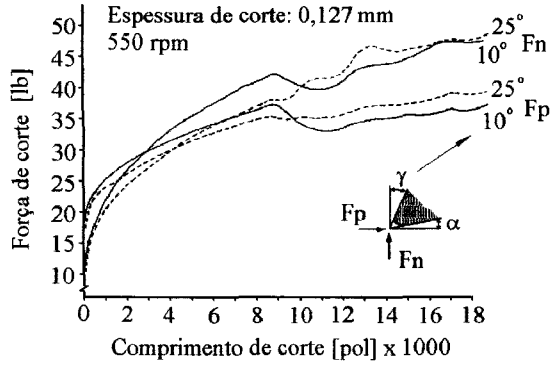


Figura 16 - Comportamento das forças de corte mediante o comprimento de usinagem no torneamento de MDF, adaptado de Stewart (1985).

No trabalho seguinte, Stewart (1988 a) realizou ensaios similares, considerando a força de corte contínua e o recuo de aresta de corte. As variáveis foram o ângulo de saída, de 10° a 40°, em incrementos de 5°, e a profundidade de corte, ou avanço transversal, de 75, 120 e 240 μm/rev. Impressões negativas da aresta foram tomadas intermitentemente e no final do torneamento, bem como as medições de **Fp** e de **Fn**, como é visto na Figura 17.

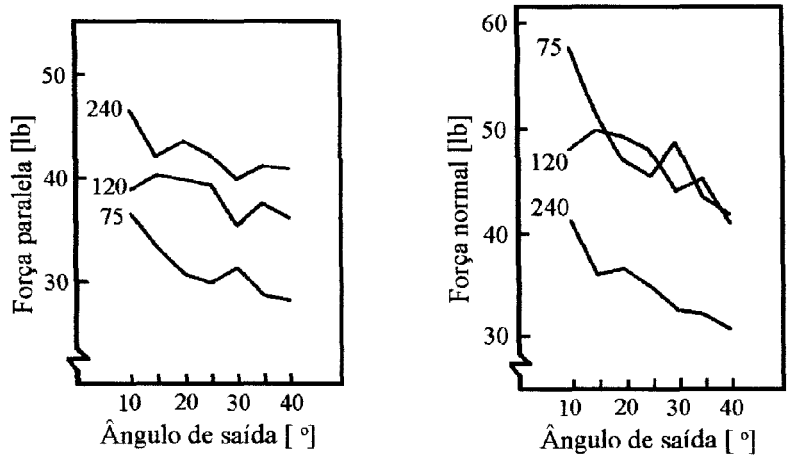


Figura 17 - Componentes de forças de corte paralela e normal finais no torneamento do MDF, adaptado de Stewart (1988 a).

Algumas conclusões do autor são apresentadas abaixo:

- Com o aumento do ângulo de saída, $\mathbf{F_p}$ decresce e $\mathbf{F_n}$ aumenta;
- No fim do teste, $\mathbf{F_n}$ é maior do que $\mathbf{F_p}$, para avanços de 75 e 120 μm/revolução, o que aumenta consideravelmente com o desgaste da aresta de corte;
- Existiu uma tendência geral de que os ângulos de saída que promovem menor desgaste da aresta de corte são os que ficam entre 10° e 30°, não incluindo os valores extremos;
- O desgaste da aresta de corte foi maior na superfície de folga do que na de saída.

Ainda analisando os mesmos parâmetros, Stewart (1988 b) aplicou técnicas de regressão linear e não-linear às forças de corte e ao desgaste da aresta de corte para determinar a geometria ótima da ferramenta para usinagem de MDF. Foram analisados os valores ao longo de todo o comprimento de corte e o modelo aplicado foi:

$$y = a \cdot x^b \cdot c^x + d \qquad (1)$$

onde **a**, **b**, **c** e **d** são constantes adimensionais, **x** é o comprimento de corte e **y** é a váriável em análise ($\mathbf{F_p}$, $\mathbf{F_n}$, desgaste da aresta, da superfície de saída ou de folga). Com isso, o autor confirmou as conclusões do trabalho anterior e demonstrou a validade das análises de regressão na determinação da geometria de ferramenta. Demonstrou ainda que a vida-útil da ferramenta aumenta quando a profundidade de corte aproxima-se do valor médio de 240 μm.

Staats[‡] apud Stewart (1987) realizou ensaios de fresamento frontal no MDF, com uma ferramenta de carbeto de tungstênio, de 12,7 mm de diâmetro e duas arestas, para avaliar o índice de desgaste. Os resultados indicaram um desgaste moderado para ângulos de saída de 15° a 29°, e para ângulos de folga de 15° a 18°. O desgaste foi substancialmente reduzido quando a velocidade de avanço foi aumentada de 2,5 para 14,0 m/min

Grölund (1988) desenvolveu um modelo matemático por análise de regressão não-linear, da força principal de corte na usinagem da madeira, exposto a seguir:

[‡] STAATS, H. M. (1985). Board density, tool geometry are key tool wear factors. *Wood & Wood Products*. Feb.

$$y = -24{,}693024 + 10{,}587051 \cdot RM^2 - 3{,}949910 \cdot RM^3 + 136{,}462032 \cdot t - \\ - 0{,}246372 \cdot (\gamma \cdot t \cdot d) + 0{,}072164 \cdot d \qquad (2)$$

onde **y** é a força de corte principal, **RM** é o ângulo de direcionamento das fibras, **t** é a espessura do cavaco, **d** é a densidade e γ é o ângulo de saída. Através do comportamento dos pontos no confronto dos valores preditos com os resultados experimentais, o autor concluiu que as condições de formação de cavaco para elevadas espessuras de corte são menos conhecidas do que as que resultam menores esforços de corte, pois apresentam maior dispersão.

Triboulot et al. (1991) estudaram a influência da espessura e do espaçamento dos anéis de crescimento sobre a usinabilidade de madeira ("Norway spruce") com crescimento vegetativo lento e rápido, mantendo as condições de corte constantes. Com a menor rugosidade superficial das amostras de menor densidade (anéis mais espaçados devido ao elevado crescimento vegetativo) e a menor força de corte envolvida, os autores estabeleceram que sua usinabilidade é maior do que a das amostras de crescimento lento.

Em sua tese de doutoramento, Zerizer (1991) conduziu um trabalho abrangente, onde analisou parâmetros de corte e de qualidade superficial do MDF, em operações de fresamento tangencial na borda dos painéis. Foram deduzidos parâmetros de corte que pudessem gerar uma qualidade adequada para máximo desempenho em juntas coladas. Foram desenvolvidos ensaios que permitiram tanto avaliar parâmetros de usinagem (forças de corte, desgaste de ferramenta e tipos de cavaco) como gerar superfícies para medições de qualidade superficial. Para cada superfície gerada, foram realizados ensaios de ângulo de contato e de comportamento mecânico de juntas de MDF coladas com um adesivo vinílico. Após análise de

regressão múltipla, o autor concluiu que, dentre outros, a espessura média do cavaco foi o parâmetro mais significativo (Figura 18).

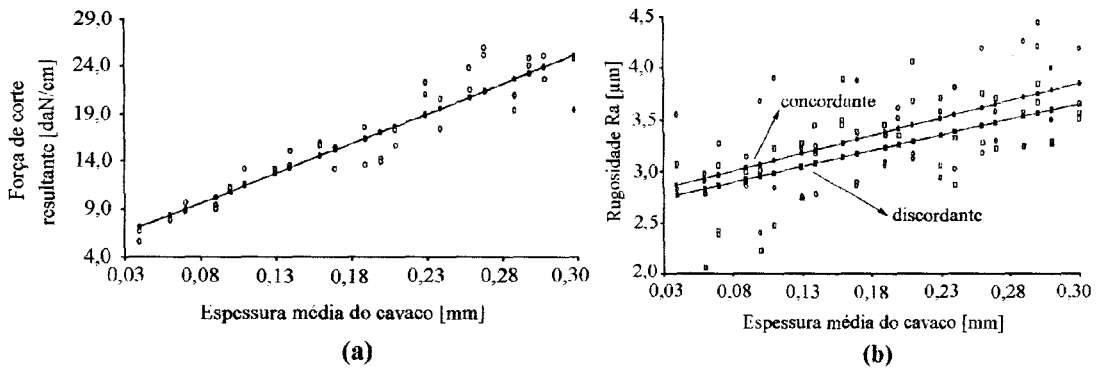


Figura 18 - Efeito da espessura média do cavaco na força de corte resultante, no fresamento discordante do MDF (a) e influência do modo de corte sobre a rugosidade superficial (b), adaptado de Zerizer (1991).

Quanto às propriedades de adesão, o ângulo de contato e a rugosidade superficial mostraram estar relacionados com a energia de taxa de energia de ruptura das juntas coladas, o que pode ser verificado na Figura 19. A colagem ofereceu maior energia de ruptura quando a usinagem foi realizada com elevadas espessuras de corte, gerando uma superfície mais rugosa e, logo, com maior poder de adesão.

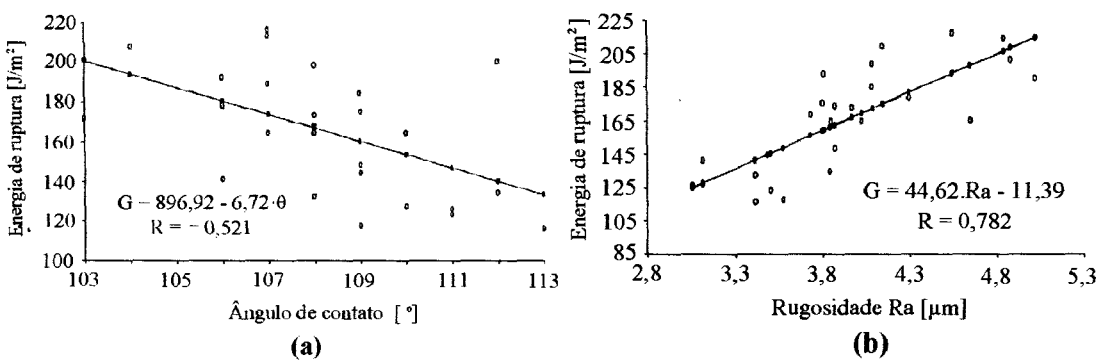


Figura 19 - Energia de ruptura de juntas coladas de MDF, sob influência do ângulo de contato (a) e da rugosidade superficial (b), adaptado de Zerizer (1991).

Numa publicação baseada na referência anterior, Triboulot et al. (1995) mostram que, para cada acréscimo de 1μm na rugosidade $\mathbf{R_a}$, ocorre uma aumento de 40% na energia de fratura das juntas coladas. Em função da espessura média do cavaco, sugerem que o desempenho dessas juntas seja satisfatório num intervalo entre 0,20 e 0,35 mm, cujos valores mínimo e máximo foram estabelecidos pela produção de pó (nocivo ao meio de trabalho) e pelos limites de força de corte impostos pelo equipamento, respectivamente.

Westkämper & Fuss (1993) realizaram experimentos de fresamento frontal de alta velocidade com MDF. Sob velocidade de corte na faixa de 23 a 75 m/s, foram utilizados dois tipos de ferramentas: PCD (diamante poli-cristalino) Syndite 010 e carbeto de tungstênio classe K05. Os ensaios com PCD mostraram que elevados avanços por dente e velocidades de corte resultaram em baixa qualidade superficial. No entanto, conforme o desgaste da ferramenta, menores avanços por dente geram maior rugosidade superficial (Figura 20 a). Comparando-se os dois gráficos da Figura 20, observa-se que para velocidades elevadas as ferramentas PCD promovem melhor qualidade superficial do que as de carbeto de tungstênio.

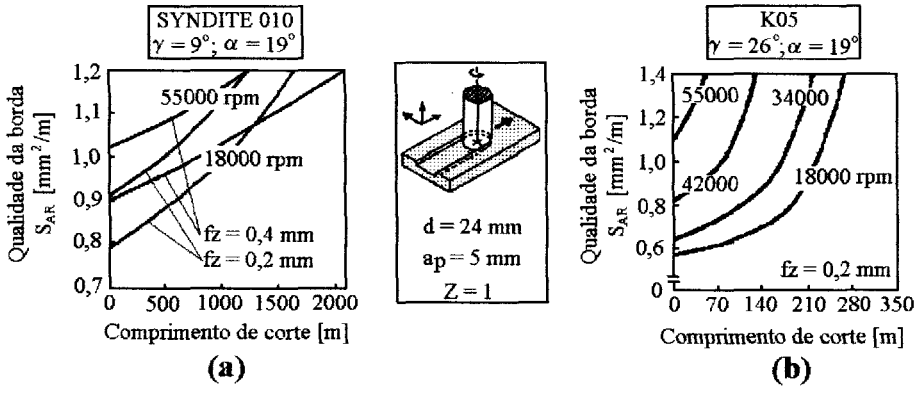


Figura 20 - Efeito da rotação, avanço por dente e comprimento de usinagem sobre a qualidade da borda, para o fresamento frontal com PCD (a) e carbeto de tungstênio (b), adaptado de Westkämper & Fuss (1993).

Com as ferramentas ainda afiadas, foi traçado um gráfico que comprova a baixa influência da velocidade de corte sobre a força de corte média (Figura 21). Os valores distintos para cada ferramenta são relacionados às diferentes geometrias da aresta cortante.

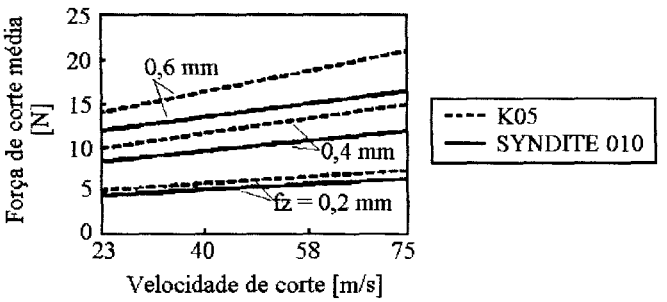


Figura 21 - Força de corte média em função da velocidade de corte e avanço por dente, adaptado de Westkämper & Fuss (1993).

National Particleboard Association (NPA) 1995 apresenta uma série de informações a respeito das geometrias das ferramentas e condições de corte para se obter bons resultados de acabamento superficial na usinagem do MDF. Para o fresamento tangencial são indicados ângulos de saída e de folga de 15° e 10°, respectivamente. Para a obtenção de uma superfície lisa, recomenda-se o número mínimo de 8 marcas de corte por centímetro. No caso do serramento, são sugeridos ângulos de saída e de folga de 15°, podendo ser alterados para 20° a 30°, e 10°, respectivamente, para aumentar a vida útil da aresta de corte. Os ângulos de folga lateral e radial recomendados são, respectivamente, 1° a 2° e 3° a 4°.

Cyra & Tanaka (1997) avaliaram o efeito da direções das fibras segundo os ângulos de inclinação da ferramenta e dos anéis de crescimento sobre o acabamento superficial, força de corte e emissão acústica, no fresamento periférico. Foram empregadas amostras de "Yellow-poplar" (*Liriodendron tulipifera* L.), com

11% de teor de umidade. Os resultados evidenciaram que além da sensibilidade quanto às orientações das fibras, a emissão acústica, junto com a rugosidade superficial e a força de corte, exibem correlações entre si, sendo uma delas exposta na Figura 22.

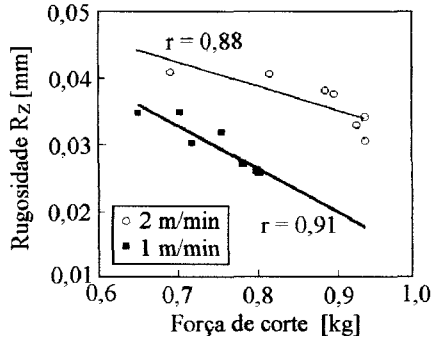


Figura 22 - Rugosidade superficial em função da força de corte resultante, para ângulos dos anéis de crescimento avaliados, adaptado de Cyra & Tanaka (1997).

Com o intuito de verificar a veracidade da constante de força de corte $\mathbf{k_{c,05}}$ [N/mm^{1,5}], Gittel et al. (1997) obtiveram resultados de força de corte para o fresamento periférico de MDF e de chapa de partículas. Sendo a constante de corte é expressa por:

$$k_{c0,5} = \frac{Fc}{h_m^{\,0,5} \cdot b} \tag{3}$$

o resultado esperado seria não encontrar variação de $\mathbf{k_{c,05}}$ em relação aos parâmetros de corte. Este comportamento ficou evidente quando as variáveis comparativas foram a espessura de corte e o avanço por dente. No entanto, o gráfico que apresenta a relação com a velocidade de corte mostrou dependência significativa, como é apresentado na Figura 23.

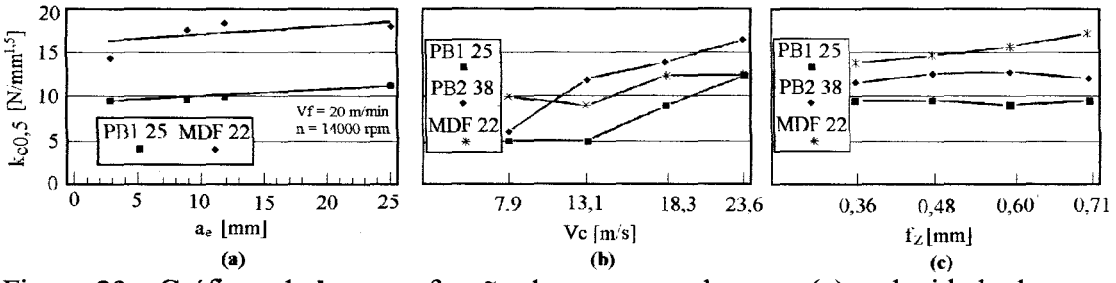


Figura 23 - Gráficos de $\mathbf{k_{c,05}}$ em função da espessura de corte (a), velocidade de corte (b) e avanço por dente (c), para o MDF e aglomerado, adaptado de Gittel et al. (1997). PB = aglomerado (à direita da sigla consta a espessura do painel em mm).

Gonçalves et al. (1997 a) verificaram a influência de parâmetros relacionados ao processo de usinagem da madeira sobre o desempenho de corte de dez espécies brasileiras, através da medição da força de corte ortogonal paralelo às fibras. Foram usadas ferramentas com ângulos de saída de 10°, 17° e 24°, com 3,0 mm de largura. As condições de corte foram variadas com velocidades de corte 0,12; 1,17 e 0,22 m/s, e profundidades de corte de 0,1 a 0,7 mm, em incrementos de 0,1 mm. Em geral, foi observado o acréscimo da força de corte com a redução do ângulo de saída e com o aumento da profundidade de corte. No entanto, a variação da velocidade de corte levou a uma resposta aleatória da força de corte.

Gonçalves et al. (1997 b), através dos dados de força de corte obtidos do trabalho anterior, calcularam valores de pressão específica de corte $\mathbf{K_s}$ [daN/mm^2], a fim de aplicar a metodologia proposta por Kienzle[§] apud Ferraresi (1977), onde a força de corte principal pode ser calculada, considerando as mesmas condições de corte, de umidade, densidade e orientação das fibras. Ao se colocar os valores de espessura de corte **h** [mm] e de $\mathbf{K_s}$ num gráfico bi-logarítimo, e aplicando regressão linear, foi estabelecida uma equação de primeiro grau do tipo $Y=B+m\cdot X$, onde $Y=\log Ks$, $X=\log h$, $m=-tg\ \alpha=-Z$ e $B=K_{s1}$. Manipulando as equações, obtém-se:

[§] KIENZLE, O. (1952). Die Bestimung von Kräften und Leistungen na apanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *VDI*. Hannover, n.94, p.299-305.

$$Pc = K_{s1} \cdot b \cdot h^{1-Z} \tag{4}$$

onde a constante $\mathbf{K_{s1}}$ [daN/mm^2] traduz as propriedades do material, o coeficiente **1-Z** [--] representa as condições de corte, **Pc** [daN] a força de corte e **b** [mm] a largura de corte.

Suzuki et al. (1997) estudaram a influência dos ângulos de folga da ferramenta (5° a 30°) e da profundidades de corte (0,1; 0,2; 0,3 e 0,5 mm) sobre a resistência ao corte, a rugosidade superficial e a área de rebarbas (Figura 24) na usinagem da borda do MDF. Como base comparativa, foram escolhidas amostras de "makamba" (*Betula maximowiczana* Reg.).

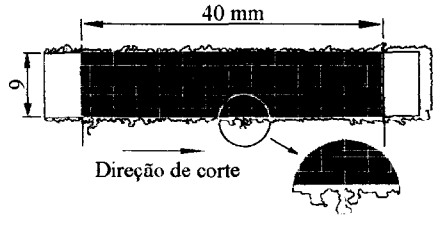


Figura 24 - Borda de MDF usinada com rebarbas, adaptada de Suzuki et al. (1997).

Tochigi et al. (1997), dando prosseguimento ao trabalho de Suzuki (1997), utilizaram a mesma metodologia para estudar o efeito do ângulo de corte θ (ângulo de cunha β + ângulo de folga α), na usinagem do MDF. Alguns resultados são apresentados nas Figuras 25, 26 e 27. As conclusões desses dois artigos foram:

- Acima de 5°, o efeito do ângulo de folga sobre a usinabilidade é desprezível;
- O coeficiente de atrito na face da ferramenta foi menor no corte do MDF;
- A taxa de força de entalhe foi maior no corte paralelo do MDF;

- O ângulo de corte crítico foi de 85°, sendo maior quando o MDF foi usinado;
- A taxa de energia de atrito do MDF foi menor. O cavaco tornou-se pó quando esta taxa cresceu com o aumento do ângulo de corte;
- Maiores ângulos de corte aumentam rugosidade superficial e a área de rebarba.

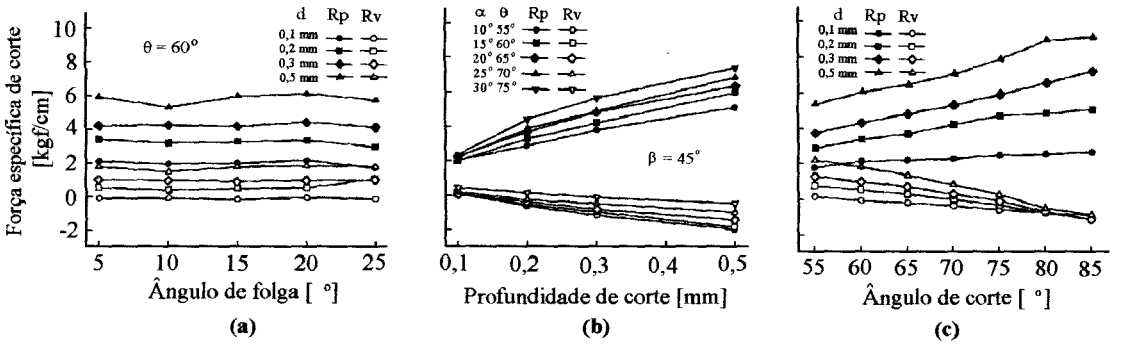


Figura 25 - Relação entre a força específica de corte e o ângulo de folga (a), profundidade de corte (b), adaptados de Suzuki et al. (1997); e ângulo de corte (c), adaptado de Tochigi et al. (1997); onde **d** é a profundidade de corte, **Rp** e **Rv** são forças específicas de corte paralela e normal.

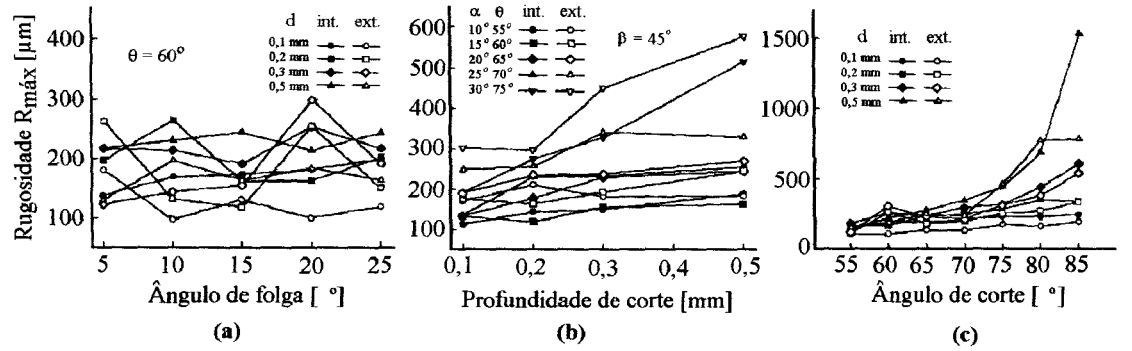


Figura 26 - Relação entre a rugosidade superficial $\mathbf{R_{máx}}$ e o ângulo de folga (a), prófundidade de corte (b), adaptados de Suzuki et al. (1997); e ângulo de corte (c), adaptado de Tochigi et al. (1997).

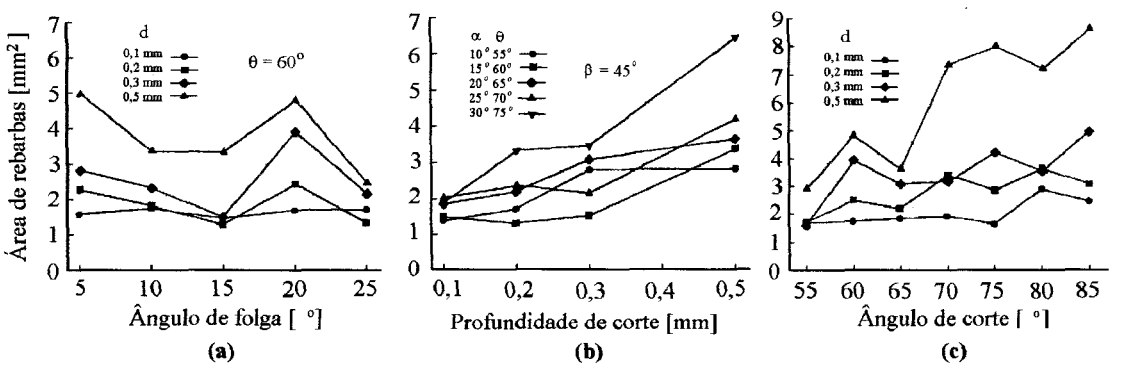


Figura 27 - Relação entre a área de rebarbas e o ângulo de folga (a), profundidade de corte (b), adaptados de Suzuki et al. (1997); e ângulo de corte, adaptado de Tochigi et al. (1997).

Yu et al. (1997) verificaram a rugosidade superficial de madeiras congeladas e não-congeladas (*Cryptomeria japonica* D Don), a um teor de umidade de 43,7%, quando serradas sob diferentes velocidades de avanço e tensões de tração da serra de fita. Os resultados de $\mathbf{R_z}$, na faixa de 150 a 350 μm, evidenciaram menores valores de rugosidade superficial para cortes realizados a baixas velocidades de corte e elevadas tensões. O acabamento superficial também foi melhor para as amostras congeladas, possivelmente devido ao menor coeficiente de atrito, aliado a deformação e histerese elástica mais baixas.

Morita et al. (1998) avaliaram o comportamento do desgaste da aresta de corte, da rugosidade superficial e do consumo de potência de corte em ensaios de fresamento periférico, com ferramentas de carbeto de tungstênio revestidas com diamante, e corpos de prova de aglomerado, compensado, MDF e "melapi" (*Sorea* spp.) úmido e seco ao ar. Um desgaste maior da aresta foi observado a rotações elevadas, sendo que as ferramentas sem recobrimento sofreram desgaste mais severo. As diferenças na rugosidade superficial não foram nítidas ao longo do desgaste, e entre as ferramentas com e sem recobrimento. A potência demandada foi maior para as ferramentas recobertas devido à superfície irregular do filme depositado de

diamante, e do aumento do raio de ponta da ferramenta (devido ao jateamento de areia aplicado antes da deposição). Essa característica tornou-se evidente somente com o MDF, considerando sua fina estrutura fibrosa. A Figura 28 apresenta os resultados para o MDF sob a forma de gráficos.

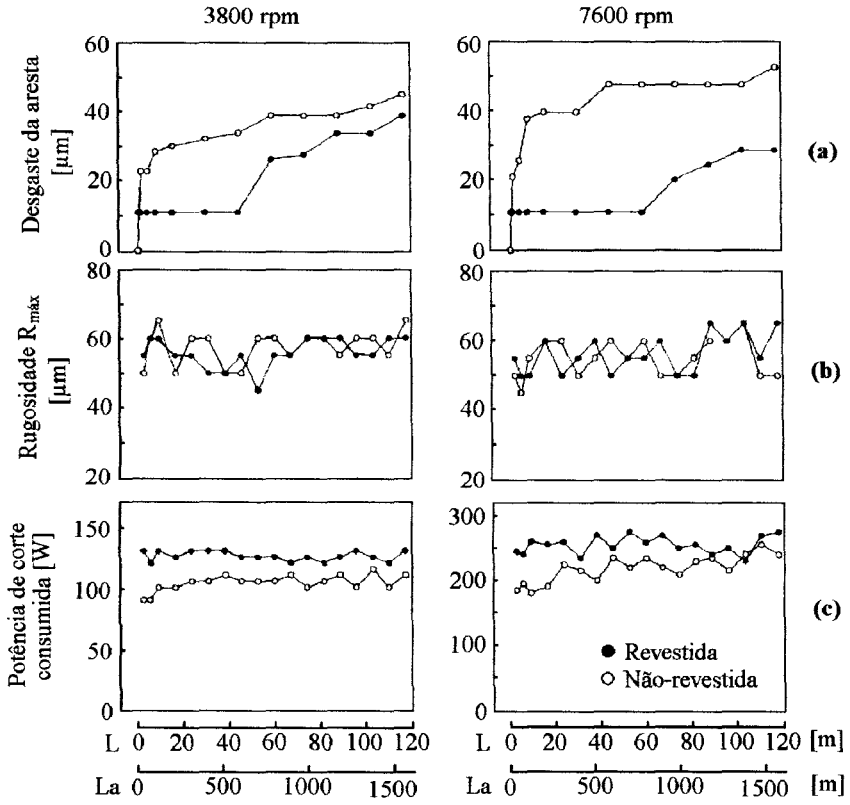


Figura 28 - Comportamento do desgaste da aresta (a), rugosidade superficial (b) e potência consumida (c), para ferramentas com e sem revestimento, em relação ao comprimento de corte **L** e comprimento de arco de corte $\mathbf{L_a}$, adaptados de Morita et al. (1998).

Néri (1998) estudou as forças de corte ortogonais para três espécies de eucalipto (*saligna, grandis* e *citriodora*). Os ensaios foram realizados variando-se o sentido de corte 90-90 e 90-0, orientação principal do corpo de prova (radial e tangencial), e ângulos de saída de 10°, 20°, 30° e 40°. Os resultados foram analisados em relação aos tipos de cavacos, espessuras de corte (0,83; 0,76, 1,14 e 1,52 mm) e densidade básica.

2.4 FERRAMENTAS PARA A USINAGEM DO MDF

Dada a presença de resina na estrutura do MDF, as ferramentas de aço-rápido, comumente empregadas na usinagem da madeira, apresentam elevado desgaste na usinagem deste material. Nas diretrizes da ASTM (1988), é dada preferência às ferramentas de carbetos em relação às de aço rápido e de aço-carbono. Na Tabela III são listadas as classificações e as nomenclaturas industriais das ferramentas de carbeto indicadas pela NPA (1985) para a usinagem do MDF.

Tabela III - Ferramentas de carbetos indicadas para usinagem do MDF, NPA (1985).

Nomenclatura Industrial	**Classificações por aplicação***			
	C-1	**C-2**	**C-3**	**C-4**
Adams	B	A	AA	AAA
Carboloy	44A	883	905	999
Carmet	CA-3	CA-4	CA-7	CA-8
Firth Loach	FA-5	FA-6	FA-7	FA-8
Firth Sterling	H	HA	HE	HF
Kennametal	K1	K6	K8	K11
Multi-Metals	OM1	OM2	OM3	OM4
Newcorner	N-10	N-20	N-30	N-40
Sandvik	H-20	H-20/HIP	HIP	HO-5
Tallde	C-89	C-91	C-93	C-95
Tungston Alloy	9	9H	9C	9B
Unimet	U-10	U-20	U-30	U-40
Valenite	VC-1	VC-2	VC-3	VC-4
Ramet Wesson	2A-68	$2^{A}5$	2A7	VR-52
Willy's	E8	E6	E5	E3
Walmet	WA-1	WA-2	WA-3	WA-4

* C-1: choque elevado, baixa resist. ao desgaste; C-2: choque médio, boa resist. ao desgaste; C-3: choque leve, elevada resist. ao desgaste;. C-4: choque muito leve, resist. ao desgaste muito elevada.

Outra tendência é a utilização de ferramentas com pastilhas de diamante, cujo desgaste é cerca de 125 vezes menor do que os carbetos (NPA, 1985).

O fenômeno de desgaste das ferramentas na usinagem do MDF foi objeto de estudo de Stewart (1987). Neste trabalho, o autor atenta para o fato de que

as facas de perfis, amplamente utilizadas em tupias na usinagem do MDF, possuem diferentes ângulos de saída e folga, pelas várias inclinações e curvas ao longo de seu perfil. Tais características, evidentes nas fresas helicoidais, ou com ângulo de saída axial, promovem desgastes irregulares, uma vez que na afiação são adotados ângulos de saída e folga radiais fixos. Como o fluxo de cavaco depende da geometria da ferramenta e da direção de corte, ocorre um acúmulo de material na face de saída, desgastando a aresta de corte mais rapidamente. O autor sugere o emprego de cabeçotes múltiplos, ou fresas conjugadas, além de uma inclinação, quando convier, da peça ou do cabeçote.

Stewart (1994) estudou também o fenômeno de descargas elétricas que migram da peça para a ferramenta, quando o MDF é usinado. Os efeitos elétricos envolvidos na usinagem de materiais dielétricos influenciam nas reações de oxidação à alta temperatura e de corrosão, associados ao desgaste da ferramenta. Este desgaste pode ser reduzido ao se aplicar um potencial negativo à ferramenta, ou isolando-a eletricamente.

2.5 CONCLUSÕES SOBRE A REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Diante dos vários aspectos pesquisados, nota-se que a força de corte na usinagem da madeira e dos produtos à base de madeira é um assunto consideravelmente abordado. Ainda que não tenha sido o foco deste trabalho de revisão, o desgaste da aresta de corte é o tema mais difundido no meio científico quando se estuda a usinabilidade. Isso ocorre principalmente em relação ao MDF por causa de suas características abrasivas. A especial atenção dedicada a esses dois parâmetros pode ser explicada pela preocupação imediatista de se reduzir os custos mais evidentes, tais como a potência demandada e a vida útil das ferramentas.

O parâmetro de qualidade superficial ainda encontra-se em fase de estudos no que diz respeito à utilização de técnicas mais apropriadas. A utilização dos perfilômetros de apalpamento mecânico é confiável, mas é evitada pela lentidão e impossibilidade de medição em tempo real. Neste caso, pesquisadores dedicam seus estudos às técnicas de medição sem contato, vinculadas à tecnologia de "laser" e sensores óticos. Entretanto, existe ainda pouca correspondência entre os valores encontrados pelas diferentes unidades empregadas. Dentre as muitas unidades de rugosidade superficial, as mais freqüentes são $\mathbf{R_a}$, $\mathbf{R_z}$, $\mathbf{R_q}$ e $\mathbf{R_{máx}}$. Além disso, os filtros digitais possibilitam a adoção de vários comprimentos de onda limite, que influenciam grandemente na magnitude dos resultados encontrados na rugosidade superficial.

O conceito de usinabilidade é relativo ao material que está sendo estudado. O texto normativo anteriormente citado trata esta propriedade meramente como um controle visual das superfícies geradas, com finalidades estéticas. Definitivamente, para os painéis à base de madeira, as propriedades de adesão e de revestimento estão intimamente ligadas à rugosidade superficial. Este tipo de consideração amplia o horizonte da usinabilidade, avançando para a aplicação real da superfície obtida.

3 ASPECTOS TEÓRICOS

Este capítulo apresenta, de forma sucinta, aspectos teóricos sobre usinagem da madeira e rugosidade superficial.

3.1 USINAGEM DA MADEIRA E DOS MATERIAIS À BASE DE MADEIRA

O processo através do qual uma aresta de corte gera uma nova superfície em uma peça, havendo retirada de material, denomina-se usinagem. Para separar um cavaco de uma peça, independente do processo de usinagem utilizado, é necessário provocar uma falha estrutural na junção desses dois elementos (Koch, 1964).

A geometria da ferramenta, as condições de usinagem e as características do material influenciam no modo de formação dos cavacos. Este fenômeno está diretamente ligado à qualidade superficial obtida na peça-obra e à energia necessária para a execução do corte. Portanto, a importância desses dois fatores é fundamental para o cenário profissional, no qual o processo de corte é dependente de diversas variáveis, as quais são relatadas na Tabela IV.

A higroscopicidade, heterogeneidade e anisotropia da madeira, além do sentido de corte em relação às suas fibras, também influenciam na formação dos cavacos durante a usinagem. Para os materiais à base de madeira, o fator heterogeneidade tende a ser reduzido. A dimensão e a disposição espacial da matéria-

prima básica (partículas, fibras etc) influenciam diretamente nas orientações principais da matriz estrutural da chapa em relação ao sentido de corte. Para o MDF, as fibras são dispostas aleatoriamente no plano paralelo ao de prensagem, além de estarem compactadas ao longo de um gradiente de densidade. Com isso, o comportamento de formação de cavaco para o MDF deve ser diferente da madeira, consideradas as diferenças estruturais entre esses dois materiais.

Tabela IV - Fatores que influenciam o processo de fresamento da madeira e de produtos à base de madeira, adaptada de Pahlitzsch et al. (1977).

PROCESSO DE CORTE		
MÁQUINA	FERRAMENTA	PEÇA-OBRA
Movimento de corte rotativo de corte avanço **Direção do movimento de corte** concordante discordante **Condições de corte** velocidade de corte velocidade de avanço espessura de penetração largura de corte **Forma do cavaco não-deformado** avanço por dente espessura não-deformada do cavaco comprimento do percurso de corte ângulo do arco de contato	**Forma** diâmetro do círculo de corte número de arestas de corte **Cunha de corte** ângulo de saída ângulo de cunha ângulo de folga inclinação da aresta de corte largura do cavaco não-deformado **Propriedade da aresta** afiada cega **Material da ferramenta** aço-rápido metal-duro	**Madeira** *coníferas* *dicotiledônias* caracterizadas pela direção das fibras e pelas propriedades de resistência **Materiais à base de madeira** caracterizados pelo tipo de estrutura e camada relativa ao plano de trabalho

3.1.1 Corte Ortogonal

Um processo de usinagem é denominado de corte ortogonal quando a aresta de corte está perpendicular à direção do movimento relativo entre a ferramenta e a peça-obra, de modo que a superfície gerada seja paralela ao plano superficial

original. Os exemplos mais comuns do corte ortogonal são: serramento contínuo de secionamento ou recorte, serramento alternativo ou com serra de correntes, torneamento e aplainamento linear.

Notações das direções de corte para madeiras

Para uma descrição adequada da direção de corte e de penetração da ferramenta em relação às fibras da madeira, McKenzie[§] apud Koch (1964) propôs uma notação prática, descrita a seguir, representada esquematicamente na Figura 29:

- Corte paralelo às fibras: direção 90-0. Trata-se da situação de corte mais comum nas operações de processamento da madeira, tais como: aplainamento, fresamento em geral e serramento circular para entalhes de baixa penetração de trabalho;
- Corte perpendicular às fibras: direção 0-90. Este tipo de corte é encontrado no processo de laminação por torneamento ou fatiamento;
- Corte perpendicular às fibras: direção 90-90. O serramento realizado com serras de fita ou com serras circulares (com elevadas espessuras de corte) no sentido axial e respigamentos apresentam esta situação.

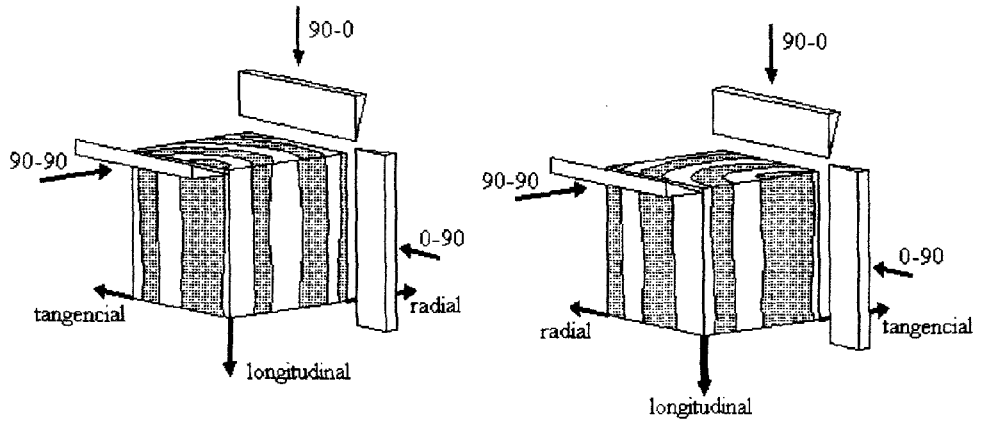


Figura 29 - Sistemas de corte ortogonal para madeiras, adaptada de Koch (1964).

[§] McKENZIE, W. M. (1961). Fundamental analysis of the wood cutting process. Dept. of Wood Tech., School of Natural Resources, University of Michigan, Ann Arbor.

Esta notação envolve um sistema de numeração composta de dois numerais. O primeiro refere-se ao ângulo formado entre a aresta de corte e a direção das fibras da madeira, e o segundo indica o ângulo entre a direção do movimento da ferramenta e a direção das fibras.

Doi & Yokoyama (1975) apresentaram um método de classificação que combina a direção de corte com a direção de penetração da aresta de corte, em função dos sentidos axial e radial de crescimento da madeira. Ao todo, são possíveis dezesseis combinações, como mostra a Tabela V.

Tabela V - Combinação das direções de corte com as direções de penetração da aresta de corte, apresentada por Doi & Yokoyama (1975).

Direção de corte	**Direção de penetração**		
	Radial R±	Tangencial θ	Axial Z±
Radial R±	-----	R± , θ	R± , Z±
Tangencial θ	θ , R ±	-----	θ , Z±
Axial Z±	Z± , R±	Z± , θ	-----

Essas direções representam as possibilidades de usinagem considerando-se os três eixos principais (radial – R, tangencial – θ e axial – Z) da madeira. O sinal ± indica os dois sentidos de crescimento da madeira nas direções dos eixos R e Z. A Figura 30 ilustra 10 combinações de direções de corte e penetração.

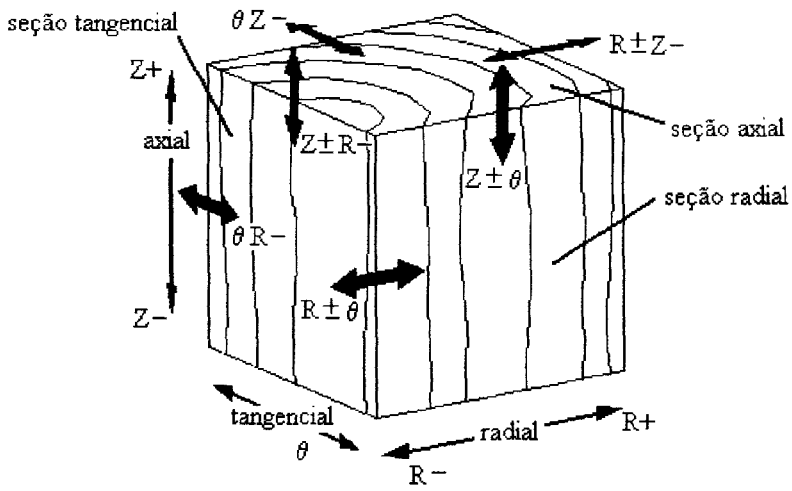


Figura 30 - Direções combinadas de corte e penetração nas seções de uma amostra de madeira, adaptada de Doi & Yokoyama (1975).

Na prática, raramente a usinagem é realizada ao longo de um único sentido de corte. O mesmo acontece com o alinhamento das fibras, devido à heterogeneidade da madeira. O movimento resultante das arestas de corte montadas em porta-ferramentas rotativos, conduzem a uma combinação de múltiplas direções de corte (Martin, 1993).

Geometria da cunha e grandezas de corte

Para o corte ortogonal, a terminologia para a geometria da cunha e grandezas de corte são normatizadas segundo a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) 1989 a, e ABNT (1989 b), respectivamente. Partes destas terminologias são apresentadas a seguir, e ilustradas na Figura 31:

- Ângulo de folga α_f, formado entre a superfície principal de folga da ferramenta e o plano de corte;
- Ângulo de cunha β_f, entre a superfície de saída e a superfície principal de folga;
- Ângulo de saída γ_f, entre a superfície de saída e o plano de referência;

- Largura de corte **b** [mm], correspondente à largura do cavaco não-deformado;
- Espessura de corte **h** [mm], sendo a espessura teórica do cavaco;
- Espessura do cavaco **h'** [mm].

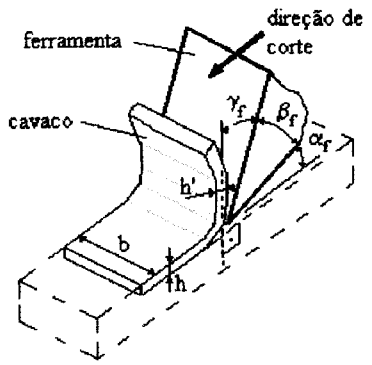


Figura 31 - Geometria para o corte ortogonal, adaptada de Koch (1964).

Formação do cavaco no corte ortogonal

Apesar da orientação aleatória das fibras nos planos paralelos à superfície dos painéis MDF, raramente existem fibras perpendiculares aos planos transversais. Portanto, o corte ortogonal paralelo à superfície dos painéis de MDF é melhor representado pelo corte ortogonal 90-0, o qual será apresentado neste trabalho.

Alguns pesquisadores estudaram o fenômeno de formação dos cavacos, tanto no fresamento periférico como no corte ortogonal. Franz** apud Koch (1964) desenvolveu um estudo detalhado deste fenômeno para o corte ortogonal 90-0, encontrando três tipos básicos e distintos de cavacos (Figura 32):

- Tipo I: formado quando as condições de corte resultam numa fenda na madeira à frente da aresta de corte, que se propaga por fendilhamento, ocorrendo fratura por cisalhamento devido prioritariamente a esforços de flexão;

** FRANZ, N. C. (1958). An analysis of the wood cutting process. PhD Thesis, University of Michigan, Ann Arbor.

- Tipo II: formado quando a fratura do cavaco se faz ao longo da linha que se estende da aresta de corte para a superfície de trabalho;
- Tipo III: formado quando os esforços da ferramenta causam quebras de cavaco por cisalhamento devido prioritariamente a esforços de compressão.

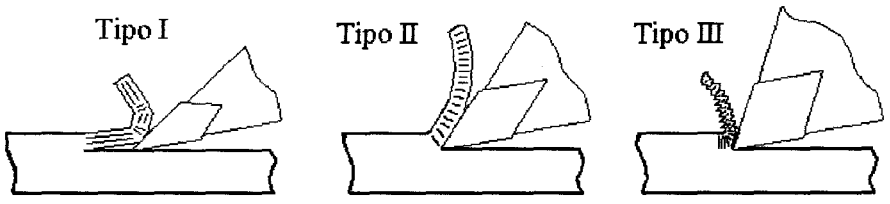


Figura 32 - Desenho esquemático da formação dos cavacos tipo I, II e III.

Fatores que afetam a força de corte no corte ortogonal paralelo às fibras

A influência dos parâmetros e condições de corte sobre as forças envolvidas no corte ortogonal paralelo foram estudadas por Kivimaa (1950), Franz apud Koch (1964) e Koch (1964).

A geometria da ferramenta é um dos fatores fundamentais nesse contexto. Ao se aumentar o ângulo de saída, a força paralela tende a ser reduzida, e, ao mesmo tempo, a força normal costuma apresentar valores negativos. Por outro lado, o atrito da peça com a superfície de folga é reduzido com o aumento do ângulo de folga. A adequação desses dois ângulos define o ângulo de cunha, que fisicamente estabelece a rigidez e a durabilidade da ferramenta, as quais são maiores para valores elevados desse ângulo. Kivimaa (1950) chamou de ângulo de cunha crítico o menor ângulo possível de se empregar, de modo a não acelerar o desgaste for fragilidade da aresta cortante, acarretando em seu arredondamento e, conseqüentemente, redução induzida dos ângulos de saída e de folga. Contudo, torna-se geometricamente impossível reduzir os esforços de corte ao mínimo sem detrimento da cunha cortante,

empregando-se, concomitantemente, ferramentas extremamente rígidas e agudas. Segundo estudos de Kivimaa (1950), o ângulo de posição, ou de inclinação, quando acrescido, reduz a magnitude da força de corte paralela e mantém a força normal quase constante. Este efeito é minimizado quando o ângulo de saída é elevado.

O coeficiente de atrito entre a face de saída e o cavaco também deve ser considerado, pois afeta a distribuição dos esforços de corte e influenciam na formação do tipo de cavaco. Esta propriedade depende da anatomia de cada espécie de madeira, do teor de umidade e da qualidade de polimento da face de saída. Um baixo coeficiente conduz à formação do cavaco tipo I, ao passo que elevados coeficientes levam à formação do tipo III.

McKenzie apud Koch (1964) mostrou que a indução de vibração lateral na ferramenta cortante reduz consideravelmente os esforços de corte paralelo e normal, devido ao movimento aproximado de um riscamento lateral, ou serramento, da aresta de corte.

Para o corte ortogonal, a largura de corte é um parâmetro diretamente proporcional à força de corte no caso da largura da ferramenta ser maior ou igual à da peça-obra (Koch, 1964). Comportamento adverso ocorre com a profundidade de corte, que apresenta influência diferenciada sobre a força de corte paralela segundo sua magnitude. Lubkin[††] apud Koch (1964) comprovou que, em geral, para pequenos valores de profundidade de corte, a força de corte paralela cresce exponencialmente. Este crescimento se torna proporcional, porém, com coeficiente angular diferente de 1 quando a profundidade de corte aumenta.

A velocidade de corte exerce certa influência sobre a força de corte, principalmente devido às forças de aceleração do cavaco. Outros fatores correlatos

[††] LUBKIN, J. L. (1957). A status report on research in the circular sawing of wood. Central.

são mudança na resistência da madeira pela tensão aplicada e ou temperatura, e alteração do coeficiente de atrito na interface ferramenta-cavaco (Koch, 1964). Existe uma possibilidade de que a interação compensadora desses fatores levem à tênue variação da força de corte com a alteração da velocidade de corte.

3.1.2 Fresamento cilíndrico periférico

Dentre os processos de corte da madeira, o fresamento tem uma posição dominante (Pahlitzsch et al., 1977). Operações de aplainamento, fresamento de perfis, execução de rebaixos, rasgos e chanfros, amplamente empregadas, fazem parte deste processo de usinagem. Trata-se de um processo rotativo de corte no qual a madeira é removida em cavacos na forma de vírgula, formados pela ação intermitente das arestas cortantes do cabeçote giratório com a peça-obra, na periferia da mesma. A Figura 33 ilustra este processo de usinagem.

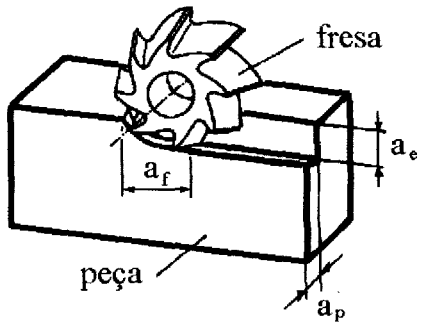


Figura 33 - Fresamento cilíndrico periférico, mostrando a largura de usinagem $\mathbf{a_p}$ [mm], penetração de trabalho $\mathbf{a_e}$ [mm] e de avanço $\mathbf{a_f}$ [mm], ABNT (1989 b).

Uma variante do fresamento cilíndrico periférico é o fresamento frontal, que apesar de comum na usinagem da madeira, não será abordado neste

trabalho. Martellotti[‡‡] apud Stewart (1983) define o fresamento frontal como sendo a combinação da ação de arestas cortantes localizadas na periferia e na face de uma ferramenta, gerando uma superfície plana perpendicular ao eixo do cabeçote.

Geometria da cunha de corte

Para o fresamento cilíndrico periférico, a terminologia para a cunha de corte é normatizada segundo a ABNT (1989 a). A Figura 34 ilustra esta cunha de corte, bem como as grandezas de corte e as características das fresas.

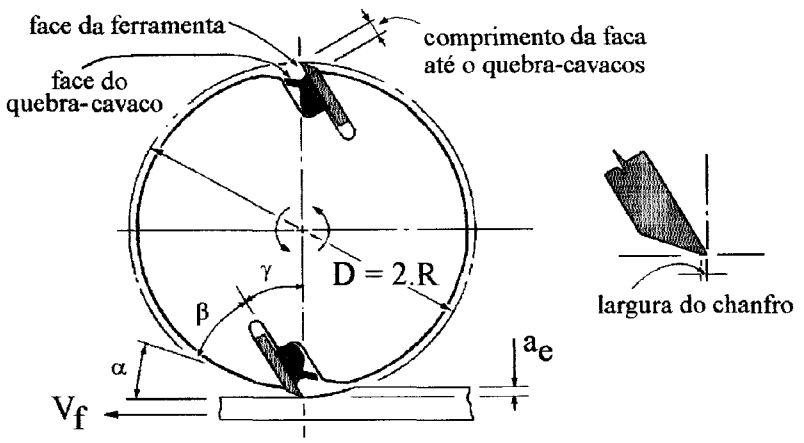


Figura 34 - Esquema do fresamento cilíndrico periférico, adaptado de Koch (1964).

Cinemática do processo

A trajetória da aresta de corte ao longo da usinagem é descrita por um ciclóide. O caminho percorrido pela aresta de corte é ilustrado na Figura 35, utilizando um modelo adaptado por Koch (1964), no qual a aresta cortante é rotacionada ao redor de um cilindro, resultando numa velocidade de translação, relativa ao avanço correspondente da peça.

[‡‡] MARTELLOTTI, M. (1951). *A treatise on milling machines*. Cincinnati Machining Co.

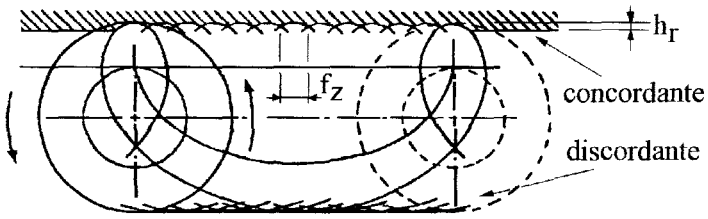


Figura 35 - Trajetória trocoidal da aresta de corte no fresamento cilíndrico periférico, adaptado de Koch (1964).

Fresamento discordante e concordante

O fresamento convencional é realizado com a aresta de corte atuando contra o sentido de avanço da peça-obra, conhecido como fresamento discordante. Outra possibilidade de usinagem é o fresamento concordante, onde os vetores de velocidade de avanço e de corte têm o mesmo sentido, ou seja, a aresta de corte atua a favor do avanço da peça-obra. A geometria desses dois tipos de corte são diferentes, como poderá ser verificado na fenomenologia do fresamento representada pelas equações presentes no próximo item. Entretanto, o tipo de corte empregado pode influenciar sobre a qualidade superficial e sobre a potência demandada.

Grandezas de corte no fresamento cilíndrico periférico

O avanço por dente $\mathbf{f_z}$ [mm], ou a translação da peça-obra durante os sucessivos cortes, é expressa pela equação:

$$f_z = \frac{V_f}{z \cdot n} \tag{5}$$

sendo $\mathbf{V_f}$ [mm/min] a velocidade de avanço, **z** [--] o número de dentes da ferramenta e **n** [rpm] a rotação do fuso.

Zerizer (1991) indica que a altura dos picos $\mathbf{h_r}$ [mm] deixados pela ferramenta acima do ponto mais baixo da superfície usinada pode ser representada pela equação:

$$h_r = \frac{\pi^2 \cdot f_z^2 \cdot R}{2 \cdot (z \cdot f_z \pm 2 \cdot \pi \cdot R)^2} \tag{6}$$

onde **R** [mm] é o raio da ferramenta e o sinal positivo se refere ao corte discordante e o negativo ao concordante.

Koch (1964) determina que o comprimento de percurso de trabalho corresponde ao comprimento efetivo $\mathbf{L_e}$ [mm], utilizando a expressão:

$$L_e = R \cdot arccos \cdot \left(1 - \frac{a_e}{R}\right) \pm \frac{f_z \cdot z}{\pi \cdot D} \cdot \sqrt{D \cdot a_e - a_e^2} \tag{7}$$

onde $\mathbf{a_e}$ [mm] é a grandeza de penetração de trabalho, segundo a norma ABNT (1989 b), a qual representa neste estudo a espessura de corte. O sinal positivo corresponde ao fresamento discordante, e o negativo ao concordante.

Koch (1964) sugere ainda a determinação da espessura média teórica do cavaco $\mathbf{h_m}$ [mm] pela expressão:

$$h_m = \frac{f_z \cdot a_e}{L_e} \tag{8}$$

Por outro lado, Zerizer (1991) utiliza uma equação simplificada para obter valores de $\mathbf{h_m}$, denominada fórmula de "Schlesinger":

$$h_m = \frac{v_f}{n \cdot z} \cdot \sqrt{\frac{a_e}{D}} \tag{9}$$

Os ângulos de saída e de folga variam em função da posição da aresta de corte em relação à superfície gerada. A variação angular Δ [°] citada por Stewart (1987), é representada por:

$$\Delta = arcsen\left[\frac{f_z \cdot \sqrt{\left(2 \cdot R \cdot a_e - a_e^{\,2}\right)}}{2 \cdot \pi \cdot R\sqrt{\left(R \pm \frac{f_z}{2 \cdot \pi}\right)^2 \pm \frac{f_z \cdot a_e}{\pi}}}\right] \tag{10}$$

Além dos fatores ligados ao corte ortogonal, existem outras variáveis a serem consideradas para o fresamento cilíndrico periférico.

Todos os ensaios que levaram às informações apresentadas a seguir foram conduzidos por Koch (1964), utilizando-se da espécie "Douglas-fir".

Fatores que afetam a potência de corte no fresamento cilíndrico periférico

A potência de corte aumenta com o diâmetro da fresa, uma vez que o momento torçor é acrescido, além da velocidade de corte. Em contrapartida, na mesma situação a espessura do cavaco é reduzida, mas não suplanta a influência do momento torçao e da velocidade de corte. Somado a isto, a altura das marcas deixadas pela ferramenta são menores para diâmetros maiores de fresa, resultando numa menor rugosidade superficial.

Considerando o avanço por dente constante, quanto maior o número de facas, mais elevada é a potência demandada. Quando o avanço por dente não é

mantido constante, profundidades de corte e velocidades de avanço elevadas promovem maior potência de corte quando um número menor de facas é empregado. Este fenômeno ocorre pela formação, e posterior compressão, de cavacos do tipo I, na região do quebra-cavaco.

Ao se utilizar várias facas, existe a necessidade de se ajustar todas as arestas de corte em um único diâmetro de ação. Este procedimento é realizado por meio da afiação em rotação operacional, ocasionando a formação de um chanfro entre as superfícies de saída e de folga. Quando elevada, a largura deste chanfro conduz ao aumento da potência de corte, o qual se torna menos significativo ao se aumentar a profundidade de corte. Neste caso, o fendilhamento presente na formação do cavaco tipo I se sobrepõe ao efeito do chanfro.

Abaixo de um valor crítico, o comprimento da faca até o quebra-cavacos pode resultar num aumento da potência de corte, cuja intensidade depende do formato do quebra-cavacos. Este formato deve ser côncavo e amplo, com a curvatura tangente à superfície de saída da ferramenta.

A potência de corte se mantém constante com o acréscimo da velocidade de avanço, se o avanço por dente for constante. Somente a velocidades muito elevadas a energia cinética influencia na potência de corte. Para pequenos avanços por dente, profundidades de corte elevadas são mais eficientes, uma vez que exigem menor potência de corte. Com a evolução do avanço por dente, a proporcionalidade aumenta, apresentando um caráter linear.

O corte concordante demanda maior potência de corte em relação ao corte discordante devido à maior espessura média do cavaco. Além disso, a formação do cavaco tipo I (que consome menos energia) não é comum no corte concordante. Entretanto, considerando a potência total (corte e avanço), o corte discordante é mais

dispendioso, pois a componente horizontal da força de corte atua contrariamente à direção de alimentação da peça.

Fatores que afetam a qualidade superficial no fresamento cilíndrico periférico

Koch (1964) essencialmente discute três categorias que caracterizam as irregularidades superficiais. A geometria de corte, representada principalmente pelo avanço por dente e a altura das marcas deixadas pela ferramenta, influenciam diretamente na rugosidade superficial, e podem ser reguladas alterando-se o diâmetro de corte, a rotação, a velocidade de avanço, a profundidade de corte e o número de facas.

O tipo de cavaco formado é outro modo de controlar a qualidade superficial. O cavaco tipo I provoca uma superfície com fibras lascadas ("chipped grain") e o cavaco tipo III resulta em ferpas ("fuzzy grain"). O corte no fresamento deve gerar cavacos do tipo II, que promovem superfícies lisas e regulares.

Ainda existem alguns defeitos característicos, cujas causas não são amplamente conhecidas. Fibras em relevo ("raised grain") surgem ao se usinar a peça com ferramentas de gume cego ou de ângulo de saída pequenos, onde o lenho tardio situa-se mais elevado que o lenho inicial. Este defeito é agravado com o aumento de umidade, em função do inchamento. Dependendo das características da madeira, a adesão de cavacos e agregados de fibras nas superfícies da ferramenta pode resultar no entalhe dessas partículas na superfície gerada. Este defeito, conhecido como marcas de cavaco ("chip marks") pode ser minimizado com uma limpeza efetiva da aresta de corte e com sucção adequada dos cavacos gerados.

Considerados os diferentes sentidos de fresamento, Koch (1964) observou que o modo concordante resultou num menor número de marcas de cavaco,

EESC-USP Biblioteca Campus de S. Carlos

se comparado quando se emprega o modo discordante. Isso ocorre devido à ação de esfregamento da aresta de corte antes de atingir a região final de corte, que define a superfície gerada, evitando acúmulo de material na ferramenta no modo concordante.

3.2 RUGOSIDADE SUPERFICIAL

A rugosidade superficial de um material, segundo Lemaster & Beall (1996), pode ser função da sua própria natureza, de um processo de manufatura aplicado ao material, ou uma combinação dos dois. As características do processamento que afetam a textura superficial são: a imprecisão da máquina-ferramenta, as condições da ferramenta, a vibração da ferramenta ou da peça-obra e a geometria de corte.

3.2.1 Definições

Consta na ABNT (1988), que apresenta critérios para a avaliação de qualquer material, uma série de conceitos e padrões importantes na condução de medições de rugosidade superficial. Na maioria dos sistemas de medição de rugosidade superficial a referência é baseada na linha média, que seciona o perfil de tal modo que as áreas localizadas acima e abaixo dela são iguais e mínimas (Figura 36).

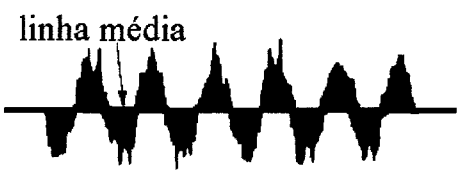


Figura 36 - Linha média e áreas mínimas superiores e inferiores, adaptado de FORM Talysurf Series Operator's Handbook (1985).

No texto normativo citado, uma considerável atenção é dada a aspectos de condicionamento para a medição, os quais determinam correlações entre:

- Comprimento de onda limite ("cut-off") λ_c [mm]: comprimento de onda senoidal para qual o filtro de ondas transmite 75% do valor real da amplitude da ondulação;
- Percurso de medição $\mathbf{l_m}$ [mm]: extensão do trecho útil do perfil de rugosidade utilizado diretamente na avaliação, projetado sobre a linha média, e deve ser igual valor de λ_c;
- Comprimento de amostragem $\mathbf{l_e}$ [mm]: um quinto de $\mathbf{l_m}$;
- Percurso inicial $\mathbf{l_v}$ e percurso final $\mathbf{l_n}$ [mm]: extensão da primeira e última parte do trecho apalpado não utilizado na avaliação, com a finalidade de permitir o amortecimento das oscilações mecânicas e elétricas do sistema e centragem do perfil de rugosidade;

Para a medição de perfis periódicos, a ABNT (1988) sugere as relações, apresentada na Tabela VI, para a distância entre sulcos (avanço por dente) $\mathbf{f_z}$ e os parâmetros λ_c, $\mathbf{l_e}$ e $\mathbf{l_m}$.

Tabela VI - Classificação de λ_c, $\mathbf{l_e}$ e $\mathbf{l_m}$ de acordo com o avanço por dente $\mathbf{f_z}$, ABNT (1988).

$\mathbf{f_z}$ [mm]	λ_c [mm]	$\mathbf{l_e}$ [mm]	$\mathbf{l_m}$ [mm]
$0{,}010 < \mathbf{f_z} \leq 0{,}032$	0,08	0,08	0,40
$0{,}032 < \mathbf{f_z} \leq 0{,}100$	0,25	0,25	1,25
$0{,}100 < \mathbf{f_z} \leq 0{,}320$	0,80	0,80	4,00
$0{,}320 < \mathbf{f_z} \leq 1{,}000$	2,50	2,50	12,50
$1{,}000 < \mathbf{f_z} \leq 3{,}200$	8,00	8,00	40,00

3.2.2 Parâmetros de rugosidade superficial

Considerando-se a dificuldade em se realizar uma caracterização tridimensional, a rugosidade é avaliada segundo as propriedades de um perfil bidimensional, (Jouaneh, 1989). Essas duas dimensões, fisicamente representadas pela freqüência e pela amplitude são fundamentais para medição da rugosidade superficial (Peters & Cumming, 1970). Uma classificação geral dos parâmetros de medição de rugosidade pode ser feito como apresenta FORM Talysurf Series Operator's Handbook (1985), dividindo-os em três grupos:

- Parâmetros de amplitude: são medições dos deslocamentos verticais do perfil;
- Parâmetros de espaçamento: são medições de espaçamentos irregulares ao longo da superfície, independente da amplitude dessas irregularidades;
- Parâmetros híbridos: relacionado tanto com a amplitude como o espaçamento das irregularidades superficiais.

Utilizando-se das técnicas de medição disponíveis, os dados de rugosidade superficial são obtidos, e em seguida interpretados de acordo com o parâmetro de avaliação adotado. Os parâmetros utilizados neste trabalho são definidos a seguir:

- $\mathbf{R_a}$: média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento $\mathbf{y_i}$, dos pontos do perfil de rugosidade em relação à linha média, dentro do percurso de medição. Este parâmetro de avaliação da rugosidade superficial (Figura 37) pode ser representado por:

$$R_a = \frac{1}{l_m} \int_0^{l_m} |y(x)| dx \qquad (11)$$

onde **y(x)** é a função das ordenadas de afastamento.

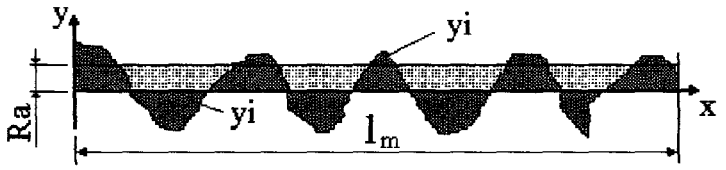


Figura 37 - Rugosidade média $\mathbf{R_a}$; $\mathbf{y_i}$ é o valor de um pico ou vale ABNT (1988).

- $\mathbf{R_q}$: parâmetro RMS (média quadrática) correspondente ao $\mathbf{R_a}$:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{l_m}\int_0^{l_m} |y^2(x)| dx} \tag{12}$$

- $\mathbf{R_z}$**-ISO**: também conhecido como parâmetro ISO de 10 pontos, é a média aritmética das diferenças $\mathbf{z_i}$ de altura entre os 5 picos mais elevados e os 5 vales mais profundos, existentes dentro de um comprimento de amostragem. É representado por:

$$R_z = \frac{1}{5}\sum_{i=1}^{5} z_i \tag{13}$$

- $\mathbf{R_v}$: a profundidade máxima do perfil abaixo da linha média dentro do comprimento de amostragem.
- $\mathbf{R_p}$: altura máxima do perfil acima da linha média dentro do comprimento de amostragem.
- **S**: espaçamento médio de picos locais adjacentes $\mathbf{S_i}$, medidos no comprimento de avaliação, sendo que um pico local é a altura mais elevada do perfil medido entre dois mínimos adjacentes (Figura 38).

$$S = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{n} S_i \tag{14}$$

onde **N** é o número de picos considerados na medição.

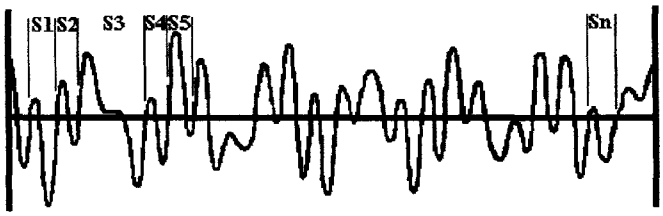


Figura 38 - Espaçamento de picos locais S_i para o cálculo do parâmetro **S**, adaptado de FORM Talysurf Series Operator's Handbook (1985).

3.2.3 Características das superfícies da madeira e dos produtos à base de madeira

Jouaneh (1989) comenta que, enquanto muita pesquisa e consequente desenvolvimento tecnológico têm sido alcançados em relação a medição da rugosidade de materiais metálicos, a área de aplicação envolvendo o material madeira não recebeu a mesma atenção. Em termos dos níveis de rugosidade superficial mais encontrados na madeira, o primeiro é causado por sua estrutura anatômica, o segundo é caracterizado pelas marcas dos dentes, das ferramentas, e outros defeitos na ordem de 25 μm a 2,5 mm de altura. O terceiro componente, o erro de forma, resulta de variações no processo de usinagem ou deformação da peça. Especificamente para a madeira, o segundo e o terceiro componentes são os mais comuns (Jouaneh, 1989).

As características da madeira que podem afetar a textura da superfície são a espécie, o teor de umidade, e a direção de corte em relação ao ângulo das fibras. Para os produtos à base de madeira, os fatores são teor de resina, tamanho e mistura das partículas, tempo de prensagem, temperatura e pressão (Lemaster & Beall, 1996).

4 APRESENTAÇÃO DO MDF

O MDF é um termo genérico para uma chapa composta de fibras ligno-celulósicas, combinadas com uma resina sintética, ou outro sistema adesivo adequado, unidas entre si através de pressão e calor. A introdução de determinados aditivos durante a manufatura podem melhorar a estabilidade dimensional, a resistência ao fogo e impermeabilidade à água (American National Standard Institute, ANSI, 1994). É um produto mais homogêneo do que as chapas aglomeradas, uniforme, estável, denso, e de superfície plana e lisa, que permite boa trabalhabilidade e usinagem complexa, com acabamento de qualidade. Isso torna o MDF ideal para receber revestimentos diversos, como: pintura, papel, lâminas de madeira ou PVC (poli-cloreto de vinila). Técnicas convencionais tais como entalhar, pintar, colar, laquear, cortar, parafusar, perfurar e moldurar apresentam resultados satisfatórios, segundo a Tabela VII.

Tabela VII - Comparação qualitativa entre MDF e outros produtos à base de madeira, AVANÇADO método para a produção...(1982).

ATRIBUTOS	Aglomerado	Compensado	Sarrafeado
Densidade	= *	=	=
Resistência à flexão	↓	↑	↑
Resistência à tração transversal	↓	↑	↑
Módulo de elasticidade	↓	↑	↑
Dilatação linear	↑		↑
Fixação de parafusos - superfície	=		↑
Fixação de parafusos - borda	↓		↑

Tabela VII - Comparação qualitativa entre MDF e outros produtos, AVANÇADO método para a produção...(1982).

Aplainamento - superfície	↓		↓
Aplainamento - borda	↓		↓
Envernizamento - superfície	=	=	=
Envernizamento - borda	↓		↓
Revestimento sintético	=	↓	↓
Revestimento com laminados	=	↓	↓

* ↓ pior do que o MDF, = similar ao MDF e ↑ melhor do que o MDF.

4.1 CLASSIFICAÇÃO

A classificação dos produtos à base de madeira pode ser feita em função da geometria e da dimensão da matéria-prima. A Figura 39 ilustra uma classificação desses produtos.

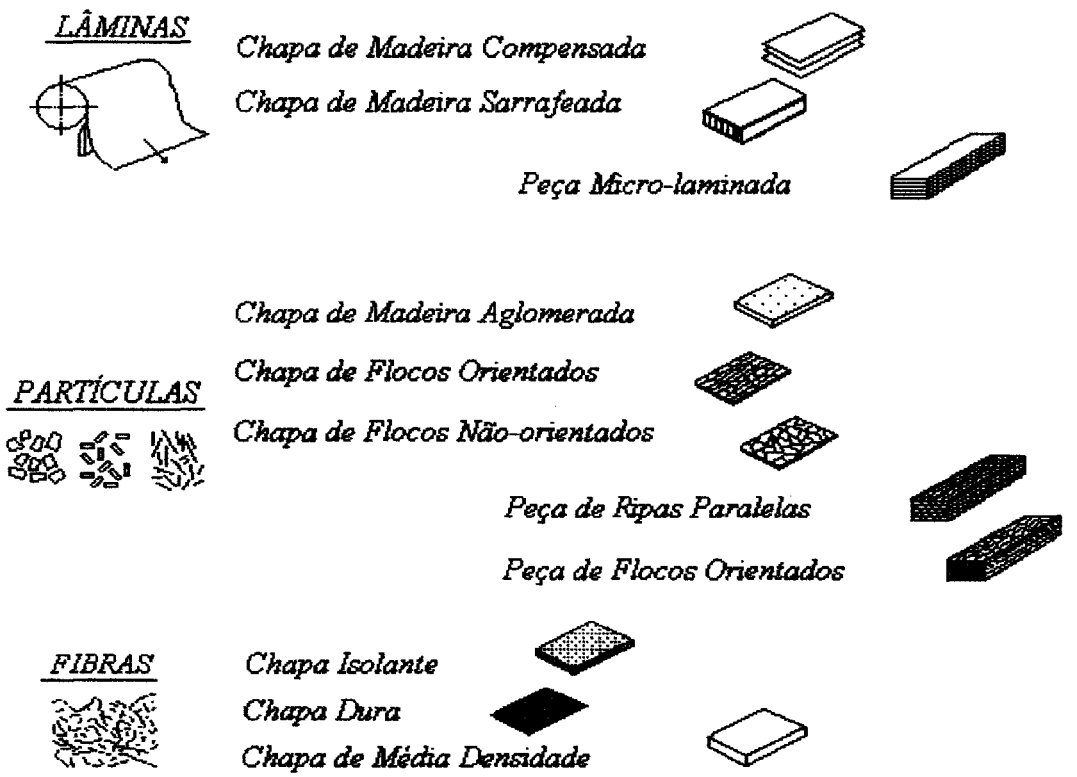


Figura 39 - Classificação do MDF dentro da família dos produtos à base de madeira (Castro & Gonçalves, 1998 a).

Outro tipo de classificação é baseada pela densidade e processo produtivo. A Figura 40 apresenta uma classificação desta natureza.

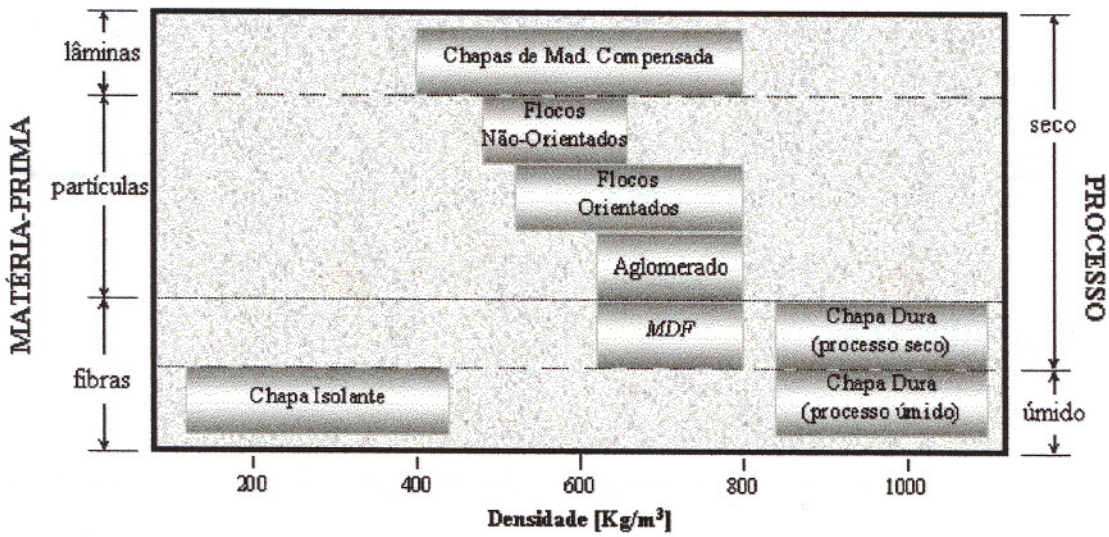


Figura 40 - Classificação das chapas à base de madeira pela matéria-prima, densidade e processo produtivo (Youngquist[‡‡] apud Castro & Gonçalves, 1998 a).

4.2 MATÉRIA-PRIMA

As madeiras mais utilizadas são do gênero das coníferas, pela menor densidade, maior facilidade de fragmentação e produtividade, com demanda energética reduzida (Castro & Gonçalves, 1998 b). No entanto, Chow & Zhao (1992) obteram resultados satisfatórios ao produzir painéis MDF com diversas espécies, em proporções iguais de massa, numa mistura de coníferas e dicotiledôneas a 70% e 30% respectivamente. Com o mesmo propósito, Benaduce (1998) investigou o desenvolvimento de painéis MDF a partir de *Eucalyptus grandis* e *Pinus caribaea* variedade *hondurensis*, nas respectivas proporções de 100:0, 70:30, 50:50, 30:70 e

[‡‡] YOUNGQUIST, J. A. (1988). Wood-based composites: the panel and building components of the future. In: IUFRO, Ontario, 1988, 9.5-22.

0:100, com 8, 10 e 12% de resina uréia-formaldeído. Segundo as propriedades de resistência mecânica, a melhor proporção encontrada foi de 50:50, com 10% de resina.

Para Ramos (1991), toras recém-abatidas e livres de apodrecimentos garantem uma máxima uniformidade na produção de fibras. Segundo a Composite Panel Association (CPA) 1996, na produção de MDF, cerca de 95% de uma tora pode ser aproveitada. No entanto, os resíduos de madeira são muito bem aceitos como matéria-prima, considerando que serão transformados em fibras.

4.3 PROCESSO PRODUTIVO

Segundo o Forest Products Laboratory (FPL) 1987, a tecnologia utilizada na manufatura do MDF é uma combinação dos processos produtivos a seco das chapas de partículas e das chapas duras de fibras. O processo produtivo do MDF é ilustrado pela Figura 41.

4.3.1 Descascamento

Para a manufatura de alguns produtos à base de madeira, os resíduos geralmente representam apenas uma parte da matéria-prima total, significando redução de custos nas grandes indústrias. Isso demonstra que a obtenção de matéria-prima a partir de toras inteiras é uma realidade nas linhas de produção, principalmente no Brasil. Desse modo, o descascamento é uma operação comum no fluxo operacional das indústrias de produtos à base de madeira, considerando que a tora utilizada já tenha sido desgalhada e destopada.

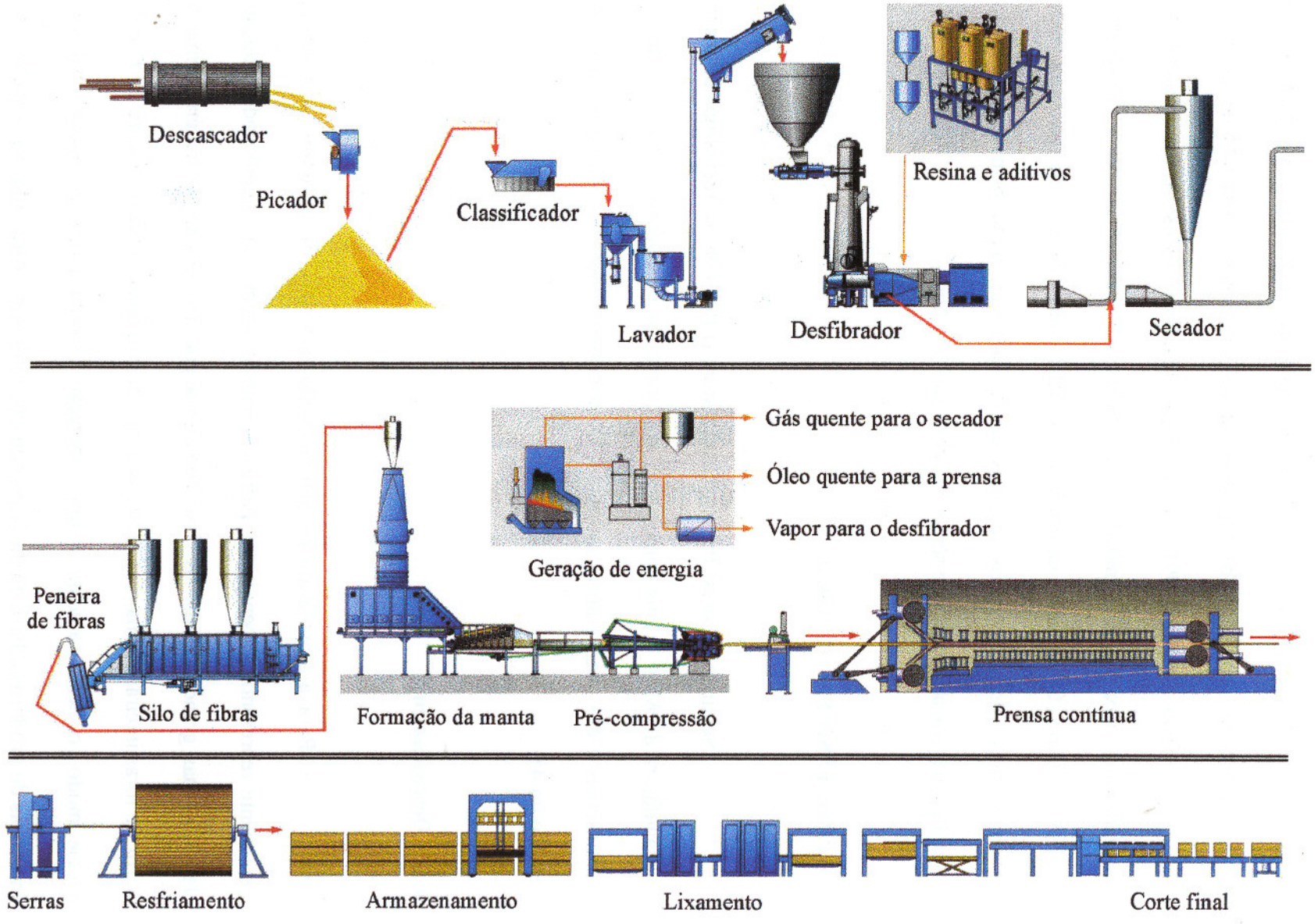


Figura 41 - Processo produtivo do MDF, adaptado de O'Brian (1999).

Para Kollmann et al. (1975), a casca desvaloriza os produtos à base de madeira, influenciando de maneira prejudicial a aparência e as propriedades físicas e de resistência do produto final. Além disso, os materiais incrustados e os extrativos presente nas cascas, podem reduzir a vida útil dos equipamentos, dificultar o controle do pH e alterar os ligantes utilizados. Entretanto, Suzuki et al. (1994) afirmam que são tolerados limites de até 35% de casca em chapas de madeira aglomerada, sem redução considerável das propriedades físicas.

Os descascadores mais comuns são os de cabeçotes flutuantes, os de tambor (fricção entre as madeiras), os rotores (fricção entre a madeira e a ferramenta) e os de anéis hidráulicos. Como a obtenção de fibras não depende do tamanho da tora, estas podem possuir dimensões mais limitadas, tornando o descascador do tipo tambor o mais empregado.

4.3.2 Fragmentação

Após o descascamento, as toras passam por uma operação de fragmentação, onde são gerados cavacos, ou partículas, de dimensões aproximadamente iguais. Esta etapa é realizada por picadores geradores de cavacos, os quais podem ser primários e secundários. Os picadores primários, ou trituradores de facas, são utilizados para reduzir as toras em pedaços intermediários ou fragmentar resíduos de madeira. Os secundários, representados pelos moinhos de martelo ou de faca, são utilizados para reduzir as partículas em suas dimensões finais. Os moinhos de martelo são mais utilizados na trituração de resíduos de lâminas, de lascas, maravalhas e raspas. Já os moinhos de facas são aplicados na

produção de cavacos uniformes e delgados a partir de partículas mais grossas. A Figura 42 apresenta três exemplos dos picadores citados.

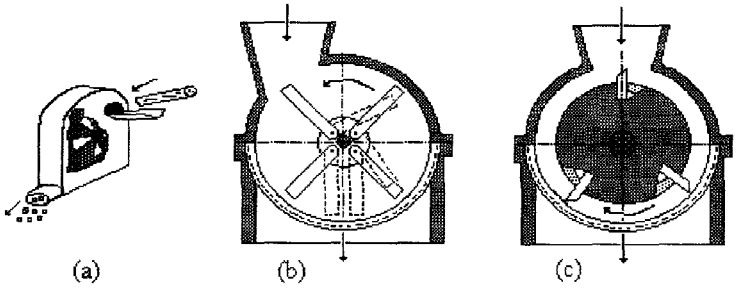


Figura 42 - Exemplos de picadores: (a) triturador de facas (primário), (b) moinho de martelo e (c) moinho de facas (secundários), adaptado de Kollmann et al. (1975).

Segundo Kollmann et al. (1975), a capacidade horária e o consumo energético dos picadores de madeira em geral dependem do grau de fragmentação, da espécie de madeira empregada, do teor de umidade e do tamanho inicial do material a ser reduzido.

4.3.3 Classificação dos cavacos

A forma final do cavaco é menos influente na qualidade final do produto, uma vez que serão transformados em fibras. No entanto, uma homogeneidade dimensional dessas partículas garante o funcionamento constante e uniforme do desfibrador. Kollmann et al. (1975) citam que, de um modo geral, o tamanho médio de uma partícula gerada para a obtenção de fibras é cerca de 25 mm de comprimento, por 3 a 6 mm de espessura.

No processo produtivo não é possível a obtenção de cavacos de tamanhos uniformes em apenas uma operação. Com a irregularidade dimensional dos cavacos, os maiores são separados por baterias de peneiras vibratórias ou por peneiras do tipo tambor, e, em seguida, retornam ao picador. Antes de serem

destinados ao processamento, os cavacos passam por um detector/separador de metais, a fim de reduzir problemas operacionais, principalmente no desfibrador. Antes do armazenamento, os cavacos são encaminhados para um ciclone, onde o pó é removido do fluxo de ar e dos cavacos. O pó é normalmente encaminhado para as caldeiras, onde é utilizado para a geração de energia.

4.3.4 Armazenamento de cavacos

Após a classificação, os cavacos são armazenados em um silo suficiente armazenar no mínimo um volume equivalente a 24 horas de operação. Normalmente, na base central do silo existe um mecanismo de descarregamento, alimentado continuamente por uma robusta rosca sem-fim, que varre circularmente a área limitada pelo silo, enquanto traz os cavacos para o centro, através de seu movimento giratório. Como na maioria das vezes os cavacos ficam expostos à atmosfera, antes do processamento é feita uma nova seleção por peneiras, seguida de lavagem, visando a redução da quantidade de grãos de areia e impurezas. Ramos (1991) explica que com o segundo peneiramento podem ser encontrados teores de partículas de sílica em 100 ppm, sendo reduzido para menos de 50 ppm após a operação de lavagem dos cavacos, o que dobra a vida-útil do desfibrador.

4.3.5 Tratamento dos cavacos

Nesta etapa os cavacos são amolecidos para facilitar a operação do desfibrador na formação da polpa, reduzindo seu consumo energético. Segundo Kollmann et al. (1975), este processo pode ser hidráulico ou térmico, com ou sem pressurização. O método hidráulico ajusta o teor de umidade dos cavacos para o

desfibramento. No caso da madeira recém-abatida, o teor de umidade médio fica entre 40 e 60%, valor considerado adequado para o desfibramento. Caso o teor de umidade esteja abaixo de 35%, deve ser corrigido. Já o processo térmico é realizado em um meio de vapor d'água, e as partículas de madeira são submetidas a temperaturas entre 150°C e 180°C. A lignina presente nas camadas intercelulares é amolecida, perdendo sua capacidade de retenção das fibras, o que resulta numa polpa de fibras mais resistentes e flexíveis, formando chapas mais rígidas. Segundo Kollmann et al. (1975), este processo é menos oneroso para dicotiledôneas do que para coníferas, como é apresentado na Figura 43. Para Kui[§§] (1999), tal fenômeno está relacionado ao maior teor de lignina contido nas coníferas, se comparado com as dicotiledôneas.

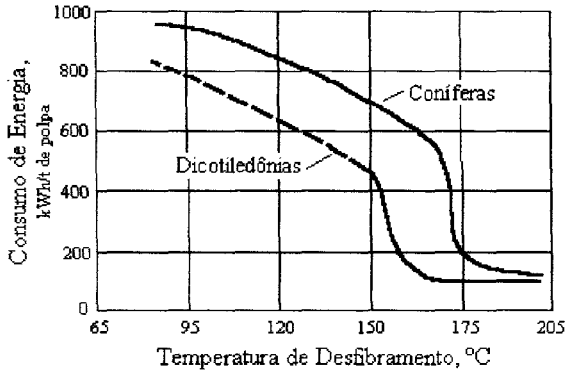


Figura 43 - Dependência do consumo de energia na temperatura de desfibramento, adaptada de Kollmann et al. (1975).

4.3.6 Desfibramento

As fibras podem ser obtidas por desfibradores mecânicos (refinadores) ou por meio de técnicas de aumentos bruscos de pressão, que é um método pouco utilizado (Kollmann et al., 1975). Na maioria das vezes, o desfibramento é realizado

[§§] KUI, L. C. (1999). *MDF & Particleboard E-mail Forum Inquiry.* / Comunicação pessoal.

por refinadores pressurizados de discos ranhurados duplos. A adição de umidade facilita a formação de uma massa fibrosa e homogênea, ao invés de uma estrutura grosseira. Labosky Jr. et al. (1993) concluíram que, além do teor de resina, a umidade dos cavacos antes do desfibramento afeta quase todas as propriedades das fibras e dos painéis.

Os cavacos são introduzidos no desfibrador e, por força centrífuga, são lançados para a periferia dos discos. O espaçamento entre os dois discos e a interação entre as ranhuras radiais dos mesmos com os cavacos, em função do movimento relativo entre eles, resultam na obtenção das fibras. Devido ao elevado calor gerado na fricção desta operação de desfibramento, o teor de umidade das fibras é parcialmente reduzido. Labosky Jr. et al. (1993) citam que, em um desfibrador pressurizado, a madeira é desfibrada em fibras individuais, sendo difícil sua obtenção sob pressões atmosféricas normais.

Ramos (1991) explica que a inserção tangencial dos cavacos nos discos do desfibrador aumenta a regularidade do fluxo de cavacos, reduzindo as flutuações no consumo de potência e produzindo fibras de qualidade.

4.3.7 Mistura da resina

Após o desfibramento, são adicionados a resina, o catalisador e, em alguns casos, certos aditivos. As resinas mais utilizadas são à base de uréia-formaldeído, melanima-uréia-formaldeído e tanino-formaldeído. Butterfield et al. (1992) desenvolveram um estudo dos tipos de falhas presentes nas fibras de diferentes painéis de MDF, submetidos a testes de flexão e de adesão interna. Como não verificaram falhas nas pontes de resina (somente nas paredes das fibras),

sugeriram que a variação na resistência mecânica do MDF em função do tipo de resina não é significativa para os três tipos de resinas citadas.

A mistura da resina é realizada na própria linha de fluxo das fibras, através de válvulas injetoras. A mistura correta do adesivo pode resultar em muitos benefícios para a produção do MDF, considerando que uma proporção adequada reflete tanto na qualidade do produto final como também na economia do processo. Logo, um controle rigoroso dessa etapa do processo produtivo é fundamental. No entanto, Ramos (1991) alerta que os mecanismos de controle são muito restritos, demandando cuidado com obstruções e entupimentos das linhas de fluxo das fibras.

4.3.8 Secagem das fibras

O elevado teor de umidade das fibras acarreta uma série de problemas quando a manta é formada e prensada a quente. Chow & Zhao (1992) verificaram que o teor de umidade da manta tem grande influência sobre as propriedades do MDF.

Os secadores aplicados na manufatura do MDF são simples, caracterizados por um duto em cujo interior flui ar seco e quente. No fim do duto existe um ciclone separador, onde as fibras secas caem e o vapor d'água quente sobe. Existem diferentes tipos de secadores de fibras, podendo ser de entrada vertical, horizontal ou de dois estágios. Para estas três possibilidades de sistemas, Ramos (1991) lista as características principais:

- No sistema de entrada vertical, a gravidade reduz a velocidade do fluxo das fibras resinadas e úmidas (mais pesadas), ocasionando aglomeração e baixa eficiência de secagem;

- No sistema de entrada horizontal a secagem é adequada, resultando em um secador mais limpo, com uma variação de ± 0,5% no teor de umidade das fibras;
- No sistema de dois estágios a mesma variação de umidade é mantida. O sistema é mais seguro (evita aquecimentos excessivos) e garante uma recuperação de cerca de 50% de energia do vapor, na saída do primeiro estágio.

4.3.9 Armazenamento das fibras

O silo de fibras, também chamado de tanque "pulmão", tem a função de acumular um volume adequado de fibras para a formação das mantas (entrelaçamento), sem que ocorra uma provável interrupção em função de distúrbios na linha de fluxo das fibras.

4.3.10 Entrelaçamento das fibras

A formação do colchão a seco é desenvolvida a partir de uma suspensão das fibras ao ar. O sistema formador da manta (Figura 44) tem um bico de oscilação lateral que descarrega as fibras sobre uma cinta porosa de avanço contínuo, cujo fundo é dotado de um sistema de sucção que mantém as fibras unidas. A altura do colchão é delimitada por um cilindro dentado acoplado a um tubo succionador de fibra excedente. O acúmulo das fibras na lateral também é resolvido da mesma maneira. A formação do colchão de fibras é contínuo.

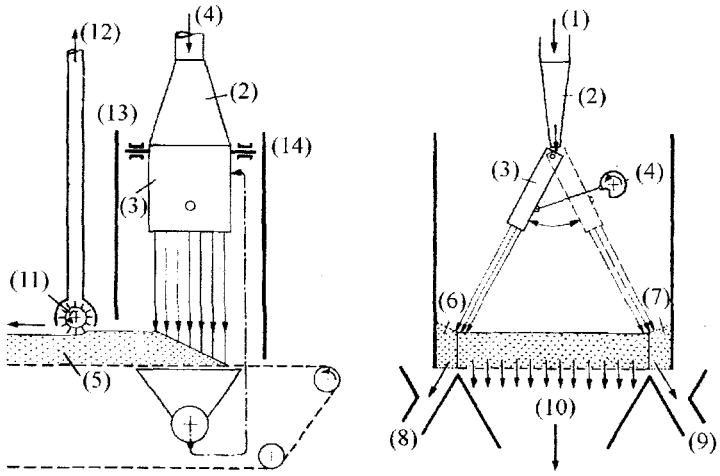


Figura 44 - Esquema de um entrelaçador de fibras: (1) alimentador, (2) funil, (3) despejador oscilante, (4) acionamento por came, (5) cinta de avanço, (6) e (7) excesso lateral de fibras, (8) e (9) duto de sucção, (10) caixa principal de sucção, (11) rolos dentados, (12) retorno do excesso de fibras, (13) e (14) estrutura do sistema (Kollmann et al., 1975).

4.3.11 Seccionamento

O sistema de seccionamento muda conforme o tipo de linha de formação, que é o conjunto de equipamentos cujas operações dão a forma final ao MDF. Quando o sistema de prensagem é intermitente, a manta é cortada por lâminas circulares não-dentadas, e em seguida é encaminhada às operações de pré-prensagem e prensagem a quente. Para os sistemas de prensagem contínua existe uma serra circular, após a prensa a quente, que corta as chapas já compactadas.

4.3.12 Prensagem

A pré-prensagem evita possíveis desmanchamentos e deslizamentos das fibras da manta durante a prensagem a quente. Esta última, por sua vez, é fundamental para a cura da resina, proporcionando rigidez ao MDF. Para cada sistema de prensagem, existe um tipo de linhas de formação, cujas configurações características são apresentadas na Figura 45.

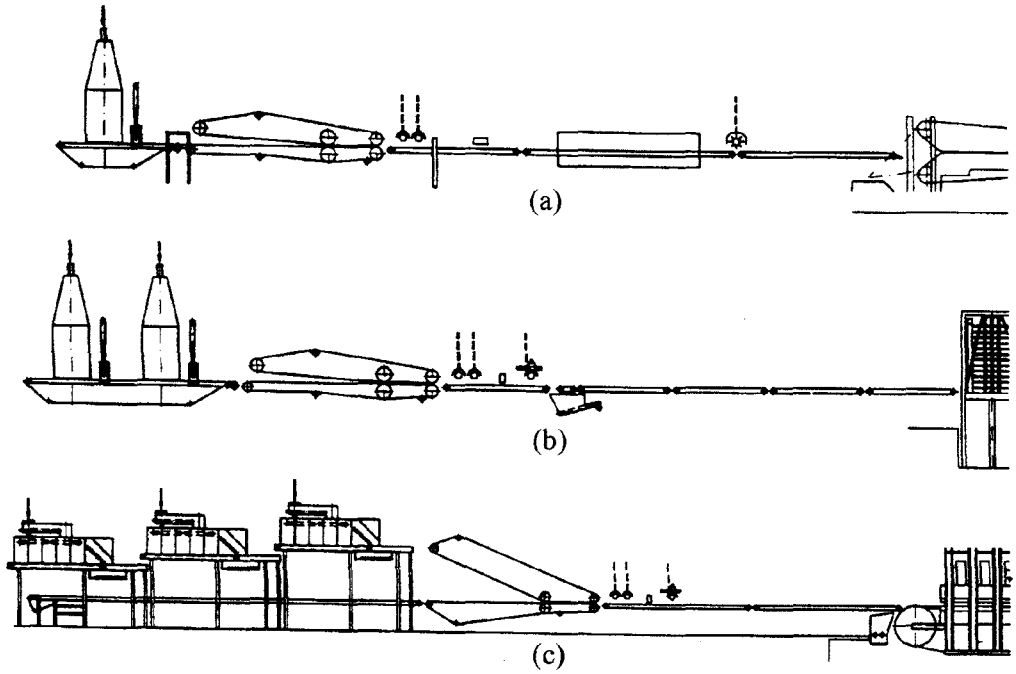


Figura 45 - Três tipos diferentes de linhas de formação: de prensa contínua (a), de prensa de pratos múltiplos (b) e de prensa com injeção de vapor (b), (Ramos, 1991).

A linha de formação para prensagem contínua pode empregar um sistema de pré-aquecimento da manta, antes que esta adentre a prensa. Chapas espessas podem ser pré-aquecidas por ondas de alta-freqüência, garantindo uma transmissão do calor uniforme em toda a espessura do material prensado. No entanto, esta técnica é bastante cara, apesar de reduzir o tempo de prensagem (Ramos, 1991). A prensa contínua aplica uma pressão mais baixa, se comparada às outras prensas.

A linha de formação com sistema de prensa de pratos múltiplos é muito difundida, sendo aplicada para médios volumes de produção, chapas de comprimento fixo e de espessura variável. Geralmente, para chapas de até 35 mm de espessura é empregado apenas um sistema entrelaçador. Caso esse valor seja excedido, utilizam-se dois ou mais sistemas (Figura 45 b).

A injeção de vapor durante a prensagem permite um aquecimento quase instantâneo da manta, em pouco tempo de contato com os pratos da prensa, resultando numa cura mais eficiente da resina, permitindo a manufatura de chapas de

elevadas espessuras. Para tanto, na linha de formação são necessários até três sistemas entrelaçadores (Figura 45 c). Ramos (1991) compara as características dos sistemas de formação:

- Os ciclos de prensagem contínua e múltipla são muito parecidos, caracterizando em chapas de perfis de densidade muito próximos;
- As chapas produzidas por prensas com injeção de vapor possuem maior densidade no centro do que as chapas citadas acima e, conseqüentemente, ligações internas mais fortes.

A redução na espessura do colchão de fibras as orienta de modo que a maioria fica disposta na horizontal, na plano do painel. Isso também resulta numa compressão entre as próprias fibras, que se sobrepõem, proporcionando um contato íntimo entre suas paredes e a resina (Butterfield et al., 1992).

4.3.13 Resfriamento

Após a prensagem, é realizado o resfriamento para evitar variações dimensionais da chapa após o esquadrejamento. Normalmente esse resfriamento é realizado ao ar livre, sendo que os tempos envolvidos dependerão do tipo de linha de formação utilizada.

4.3.14 Corte, lixamento e revestimento

O corte é feito com o intuito de fixar as medidas dos painéis de MDF de acordo com os padrões da empresa, o que também é chamado de esquadrejamento. Os resíduos gerados nesta operação podem ser minimizados

quando a pré-prensagem é bem controlada. O lixamento está diretamente relacionado à preparação da superfície das chapas, para que recebam os acabamentos finais diversos.

4.4 PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS

A determinação das propriedades físicas e mecânicas têm um propósito essencialmente comparativo, para determinação de uma aplicação adequada do produto. Existem normas que estipulam valores de referência a fim de estabelecer um padrão de qualidade na produção do MDF, tal como é encontrado na ANSI (1994). A Tabela VIII apresenta alguns valores de tais propriedades.

Na norma da ASTM (1996) constam procedimentos padrão para vários testes de propriedades físicas e mecânicas em chapas à base de fibras e de partículas. A seguir, serão comentadas as propriedades mais comumente verificadas nos trabalhos científicos pesquisados.

Tabela VIII - Propriedades padrão para o MDF, segundo ANSI (1994).

Classe do produto (densidade)	Espessura nominal [mm]	Módulo de ruptura [MPa]	Módulo de elasticidade [MPa]	Adesão interna [MPa]	Fixação de parafuso		Emissão de formaldeído [ppm]
					face [N]	borda [N]	
MDF para interiores							
alta *		34,5	3450	0,75	1555	1335	0,3
média	≤ 21	24,0	2400	0,60	1445	1110	0,3
	> 21	24,0	2400	0,55	1335	1000	0,3
baixa		14,0	1400	0,30	780	670	0,3
MDF para exteriores **							
média	≤ 21	34,5	3450	0,90	1445	1110	0,3
	> 21	31,0	3100	0,70	1335	1000	0,3

* a classificação do MDF segundo a densidade é detalhada a seguir;

** sistema de adesivo que permite ao painel manter o módulo de ruptura acima de 50% do valor indicado na tabela, após exposição a ciclos de envelhecimento acelerado.

4.4.1 Densidade

A densidade é uma característica física importante, pois serve de base para a classificação do painel à base de madeira, do ponto de vista das propriedades mecânicas. Além disso, a maioria destas propriedades melhora com o aumento da densidade. A faixa de densidade média que caracteriza os painéis de MDF, definida pela ANSI (1994), é listada a seguir:

- Alta densidade: geralmente maior do que 800 kg/m^3;
- Média densidade: geralmente entre 640-800 kg/m^3;
- Baixa densidade: geralmente menor do que 640 kg/m^3.

Ao longo da espessura do painel existe um gradiente de densidade, resultante da operação de prensagem que compacta de forma desigual as fibras, em função do gradiente de temperatura e de umidade (Zerizer, 1991). A Figura 46 ilustra o comportamento genérico da densidade do MDF, em função da espessura do painel, em comparação com chapa de partículas e considerando-se sistemas de prensagem diferentes.

Como foi citado por Suchsland et al. (1978), a densidade afeta diretamente o preço final, em função do custo do material empregado na fabricação dos painéis e dos custos de transporte de acordo com o peso. Um estudo desses autores mostrou que o gradiente de densidade afeta de maneira significativa o módulo de elasticidade, porém apresenta baixa influência sobre a adesão interna. Desta forma, apresentam a densidade na face do painel como uma variável dominante e de extrema importância.

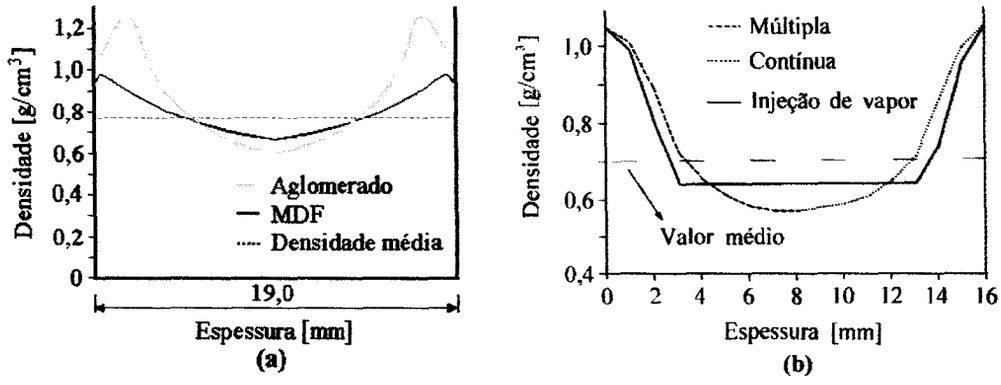


Figura 46 – Perfis de densidade de MDF e de uma chapa de partículas, para um valor médio equivalente (a), em AVANÇADO método para a produção...(1982); e perfis de densidade de MDF obtidos por técnicas distintas de prensagem (b), adaptado de Ramos (1991)

4.4.2 Módulos de elasticidade e de ruptura

Resultados de flexão estática fornecem dados importantes de resistência mecânica, denominados módulo de ruptura **MOR** [MPa] e módulo de elasticidade aparente, ou rigidez **MOE** [MPa]. Estas propriedades são freqüentemente utilizadas como valores comparativos de resistência mecânica dos painéis. Segundo os procedimentos sugeridos pela ASTM (1996), estes valores podem ser obtidos através das seguintes expressões, respectivamente:

$$MOR = \frac{3 \cdot P \cdot L}{2 \cdot b \cdot d^2} \tag{14}$$

$$MOE = \frac{P_1 \cdot L^3}{4 \cdot b \cdot d^3 \cdot y_1} \tag{15}$$

onde: **b** e **d** [mm] são a largura e a espessura da amostra, respectivamente, **L** [mm] é o comprimento do vão, **P** [N] é o carregamento máximo (sendo $\mathbf{P_1}$ relacionado ao

limite de proporcionalidade) e y_1 [mm] a deflexão central sob carregamento no limite de proporcionalidade (flecha).

4.4.3 Resistência à tração normal à superfície

Também chamada de resistência de coesão interna, esta propriedade mostra a resistência à tração das ligações de resina ao longo da espessura do painel, além de representar o nível de uniformidade da distribuição da resina dentro do painel (Butterfield et al., 1992). Nos ensaios, as superfícies de uma amostra seca são coladas, por meio de um adesivo adequado, a duas placas metálicas. Deslocando-se as placas em sentidos opostos, obtém-se o esforço de tração normal à superfície do painel. A resistência ao arrancamento de parafusos e pregos está diretamente ligada a esta propriedade, apesar de existirem ensaios específicos para estas propriedades (ASTM, 1996).

4.4.4 Absorção de água e estabilidade dimensional

No setor moveleiro e de construções, a umidade é um fator que não pode ser desprezado, sendo que a absorção de umidade está ligada à variação dimensional dos painéis. Segundo a ANSI (1994), o teor de umidade deve ficar entre 4% e 9% na ocasião da expedição dos painéis. Ao se elevar a umidade relativa do ar, o teor de umidade do MDF aumenta; porém, com um comportamento mais ameno se comparado com a madeira sólida, como é visto na Figura 47.

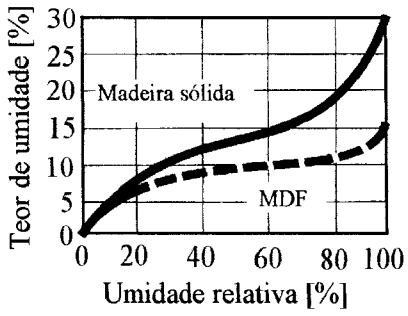


Figura 47 - Umidade relativa em função da umidade absorvida para o MDF e para madeira sólida em geral, adaptado de CPA (1997).

Com a absorção de água ocorrem o inchamento (relativo à espessura) e a expansão linear, que podem ser expressos em valores percentuais. Outro parâmetro a ser considerado é a estabilidade dimensional, que é a relação entre o volume de água absorvida e a expansão volumétrica do painel. Suchsland et al. (1978) mostraram que a estabilidade dimensional é um bom indicador da homogeneidade e integridade do painel, haja visto a forte correlação deste parâmetro com o inchamento residual (permanente), como mostra a Figura 48.

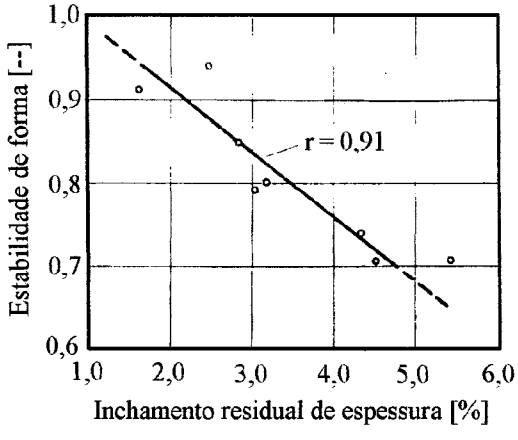


Figura 48 - Relação entre inchamento residual na espessura e estabilidade de forma para o MDF, adaptado de Suchsland et al. (1978).

4.4.5 Emissão de formaldeído

Os adesivos à base de formaldeído são amplamente utilizados na produção de MDF. Neste contexto, as indústrias são passíveis de gerar impactos

ambientais com emissões de formaldeído. Com o tempo de uso das chapas, o excesso de formaldeído (CH_2O) torna-se volátil, contaminando o ambiente e os seres humanos. Em seu estado puro, causa irritação nos olhos e alergia pulmonar além de ser considerado cancerígeno. Segundo a CPA (1998), em função de limites de emissão estabelecidos por agências ambientais, algumas técnicas alternativas podem ser estabelicidas:

- Envelhecimento: emissão maior após a produção, sendo reduzida a 50% após 6 meses de armazenamento;
- Resinas de baixa emissão: baixas relação de raios moleculares retêm o formaldeído à uréia;
- Retentores: tratamento com amônia anidra, que reage com o formaldeído, aderindo-se à chapa;
- Revestimentos selantes: capas retentoras de que reduzem a emissão do gás em até 95%.

5 MATERIAL E MÉTODOS

O presente capítulo foi dividido em duas partes, denominadas acabamento e desbaste, correspondentes aos procedimentos experimentais do estudo do acabamento superficial e do desempenho de corte, respectivamente.

5.1 ACABAMENTO

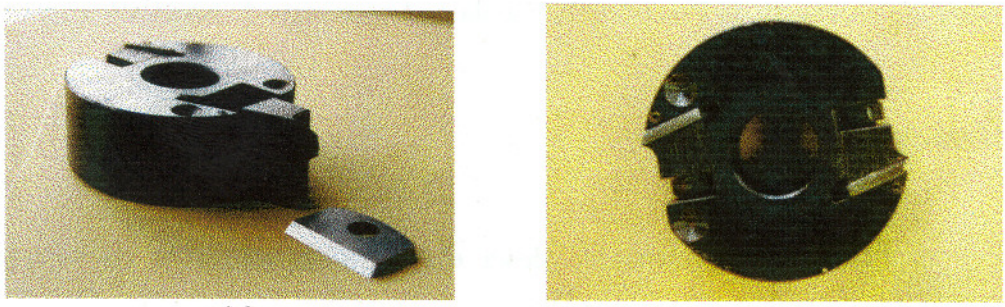
O acabamento foi avaliado considerando-se a operação de fresamento periférico realizado numa fresadora de eixo vertical, denominada "tupia". Durante a usinagem foram geradas superfícies nas bordas do MDF, das quais foram obtidos os valores de rugosidade em função das condições de corte utilizadas. Portanto, esta fase da parte experimental envolveu duas etapas distintas, que são a geração de superfície e a medição da rugosidade superficial.

A primeira etapa foi realizada no Laboratório de Processamento de Materiais, localizado na UNESP, campus de Bauru. A segunda foi desenvolvida no Laboratório de Usinagem de Precisão, da Escola de Engenharia de São Carlos da USP.

5.1.1 Geração das superfícies

Para o desenvolvimento desta etapa, foram utilizados os materiais e equipamentos listados:

- 2 chapas de MDF com dimensões de 2800 x 1800 x 15 mm, densidade base seca média de 688 kg/m^3, densidade base úmida média de 748 kg/m^3 (máxima de 938 kg/m^3 e mínima de 646 kg/m^3), umidade de 8,3%, resistência à tração paralela de 1472 kgf, MOR de 41,8 MPa e MOE de 7,8 MPa (detalhes no Anexo A);
- Serra circular esquadrejadeira: 5 cv, 3500 rpm, ∅ da serra de 250 mm, 40 dentes de perfil tipo WZ (inclinado alternado);
- Plaina desempenadeira: 2 HP, 3480 rpm, cabeçote porta-ferramentas de ∅ 100 mm com duas facas Cr-Va;
- Fresadora vertical (tupia moldureira): 5 cv, rotações nominais de 4000 e 6000 rpm;
- Dispositivo de avanço automático: 0,5 e 0,8 cv, com velocidades de avanço nominais de 3, 4, 6, 8,11, 15, 22 e 30 m/min;
- Cabeçote de fresa com uma faca de aço-rápido, ∅ 92 mm, 40 mm de largura, γ_f = 30° e α_f = 10° (Figura 49);
- Base de vidro com reservatório de água para polimento de metais;
- Lixas d'água de granulometrias 400, 500 e 600;
- Paquímetro com precisão de 0,02 mm;
- Tacômetro mecânico;
- Projetor de perfil, com mesa de dois eixos, precisão de deslocamento de 1 μm e anteparo com graduação angular com precisão de 1'.



(a) **(b)**

Figura 49 - Cabeçote e faca utilizados para o fresamento. Vista geral, desmontado (a) e vista superior, montado (b).

Os parâmetros de corte considerados na usinagem são apresentadas na Tabela IX. A mesma tabela mostra também a nomenclatura utilizada para identificação e codificação das peças.

Tabela IX – Parâmetros de corte e nomenclatura para a geração de superfícies.

Parâmetros de corte	Valores efetivos	Nomenclatura
Velocidade de avanço [m/min]	2,90; 4,10; 5,80; 8,20; 10,90; 15,15, 21,80 e 30,30	v3 / v4 / v6 / v8 / v11 v15 / v22 / v30
Velocidade do fuso [rpm]	4320 e 6220	n4 / n6
Espessura de corte [mm]	1, 3 e 5	a1 / a3 / a5
Sentido de corte	concordante e discordante	c / d

A combinação dos parâmetros de corte resultaram em 96 usinagens, distribuídas com a seqüência apresentada na Tabela X.

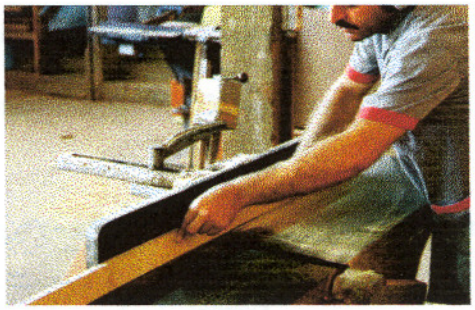
Tabela X - Seqüência de ensaios para a geração de superfícies.

Nº	Ensaio	Nº	Ensaio	Nº	Ensaio	Nº	Ensaio
1	da5n6v3	*25*	da3n6v11	*49*	ca1n6v15	*73*	ca3n6v15
2	da5n6v6	*26*	da3n6v22	*50*	ca1n6v30	*74*	ca3n6v30
3	da5n6v15	*27*	da3n6v4	*51*	ca1n6v3	*75*	ca3n6v3
4	da5n6v30	*28*	da3n6v8	*52*	ca1n6v6	*76*	ca3n6v6
5	da5n6v4	*29*	da3n6v3	*53*	ca1n6v4	*77*	ca3n6v4
6	da5n6v8	*30*	da3n6v6	*54*	ca1n6v8	*78*	ca3n6v8
7	da5n6v11	*31*	da3n6v15	*55*	ca1n6v11	*79*	ca3n6v11
8	da5n6v22	*32*	da3n6v30	*56*	ca1n6v22	*80*	ca3n6v22
9	da5n4v11	*33*	da1n6v15	*57*	ca1n4v3	*81*	ca5n6v11
10	da5n4v22	*34*	da1n6v30	*58*	ca1n4v6	*82*	ca5n6v22
11	da5n4v4	*35*	da1n6v3	*59*	ca1n4v15	*83*	ca5n6v4
12	da5n4v8	*36*	da1n6v6	*60*	ca1n4v30	*84*	ca5n6v8
13	da5n4v3	*37*	da1n6v4	*61*	ca1n4v4	*85*	ca5n6v3
14	da5n4v6	*38*	da1n6v8	*62*	ca1n4v8	*86*	ca5n6v6
15	da5n4v15	*39*	da1n6v11	*63*	ca1n4v11	*87*	ca5n6v15
16	da5n4v30	*40*	da1n6v22	*64*	ca1n4v22	*88*	ca5n6v30
17	da3n4v15	*41*	da1n4v11	*65*	ca3n4v11	*89*	ca5n4v15
18	da3n4v30	*42*	da1n4v22	*66*	ca3n4v22	*90*	ca5n4v30
19	da3n4v3	*43*	da1n4v4	*67*	ca3n4v4	*91*	ca5n4v3
20	da3n4v6	*44*	da1n4v8	*68*	ca3n4v8	*92*	ca5n4v6
21	da3n4v4	*45*	da1n4v3	*69*	ca3n4v3	*93*	ca5n4v4
22	da3n4v8	*46*	da1n4v6	*70*	ca3n4v6	*94*	ca5n4v8
23	da3n4v11	*47*	da1n4v15	*71*	ca3n4v15	*95*	ca5n4v11
24	da3n4v22	*48*	da1n4v30	*72*	ca3n4v30	*96*	ca5n4v22

Preparação das amostras

Duas chapas de MDF de 2800 x 1800 mm obtidas no comércio foram seccionadas em uma serra circular esquadrejadeira para a obtenção de 48 peças de 1400 x 60 mm. Com duas laterais úteis em cada peça, foram obtidas 96 bordas. Tais bordas não ficaram devidamente retilíneas, e para evitar uma variação na penetração de trabalho durante o fresamento, as duas laterais de todas as peças foram aplainadas antes da experimentação. Tais operações são apresentadas em sequência na Figura 50.

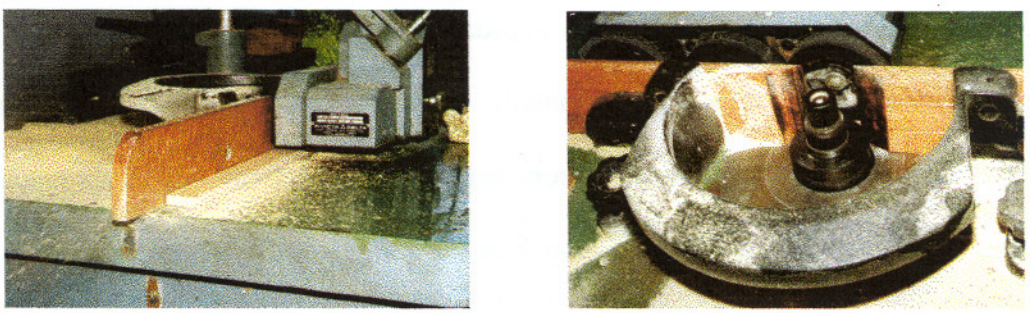
(a)



(b)

Figura 50 - Preparação das amostras: corte (a) e aplainamento das laterais (b).

Na geração das superfícies das peças, um dispositivo de avanço automático foi disposto sobre a mesa da "tupia" de modo a garantir um contato lateral total entre a peça e a guia anterior, além de manter contato com a mesma até cerca de 2 mm após o contato com a aresta de corte e, ainda, fornecer uma pressão constante ao longo do corte. Além disso, a utilização do alimentador exclui a necessidade das molas de pressão lateral da guia, as quais poderiam danificar a superfície gerada, alterando os valores de rugosidade superficial. Ao passar pela fresa, a quantidade de material removido foi suficiente para impedir que a borda usinada da chapa não tivesse contato com a parte posterior da guia. A Figura 51 ilustra a geração de superfícies das peças.



(a) (b)

Figura 51 - Arranjo do espaço de trabalho e o posicionamento do dispositivo de avanço automático. Vista frontal (a) e vista superior (b).

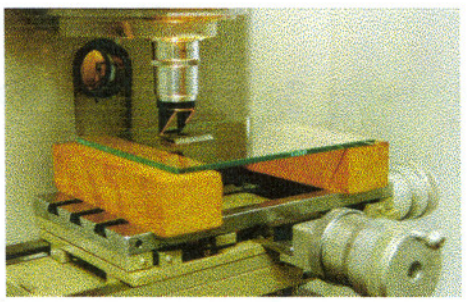
Quatro peças foram fresadas em ambas as bordas a diferentes velocidades de avanço, no sentido de corte discordante, com velocidade do fuso e espessura de corte constantes. O mesmo procedimento foi utilizado para a outra velocidade de fuso, repetindo em seguida esta sequência de 16 ensaios para outras duas espessuras de corte. Geradas 48 superfícies, o sentido de rotação do eixo árvore foi invertido e o porta-ferramentas foi montado de modo inverso. Desta maneira, utilizou-se um sentido de corte concordante para a execução de outras 48 superfícies.

O valor da espessura de corte $\mathbf{a_e}$ foi alterado através do reposicionamento do suporte das guias e da fixação adequada da distância entre a aresta de corte e o plano formado pela guia anterior. Como o suporte não contava com uma escala graduada, uma peça de MDF foi submetida a cortes sucessivos, de modo que as larguras anteriores e posteriores foram medidas para fixar o $\mathbf{a_e}$ desejado.

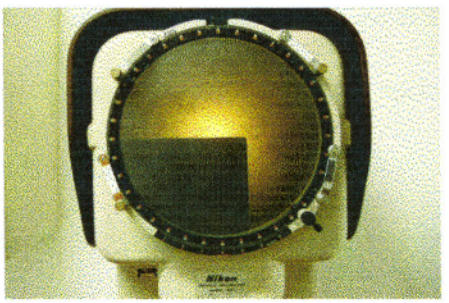
Manutenção da aresta de corte

Para se evitar influência do desgaste de ferramenta sobre as superfícies geradas, foram realizadas afiações programadas da aresta de corte. Para a condução de ensaios de usinagem de madeira visando a qualidade superficial a ASTM (1988) recomenda afiação de ferramentas de aço-rápido a cada 1 hora de trabalho ininterrupto.

Neste trabalho, a ferramenta foi afiada a cada 8 superfícies geradas, resultando num tempo aproximado de atuação intermitente da aresta de corte de 2 minutos. A ferramenta foi afiada na face de saída, com lixas de granulometria 400, com polimento posterior com lixas 500 e 600, em uma base de vidro com reservatório de água. A visualização da aresta de corte da ferramenta foi realizada com o auxílio de um projetor de perfis (Figura 52), que evidenciou um recuo da aresta de corte de 5 μm após o tempo de trabalho imposto. O procedimento de afiação foi suficiente para eliminar este recuo.



(a)



(b)

Figura 52 - Disposição da faca de corte na mesa (a) e visualização do desgaste (b).

Preparação das amostras para medição de rugosidade superficial

No fim de cada fresamento, à medida em que cada roda do dispositivo de avanço automático deixava de exercer pressão na peça, a mesma perdia estabilidade. Em situações mais severas de avanço, as regiões inicial e final dos corpos de prova foram afetadas, apresentando erros de forma claramente visíveis. Assim, do comprimento total de 1400 mm de cada peça, foram adotados 800 mm como comprimento útil, descartando-se 300 mm de cada extremidade.

Cada peça foi secionada, resultando em 4 amostras de 200 mm de comprimento. Essa dimensão foi compatível com o comprimento máximo de apalpamento do perfilômetro (120 mm), oferecendo maior liberdade na ocasião das

medições e facilitando, inclusive, a manipulação e o transporte das amostras. O número de amostras permitiu a adoção de oito medições de rugosidade por borda.

5.1.2 Medição da rugosidade superficial

Nesta etapa foram utilizados os seguintes materiais e equipamentos:

- 192 amostras de MDF, de 200 x 50 mm , com duas superfícies geradas na "tupia";
- Perfilômetro de apalpamento de modelo Form Talysurf Series 120L, equipado com uma unidade transversal a laser e de uma ponta apalpadora de diamante, de forma cone-esférica, com raio de ponta de 2 μm (código 112/1836);
- Morsa e mesa de apoio com eixo transversal indexado;
- Computador para aquisição e análise de dados, com processador de 12 MHz;
- Paquímetro com precisão de 0,02 mm.

Posições das medições na superfície gerada

Testes preliminares evidenciaram a necessidade da realização de medições ao longo de duas posições estabelecidas na espessura das chapas, já que o MDF possui um gradiente de densidade ao longo da espessura. As posições de medição adotadas foram central e periférica, localizadas a 7,7 e 2,0 mm da face da amostra, como é ilustrado pela Figura 53.

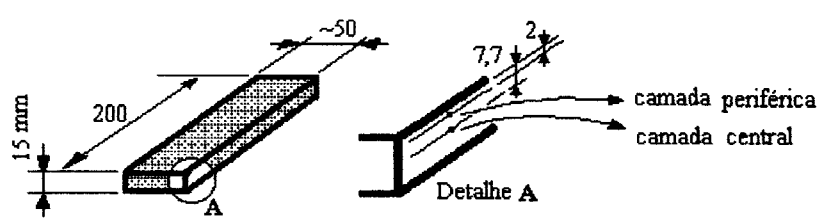


Figura 53 - Dimensões da amostra e posições das medições, sem escala.

Comprimentos de amostragem e de onda limite

Os comprimentos de amostragem, numericamente iguais ao comprimento de onda limite, foram adotados segundo os valores sugeridos pela ABNT (1988), para perfis periódicos. O maior comprimento de amostragem apresentado pela norma é 8 mm, indicado para um limite de distância entre sulcos (ou $\mathbf{f_z}$) situado no intervalo de 1,0 mm < $\mathbf{f_z}$ < 3,2 mm. Entretanto, o maior valor de $\mathbf{f_z}$ encontrado neste trabalho foi de 7,01 mm. Assim, foi realizada uma extrapolação dos valores sugeridos pela norma para um intervalo de 3,2 mm < $\mathbf{f_z}$ < 10,0 mm, levando a um comprimento de amostragem padronizado de 25 mm. O programa de aquisição e análise de dados Form Talysurf Series v3.02 é adequado para a utilização deste valor de comprimentos de amostragem e de onda limite. No entanto, o comprimento máximo de leitura do equipamento é de 120 mm, o que restringe a possibilidade de se trabalhar com 5 comprimentos de amostragem (ABNT (1988). Para estas condições a norma sugere a apresentação de uma nota explicativa como referência. A Tabela XI mostra a escolha dos parâmetros sugeridos pela ABNT (1988) e a adaptação dos valores encontrados de $\mathbf{f_z}$ neste trabalho.

Tabela XI - Comprimentos de amostragem e respectivos percursos de medição, em função do avanço por dente.

$\mathbf{V_f}$ nominal [m/min]	$\mathbf{f_z}$ [mm]		Comprimento de amostragem $\mathbf{l_e}$ [mm]	Percurso de medição $\mathbf{l_m}$ [mm]
	4320 rpm	6220 rpm		
3	0,67	0,47	2,5	12,5
4	0,95	0,66		
6	1,34	0,93		
8	1,90	1,32	8,0	40,0
11	2,52	1,75		
15	3,51	2,44		
22	5,05	3,50	25,0	100,0*
30	7,01	4,87		

* $l_m = 4 \times l_e$, por limitação do equipamento de medição.

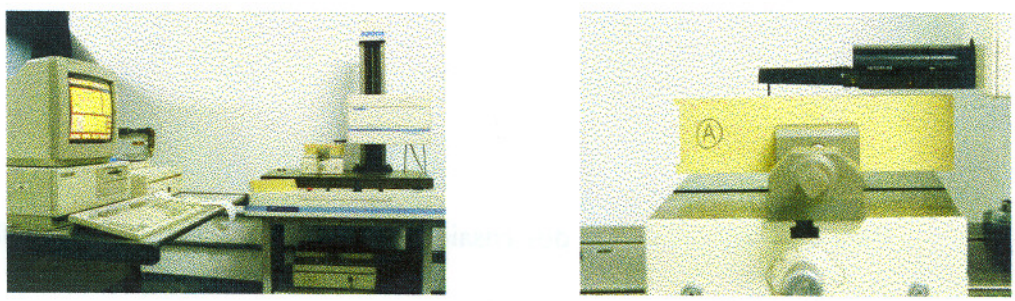
As características e direções de avaliação dos parâmetros de rugosidade superficial são apresentados na Tabela XII.

Tabela XII - Características e direções de avaliação dos parâmetros de rugosidade superficial considerados.

Parâmetro	Característica	Direção
R_a	estatística	amplitude
R_q	estatística	amplitude
R_p	física	amplitude
R_v	física	amplitude
S	estatística	freqüência
R_z-ISO	estatística	amplitude

Procedimentos de medição

As amostras foram precisamente movimentadas às posições central e periférica, através de uma mesa indexadora, para a realização das medições. As posições foram determinadas com o auxílio de um paquímetro. Após a fixação das amostras e da aproximação manual da ponta apalpadora, esta era posicionada automaticamente pelo eixo vertical do perfilômetro, garantindo a pressão de contato adequada e estabelecendo a referência de leitura. O posicionamento e a demonstração geral do equipamento é apresentado na Figura 54.



(a) **(b)**

Figura 54 - Vista geral do equipamento utilizado (a) e posicionamento da ponta apalpadora sobre a amostra de MDF (b).

Os dados do perfil de rugosidade superficial foram gravados e analisados pelo programa de aquisição e análise, para a obtenção dos valores numéricos de rugosidade superficial.

Análise dos resultados

Para se determinar a influência dos parâmetro de usinagem, os valores de rugosidade superficial, para avanços por dente similares, foram comparados entre si. Com isso, foram elaborados quadros comparativos capazes de demonstrar a influência das condições de usinagem e características das amostras sobre a rugosidade superficial e/ou uma tendência de comportamento. Esta técnica foi aplicada para a análise dos resultados envolvendo a influência da espessura de corte e do sentido de corte.

Excepcionalmente para a análise da influência do gradiente de densidade sobre a rugosidade superficial, foram obtidas imagens de microscopia eletrônica de varredura (MEV). Desse modo a visualização das características superficiais foi mais precisa, o que seria impossível se realizada a olho nu. Esta etapa, foi executada no Laboratório de Microscopia e Análise do IFSC/USP com o equipamento Digital Scanning Microscope / DSM 960 - Zeiss. As ampliações que se mostraram mais adequadas foram de 150 e 600x.

5.2 DESBASTE

Para o desenvolvimento dos ensaios de medição de força de corte, foram utilizados os materiais e equipamentos listados:

- 5 amostras de MDF de 200 x 120 (retiradas aleatoriamente das 2 chapas citadas) ;

- 5 ferramentas de corte de aço-rápido 18W 4Cr 1Va, com 10% Co, com γ_f de 10°, 13°, 17°, 20° e 24°, α_f = 10° e largura de 3 mm (Figura 55);
- Plaina limadora hidráulica: 7,2 cv e velocidade de corte média de 6,8 m/min;
- Dinamômetro com célula de carga em aço ABNT 4340, com circuito em ponte completa de extensômetros elétricos, com avaliação das forças de corte paralela, com capacidade situada entre 0,01 e 58,20 daN (Gonçalves, 1993);
- Programa de aquisição e análise de dados de forças de corte, elaborado em linguagem C pelo Grupo de Instrumentação e Controle de Processo do Laboratório de Dinâmica da EESC - USP (Gonçalves, 1993);
- Computador para aquisição e análise de dados com processador de 66 MHz.

A Figura 55 apresenta um desenho esquemático genérico das ferramentas utilizadas.

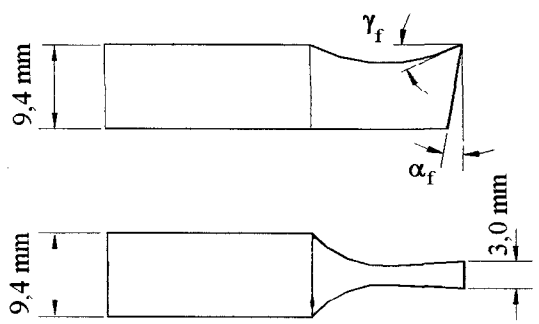


Figura 55 - Desenho esquemático genérico das ferramentas utilizadas, sem escala.

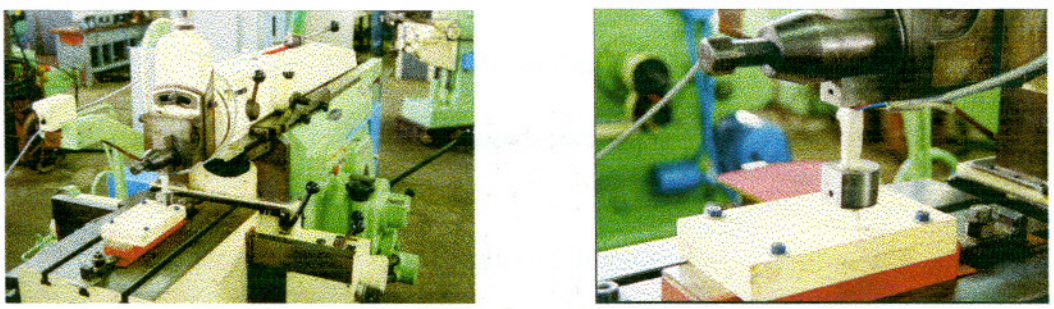
Os ensaios foram agrupados de acordo com o ângulo de saída onde, para cada série de testes, a espessura de corte variou em incrementos de 0,1 mm, como é apresentado pela Tabela XIII. Em cada seqüência de cortes, o ensaio foi interrompido quando a profundidade de corte atingia cerca de 8,0 mm. Isto foi adequado para que a camada central da espessura do painel, onde a densidade é mínima, fosse alcançada.

Tabela XIII – Ensaios de força de corte paralela.

Parâmetros de corte	Valores efetivos
Velocidade de corte [m/min]	6,8
Ângulo de folga [°]	10 *
Ângulo de saída [°]	10, 13, 17, 20, 24 *
Espessura de corte [mm]	0,2; 0,3; 0,4; 0,5 *
Profundidade de corte [mm]	~ 8,0
Espaçamento entre rasgos [mm]	5,0

* valores comumente empregados na usinagem da madeira.

A Figura 56 ilustra o banco de ensaios, o detalhe da amostra e a célula de carga montada no cabeçote da plaina limadora.



(a) **(b)**

Figura 56 - Banco de ensaios (a) e detalhe da amostra e célula de carga (b).

A célula de carga (porta-ferramentas) foi montada no cabeçote da plaina limadora, cujo movimento alternativo foi ajustado de modo a proporcionar uma velocidade média de corte de 6,8 m/min. Em função do comprimento da amostra e das características da placa de aquisição de dados, foram lidos aproximadamente de 2700 valores de força de corte paralela para cada passe da ferramenta.

Antes do início de cada ensaio, cerca de dois cortes foram realizados sem o registro da força de corte, para gerar um plano do início ao fim da amostra, de modo a eliminar possíveis inclinações da face da amostra.

Após a execução de cada corte, o cabeçote foi posicionado antes da amostra, com um novo incremento da mesma espessura de corte, ajustado através do

avanço vertical graduado do cabeçote. Tal procedimento foi seguido até se chegar à camada central da espessura da amostra, após o qual iniciava-se uma outra seqüência de cortes com outro valor de espessura de corte. Ao se ensaiar todas as espessuras de corte, todo o procedimento foi repetido para os diferentes ângulos de saída.

Apesar do desgaste ser muito menor neste caso, se comparado aos ensaios de geração de superfície, a rotina de verificação da aresta de corte e dos ângulos de saída com o auxílio do projetor de perfis foi mantida. A Figura 57 mostra o controle da afiação da aresta de corte através do projetor de perfis.

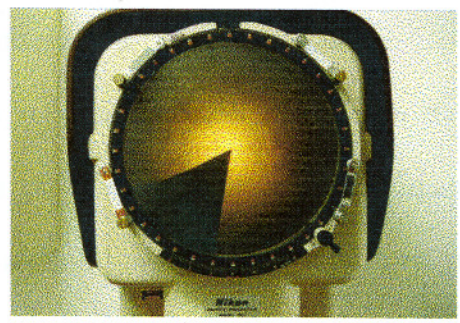


Figura 57 - Controle da aresta de corte através do projetor de perfis.

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 OPERAÇÃO DE ACABAMENTO

6.1.1 Considerações iniciais

A velocidade de avanço V_f e a rotação interagem entre si, influenciando diretamente no avanço por dente f_z, que por sua vez apresenta uma relação direta com a geometria das superfícies geradas na usinagem. Por isso, ao invés de utilizar diretamente os valores de V_f, foram traçados gráficos da rugosidade superficial em função de f_z. Os valores de rugosidade superficial podem ser previstos pela Equação 6 (página 47), que define a altura dos picos h_r. A Tabela XIV apresenta os valores calculados de f_z e os valores correspondentes de h_r.

Tabela XIV – Valores calculados de avanço por dente e altura dos picos.

V_f efetiva [m/min]	f_z [mm]		h_r [µm] (concordante)		h_r [µm] (discordante)	
	4320 rpm	6220 rpm	4320 rpm	6220 rpm	4320 rpm	6220 rpm
2,90	0,67	0,47	1,22	0,60	1,21	0,59
4,10	0,95	0,66	2,47	1,23	2,44	1,18
5,80	1,34	0,93	4,92	2,36	4,83	2,34
8,20	1,90	1,32	9,94	4,78	9,68	4,69
10,90	2,52	1,75	17,56	8,42	16,96	8,22
15,15	3,51	2,44	34,31	16,45	32,68	15,91
21,80	5,05	3,50	71,79	34,11	66,94	32,50
30,30	7,01	4,87	140,25	66,68	127,28	62,33

A altura dos picos deixados pela ferramenta aumentam exponencialmente com o avanço por dente, como é mostrado no gráfico da Figura 58, traçado a partir dos valores expostos na Tabela XIV.

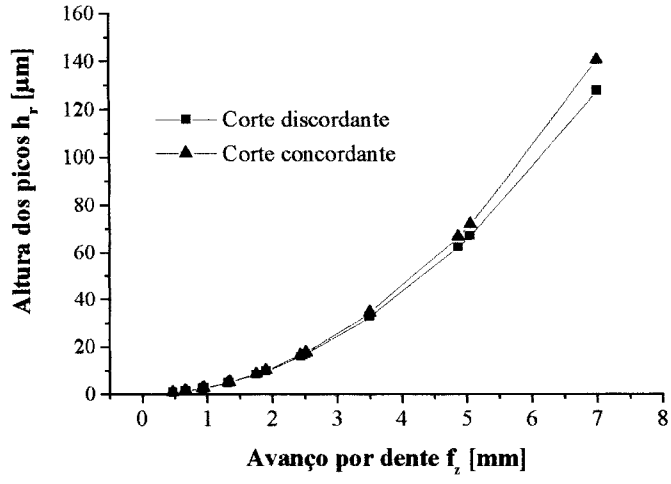


Figura 58 - Gráfico dos valores calculados de $\mathbf{h_r}$ em relação a $\mathbf{f_z}$.

Segundo estes resultados teóricos, o sentido de corte revela uma diferença considerável de $\mathbf{h_r}$ somente para valores elevados de $\mathbf{f_z}$.

Para efeito de análise dos resultados, adotou-se o parâmetro de rugosidade $\mathbf{R_a}$, sendo que os demais parâmetros são abordados no item 6.1.4.

6.1.2 Efeito do avanço por dente (f_z)

De acordo com o que foi apresentado anteriormente, a rugosidade superficial aumenta com o acréscimo de $\mathbf{f_z}$, tal como foi obtido nos resultados experimentais apresentados nos gráficos das Figuras 59 a 62 em relação ao parâmetro $\mathbf{R_a}$. Os gráficos referentes aos outros parâmetros de rugosidade são apresentados no Anexo B.

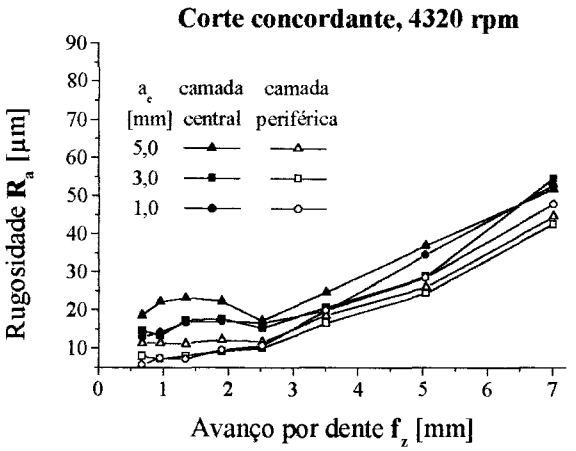


Figura 59 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial R_a, para diferentes a_e, corte concordante, 4320 rpm.

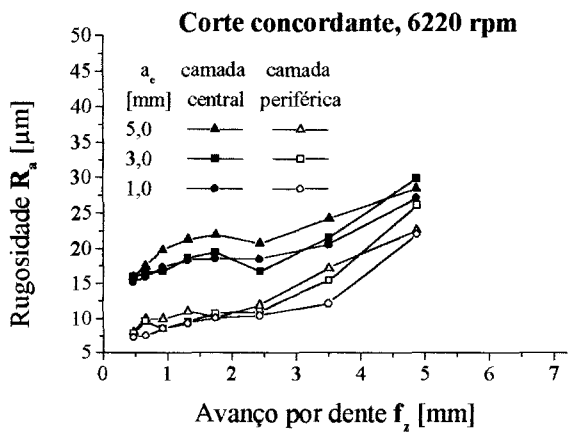


Figura 60 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial R_a, para diferentes a_e, corte concordante, 6220 rpm.

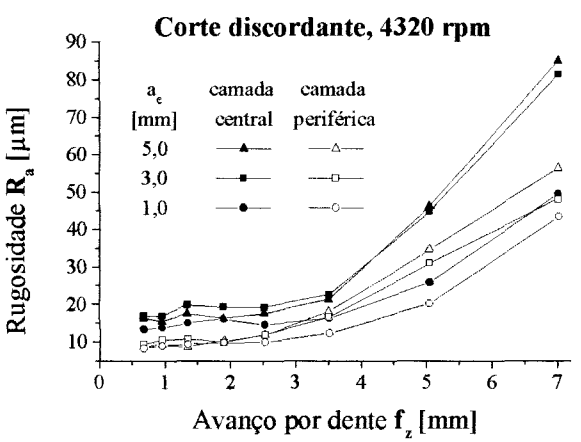


Figura 61 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial R_a, para diferentes a_e, corte discordante, 4320 rpm.

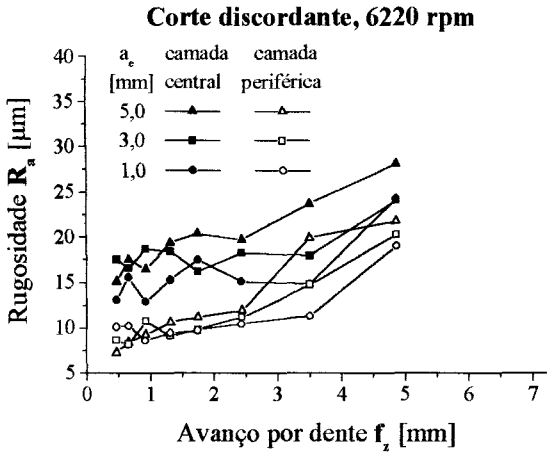


Figura 62 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial R_a, para diferentes a_e, corte discordante, 6220 rpm.

Foi observada uma pequena descontinuidade nas curvas de rugosidade superficial em relação ao avanço por dente, quando $f_z \cong 2{,}5$ mm (Figuras 59 a 62). Este valor encontra-se imediatamente antes do intervalo de 3,2 mm $< f_z \leq$ 10,0 mm, para o qual foi utilizado um comprimento de amostragem de 25 mm. Apesar de se realizar medições com este comprimento de amostragem para $f_z \cong 2{,}5$ mm, os resultados não apresentaram mudanças notáveis.

Paralelamente à análise dos resultados numéricos, todas as superfícies geradas das amostras foram visualizadas e analisadas. As superfícies usinadas com valores de f_z a partir de aproximadamente 5 mm mostraram a ocorrência de destacamentos de blocos de fibras, ocasionando o aumento considerável da rugosidade superficial. Este fenômeno pôde ser verificado através das imagens dos corpos de prova em questão, ou através de imagens de MEV de uma superfície correspondente, apresentada na Figura 63.

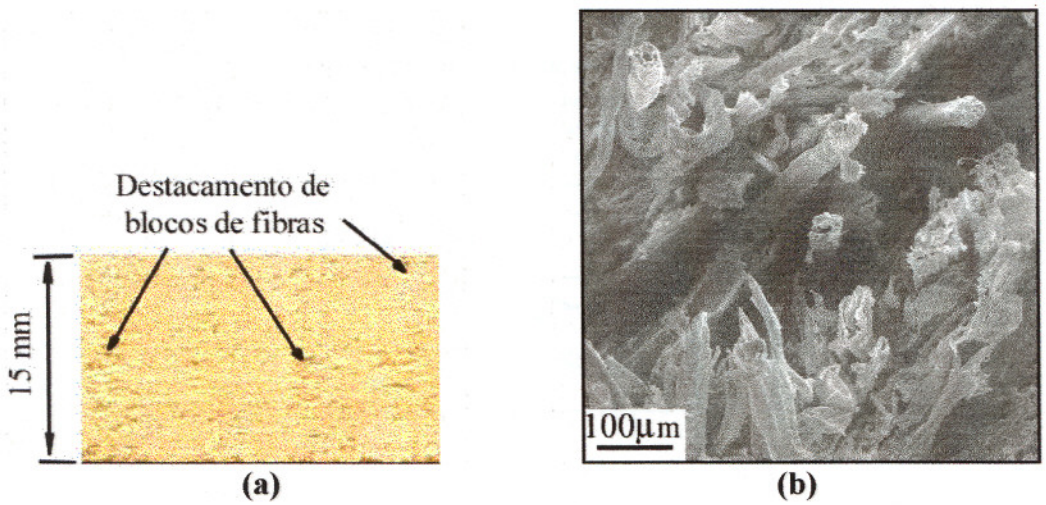
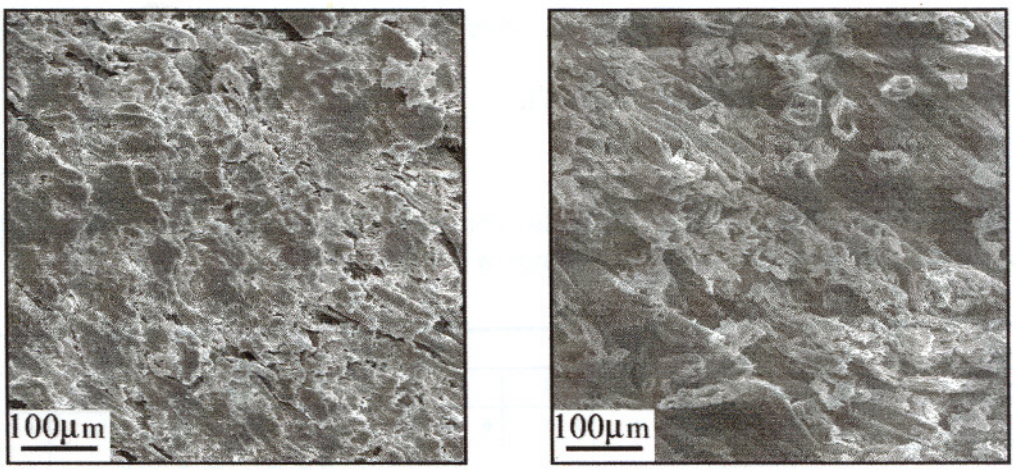


Figura 63 - Amostra usinada com $\mathbf{V_f}$ = 30 m/min, **n** = 4320 rpm, $\mathbf{a_e}$ = 3 mm e corte discordante, mostrando o destacamento de blocos de fibras (a), e ampliada por MEV em 150x na camada central (b).

6.1.3 Efeito do gradiente de densidade

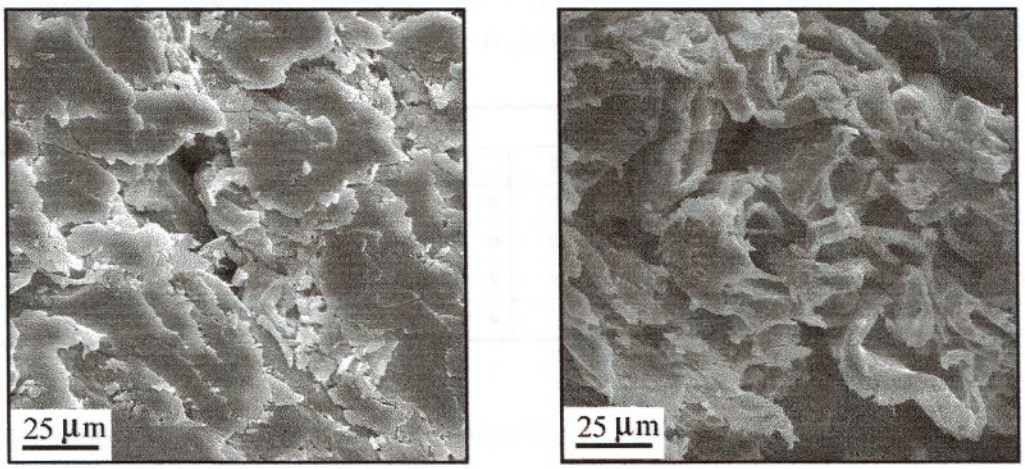
A visualização dos gráficos das figuras de número 59 a 62 indica que a diferença da densidade ao longo da espessura do painel de MDF (camadas periférica e central) influi na rugosidade superficial. Em todos os casos a rugosidade superficial na camada central foi maior do que a encontrada na camada periférica dos painéis.

As imagens obtidas através de MEV, apresentadas nas Figuras 64 e 65, ilustram a diferença da textura superficial nas diferentes camadas da espessura do painel de MDF. O teor mais elevado de resina, contido na camada periférica, é facilmente visualizado através da presença de "placas" de resina, diferente dos traqueídeos devidamente cortados na camada central.



(a) (b)

Figura 64 - Imagens de MEV de uma amostra usinada com $\mathbf{V_f}$ = 3 m/min, **n** = 6220 rpm, $\mathbf{a_e}$ = 5 mm e corte discordante, ampliada em 150x na camada periférica (a) e central (b).



(a) (b)

Figura 65 - Imagens de MEV de uma amostra usinada com $\mathbf{V_f}$ = 3 m/min, **n** = 6220 rpm, $\mathbf{a_e}$ = 5 mm e corte discordante, ampliada em 600x na camada periférica (a) e central (b).

6.1.4 Efeito da espessura de corte (a_e)

O comportamento das curvas dos gráficos apresentados nas figuras de número 59 a 62 mostra que a rugosidade superficial aumenta com o acréscimo de $\mathbf{a_e}$. Considerando os valores destes gráficos, o comportamento crescente da rugosidade

superficial $\mathbf{R_a}$ com o acréscimo de $\mathbf{a_e}$, pôde ser quantificado, como é apresentado esquematicamente nas Tabelas XV e XVI.

Tabela XV – Quadro comparativo do comportamento crescente da rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$ entre $\mathbf{a_e}$ de 1,0; 3,0 e 5,0 mm, **n** = 4320 rpm.

Corte	**Camada**	$\mathbf{V_f}$ nominal **[m/min]**							
		3	4	6	8	11	15	22	30
Concordante	Central	● ▦ -	● ▦	● ▦	● ▦	● ▦	● ▦	● ▦ ◈	● ▦ ◈
	Periférica	● ▦	● ▦	- ▦	● ▦ ◈	● ▦	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● ▦
Discordante	Central	● ▦ ◈	● - ◈	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● ◈	● ▦ ◈	● - ◈	- ▦
	Periférica	● ▦ ◈	● - ◈	● ▦ ◈	● - ◈	● - ◈	- - ◈	- - ◈	- - ◈

Nota: ● indica o comportamento crescente da rugosidade superficial entre espessuras de corte de 1 e 5 mm, ▦ entre 1 mm e 3 mm, e ◈ entre 3 e 5 mm.

Tabela XVI – Quadro comparativo do comportamento crescente da rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$ entre $\mathbf{a_e}$ de 1,0; 3,0 e 5,0 mm, **n** = 6220 rpm.

Corte	**Camada**	$\mathbf{V_f}$ nominal **[m/min]**							
		3	4	6	8	11	15	22	30
Concordante	Central	● ▦ -	● ▦ ◈	● - ◈	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● - ◈	● ▦ ◈	● ▦
	Periférica	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● - ◈	● ▦ ◈	● ▦	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● ▦
Discordante	Central	● ▦ -	● ▦ ◈	● ▦ -	● ▦ ◈	● - ◈	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● -
	Periférica	- - -	- - ◈	● ▦	● - ◈	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● ▦ ◈	● ▦

A Figura 66 mostra que a freqüência de maior rugosidade superficial é maios se comparadas as espessuras de corte de 1,0 e 5,0 mm, do que se comparadas as de 1,0 e 3,0 mm ou 3,0 e 5,0 mm. De forma geral, a distribuição de tais ocorrências foi aleatória, não evidenciando nenhuma tendência ou comportamento padrão em função da variação das condições de corte.

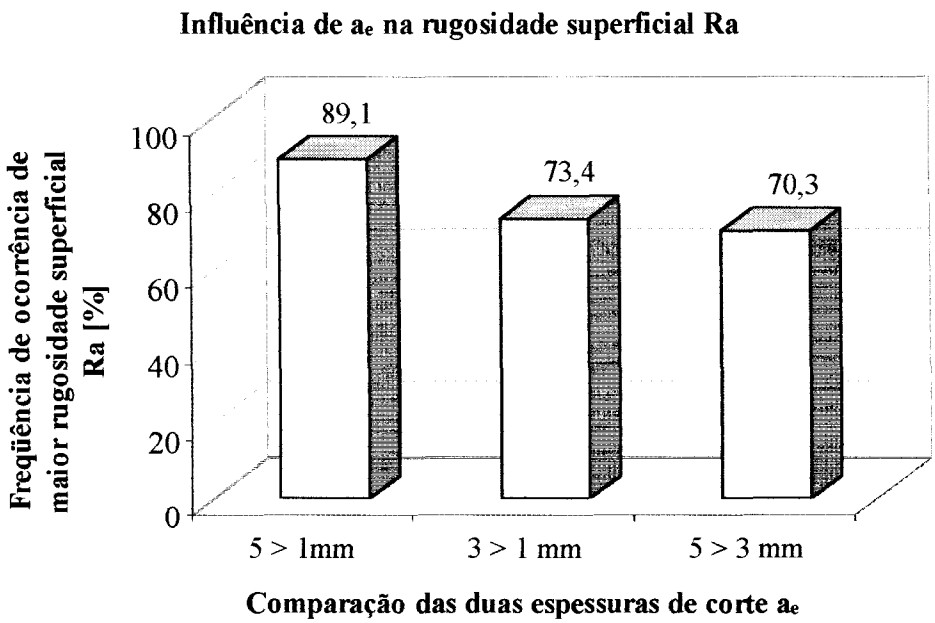
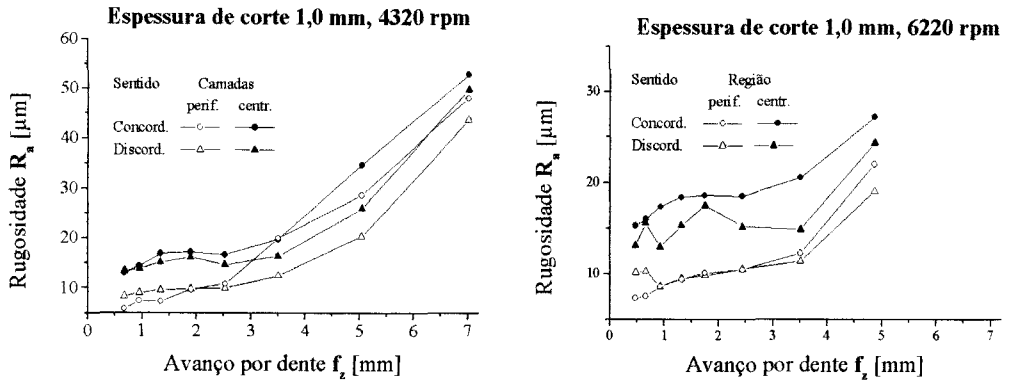


Figura 66 - Gráfico da influência de $\mathbf{a_e}$ na rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$.

Geometricamente, a espessura de corte $\mathbf{a_e}$ não interfere na rugosidade superficial, como pode ser observado na Equação 6. No entanto, de acordo com as Equações 8 e 9 do capítulo 3, $\mathbf{a_e}$ influi no valor final da espessura média teórica do cavaco $\mathbf{h_m}$. Além disso, quanto maior a $\mathbf{h_m}$, mais severa é a formação do cavaco da superfície usinada. Desse modo, o comportamento verificado pode estar intimamente ligado à característica do material, e de como ele responde a situações mais severas de corte, apresentando valores crescentes de rugosidade quando $\mathbf{h_m}$ aumenta.

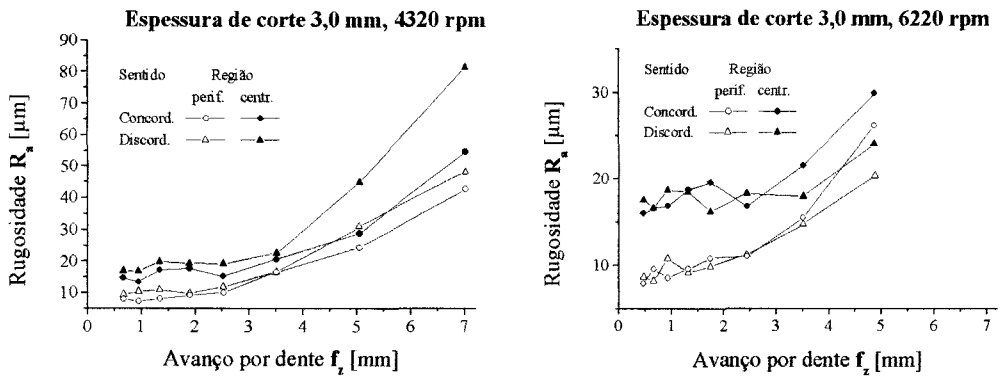
6.1.5 Efeito do sentido de corte

A visualização das curvas de rugosidade superficial em função do avanço por dente, agrupadas de acordo com o sentido de corte, permite a análise da influência desta variável sobre a rugosidade superficial. Tais gráficos são apresentados nas Figuras 67, 68 e 69.



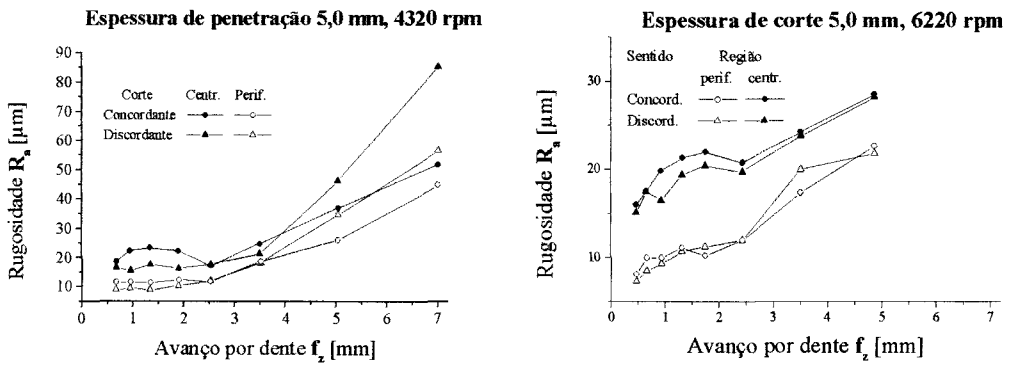
(a) **(b)**

Figura 67 - Gráficos do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial, para os dois sentidos de corte: a_e = 1,0 mm, **n** = 4320 rpm (a) e **n** = 6220 rpm (b).



(a) **(b)**

Figura 68 - Gráficos do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial, para os dois sentidos de corte: a_e = 3,0 mm, **n** = 4320 rpm (a) e **n** = 6220 rpm (b).



(a) **(b)**

Figura 69 - Gráficos do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial, para os dois sentidos de corte: a_e = 5,0 mm, **n** = 4320 rpm (a) e **n** = 6220 rpm (b).

Para verificar a influência do sentido de corte sobre a rugosidade superficial, aplicou-se o mesmo procedimento da análise anterior. Para tanto, foi

elaborada uma comparação entre os valores apresentados nos gráficos das Figuras 67, 68 e 69, a qual é apresentada nas Tabelas XVII e XVIII.

Tabela XVII – Quadro comparativo dos casos de maior rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$ para cortes concordante e discordante, **n** = 4320 rpm.

a_e [mm]	Camada	V_f nominal [m/min]							
		3	4	6	8	11	15	22	30
1,0	Central	◇	●	●	●	●	●	●	●
	Periférica	◇	◇	◇	◇	●	●	●	●
3,0	Central	◇	◇	◇	◇	◇	◇	◇	◇
	Periférica	◇	◇	◇	◇	◇	◇	◇	◇
5,0	Central	●	●	●	●	◇	●	◇	◇
	Periférica	●	●	●	●	◇	●	◇	◇

Nota: ● indica o maior rugosidade superficial no corte concordante, e ◇ no discordante.

Tabela XVIII – Quadro comparativo dos casos de maior rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$ para cortes concordante e discordante, **n** = 6220 rpm.

a_e [mm]	Camada	V_f nominal [m/min]							
		3	4	6	8	11	15	22	30
1,0	Central	●	●	●	●	●	●	●	●
	Periférica	◇	◇	●	◇	●	◇	●	●
3,0	Central	◇	◇	◇	●	●	◇	●	●
	Periférica	◇	●	◇	●	●	◇	●	●
5,0	Central	●	●	●	●	●	●	●	●
	Periférica	●	●	●	●	◇	◇	◇	●

As percentagens apresentadas no gráfica de Figura 70 mostrou que a ocorrência de maior rugosidade superficial é mais freqüênte no corte concordante. Neste caso também ocorreu uma distribuição aleatória das ocorrências, inexistindo uma relação com as condições de corte. Ainda que tais resultados não permitem afirmar o efeito do sentido de corte sobre a rugosidade superficial, algumas possíveis explicações podem ser dadas.

Ao contrário do que se observa de como as diferentes geometrias dos sentidos de corte atuam sobre a rugosidade superficial, na usinagem da madeira a

rugosidade é menor no corte concordante devido ao deslizamento da aresta de corte na superfície usinada antes de atingir o final do corte, ação que retira o excesso de massa agregada nesta aresta e reduz os defeitos de usinagem. No entanto, este fenômeno não parece ocorrer de modo significativo na usinagem do MDF, por apresentar uma estrutura mais homogênea do que a da madeira maciça. Isto leva a um comportamento de corte diferente da madeira maciça, visto que no corte discordante a aresta de corte promove um maior controle sobre a superfície usinada por iniciar o percurso de corte neste plano, onde a espessura de corte $\mathbf{a_e}$ é mínima (cavaco em forma de vírgula).

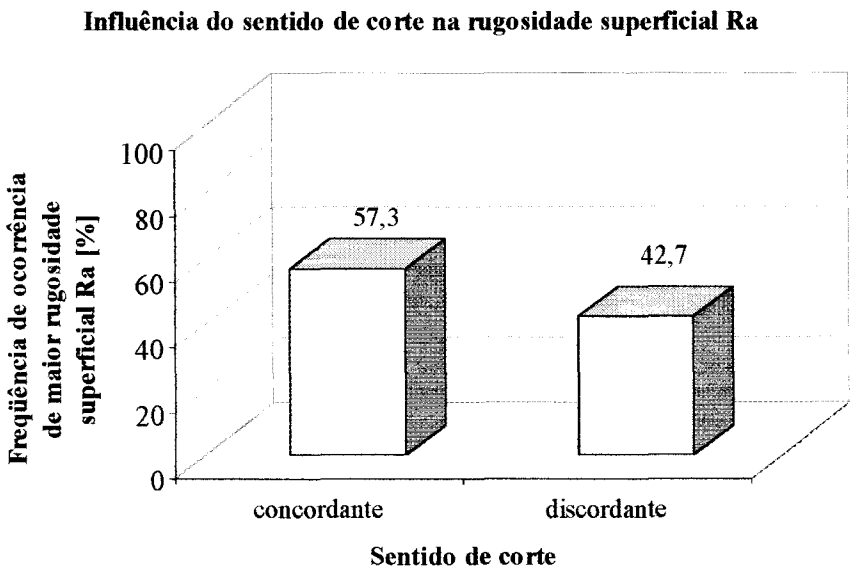


Figura 70 - Gráfico da influência do sentido de corte na rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$.

Como a prática da usinagem no modo discordante é mais difundida pela maior facilidade e segurança operacionais, o melhor acabamento obtido com este sentido de corte sugere uma condição mais favorável à usinagem de acabamento do MDF em relação à madeira sólida.

Com os valores médios de rugosidade superficial, para todas as espessuras de corte $\mathbf{a_e}$, rotações **n** e posição de leitura (camada central e periférica),

Biblioteca

foram traçados gráficos gerais envolvendo todos os parâmetros de rugosidade superficial estudados em função do avanço por dente f_z. Tais gráficos são apresentados na Figura 71.

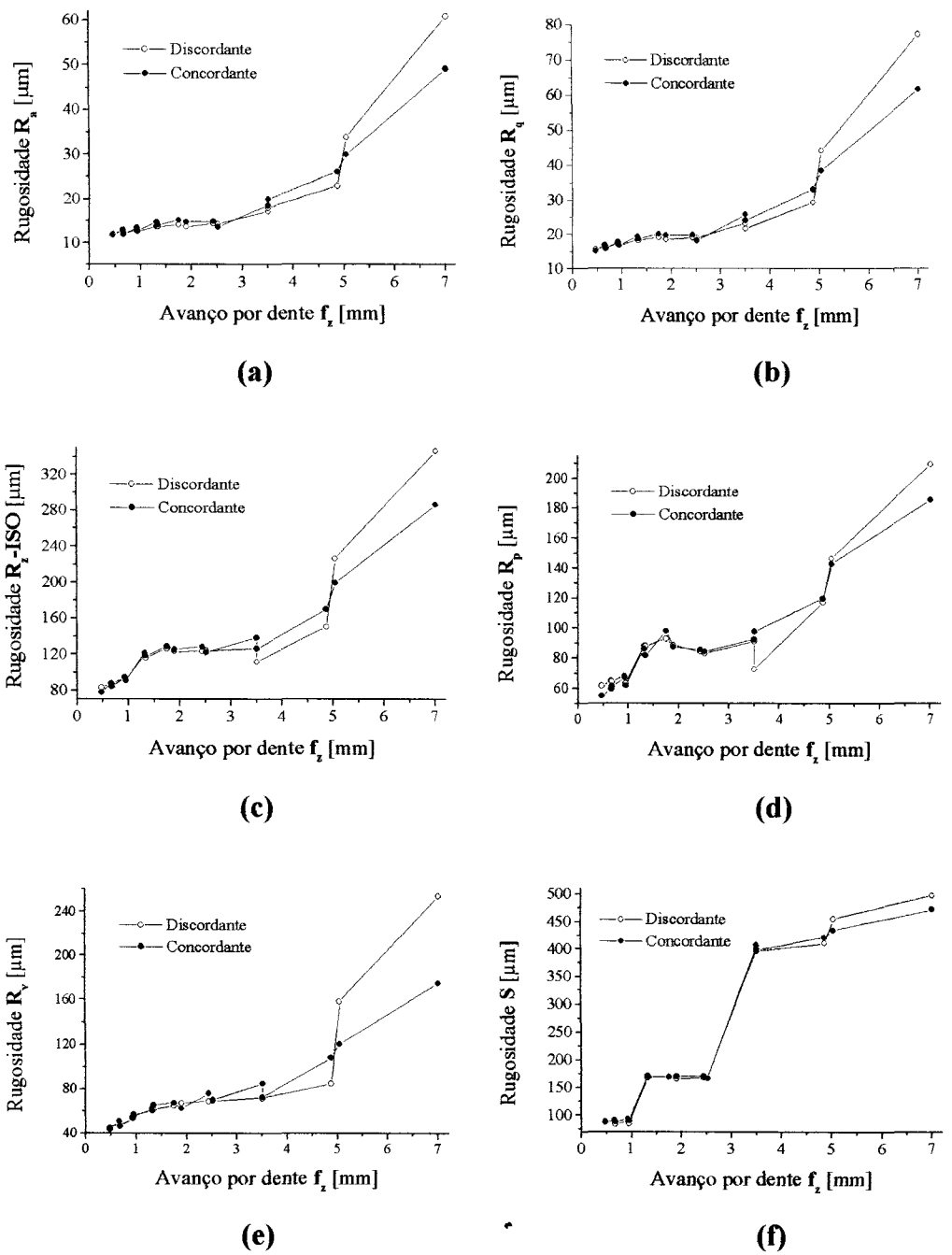


Figura 71 - Gráficos gerais comparativos da rugosidade superficial obtida nos cortes discordante e concordante, considerando o valor médio para todos as condições de corte f_z, a_e e **n**, para os parâmetros R_a (a), R_q (b), R_z-**ISO** (c), R_p (d), R_z (e), **S** (f).

Através desses gráficos, percebe-se que a rugosidade superficial nos dois sentidos de corte é muito próxima, com uma leve tendência superior dada ao corte concordante. No entanto, a rugosidade superficial passa a ser nitidamente maior para o sentido discordante para avanços por dente a partir de aproximadamente 5 mm, para rotação de 4320 rpm (V_f = 21,6 m/min).

6.1.6 Resultados comparativos entre os parâmetros de rugosidade superficial avaliados

A análise efetuada para o parâmetro R_a foi realizada com os outros parâmetros de rugosidade superficial. A Tabela XIX apresenta o resumo dos resultados percentuais obtidos para as influências da espessura e sentido de corte sobre a rugosidade superficial, bem como o coeficiente de variação (CV) médio dos resultados obtidos.

Tabela XIX - Resumo das freqüências obtidas para os parâmetros de rugosidade superficial R_q, R_p, R_v, R_z-ISO e S.

Freqüência (%) de maior rugosidade superficial para as condições de corte*					
Parâmetro	Espessura de corte			Sentido de corte	CV**
	5 > 1mm	3 > 1mm	5 > 3mm	conc. > disc.	
R_a	89,1	73,4	70,3	57,3	10,5
R_q	84,4	68,8	68,8	59,4	10,8
R_p	75,0	54,7	60,9	55,2	20,0
R_v	65,6	53,1	65,6	53,1	18,0
R_z-ISO	75,0	59,4	57,8	53,1	11,2
S	73,4	64,1	59,4	56,2	4,8

* condição de usinagem da esquerda em relação à da direita.

** coeficiente de variação médio calculado a partir do CV de todos os grupos de quatro valores de rugosidade superficial.

Os valores de CV foram coerentes com as características dos parâmetros de rugosidade superficial estudados, uma vez que a atenuação dos parâmetros estatísticos tendem a resultar em valores com menores variações.

Os valores de rugosidade superficial apresentaram, em geral, um comportamento ascendente, similar ao que foi observado com os valores calculados. Entretanto, estes ficaram muito abaixo do encontrado experimentalmente. A observação anterior se ajusta principalmente ao parâmetro **R_z-ISO**, pois é o que possui a definição mais próxima à de **h_r**. Outros parâmetros de característica física que se aproximam da abordagem anterior são **R_p** e **R_v**.

Uma exceção ocorreu com o parâmetro **S**, o qual se mostrou dependente do comprimento de onda limite (Figura 71 f). Além disso, os valores de **S** não puderam ser relacionados com nenhum valor de freqüência, tal como **f_z**.

6.2 OPERAÇÃO DE DESBASTE

6.2.1 Efeito da profundidade de corte (gradiente de densidade)

Para todos os experimentos executados foram observados aumentos da força de corte paralela no início de formação do rasgo, um decréscimo na força de corte paralela com o aumento da profundidade de corte no intervalo entre 1,5 e 7,0 mm, com maiores inclinações nas maiores espessuras de corte. Em geral, a força de corte aumentou quando os cortes alcançaram a região central da amostra. Todas estas observações podem ser visualizadas nos gráficos da Figura 72.

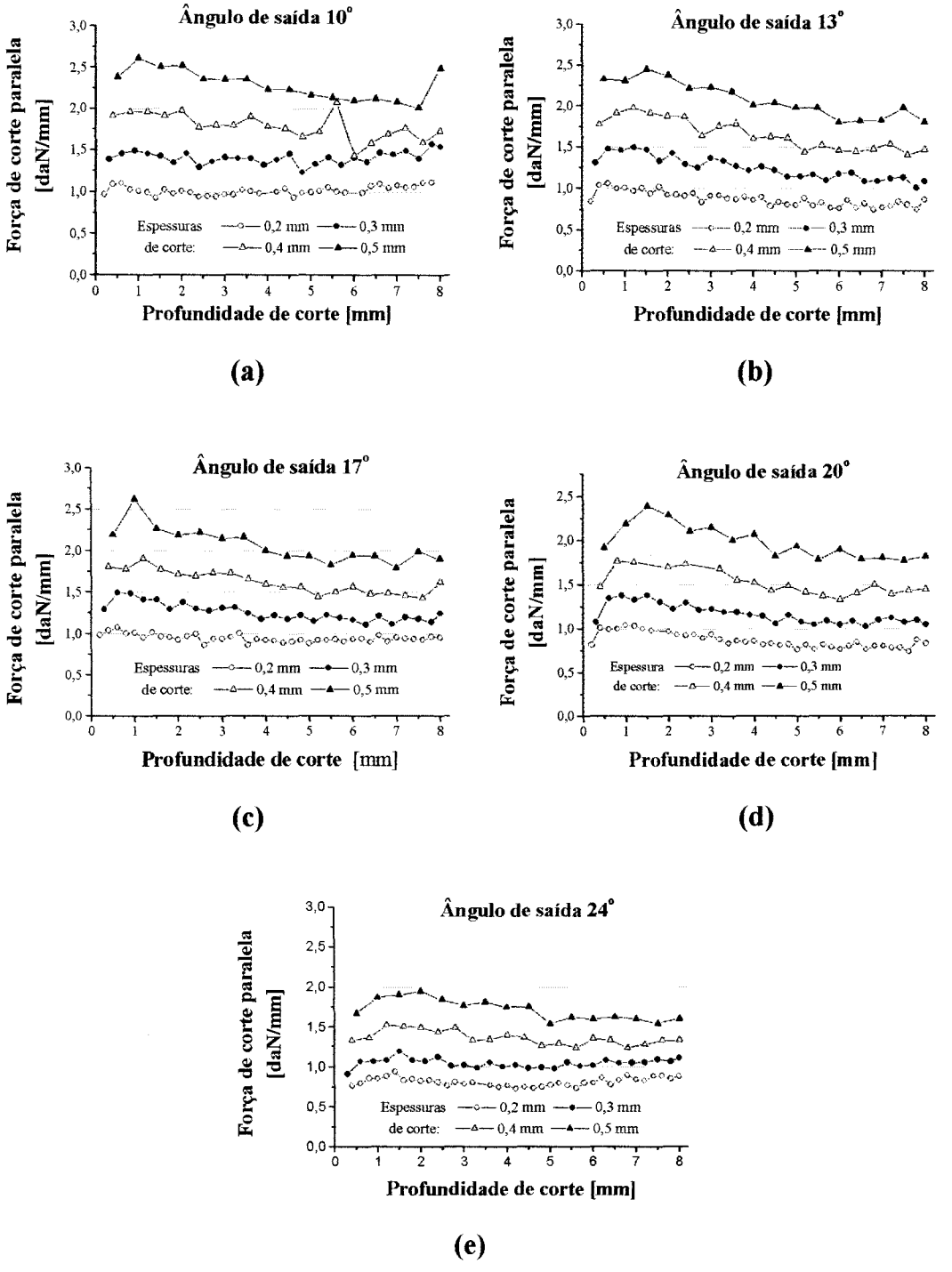


Figura 72 - Força de corte paralela específica em relação à profundidade de corte (espessura do painel alcançada), para cada ângulo de saída e espessuras de corte.

O decréscimo da força específica de corte paralela ficou mais notado para os ângulos de saída de 13°, 17° e 20°. Este comportamento foi mais evidente para maiores espessuras de corte empregadas, possivelmente pela maior atuação da superfície de saída, minimizando a influência do raio de ponta da aresta de corte.

O decréscimo da força específica de corte paralela com o aumento da profundidade de corte deve-se ao gradiente da densidade ao longo da espessura do painel de MDF. Este decréscimo não foi muito expressivo (tendo comportamento ascendente em alguns casos), tendo em vista o contato entre a ferramenta de corte e as superfícies laterais geradas ao longo do corte, causando atrito nesta interface, o qual cresce à medida que a profundidade de corte aumenta. Entretanto, esta forma de executar os ensaios é a mais próxima do que ocorre nas situações reais de usinagem.

6.2.2 Efeito do ângulo de saída (γ_f) e da espessura de corte (h)

Para a análise da influência do ângulo de saída e da espessura de corte sobre a força específica de corte paralela, foram considerados valores médios. Desse modo, cada ponto do gráfico da Figura 73 representa o valor médio de todo o conjunto de pontos de cada curva dos gráficos da Figura 72.

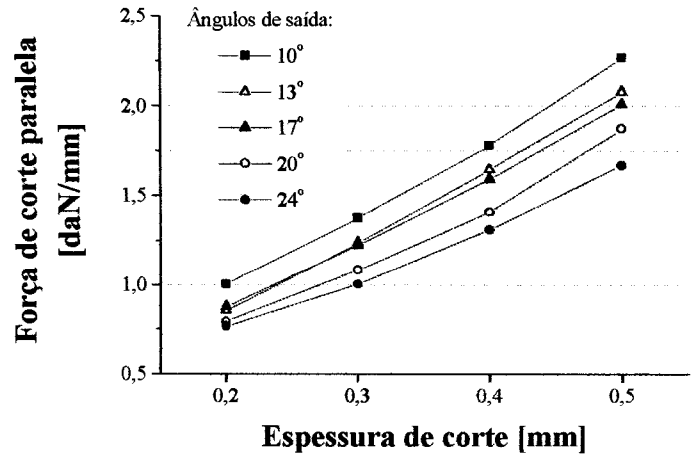


Figura 73 - Influência do ângulo de saída na força específica de corte paralela.

Para a análise numérica, optou-se pela realização de regressões polinomiais nos pontos do gráfico da Figura 73. Os resultados destas regressões são apresentados na Tabela XX, sendo mostrados de forma mais detalhada no Anexo C.

Tabela XX – Valores de força específica de corte paralela média ajustada por regressão polinomial.

γ_f [°]	Valores ajustados de força específica de corte paralela [daN/mm]			
	h=0,2 mm	**h=0,3 mm**	**h=0,4 mm**	**h=0,5 mm**
10	1,02	1,39	1,82	2,28
13	0,87	1,25	1,65	2,09
17	0,95	1,26	1,63	2,06
20	0,87	1,16	1,53	1,98
24	0,81	1,05	1,36	1,72

O aumento da espessura de corte, para todos os ângulos de saída estudados, aumentou a força específica de corte paralela. Quando se trabalhou com baixa taxa de remoção de cavaco (**h**=0,2 mm), ao se aumentar **h** de 0,1 mm obteve-se um aumento de 35,1% da força de corte, sendo que a mesma aumentou em 30,7% de **h**=0,3 para 0,4 mm, e de 26,9 % de h=0,4 para 0,5 mm. Portanto, conseguiu-se a seguinte relação de proporcionalidade entre o aumento da força específica de corte paralela para um dado acréscimo da taxa de remoção de cavaco (espessura de corte):

- **h**=0,2 mm para 0,3 mm: 70%;
- **h**=0,3 mm para 0,4 mm: 93%;
- **h**=0,4 mm para 0,5 mm: 107%.

Notou-se ainda, pelo gráfico da Figura 73, que as diferenças entre os valores de força específica de corte paralela para os ângulos de saída 13° e 17°, e 20° e 24° aumentaram, à medida em que se aumentou a espessura de corte.

Para todas as espessuras de corte estudadas, a força específica de corte paralela foi reduzida de 25,2%, em média, para a sequência de aumento dos ângulos de saída utilizados; ou seja, ocorreu um decréscimo de 1,8% da força para cada aumento de 1° no ângulo de saída da ferramenta.

7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados obtidos e da discussão realizada no capítulo anterior, pôde-se concluir para operações de acabamento:

- A rugosidade superficial aumenta com o crescimento da avanço por dente $\mathbf{f_z}$;
- Os valores de rugosidade superficial obtidos experimentalmente foram consideravelmente maiores do que os valores teóricos de $\mathbf{h_r}$;
- Os parâmetros de rugosidade superficial $\mathbf{R_a}$, $\mathbf{R_q}$ e $\mathbf{R_z}$**-ISO** são mais indicados para a avaliação da usinabilidade em relação ao acabamento do MDF por terem apresentado um menor coeficiente de variação médio dos dados;
- O fenômeno de destacamento de fibras ocorreu a partir de $\mathbf{f_z}$=5 mm, o que aumentou a rugosidade superficial;
- O gradiente de densidade ao longo da espessura do painel de MDF resultou em valores diferenciados de rugosidade superficial, a qual é máxima na camada central e mínima na camada próxima à face;
- Diferente do que é presumido pela teoria da usinagem da madeira, a rugosidade superficial sofre influência da espessura de corte $\mathbf{a_e}$;
- O comportamento do sentido de corte na usinagem do MDF se dá de forma diferenciada do que ocorre com a madeira maciça, de modo que o corte discordante resulta numa tendência de menor rugosidade superficial. No entanto,

a partir de f_z=5 mm para **n**=4320 rpm o valor de rugosidade superficial no corte discordante supera a do corte concordante representativamente;

- O parâmetro **S** não foi adequado para a medição da rugosidade do MDF.

Para operações de desbaste, as conclusões são apresentadas a seguir:

- O gradiente de densidade dos painéis de MDF influencia na força específica de corte paralela, reduzindo a mesma à medida em que o corte é executado mais próximo à camada central do painel;
- Para um mesmo incremento de 0,1 mm na espessura de corte **h**, o aumento proporcional da força específica de corte paralela é menor quando se emprega menores taxas de remoção de cavaco (baixas espessuras de corte);
- Para um aumento de 1° no ângulo de saída das ferramentas, obteve-se uma redução média de 1,8 % da força específica de corte paralela.

Pelos resultados obtidos, a metodologia empregada se mostrou eficiente para a análise da usinabilidade do MDF, o que desperta a necessidade da continuidade desta pesquisa, cujas propostas são listadas abaixo:

- Estudar a usinabilidade de chapas MDF de outras classes de densidade;
- Na operação de acabamento, estudar o fresamento frontal em diferentes camadas da espessura das chapas MDF;
- Variar a geometria das ferramentas para o fresamento;
- Elaborar um estudo visando os valores ideais de rugosidade superficial para aplicação de revestimentos, colagem e pintura nas chapas MDF;
- Na operação de desbaste, utilizar ferramentas com maior variedade de ângulos de saída, em intervalos mais estreitos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN NATIONAL STANDARD INSTITUTE (1994). ANSI A208.2-1994 - Medium Density Fiberboard (MDF), 10p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1988). ASTM D1666-87 - Standard methods of conducting machining tests of wood and wood-base materials. (CD ROM), 16p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1996). ASTM D1037-96a - Standard test methods for evaluating properties of wood-base fiber and particle panel materials. (CD ROM), 30p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1988). NBR 6405 - Rugosidade das superfícies, 9p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1989 a). NBR 6163 - Geometria da cunha de corte - terminologia, 63p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1989 b). NBR 6162 - Movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais, 37p.

AVANÇADO método para a produção de chapas MDF. (1982). *Revista da Madeira*. /Editorial/. n.367, p.25-8.

BENADUCE, C. (1998). Fabricação de painéis de média densidade (MDF) a partir de fibras de *Eucalyptus grandis* W. Hill ex Maiden e *Pinus caribaea* Morelet var hondurensis Barret e Golfari. Piracicaba. 133p. Dissertação (Mestrado) - Escola Superior de Agricultura "Luis de Queiroz", Universidade de São Paulo.

BUTTERFIELD, B.; CHAPMAN, K.; CHRISTIE, L.; DICKSON, A. (1992). Ultrastructural characteristics of failure surfaces in medium density fiberboard. *Forest Products Journal*, v.42, n.5, p.55-60.

CASTRO, E. M.; GONÇALVES, M. T. T. (1998 a). O processo produtivo do MDF (medium density fiberboard). In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS (CD-ROM), 13., Curitiba, 1998.

CASTRO, E. M.; GONÇALVES, M. T. T. (1998 b). Produtos à base de madeira: características, propriedades e processo produtivo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS (CD-ROM), 13., Curitiba, 1998.

CHOW, P.; ZHAO, L. (1992). Medium density fiberboard made from phenolic resin and wood residues of mixed species. *Forest Products Journal*, v.42, n.10,p.65-7.

COMPOSITE PANEL ASSOCIATION (1996). Engineered wood essential ecology. *Particleboard - Medium Density Fiberboard Institute*, 12p.

COMPOSITE PANEL ASSOCIATION (1997). Dimensional Stability of particleboard and MDF. *Technical Bulletin*, 4p.

COMPOSITE PANEL ASSOCIATION (1998). Formaldehyde emission barrier effects of laminates, overlays and coatings for particleboard and MDF. *Technical Bulletin*, 4p.

CRESCE presença do MDF. (1999). *Revista da Madeira*. /Editorial/. Ano 7, n.40, p.24-5.

CUTRI, F.; MAYCOCK, K; PARKIN, R. (1991). Surface measurement of planed and moulded timber products. *Sensors and Actuators*, 25-27, p. 433-7.

CYRA, G.; TANAKA, C. (1997). The effects of grain orientation on routing surface finish, cutting forces and acoustic emission. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 13., Vancouver, 1997, v.1, p.323-31.

DeVRIES, W. R.; LEMASTER, R. L. (1991). Processing methods and potential applications of wood surface roughness measurements. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 10., Berkeley, 1991, p.276-92.

DOI, O.; YOKOYAMA, M. (1975). Cutting force analysis of wood I - orthogonal cutting accompanied with split ahead of tool. *Bulletin of the JSME*, v.18, n.122, p.905-12.

FAUST, T. D.; RICE, J. T. (1986). Characterizing the roughness of southern pine venner surfaces. *Forest Products Journal*, v.36, n.11/12, p.75-81.

FERRARESI, D. (1977). *Fundamentos da usinagem dos metais*. Ed. Edgard Blücher Ltda. São Paulo. v1, 751p.

FOREST PRODUCT JOURNAL (1987). Wood handbook: wood as a engineering product. Washington DC, U.S. Dept. of Agriculture, 466p.

FORM Talysurf Series operator's handbook (1985). *RANK Taylor Hobson Limited*. Publication n° RTH-HB-100, handbook revision 01.00 applicable to software version 01.xx., England. 359p.

GITTEL, H. J; ENGL, A.; LACHENMAYR, G.; PAUL, H. U.; SCHOLZ, F. (1997). Cutting data for particle board and MDF with PKD routing tools at high speeds. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 13., Vancouver, 1997, v.2, p.677-86.

GONÇALVES, M. T. T. (1993). Proposta de metodologia para medição dos esforços de corte na usinagem da madeira. São Carlos. 148p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.

GONÇALVES, M. T. T.; RODRIGUES, R.; TAKAHASHI, J. S. I. (1997 a). An experimental analysis of the influences of machining conditions on the parallel cutting force in orthogonal cutting for tem Brazilian wood species. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 13., Vancouver, 1997, v.2, p.481-7.

GONÇALVES, M. T. T.; TAKAHASHI, J. S. I.; RODRIGUES, R. (1997 b). Analysis of the specific cutting force in parallel direction to the grain for ten Brazilian wood species. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 13., Vancouver, 1997, v.2, p.489-97.

GRÖLUND, A. (1988). Measuring and modelling of cutting forces. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 9.,s.l., 1988, p.342-50.

GUSS, L. M. (1995). Engineered wood products: the future is bright. *Forest Products Journal*, v.45, n.7/8, p.17-24.

HIZIROGLU, S. (1996). Surface roughness analysis of wood composites: a stylus method. *Forest Products Journal*, v.46, n.7/8, p.62-72.

INVESTIMENTOS estimulam produção de painéis de madeira. (1998). *Revista da Madeira*. /Editorial/. Ano 6, n.36, p.4-6.

JOUANEH, M. K. (1989). *Review of surface roughness measurement and characterization*. 31p. /Digitado/

KIVIMAA, E. (1950). Cutting force in wood working. The state Institute for Technology Research, Helsinki. Publ. n° 18.

KOLLMANN, F. F. P.; KUENZI, E. W.; STAMM, A. J. (1975). *Principles of wood science and tecnology*. Springer-Verlag, Berlim/Heidelberg, v2: Wood based materials, 703p.

KOCH, P. (1964). *Wood machining processes*. New York, Ronald Press Company, 530p.

LABOSKY Jr., P.; YOBP, R. D.; JANOWIAK, J. J.; BLANKENHORN, P. R. (1993). Effect of steam pressure refining and resin levels on the properties of UF-bonded red maple MDF. *Forest Products Journal*, v.43, n.11/12, p.82-8.

LEMASTER, R. L.; BEALL, F. C. (1996). The use of an optical profilometer to mesure surface roughness in medium density fiberboard. *Forest Products Journal*, v.46, n.11/12, p.73-8.

MALDONADO, M. R. (1998). Trabajabilidad de Tableros. *Maderas Cs. & Tec.*, v.1, n.1, p.61-70.

MALONEY, T. M. (1996). The family of wood composite materials. *Forest Products Journal*, v.46, n.2, p.19-26.

MARTIN, P. (1993). *Les entretiens de la technologie: usinage du bois et des matériaux à base de bois*. Vandœuvre, École Supérieure des Sciences et des Technologies des Industries du Bois CRAN, Faculté des Sciences. 15p. /Digitado/

MORITA, T; KAORU, B.; TSUTSUMOTO, T.; MURASE, Y. (1998). Effects of work materials on cutting performance of diamond-coated cemented carbide tools. *Forest Products Journal*, v.48, n.5, p.43-50.

NATIONAL PARTICLEBOARD ASSOCIATION (1985). Machining MDF cleanly. *Wood & Wood Products*, v.7, n.90, p.50-4.

NATIONAL PARTICLEBOARD ASSOCIATION (1995). *MDF from start to finish*. Particleboard/Medium Density Fiberboard Institute, 43 p.

NÉRI, A. C. (1998). Medida de forças de corte na madeira de eucalipto. Campinas. 152p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Agrícola, Universidade Estadual de Campinas.

O'BRIEN, H. (1999). Good environmental practice means good business. *The World of Fiber Processing*, n.1/99, p.24-8.

PAHLITZSCH, V. G.; DZIOBEK, K.; PUTTKAMMER, K. (1977). Chip formation and chip flow in milling of wood and wood-based materials. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 5., Richmond, 1977. p.111-124.

PARKER, D. (1995). Research on characterizing wood panel surfaces. In: SANDING AND SAWING SEMINAR PROCEEDINGS, (1995), s.l., p. 43-5.

PETERS, C. C.; CUMMING, J. D. (1970). Measuring wood surface roughness: a review. *Forest Products Journal*, v.20, n.12, p.40-3.

PETERS, C. C.; MERGEN, A (1971). Measuring wood surface smoothness: a proposed method. *Forest Products Journal*, v.21, n.7, p.28-30.

RAMOS, J. M. (1991). The MDF industry in Financiera Maderera, S.A. In: INTERNATIONAL PARTICLEBOARD COMPOSITE MATERIALS SERIES SYMPOSIUM, Washington, 1991, p.149-65.

RICHTER, K; FEIST, W. C.; KNAEBE, M. T. (1994). *The effect of surface roughness on the performance of finishes*. Report 155/31. Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research. Swiss, Apr., 54p.

SALJE, E.; DRUCKHAMMER, J.; KEUCHEL, K. (1985). On-line measuring the edge roughness of wooden materials at machining. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 8., s.l., 1985, p.342-52.

STEWART, H. A. (1983). Cutting forces and surface and flake quality from face-milling combinations. *Forest Products Journal*, v.33, n.7/8, p.27-32.

STEWART, H. A. (1984). Resultant force and surface quality from some face-milling variables. *Forest Products Journal*, v.34, n.4, p.21-4.

STEWART, H. A. (1985). A turning method for monitoring tool wear when machining reconstituted wood products. *Forest Products Journal*, v.35, n.11/12, p.41-2.

STEWART, H. A. (1987). Rake angle guideline for machining medium-density fiberboard. *Forest Products Journal*, v.37, n.9, p.24-6.

STEWART, H. A. (1988 a). Tool forces and edge recession from cutting medium density fiberboard. *Forest Products Journal*, v.38, n.4, p.51-4.

STEWART, H. A. (1988 b). Analysis of tool forces and edge recession after cutting medium density fiberboard. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 9., 1988. p.320-341.

STEWART, H. A. (1994). Electrical discharge when machining medium-density fibreboard and tool wear. *Tribology International*. v.27, n.5, p.343-8.

SUCHSLAND, O; LYON, D. E.; SHORT, P. E. (1978). Selected properties of commercial medium-density fiberboard. *Forest Products Journal*, v.28, n.9, p.45-9.

SUZUKI, S.; KOBAYASHI, J; TOCHIGI, T.; FUKUI, H. (1997). Machinability of medium density fiberboard I. The effects of clearance angle and depth of cut on the machinability in end surface cutting. *Mokuzai Gakkaishi, JJWRS*, v.43, n.9, p.731-7.

SUZUKI, S.; SAITO, F.; YAMADA, M.; Properties of Bark-Wood Particle Composite Board. *Mokuzai Gakkaishi, JJWRS*, 1994, v.40, n.3, p.287-92.

TOCHIGI, T.; SUZUKI, S.; KOBAYASHI, J; FUKUI, H. (1997). Machinability of medium density fiberboard II. The effect of cutting angle in end surface cutting. *Mokuzai Gakkaishi, JJWRS*, v.43, n.11, p.916-21.

TRIBOULOT, P.; KREMER, P.; MARTIN, P.; LEBAN, J. M. (1991). Planing of Norway spruce with very varied ring width. *Holz als Roh- und Werkstoff*. v.49, p. 181-4.

TRIBOULOT, P.; SALES, C.; ZERIZER A.; MARTIN P. (1995). Correlation of fracture toughness of bonded joints with quality (roughness) of knife-planed MDF surfaces. *Holz Forschung, International Journal of the Biology, Chemistry, Physics and Technology of Wood*. v. 49, p. 465-70.

WESTKÄMPER, E; FUSS, M. (1993). High-speed milling of wood composites with PCD. *Industrial Diamond Review*. v.53, n.556, p.150-3.

YU, J.; TANKA, C.; KAI, T. L.; ZHU, G.; YAN, M. (1997). Surface roughness on sawing frozen wood and non-frozen wood using band saw. In: WOOD MACHINING SEMINAR, 13., Vancouver, 1997, v.1, p.77-9.

ZERIZER, A. (1991). *Contribution a l'étude de l'usinabilité du MDF (medium density fiberboard)*. France. 177p. Thèse (Doctorat) - Université de Nancy I.

BIBLIOGRAFIA CONSULTADA

GONÇALVES, M. T. T. (1990). Contribuição para o estudo da usinagem de madeiras. São Carlos. 241p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.

GONÇALVES, M. T. T.; TEIXEIRA, M. C. (1995). Relacionamento entre a força de corte e alguns parâmetros que interferem em sua grandeza. In: V ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E EM ESTRUTURAS DE MADEIRA, 2., 1995, Belo Horizonte, p.185.

JOHNSON, R. A.; BHATTACHARYYA, G. K. (1992). *Statistics: principles and methods*. University of Wiscosin, Madison. 686p.

DI FRANCISCO, M.H.; ZIEMATH, N.O.R.; DZIABAS, M.C.C. (1995). *Normas para elaboração de dissertações e teses no IFSC – USP*. Serviço de Biblioteca e Informação, IFSC / USP, São Carlos. 39p.

ANEXO A

CARACTERIZAÇÃO FÍSICA DAS CHAPAS MDF

Densidade e umidade

A densidade e a umidade foram determinadas* através do procedimento contido na ASTM (1996), seção 119. Foram utilizadas 6 amostras para cada propriedade, as quais resultaram nos valores apresentados na Tabela XXI.

Tabela XXI - Resultados de densidade e de umidade dos painéis de MDF.

Amostras	Densidade base seca [kg/m^3]	Densidade base úmida [kg/m^3]	Umidade [%]
1	690,0	750,0	8,3
2	690,0	750,0	8,2
3	680,0	740,0	8,3
4	690,0	750,0	8,3
5	690,0	750,0	8,3
6	690,0	750,0	8,3
$\bar{x}$	**688,3**	**748,3**	**8,3**
CV	0,6%	0,5%	0,5%

Gradiente de densidade

Os ensaios foram executados através de um perfilômetro de densidade por raios X, marca ATR, modelo NG 3024. Duas amostras foram ensaiadas, cujos

* Ensaios realizados no Laboratório de Madeiras e de Estruturas de Madeira (LaMEM) – EESC / USP.

resultados máximo, mínimo e médio são apresentados na Tabela XXII. Os perfis de densidade podem ser visualizados na Figura 74.

Tabela XXII - Resultados de densidade dos painéis de MDF (método de raios X).

Amostras	Densidade média [kg/m^3]	Densidade máxima [kg/m^3]	Densidade mínima [kg/m^3]
1	747,0	947,0	647,0
2	734,0	929,0	645,0
$\bar{x}$	**740,5**	**938,0**	**646**
CV	1,24%	1,35%	0,22%

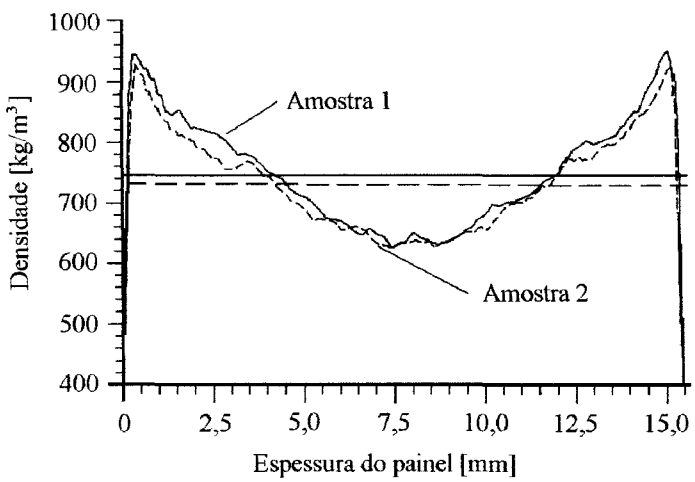


Figura 74 - Perfis de densidade encontrados nos painéis de MDF utilizados.

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DAS CHAPAS MDF

Para a determinação dos módulos de elasticidade e de ruptura[†] aparentes foi seguida a ANSI (1994), a qual indica os procedimentos de ensaios de flexão estática contidos na ASTM (1996), seções 11 a 20. Na Tabela XXIII são apresentados os valores de ruptura e os deslocamentos médios, para a flexão estática.

[†] Ensaios realizados no LaMEM – EESC / USP

A resistência à tração paralela à superfície foi obtida através da ASTM (1996), seções 21 a 27, com o intuito de fornecer informações extras, embora esta característica não esteja especificada na tabela de propriedades mecânicas e físicas da ANSI (1994). Todos os ensaios foram realizados numa máquina hidráulica universal de ensaios AMSLER, com capacidade máxima de 25.000 kgf.

Tabela XXIII - Resultados de resistências à tração paralela à superfície e à flexão estática dos painéis de MDF.

Amostras	**Ruptura sob tração paralela [kgf]**	**Ruptura sob flexão estática [kgf]**	**Cargas de leitura sob flexão estática [kgf]**	**Média dos deslocamentos [mm]**
1	1510,0	135,0	20,0	3,90
2	1470,0	140,0	30,0	5,10
3	1390,0	135,0	40,0	6,40
4	1570,0	130,0	50,0	7,60
5	1420,0	135,0	60,0	9,00
$\bar{x}$	**1472,0**	**135,0**		
CV	4,86%	2,61%		

Os valores dos módulos de ruptura e elasticidade aparentes podem ser calculados da seguinte maneira:

$$MOR = \frac{3 \cdot P \cdot L}{2 \cdot b \cdot d^2} = \frac{3 \cdot 135 \cdot 9{,}81 \cdot 360}{2 \cdot 76 \cdot 15^2} = \boxed{41{,}8MPa}$$

$$MOE = \frac{P_1 \cdot L^3}{4 \cdot b \cdot d^3 \cdot y_1} = \frac{40 \cdot 9{,}81 \cdot 360^3}{4 \cdot 76 \cdot 15^3 \cdot 6{,}4} = \boxed{7{,}8MPa}$$

Neste último cálculo, a utilização dos valores de 40 kgf para $\mathbf{P_1}$ e de 6,4 mm para $\mathbf{y_1}$ foi devido à certeza de que estão contidos no intervalo de

comportamento elástico, como pode ser observado no gráfico de carga em função do deslocamento da Figura 75.

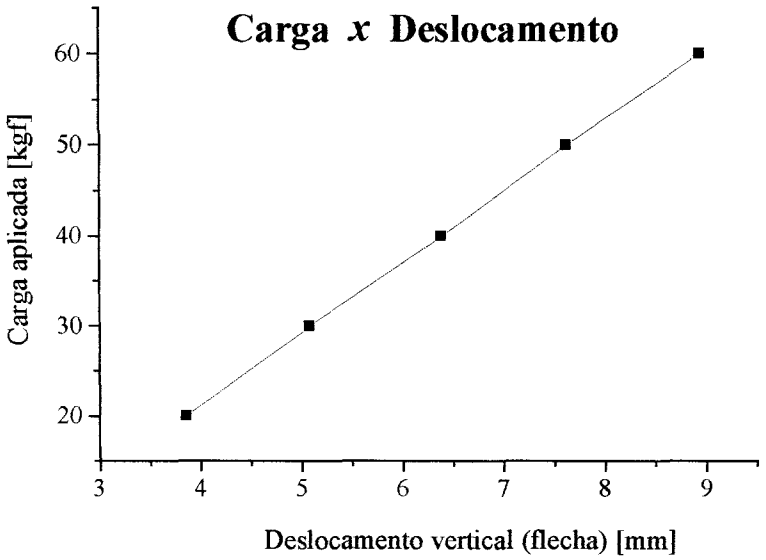


Figura 75 - Gráfico de carga aplicada em função do deslocamento ou flecha (trecho de deformação elástica).

ANEXO B

GRÁFICOS DE OUTROS PARÂMETROS DE RUGOSIDADE SUPERFICIAL

As Figuras 76, 77, 78, 79 e 80 apresentam os gráficos de rugosidade superficial em função de f_z para todos os outros parâmetros estudados R_q, R_p, R_v, R_z-**ISO** e **S**, respectivamente.

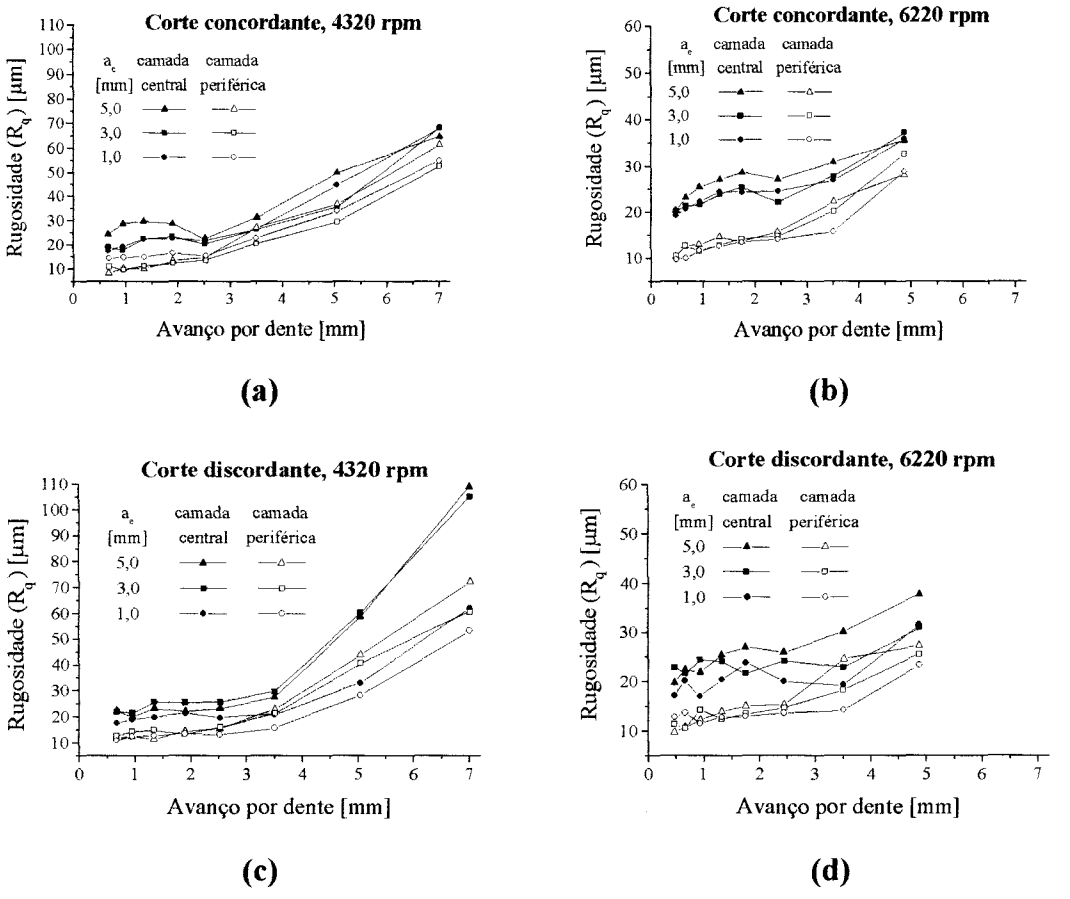


Figura 76 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial R_q, para diferentes a_e, corte concordante, 4320rpm (a), 6220 rpm (b) e discordante, 4320 rpm (c), 6220 rpm (d).

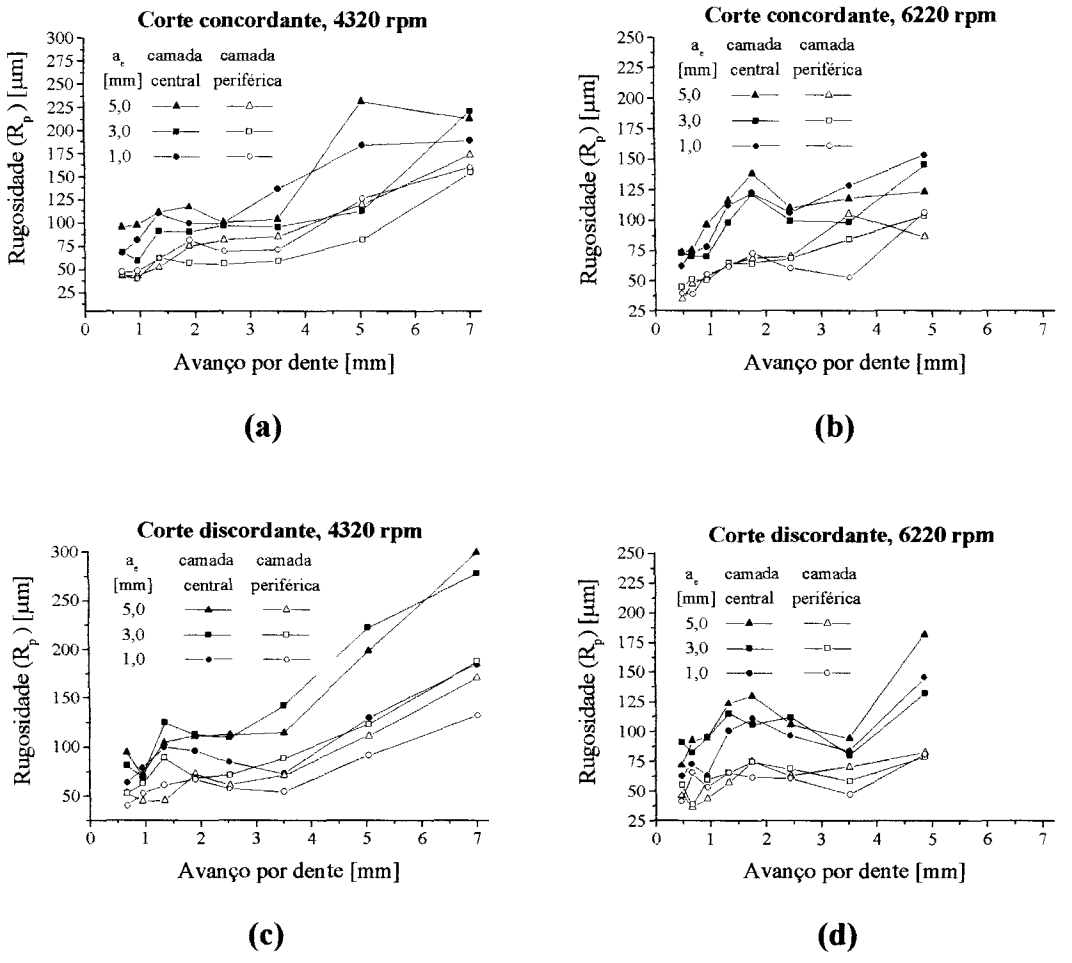
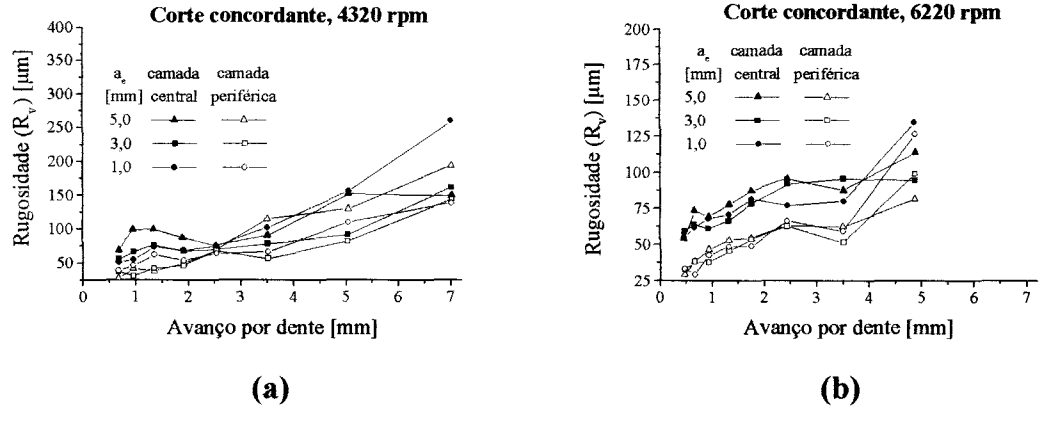
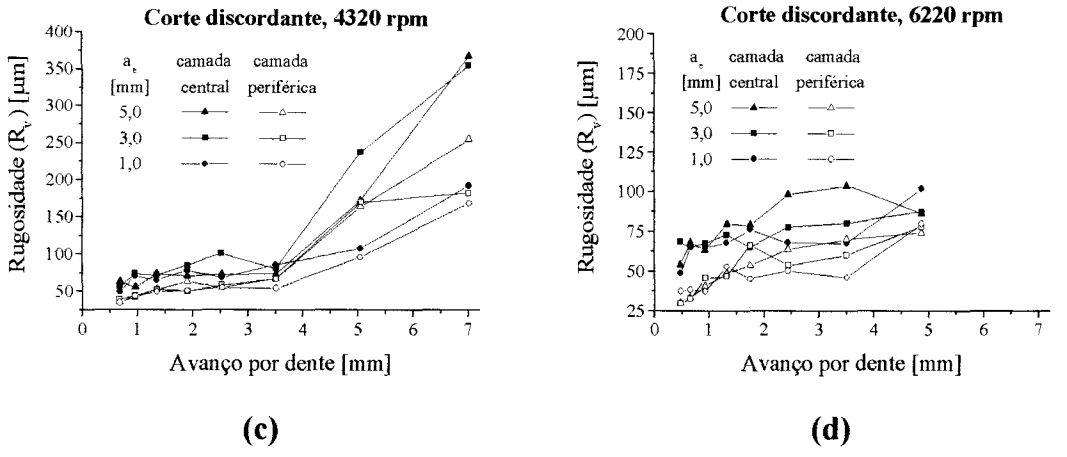


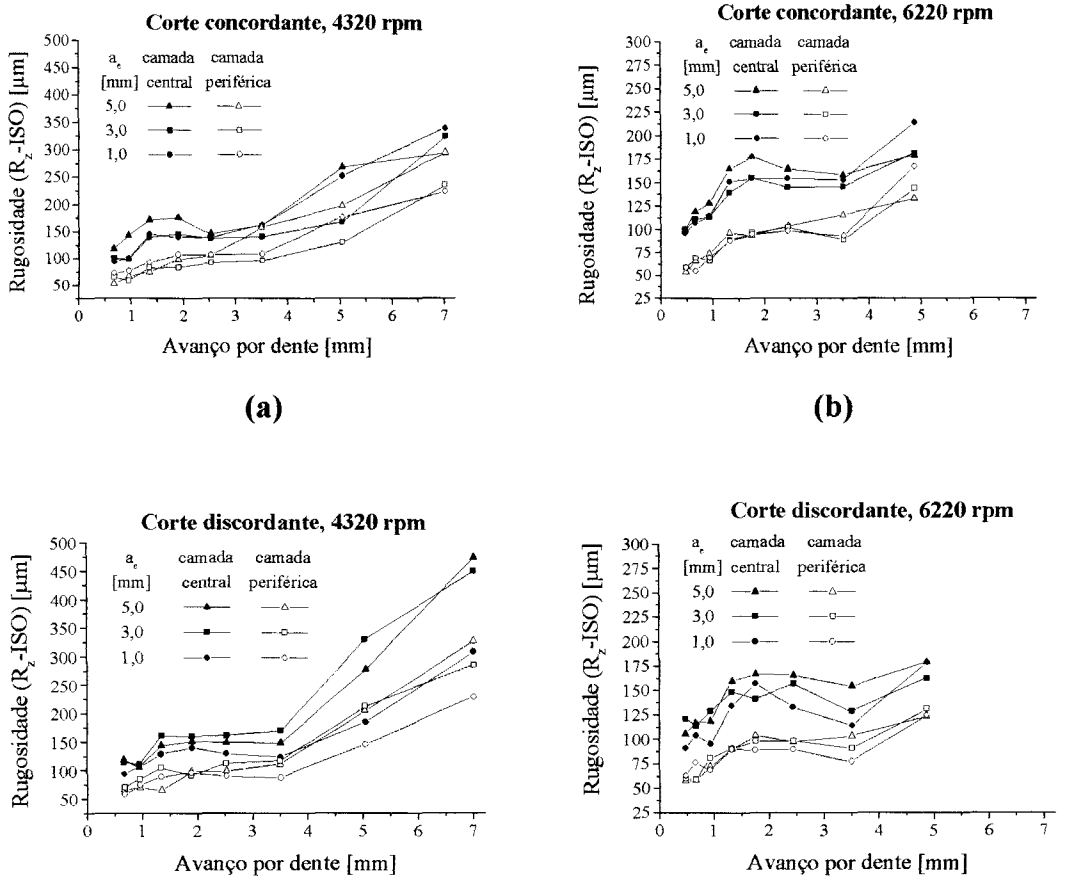
Figura 77 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial $\mathbf{R_p}$, para diferentes $\mathbf{a_e}$, corte concordante, 4320rpm (a), 6220 rpm (b) e discordante, 4320 rpm (c), 6220 rpm (d).





(c) (d)

Figura 78 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial R_v, para diferentes a_e, corte concordante, 4320rpm (a), 6220 rpm (b) e discordante, 4320 rpm (c), 6220 rpm (d).



(a) (b)

(c) (d)

Figura 79 - Gráfico do efeito de f_z sobre a rugosidade superficial **Rz-ISO**, para diferentes a_e, corte concordante, 4320rpm (a), 6220 rpm (b) e discordante, 4320 rpm (c), 6220 rpm (d).

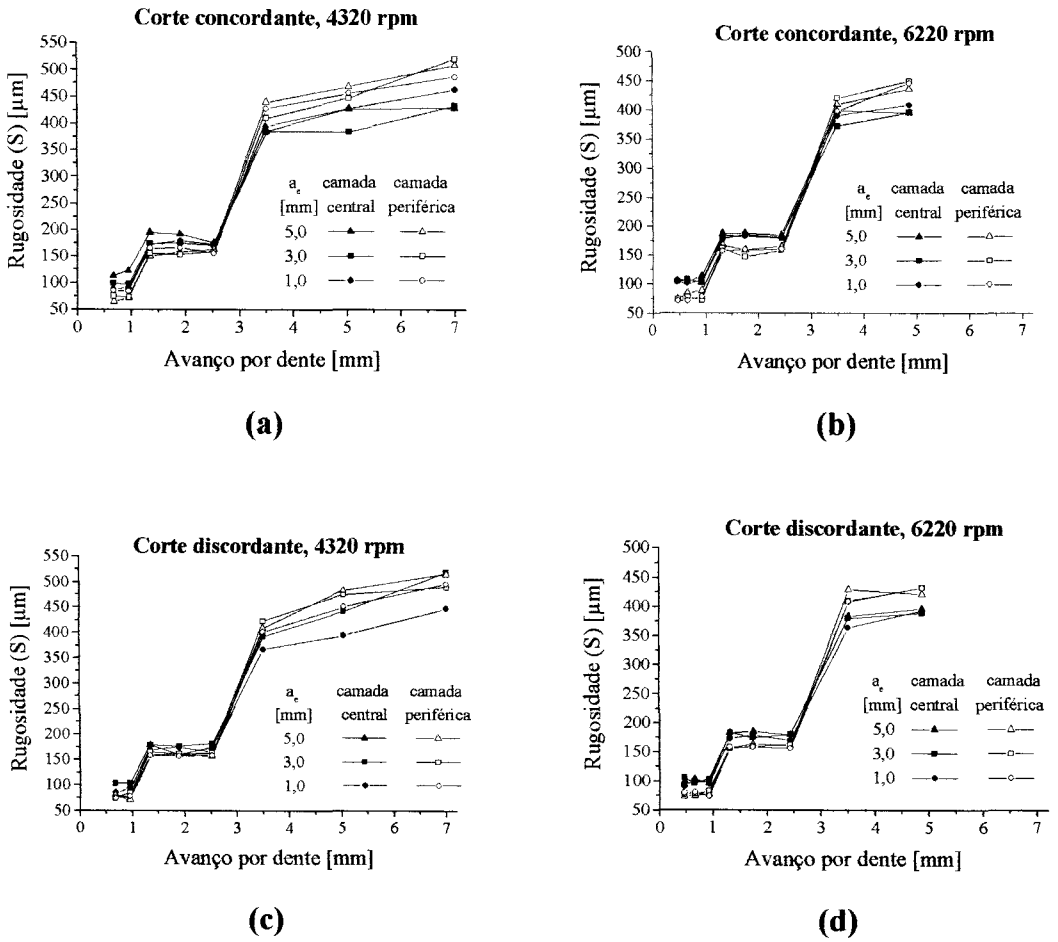


Figura 80 - Gráfico do efeito de $\mathbf{f_z}$ sobre a rugosidade superficial **S**, para diferentes $\mathbf{a_e}$, corte concordante, 4320rpm (a), 6220 rpm (b) e discordante, 4320 rpm (c), 6220 rpm (d).

ANEXO C

RESULTADOS DAS REGRESSÕES POLINOMIAIS PARA FORÇA DE CORTE

A Figura 81 apresenta um exemplo de curva ajustada por regressão polinomial da força específica paralela de corte em função da espessura de corte. Os resultados para os demais ângulos de saída são apresentados na Tabela XXIV.

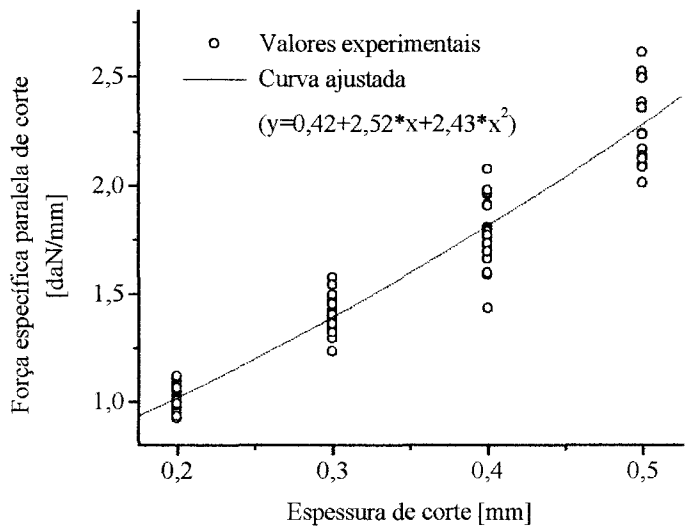


Figura 81 - Curva ajustada da força específica paralela de corte em relação à espessura de corte para γ_f=10° por regressão polinomial.

Tabela XXIV - Resultados de regressão polinomial para a força específica de corte em função da espessura de corte.

γ_f [°]	Equação polinomial	R^2	n° de dados
10	$y=0,42+2,52\cdot x+2,43\cdot x^2$	0,944	100
13	$y=0,21+3,02\cdot x+1,46\cdot x^2$	0,902	103
17	$y=0,53+1,42\cdot x+3,28\cdot x^2$	0,922	103
20	$y=0,53+0,92\cdot x+3,99\cdot x^2$	0,914	100
24	$y=0,51+0,87\cdot x+3,09\cdot x^2$	0,947	98