

ESTE EXEMPLAR CORRRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Júlio César
Dainezi de Oliveira E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 27/02/2007

Araí Augusta Bernárdez Pécora
ORIENTADOR

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Estudo Experimental da Regeneração Térmica de Areia de Macharia em Leito Fluidizado

Autor: **Júlio César Dainezi de Oliveira**
Orientador: **Prof^a. Dr^a. Araí Augusta Bernárdez Pécora**

02/2008

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS**

Estudo Experimental da Regeneração Térmica de Areia de Macharia em Leito Fluidizado

Autor: Júlio César Dainezi de Oliveira

Orientador: Prof^a. Dr^a. Araí Augusta Bernárdez Pécora

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Térmica e Fluídos

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica

Campinas, 2007
S.P. – Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

OL4e Oliveira, Júlio César Dainezi de
Estudo experimental da regeneração térmica de areia de
macharia em leito fluidizado / Júlio César Dainezi de Oliveira.-
-Campinas, SP: [s.n.], 2007.

Orientador: Araí Augusta Bernárdez Pécora
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas,
Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Incineração. 2. Areia de fundição. 3. Poluição. 4.
Resíduos sólidos. I. Bernárdez Pécora, Araí Augusta. II.
Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia
Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Experimental Study of Waste Core Sand Thermal Reclamation in
Fluidized Bed

Palavras-chave em Inglês: Incineration, Foundry sand, gas emissions

Área de concentração: Térmica dos Fluídos

Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Edson Tomaz, Josmar Davilson Pagliuso, Meuris Gurgel
Carlos da Silva, Waldir Antônio Bizzo

Data da defesa: 27/02/2007

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS**


TESE DE DOUTORADO

**Estudo Experimental da Regeneração Térmica
de Areia de Macharia em Leito Fluidizado**

Autor: **Júlio César Dainezi de Oliveira**

Orientadora: **Prof^a. Dr^a. Arai Augusta Bernárdez Pécora**

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:



Prof^a. Dr^a. Arai Augusta Bernárdez Pécora

Instituição: Universidade Estadual de Campinas – Faculdade de Engenharia Mecânica



Prof. Dr. Edson Tomaz

Instituição: Universidade Estadual de Campinas – Faculdade de Engenharia Química



Prof. Dr. Josmar Davilson Pagliuso

Instituição: Universidade de São Paulo – Escola de Engenharia de São Carlos



Prof^a. Dr^a. Meuris Gurgel Carlos da Silva

Instituição: Universidade Estadual de Campinas – Faculdade de Engenharia Química



Prof. Dr. Waldir Antônio Bizzo

Instituição: Universidade Estadual de Campinas – Faculdade de Engenharia Mecânica

Campinas, 27 de fevereiro de 2007.

Dedicatória:

A minha amada família.

Agradecimentos

A **Deus** - Senhor nosso Pai, acreditando que todas coisas provêm da bondade do poder de tuas mãos e que nada realizaremos se não formos regados e agraciados pelo dom da inteligência, minhas mãos e meu coração se abrem em agradecimento pelas bênçãos que me concedes.

A Prof^a. Araújo A.B. Pécora pela orientação e participação ativa em todas as etapas necessárias para a obtenção desta titulação.

A todos os professores e colegas do departamento, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

A Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo suporte financeiro.

O Futuro pertence às sociedades que não se contentam em promover o atendimento horizontal e vertical dos anseios do homem, mas que se esmeram em também criar necessidades desnecessárias que se tornam absolutamente imprescindíveis a partir do lançamento de cada uma delas.

Bill Gates

Resumo

OLIVEIRA, Júlio César Dainezi de, *Estudo Experimental da Regeneração Térmica de Areia de Macharia em Leito Fluidizado*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2007. 217 p. Tese (Doutorado)

Esta pesquisa relata um estudo experimental do processo de regeneração térmica de areia de macharia descartada em um incinerador de leito fluidizado. Os objetivos foram: 1) caracterizar as propriedades da areia de macharia descartada antes e depois do processo de incineração e comparar com as propriedades da areia nova; e 2) avaliar as emissões de monóxido de carbono e de hidrocarbonetos totais. Os efeitos das seguintes variáveis sobre as propriedades da areia descartada de macharia e as emissões gasosas foram avaliados: temperatura do leito, excesso de ar e inventário. Para obter os dados experimentais foi utilizado um planejamento fatorial, onde o erro experimental foi avaliado através de três repetições no ponto central. Os experimentos foram realizados em condições de regime permanente. Os resultados experimentais mostraram que o incinerador apresentou excelente uniformidade térmica e bom controle de temperatura e queda de pressão. O resultado da análise estatística mostrou que não houve influência significativa de nenhuma das variáveis sobre as propriedades da areia regenerada. Porém, houve diferença significativa entre as propriedades da areia nova e regenerada, das quais o teor de finos foi o mais afetado pelo tratamento térmico e mecânico. A operação com excesso de ar foi muito efetiva na diminuição das emissões de monóxido de carbono e de hidrocarbonetos totais. O efeito da temperatura do leito sobre as emissões gasosas foi contraditório. Enquanto a temperatura do leito foi aumentada, as emissões de monóxido de carbono diminuíram, por outro lado, as emissões de hidrocarbonetos totais aumentaram também.

Palavras Chave

- Incineração, Areia de fundição, Poluição, Resíduos sólidos

Abstract

OLIVEIRA, Júlio César Dainezi de, *Experimental Study of Waste Core Sand Thermal Reclamation in Fluidized Bed*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2007. 217 p. Tese (Doutorado)

This investigation reports an experimental study of the thermal regeneration process of core sand waste in a fluidized bed incinerator. The objectives were: 1) to characterize of core sand waste properties before and after the incineration process and comparing with the new sand properties; and 2) to evaluate of carbon monoxide and total hydrocarbon emissions. The effects of following variables on core sand waste properties and the gases emitted were evaluated: bed temperature, excess air and inventory. To obtain experimental data a factorial design technique was used, where the experimental error was evaluated with three repetitions at the central point of the domain. Experiments were conducted at steady state conditions. The experimental results showed that the fluidized bed incinerator offer excellent thermal uniformity and good temperature and pressure drop control. The result of the statistical analysis showed that there was no significant influence of the three variables on the reclaimed sand properties. However there was significant difference between the properties of new sand and reclaimed sand, of which the fines concentration was the most affected by thermal and mechanical treatments. The excess air operation was very effective in lowering the carbon monoxide and total hydrocarbon emissions. The effect of bed temperature on gases emissions was discordant. While bed temperature is increased, the carbon monoxide decreases, on the contrary, the total hydrocarbon emissions increased too.

Key Words

Incineration, Foundry Sand, Pollution, Solid Waste

Índice

Lista de Figuras	xii
Lista de Tabelas	xvi
Nomenclatura	xix
1 – Introdução	1
2 – Revisão da Literatura	9
2.1 – O processo de fundição de metais	9
2.2 – A areia de fundição	15
2.2.1 – Distribuição granulométrica	17
2.2.2 – Forma do grão	18
2.2.3 – Umidade	19
2.2.4 – Perda ao fogo (PF)	19
2.2.5 – Potencial hidrogeniônico (pH)	20
2.3 – A areia como resíduo	20
2.4 – Processos de regeneração da areia de fundição	25
2.4.1 – Regeneração mecânica	26
2.4.2 – Regeneração úmida	28
2.4.3 – Regeneração térmica	29
2.5 – O fenômeno da fluidização	33
2.5.1 – Fluidodinâmica do leito	36
2.6 – Incineração	44
2.7 – Reações de combustão em leito fluidizado	55
3 – Material e Métodos	63
3.1 – Descrição do sistema experimental	64
3.1.1 – Combustor – versão original	65

3.1.2 – Combustor – modificações realizadas na versão original	67
3.1.3 – Ciclone	69
3.1.4 – Sistema de alimentação	71
3.1.5 – Sonda de amostragem	72
3.1.6 – Instrumentação	74
3.1.7 – Procedimento operacional	77
3.2 – Caracterização de areia de fundição	79
3.2.1 – Distribuição granulométrica	80
3.2.2 – Massa específica aparente (ρ_s)	81
3.2.3 – Esfericidade da partícula (ϕ_s)	82
3.2.4 – Umidade	83
3.2.5 – Perda ao fogo (PF)	83
3.2.6 – Potencial hidrogeniônico (pH)	83
3.2.7 – Ensaio de tração	84
3.2.8 – Ensaio de termogravimetria	86
3.3 – Determinação de parâmetros fluidodinâmicos do leito fluidizado	87
3.3.1 – Massa específica do leito fluidizado e massa específica do leito fixo empacotado naturalmente	87
3.3.2 – Porosidade de leito na condição de mínima fluidização (ϵ_{mf})	88
3.3.3 – Velocidade de mínima fluidização (u_{mf})	90
3.3.4 – Tamanho e velocidade das bolhas	91
3.4 – Descargas de ar e combustível (GLP)	92
3.5 – Tempo de residência das partículas no leito fluidizado (t)	93
3.6 – Planejamento fatorial	93
4 – Resultados e Discussões	99
4.1 – Qualidade de areia regenerada	104
4.1.1 – Distribuição granulométrica	104
4.2 – Morfologia	113
4.2.1 – Esfericidade da partícula (ϕ_s)	116
4.3 – Potencial hidrogeniônico (pH)	118
4.4 – Umidade	120

4.5 – Perda ao fogo (PF)	121
4.6 – Ensaio de resistência mecânica dos machos	123
4.7 – Ensaio de termogravimetria	127
4.8 – Massa específica aparente (ρ_s)	128
4.9 – Porosidade do leito na condição de mínima fluidização (ϵ_{mf})	129
4.10 – Velocidade de mínima fluidização (u_{mf})	131
4.11 – Emissões	133
5 – Conclusões	146
6 – Sugestões para Estudos Futuros	148
Referências Bibliográficas	149
Apêndice A – Planejamento fatorial	170
Apêndice B.1 – Calibração de termopares tipo T	176
1 – Considerações teóricas	176
2 – Procedimento de calibração	178
3 – Tratamento de dados	180
Apêndice B.2 – Calibração de transdutor de pressão	183
1 – Considerações teóricas	183
2 – Procedimento de calibração	184
3 – Tratamento de dados	186
Apêndice C – Equipamentos auxiliares	189
Apêndice D – Artigo publicado	190
Apêndice E – Análise de incerteza experimental	200
Apêndice F – Tabelas de distribuição granulométrica – Tempo de destorroamento	202
Apêndice G – Tabelas de distribuição granulométrica – Planejamento fatorial	209
Anexo 1 – Correspondência eletrônica	216

Lista de Figuras

1.1	Classificação das dez maiores nações fundidoras nos últimos seis anos	5
1.2	Evolução da produção brasileira de fundidos	6
2.1	Curva típica de resfriamento de um metal líquido	10
2.2	Fluxograma do processo de fundição	11
2.3	Componentes de um molde de areia	12
2.4	Comparação entre tipos de aglomerantes em função de características específicas	14
2.5	Classificação típica dos grãos de areia	18
2.6	Redução da vida de banca com o aumento da umidade da areia	19
2.7	Fluxo típico da areia em processo de fundição	23
2.8	Tipos de equipamentos utilizados na recuperação mecânica: (a) pneumático; (b) rotativo; (c) rotativo com atritor; (d) tambor rotativo; (e) esmerilhamento	27
2.9	Fluxograma do sistema de regeneração da White Martins/Guifa	28
2.10	Sistema de regeneração térmica em forno rotativo	30
2.11	Sistema de regeneração térmica em leito fluidizado	31
2.12	Queda de pressão em função da velocidade superficial do gás	34
2.13	Modos de contato gás-sólido	34
2.14	Diagrama de classificação de partícula	35
2.15	Fluxograma de um sistema de incineração	46
2.16	Incinerador tipo leito fluidizado	47
2.17	Movimento dos sólidos em leito fluidizado borbulhante	51
2.18	Efeito do excesso de ar sobre a temperatura de um leito fluidizado	52
2.19	Diferentes modelos dos mecanismos de combustão	56

2.20	Estrutura hierárquica do mecanismo de oxidação para combustíveis contendo hidrocarbonetos	61
3.1	Representação esquemática do sistema experimental	64
3.2	Estrutura do combustor existente	66
3.3	Detalhamento da placa distribuidora, bicos injetores e câmara de expansão	67
3.4	Incinerador atual	69
3.5	Ciclone Stairmand de alta eficiência	70
3.6	Rosca transportadora e seus internos	72
3.7	Sistema de condicionamento de gases de combustão	73
3.8	Painel de controle	76
3.9	Característica geométrica das peças de macho	80
3.10	Corpos-de-prova confeccionados com areia regenerada termicamente	85
3.11	Transformações endotérmicas e exotérmicas em DTA	87
3.12	Esquema do conjunto experimental para determinação da porosidade em mínima fluidização (ϵ_{mf})	90
4.1	Típico perfil de temperatura no incinerador para 5 diferentes alturas em relação à placa distribuidora	100
4.2	Típico perfil de temperatura no incinerador durante a medição de hidrocarbonetos totais	103
4.3	Queda de pressão no leito durante experimentos	104
4.4	Influência do tempo de destorroamento das peças de machos descartadas sobre as características do grão de areia obtido no processo	105
4.5	Distribuição granulométrica em função do tempo de destorroamento das peças de macho recebidas da fundição	107
4.6	Distribuição granulométrica: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova	110
4.7	Módulo de finura: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova	111
4.8	Teor de finos: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova	112
4.9	Diâmetro médio: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova	113
4.10	Aspecto superficial dos grãos da areia após destorroamento	114
4.11	Aspecto superficial da areia regenerada	115

4.12	Aspecto superficial da areia nova	115
4.13	Elementos químicos elementares na areia regenerada	116
4.14	Comparação entre os valores de esfericidade obtidos para areia nova, areia destorroada e areias regeneradas	118
4.15	Comparação entre valores de pH obtidos para a areia nova e para as areias regeneradas	119
4.16	Comparação entre valores de umidade obtidos para a areia nova e para as areias regeneradas	121
4.17	Comparação entre os valores de perda ao fogo obtidos para areia nova, areia destorroada e areias regeneradas	122
4.18	Resultados de ensaios de resistência mecânica	124
4.19	Resultados de vida de banca para o experimento t1 (750,10,54)	126
4.20	Peças de macho de produto comercial	127
4.21	Resultados das análises termogravimétrica e térmica diferencial para a areia destorroada	128
4.22	Sistema experimental utilizado para a determinação da porosidade do leito	130
4.23	Leito fixo obtido após fluidização vigorosa do leito	130
4.24	Queda de pressão no leito fluidizado em função da velocidade superficial do gás para a areia destorroada	132
4.25	Diagrama de Pareto para a emissão monóxido de carbono	135
4.26	Diagrama de Pareto para a emissão de hidrocarbonetos	135
4.27	Emissões de monóxido de carbono em função da temperatura	137
4.28	Perfil de temperatura no incinerador	138
4.29	Emissões de hidrocarbonetos totais para excesso de ar de 10%	139
4.30	Perfil de temperatura no incinerador em função do excesso de ar	141
4.31	Comparativo da eficiência de combustão	143
B.1.1	Circuito para medição de temperatura	176
B.1.2	Representação da lei dos metais diferentes	177
B.1.3	Representação da lei das temperaturas intermediárias	177
B.1.4	Circuito com junção de referência	178
B.1.5	Sistema utilizado para calibração dos termopares tipo T	179

B.1.6	Curva de calibração para o canal 9 - T_{BG}	182
B.1.7	Curva de calibração para o canal 10 - T_{SS}	182
B.2.1	Transdutor de pressão do tipo capacitivo	183
B.2.2	Sistema utilizado para calibração do transdutor de pressão	185
B.2.3	Curva de calibração para o transdutor de pressão	187
B.2.4	Curva de pressão crescente e decrescente	188

Lista de Tabelas

2.1	Classificação de aglomerantes em função do sistema de cura	13
2.2	Composição de areias de fundição	15
2.3	Concentração química do lixiviado, do solubilizado e da massa bruta do do resíduo areia de fundição	22
2.4	Tratamento de resíduos	25
3.1	Dados referentes aos conjuntos suporte-placa de orifício	76
3.2	Fatores de influência para avaliação da qualidade da areia e seus respectivos níveis	94
3.3	Fatores de influência para avaliação das emissões gasosas e seus respectivos níveis	94
3.4	Matriz de planejamento para avaliação da qualidade da areia para teste com inventário fixo de 54kg	95
3.5	Matriz de planejamento para avaliação das emissões gasosas	96
3.6	Consolidação dos resultados experimentais para avaliação da qualidade da areia	97
3.7	Consolidação dos resultados experimentais para avaliação das emissões gasosa	98
4.1	Parâmetros da distribuição granulométrica em função dos tempos de destorroamento	105
4.2	Massa retida por peneira em função do tempo de destorroamento, m_i [g]	107
4.3	Parâmetros da distribuição granulométrica	108
4.4	Resultados de esfericidade obtidos para a areia nova, destorroada	

e regenerada	117
4.5 Resultados do pH obtidos para a areia nova e regenerada	119
4.6 Resultados de umidade obtidos para a areia nova e regenerada	120
4.7 Resultados de perda ao fogo obtidos para a areia nova, destorroada e regenerada	123
4.8 Resultados obtidos da massa específica aparente para a areia nova e regeneradas	129
4.9 Resultados experimentais da medição da altura do leito fixo não compactado	131
4.10 Resultados para as velocidades de mínima fluidização obtidos conforme a Eq. (2.3) e experimentalmente	133
4.11 Resultados das emissões gasosas	134
4.12 Resultado da eficiência do processo de combustão	142
A.1 Resultados das estimativas dos efeitos e da análise estatística para fatores referentes à avaliação da qualidade da areia	173
A.2 Resultados das estimativas dos efeitos e da análise estatística para fatores referentes à avaliação das emissões gasosas	174
B1.1 Resultados obtidos na calibração dos termopares tipo T	180
B.1.2 Resultado da incerteza para cada um dos termopares	181
B.2.1 Resultados obtidos na calibração do transdutor de pressão	186
C.1 Equipamentos auxiliares e suas características	189
F.1 Tempo de destorroamento de 5 minutos	202
F.2 Tempo de destorroamento de 10 minutos	203
F.3 Tempo de destorroamento de 15 minutos	204
F.4 Tempo de destorroamento de 20 minutos	205
F.5 Tempo de destorroamento de 25 minutos	206
F.6 Tempo de destorroamento de 30 minutos	207
F.7 Tempo de destorroamento de 35 minutos	208
G.1 Distribuição Granulométrica t1 (750,10,54)	209
G.2 Distribuição Granulométrica t2 (850,10,54)	210
G.3 Distribuição Granulométrica t3 (750,30,54)	211
G.4 Distribuição Granulométrica t4 (850,30,54)	212

G.5	Distribuição Granulométrica t5 (800,20,54)	213
G.6	Distribuição Granulométrica t6 (800,20,54,R1)	214
G.7	Distribuição Granulométrica t7 (800,20,54,R2)	215

Nomenclatura

Letras Latinas

A	Área transversal do leito fluidizado	[m ²]
Ar	Número de Arquimedes	[m ²]
dp*	Diâmetro adimensional da partícula	[-]
d _b	Diâmetro de bolha	[m]
D	Diâmetro do leito	[m]
d _{b0}	Diâmetro inicial da bolha no distribuidor	[cm]
d _{bmax}	Diâmetro máximo da bolha	[cm]
\bar{d}_p	Diâmetro médio da partícula	[m]
dp _i	Diâmetro médio entre peneiras adjacentes	[m]
E	Energia de ativação	cal mol ⁻¹
F	Força de arraste	[N]
F*	Força de arraste adimensional	[-]
g	Aceleração da gravidade	[m/s ²]
h _{mf}	Altura do leito em mínima fluidização	[m]
H	Altura do leito expandido	[m]
H _f	Altura de leito empacotado naturalmente	[m]
I	inventário de partículas sólidas no leito fluidizado	[kg]
k'	Constante, Equação (3.14)	[-]
k ₀	Fator de frequência	[s ⁻¹]
\dot{M}_s	Descarga de sólidos	[kg/s]

m_s	Massa de sólidos no leito	[kg]
\dot{m}_{ar}	Descarga do ar de combustão	[kg/h]
\dot{m}_{GLP}	Descarga de combustível	[kg/h]
\dot{m}_g	Descarga dos gases de combustão	[kg/h]
N_{or}	Número de orifícios do distribuidor	[kg/s]
\bar{q}	Média aritmética	[-]
\bar{q}^+	Resposta média para o nível superior	[-]
\bar{q}^-	Resposta média para o nível inferior	[-]
R	Constante dos gases ideais	cal mol ⁻¹ K ⁻¹
Re_{mf}	Número de Reynolds baseado na condição de mínima fluidização	[-]
Re_p	Número de Reynolds da partícula	[-]
S_{qk}^2	Variância	[-]
S_{exp}^2	Variância experimental	[-]
S_{ef}	Erro padrão de um efeito	[-]
S_{yx}	Desvio padrão do ajuste	[-]
t	Tempo de residência das partículas no leito fluidizado	[s]
t	Tempo	[s]
$t_{\alpha,v}$	Distribuição t- <i>Student</i>	[-]
T	Temperatura absoluta	[K]
u	Incerteza	[-]
u_b	Velocidade ascendente da bolha	[m/s]
u_{mf}	Velocidade de mínima fluidização	[m/s]
u_p	Incerteza do padrão	[-]
u_t^*	Velocidade terminal adimensional	[-]
u_0	Velocidade superficial do gás	[m/s]
V_L	Volume do leito fluidizado	[m ³]
V_{LF}	Volume do leito fixo com empacotamento natural	[m ³]
x_i	Fração em massa dos sólidos com diâmetro dp_i	[-]

y_i	Fração molar de cada um dos gases da combustão	[-]
z	Posição longitudinal no leito a partir do distribuidor	[m]
w	Erro relativo	[kg/h]

Letras Gregas

β	Coeficientes do modelamento estatístico	[-]
δ	Expansão do leito	[-]
ΔP_L	Queda de pressão através do leito [Pa]	[Pa]
ΔP_{mf}	Queda de pressão através do leito na condição de mínima fluidização	[Pa]
ε	Porosidade do leito	[-]
ε_{mf}	Porosidade do leito em mínima fluidização	[-]
ϕ_s	Esfericidade da partícula	[-]
η_c	Eficiência da combustão	[%]
μ_g	Viscosidade dinâmica do gás	[kg/ms]
ν	grau de liberdade do ajuste	
ρ_{bulk}	Massa específica do leito fixo empacotado naturalmente (<i>bulk density</i>)	[kg/m ³]
ρ_L	Massa específica do leito	[kg/m ³]
ρ_s	Massa específica do material sólido	[kg/m ³]
ρ_g	Massa específica do gás	[kg/m ³]

Subscritos

g	Gás
L	Leito
mf	Mínima fluidização
p	Partícula
s	Sólido particulado

Capítulo 1

Introdução

Um olhar sobre a sociedade contemporânea conduz à observação de transformações profundas no último século, a começar pelo seu crescimento populacional de forma exponencial, resultado de aspectos diversos, como o aumento contínuo da expectativa de vida; a produção e a disponibilidade de alimentos sem precedentes; os meios de comunicação e transporte que permitem a integração global; as condições sanitárias atendidas; a consolidação dos direitos humanos e o acesso à tecnologia. Esse crescimento tem-se configurado em objeto de estudos e debates para avaliar seus limites, em um contexto social, econômico, tecnológico e ambiental, e garantir a igualdade entre pessoas, sem diferença de classe, nacionalidade, raça e credo.

As transformações são frutos da revolução industrial que modificou a estrutura social e econômica da humanidade, gerando postos de trabalhos, deslocando a população para os centros urbanos e modificando seus hábitos de consumo. A indústria capacitou-se, através do uso intensivo de recursos naturais e de políticas mercadológicas voltadas ao consumo, a atender a demanda por produtos. Porém, a obtenção de um produto gera subprodutos, com propriedades físicas, químicas ou biológicas diversas, que eram lançados a esmo no meio ambiente. Segundo Baird (2002, p. 29) a estratégia adotada na época era a da diluição, tais subprodutos seriam ou assimilados pela natureza ou o sistema natural os transformaria em substâncias de ocorrência natural. Alguns acontecimentos começaram a mostrar que a estratégia não era aplicável a qualquer subproduto ou a qualquer propriedade deste, como o caso da contaminação por mercúrio da Baía de Minamata, no Japão. Eventos assim ganharam dimensões mundiais e a Conferência de Estocolmo, em 1972, foi adotada como marco da tomada de consciência da dimensão dos problemas ambientais.

No Brasil os problemas começavam a surgir, sendo a cidade de Cubatão, no litoral paulista, um símbolo das mudanças causadas na natureza pelas atividades do homem. Um dos incidentes que mais chamou a atenção da opinião pública, o qual ocorreu exatamente nesta região, foi o incêndio na Vila Socó em 1984, resultado do vazamento de um oleoduto da empresa estatal Petrobrás. Outro episódio ocorreu com o Césio 137, em Goiânia no ano de 1987. A Região Metropolitana de Campinas registra dois casos envolvendo disposição de resíduos sólidos, casos conhecidos como Aterro Mantovani e Shell-Paulínia, que ainda permanecem em disputa judicial.

Esses eventos e outros demonstram quão próximo à questão ambiental está qualquer sociedade ou indivíduo e que sua presença nas agendas pública e política é irreversível. O consenso da importância do tema está estabelecido e conquistas foram alcançadas, como: regulamentações e leis; formulação de normas de gestão ambiental; criação de agências fiscalizadoras em diversos países; o Programa das Nações Unidas para o Meio Ambiente (PNUMA ou UNEP); o Painel de Intergovernamental de Mudanças Climáticas (*Intergovernmental Panel on Climate Change – IPCC*). Contudo, fatos, como a relutância de países em ratificar o Protocolo de Kyoto, mostram que os desafios a serem enfrentados são imensos. Autores indicam que parte da solução passa por uma mudança radical no modo de vida da sociedade atual, uma mudança “filosófica e existencial da Humanidade e do homem enquanto ser individual” (Feldmann, 2003), pois o “modelo civilizatório é depredador e consumista” (Boff 2003).

À parte da complexidade de uma mudança desta natureza, está claro que muito se caminhou nesta direção. No Brasil a mudança do indivíduo pode ser exemplificada através da série histórica de pesquisa nacional de opinião, realizada pelo Ministério do Meio Ambiente e pelo Instituto de Estudos da Religião – ISER (2006), que revelou o quanto a conscientização ambiental evoluiu em um período de 10 anos. A parcela da população incapaz de identificar um problema ambiental na sua cidade ou no país decaiu ao longo da pesquisa, sendo este percentual de 47% em 1992, 36% em 1997, 32% em 2001 e 14% em 2006. Em termos globais pode-se destacar a Organização das Nações Unidas para o Desenvolvimento Industrial (UNIDO) por apresentar a ferramenta de produção mais limpa, cujo objetivo é a obtenção de produtos a partir do uso eficiente e sustentável de recursos naturais e de matérias-primas.

Braga *et al.* (2002, p. 6) definiram poluentes como “resíduos gerados pelas atividades humanas, causando um impacto ambiental negativo”.

A classificação ou caracterização do resíduo é a etapa inicial e fundamental para definir como gerenciá-lo técnica e economicamente. Por gerenciamento do resíduo pode-se entender o manuseio, o acondicionamento, o armazenamento, a coleta, o transporte, o tratamento e a disposição final.

A caracterização permite identificar substâncias, analisar sua origem, quantidade e potencialidade de danos ao ambiente. Há uma hierarquia difundida na literatura, segundo a qual o gerenciamento ideal de resíduos deve seguir as etapas de redução, reciclagem, tratamento e disposição final. Claramente essas etapas têm suas variantes, que devem ser exploradas almejando concluir a atividade desejada com o máximo de ganho ambiental.

O tratamento do resíduo sólido gerado em indústrias de fundição de metais é um ramo de atividade recicladora, que emprega como matéria-prima materiais metálicos descartados. Porém, como todo processo não natural gera resíduos em quantidade e variedade diferentes. Winkler e Bol'shakov (2000) quantificaram entre 8 e 40 tipos de resíduos, sendo segundo Leidel (1994), a areia usada, o resíduo de maior volume e o que absorve a maior parcela dos gastos ambientais, variando de 36 a 40% (Kwan e Kaempf, 1995). As técnicas de gerenciamento de processo e produção nas fundições visam à aplicação de parte dessa areia diretamente em um novo ciclo de produção. Contudo, há uma parcela que não é retornada ao processo de fundição, devendo ser descartada. Segundo a Associação Brasileira de Fundição (ABIFA) – Comissão de Meio Ambiente (1999), essa parcela representa 1 milhão de toneladas/ano.

D'elboux (2001) mensurou, de maneira inusitada, esse volume descartado, tendo como base a produção de peças fundidas no ano de 1997 (1658 mil toneladas) e a massa específica da areia (1425kg/m^3). Segundo cálculos seriam necessários 154 campos de futebol para acomodar o volume de resíduos gerados, considerando as medidas oficiais de um campo de futebol ($105 \times 70\text{m}^2$) e estimando uma altura de 1m.

Em um esforço para atualizar os dados da Associação Brasileira de Fundição (ABIFA) – Comissão de Meio Ambiente (1999), foi analisada a produção brasileira de fundidos no ano de 2005, que foi de 2.965.800 toneladas, e a relação de resíduo sólido gerado por tonelada de peça não defeituosa produzida, apresentada por Tilch (1997) como sendo de 0,8. Como resultado pôde-se estimar a geração de mais de 2.370.000 toneladas de resíduo sólido na indústria de fundição neste período.

Os dados apresentados e a estimativa atualizada tratam exclusivamente da areia resultante do processo de vazamento do metal líquido, porém, há outras fontes geradoras do resíduo areia dentro de uma fundição, como as identificadas por Matos (1997), que avaliou a planta de uma fundição e relacionou as seguintes fontes: vazamentos de equipamentos; sistema de coleta de finos; manuseio, armazenagem e transporte da areia. A estas fontes, pode-se citar duas outras responsáveis pelo aumento na areia descartada, que são: as peças fundidas com defeitos e; os moldes e machos que não puderam ser utilizados no processo de vazamento por problemas detectados em suas estruturas. Em ambas as situações haverá consumo de areia nova e de aglomerantes, além da geração de mais resíduo.

A inclusão da areia descartada a partir dessas fontes apresenta dificuldades, pois sua dependência de fatores produtivos, pertinentes a cada uma das indústrias de fundição é evidente. A indústria de fundição, por questões de sobrevivência, tem constantemente evoluído em suas técnicas de produção para melhorar a qualidade final das peças, otimizando o consumo de areia nova e a redução da areia descartada.

A indústria da fundição é um segmento da economia que se caracteriza pela produção de bens intermediários e fornece seus produtos para diversos segmentos de mercado. O Brasil está, tradicionalmente, entre os dez maiores produtores mundiais de fundidos. A Figura 1.1 apresenta a classificação das dez maiores nações fundidoras e mostra a evolução da capacidade produtiva brasileira. Analisando esta figura observam-se duas tendências: a produção nos países desenvolvidos ou está estabilizada (Alemanha e Itália) ou está decrescendo (Estados Unidos da América, Japão e França); e o aumento significativo na produção dos países em desenvolvimento, destacando-se Brasil, China e México.

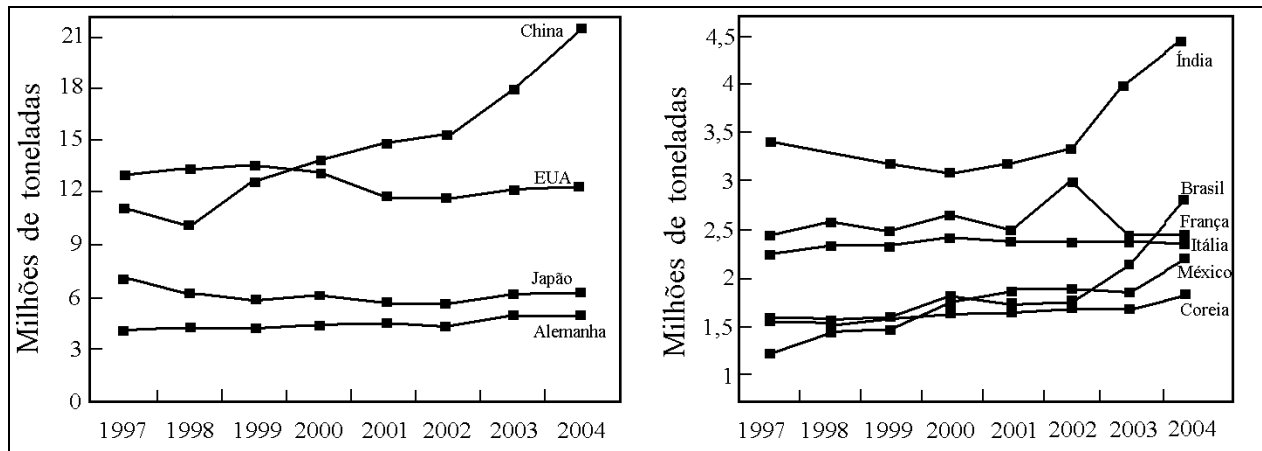


Figura 1.1 – Classificação das dez maiores nações fundidoras nos últimos seis anos (adaptado de 39th Census Of World Casting Production – 2004, 2005)

Pode-se associar este aumento na participação dos países em desenvolvimento ao incremento nas exportações. Especificamente para o caso do Brasil, a evolução de sua produção é verificada através da Figura 1.2 (correspondência eletrônica, 2005)¹, que apresenta a produção global brasileira de fundido nas últimas duas décadas e meia. Até meados da década de 90 a produção brasileira foi caracterizada por flutuações, fruto de um período de economia instável. A partir da implantação do Plano Real, no ano de 1994, essas flutuações foram menos evidentes e mesmo inexistindo nos últimos 5 anos, caracterizado por um aumento constante na produção.

Assim, a avaliação dos dados de forma individual, ou seja, segmentados em mercado interno e externo, permite acompanhar as diferenças entre tais mercados. Enquanto a produção para o mercado interno cresceu, em média nos últimos dez anos, 4%, o crescimento da produção para o mercado externo foi de 10,3%, considerando que no ano de 2004 o aumento nas exportações em relação a 2003 chegou a 48%.

¹ Dados fornecidos por Jurandir Carmélio, membro da Associação Brasileira de Fundição (Anexo 1).

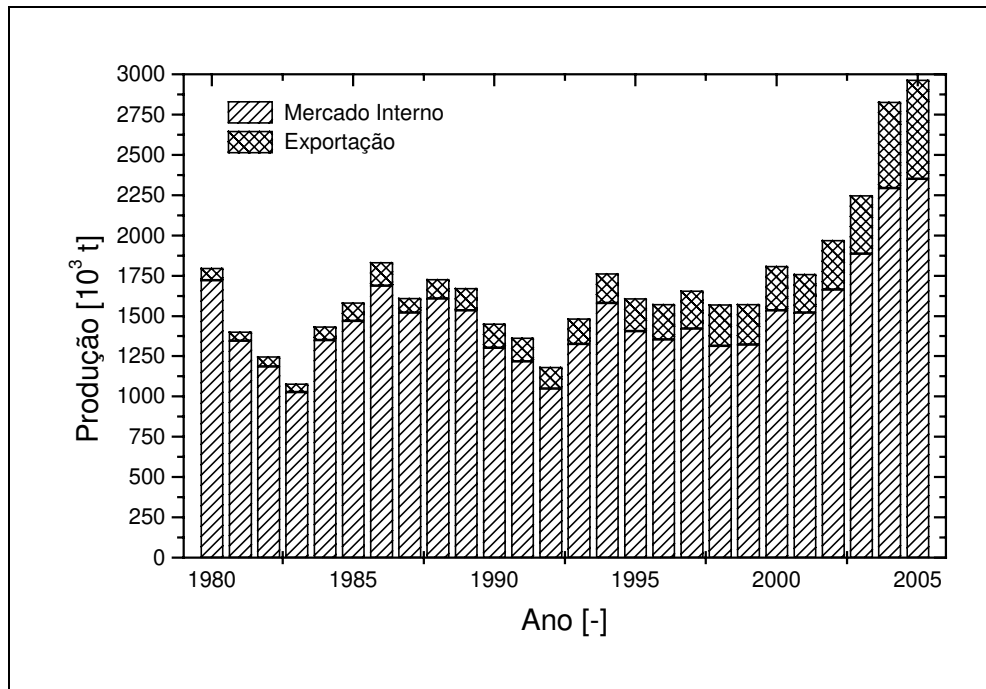


Figura 1.2 - Evolução da produção brasileira de fundidos (elaborado a partir dos dados fornecidos pela Associação Brasileira de Fundição)

A produção para o mercado interno está ligada diretamente, ou limitada, ao desempenho do mercado automobilístico que é, segundo o Banco Nacional de Desenvolvimento Social (BNDES, 2003), o maior consumidor de fundidos no Brasil. Por outro lado, as opções de contratos de exportação não estão limitadas a um segmento e desde que se produzam fundidos competitivos em qualidade e preços, a tendência de aumento nas exportações pode se concretizar.

Corroboram para a percepção da tendência de aumento nas exportações de fundidos eventos de origem mais sólida, como o caso de um grupo germânico que transferiu a unidade produtora de turbinas para o Brasil, sendo a unidade brasileira de fundição a única a fornecer peças específicas para todo o grupo (Salani, 2004), ou o argumento apresentado por Kwan e Kaempff (1995) baseado nas leis e regulamentos ambientais, consideradas pelos autores menos severas que nos países desenvolvidos, como motivadoras para as fundições se transferirem para outros países. Estes autores relatam que na última década, nos EUA, ocorreu o encerramento das atividades de 100 pequenas fundições devido aos custos gerados pelas obrigações ambientais.

Desta forma, discutir e observar o comportamento do setor de fundição por uma óptica ambiental torna-se óbvio, pois os resíduos gerados no processo ou a degradação na etapa de exploração das jazidas de areia trarão conseqüências internas ao território brasileiro e a responsabilidade por um meio ambiente equilibrado e preservado é dever de todos e inclusive uma imposição constitucional, como descrito na seção da Ordem Social (BRASIL, 1988).

Neste contexto, cabe aos países em desenvolvimento identificar oportunidade para o desenvolvimento científico e tecnológico, com produtos e serviços que permitam usufruírem os ganhos advindos de transferência de empresas ou aumento de produção para o mercado externo com o mínimo de conseqüências ao meio ambiente.

A destinação da areia deve ser criteriosamente definida, considerando-se que esta pode não ser um resíduo totalmente inerte. Procurar alternativas de gerenciamento torna-se evidente, em primeira análise por razões como: custos elevados de disposição em aterros sanitários e carência destes locais próximos às unidades geradoras do resíduo; majoração progressiva dos custos relativos à areia nova (aquisição, frete, estocagem); diminuição da ação extrativa e preservação dos recursos naturais.

O tratamento adotado neste estudo foi a incineração térmica da areia de fundição em leito fluidizado, utilizando gás liquefeito de petróleo (GLP) como combustível auxiliar. A escolha foi relacionada à presença de teores de aglomerantes orgânicos no resíduo, os quais somente termicamente podem ser “separados” da superfície da areia (Ellinghaus *et al.*, 1998).

A incineração de resíduos perigosos em leito fluidizado é uma tecnologia desenvolvida e de comprovado sucesso, contudo, a aplicação e os resultados voltados especificamente à areia de fundição são pouco relatados na literatura científica. Comercialmente há sistemas operando, cujos resultados relatados indicaram características favoráveis quanto à regeneração da areia (www.gudgeon.on.ca; www.castecinc.com, www.guifa.com.br, Walker, 1994; Philbin, 1996; Granlund e Silsby, 2001). Contudo, Lewandowski *et al.* (1996) ressaltaram que, embora os resultados laboratoriais sejam freqüentemente positivos, a areia tratada quando retorna para um ciclo em escala industrial costuma apresentar alguma deficiência, não mencionada.

Considerando-se as informações levantadas e discutidas verificou-se a importância e os benefícios da realização deste estudo, visando obter subsídios para a otimização do processo de regeneração térmica, contribuindo para a melhor compreensão dos fenômenos envolvidos, tendo como produto final uma areia regenerada com qualidade que possibilite sua reutilização e um processo cujas emissões estejam de acordo com os parâmetros especificados por órgãos competentes.

O objetivo deste estudo foi avaliar a influência das condições de operação do leito fluidizado sobre a qualidade da areia regenerada e sobre as emissões gasosas de monóxido de carbono e hidrocarbonetos totais, através do monitoramento e controle das variáveis de fluidização: temperatura do leito fluidizado (T_L); excesso de ar de combustão (EA) e; inventário de sólidos particulados (I). A areia de fundição avaliada foi a areia proveniente da confecção de machos que não puderam ser utilizados no vazamento por problemas detectados em suas estruturas e que são atualmente descartados em aterros controlados.

A qualidade da areia regenerada foi avaliada comparando-a com a areia nova, através das seguintes propriedades:

- Distribuição granulométrica;
- Massa específica;
- Perda ao fogo;
- Potencial hidrogeniônico (pH);
- Composição química elementar;
- Ensaio de tração.

Capítulo 2

Revisão da Literatura

Neste capítulo são apresentadas as informações obtidas no levantamento bibliográfico sobre tópicos envolvidos na pesquisa, a saber: o processo de fundição de metais; caracterização da areia de fundição; resíduos sólidos; processos de regeneração da areia de fundição; o fenômeno de fluidização e propriedades do leito fluidizado; o processo de incineração e reações de combustão em leito fluidizado.

2.1 – O processo de fundição de metais

A arte de fundir metais passou por grande evolução, impulsionada pelo surgimento de novos materiais e para atender as exigências das novas tecnologias. A indústria da fundição mostrou grande capacidade no aperfeiçoamento de técnicas de produção, no melhoramento gerencial e principalmente na disponibilização de novas ligas e materiais que a manteve competitiva no cenário da engenharia de materiais.

Bradaschia (1989) definiu a fundição como a conformação do metal líquido em moldes que possuem uma cavidade na geometria desejada para a peça sólida final. Esse processo de solidificação baseia-se na nucleação e no crescimento de cristais durante o resfriamento de um metal líquido. A Figura 2.1 mostra uma curva típica de resfriamento de um metal líquido. Na região L (estado líquido) a temperatura diminui devido à transmissão de calor através das paredes do molde. A partir da temperatura ($T_f - \Delta T_f$) a temperatura aumenta em função da energia

liberada pelo efeito de recalescência². A solidificação inicia-se com o surgimento dos primeiros núcleos sólidos, que podem dissolver-se ou crescer dependendo da temperatura do sistema. O crescimento dar-se-á por migração de átomos do líquido para o sólido. No patamar L+S há a coexistência dos estados líquido e sólido. Ao final do patamar toda a massa está solidificada e a temperatura diminui em função da transferência de calor para o molde (Centro de Informação Metal Mecânica – CIMM, 2001).

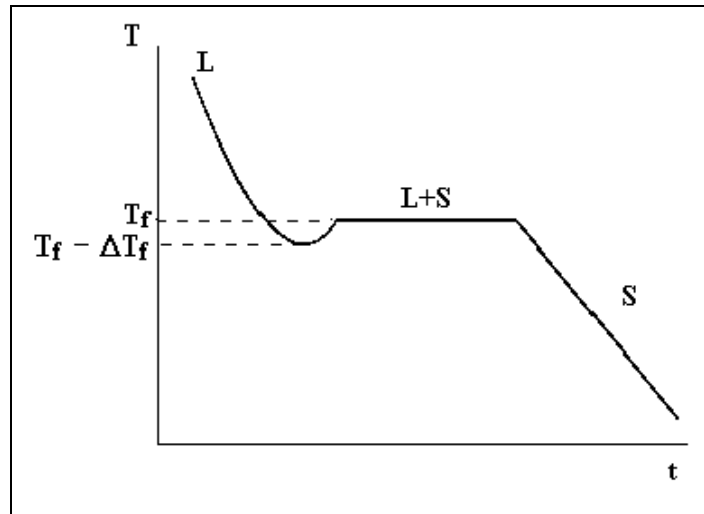


Figura 2.1 – Curva típica de resfriamento de um metal líquido (Centro de Informação Metal Mecânica – CIMM, 2001)

A indústria de fundição pode ser dividida, de acordo com o tipo de produto fabricado, em dois grandes grupos: as que produzem lingotes e as que fabricam peças. Neste último grupo, as peças são obtidas aplicando-se técnicas de moldagem, como moldes em areia, moldes permanentes, injeção e cera perdida. Dentre estas, a técnica por areia é a mais aplicada em todo mundo, podendo ser estimada, segundo Mariotto (2000a), em mais de 80%. Há diversos fatores que direcionam a escolha de um sistema de moldagem: quantidade de peças a produzir; tolerâncias requeridas, característica do metal; grau de complexidade; peso da peça, espessura mínima; comparativo econômico com outros processos de fabricação (Centro de Informação Metal Mecânica, 2001).

² Calor liberado na solidificação suficiente para aquecer o metal líquido superesfriado até a sua temperatura de fusão. (Saleh, 2003).

O processo utilizando areia é o mais aplicado, em razão da versatilidade, produtividade e economia (Castro, 2001). Desconsiderando as peculiaridades dos diversos processos de fundição, um fluxograma genérico do processo pode ser visto na Figura 2.2.

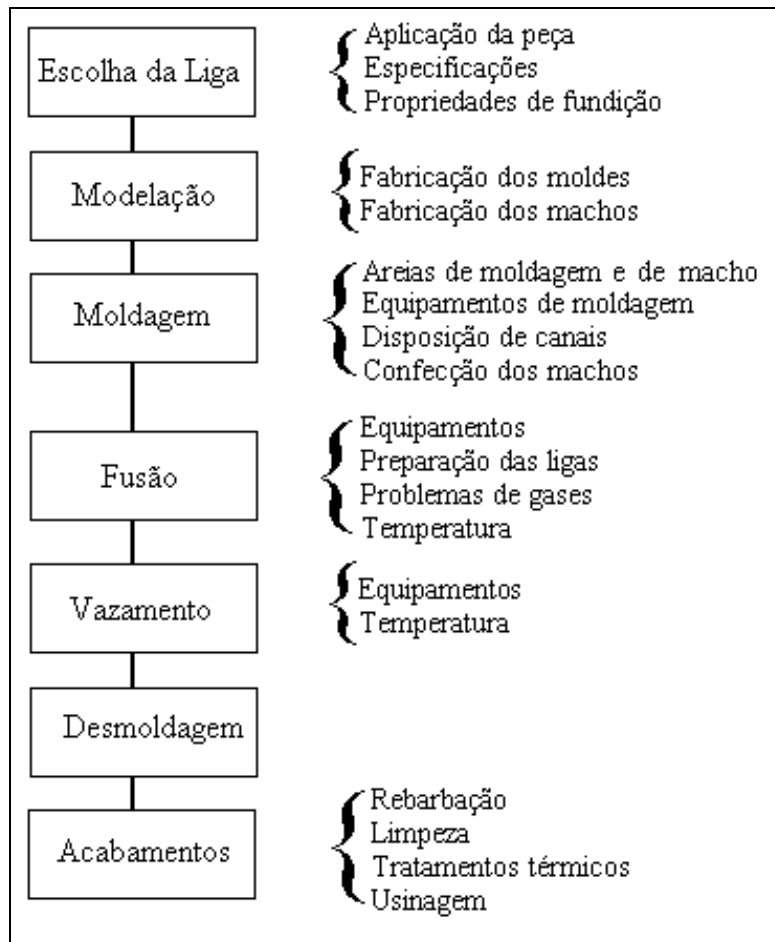


Figura 2.2 – Fluxograma do processo de fundição (Bradaschia, 1989)

A Figura 2.3 apresenta uma vista expandida do conjunto para fundição em molde de areia, com os principais componentes, cujo produto final é uma peça cilíndrica com furo passante.

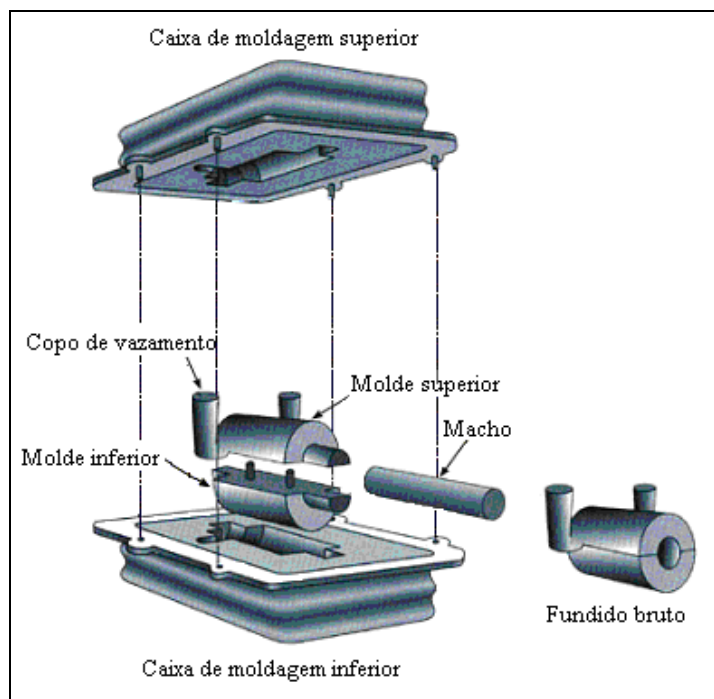


Figura 2.3 – Componentes de um molde de areia (Adaptado de Gião e Costa, 2001)

Os moldes, que dão forma às faces externas, e machos, responsáveis pelas cavidades, são confeccionados misturando-se areia base com substâncias aglomerantes, que têm a finalidade de manter a forma destes durante o processo de fundição. Considerando o sistema de aglomerante adotado, a indústria de fundição distingue dois tipos genéricos de areias de moldagem ou de macharia: *areia verde* e *areia ligada quimicamente* (Winkler e Bol'shakov, 2000). Na areia verde o principal aglomerante é argila umedecida, enquanto na areia ligada quimicamente os aglomerantes são sintéticos, orgânicos ou inorgânicos. A principal aplicação para as areias ligadas quimicamente está na fabricação de machos. Os aglomerantes são compostos por resinas, que são curadas através de aquecimento ou sob a ação de reagentes químicos, catalisadores. Atualmente existe um considerável número de aglomerantes e processos disponíveis para aplicações em fundição. Carey (1996) os classificou pelo sistema de cura, conforme mostrado na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Classificação de aglomerantes em função do sistema de cura (Carey, 1996)

Sistemas Curados a Frio (<i>No Bake</i>)	Sistemas Curados por Aquecimento (Caixa quente – <i>Hot box</i>)	Sistemas Curados por Gasagem (Caixa fria – <i>Cold Box</i>)
Fenólico-Ácido	Furânico caixa quente	Epóxi-Acrílico-SO ₂
Furânico-Ácido	Fenólico caixa quente	Furânico-SO ₂
Fenólico-Éster	Furânico caixa morna	Fenólico-Uretânico-Anima
Óleo-Uretânico	Fenólico caixa morna	Fenólico-Éster
Poliol-Uretânico	Casca (Shell)	CO ₂ -Fenólico
Alumina-Fosfato	Óleo	Silicato de Sódio-CO ₂
Silicato-Éster	Aluminato-Silicato	-X-X-

A revista *Foundry Management & Technology* publicou uma série mensal de artigos, denominada *Sand Binder Systems*, entre os anos de 1995 e 1996, na qual características técnicas, econômicas e ambientais dos principais aglomerantes foram descritas. A escolha por um ou outro sistema apresenta vantagens e desvantagens e está relacionada às necessidades particulares de cada fundição. Alguns ensaios laboratoriais foram desenvolvidos para avaliar as propriedades dos moldes e machos, como por exemplo, ensaios de tração ou compressão, que possibilitam avaliar a resistência mecânica dos moldes e machos ao serem manuseados, e ensaio de vida de bancada, que permite prever o tempo máximo que a areia preparada com aglomerante tem condições de ser moldada sem perdas significativas de suas propriedades.

Smiernow, *apud* Guessser *et al.* (1983), apresentou uma comparação entre alguns aglomerantes em função de características técnicas, como acabamento superficial, vida útil, baseada em uma pontuação para cada uma das propriedades. Essa comparação é reproduzida na Figura 2.4 em que se verifica, por exemplo, qual a melhor precisão dimensional ou a melhor evolução dos gases é conseguida através do sistema aglomerante por caixa fria. De forma geral foi o sistema caixa quente do tipo casca (*shell*) que se mostrou ser tecnicamente superior aos demais, enquanto os processos a óleo e CO₂ não foram tecnicamente bem avaliados.

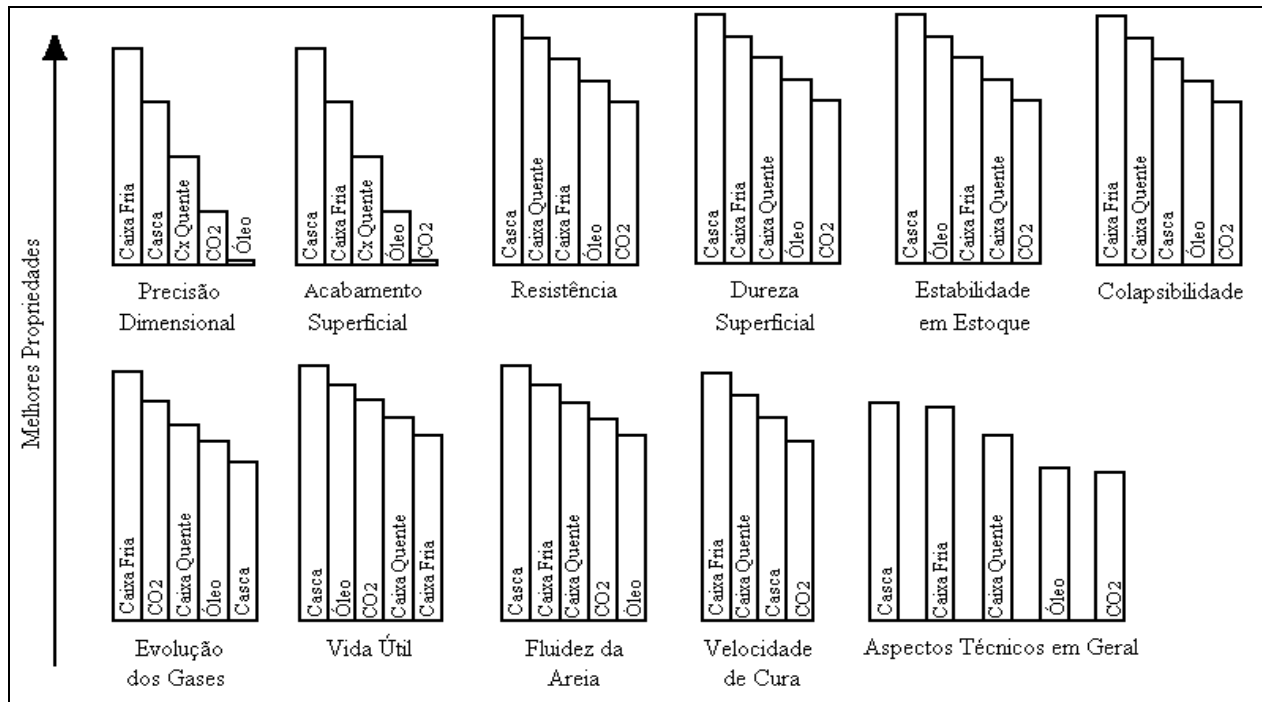


Figura 2.4 – Comparação entre tipos de aglomerantes em função de características específicas (Guesser *et al.*, 1983)

Filipkowski *et al.* (2001) apresentaram as principais matérias-primas, com suas características, empregadas na produção de resinas sintéticas. Ressalta-se a observação apresentada por Ham *et al.* (1993) que atentam para a dificuldade de informação quanto à composição, mais precisa possível, das resinas em virtude dos direitos de propriedade. Assim qualquer alusão à composição desta somente pode ser feita de forma genérica. Desta forma, pode-se relacionar:

- Metanol (Álcool metílico): líquido incolor, tóxico, inflamável, miscível em água, outros álcoois e éteres;
- Formol (Formaldeído): gás a temperatura ambiente, geralmente misturado com água para formar uma solução clara, incolor, irritante, com odor penetrante e forte efeito lacrimejante;
- Fenol: sólido, cristalino, incolor, tóxico e corrosivo. Solúvel em água, álcool e éter, sendo empregado na fabricação de resinas para fundição, resinas para abrasivos e materiais de fricção.

- Uréia: sólida, cristalina, branca, praticamente inodora e não inflamável.
- Álcool furfúrico (Furforol): líquido tóxico, solúvel em álcool e éter, miscível em água, facilmente resinificável com ácidos.

Além dos constituintes das resinas, deve-se considerar os catalisadores, que têm função de promover a cura das resinas, quando misturadas à areia e aos aditivos, utilizados para melhorar uma determinada característica do aglomerante. Blackburn e Henry (1999) mencionaram os solventes aromáticos e modificadores alifáticos como produtos químicos utilizados na fabricação de catalisadores. Outros possíveis produtos foram apresentados em Fan e Zu (2000): ácido paratolueno sulfônico; ácido xileno sulfônico; ácido fosfórico; difenilmetileno diisocianato (MDI); etileno; triacetato glicol.

2.2 – A areia de fundição

A característica física de uma areia de fundição é similar a de uma areia fina, com diâmetros médios variando de 0,05mm a 2mm (Carey e Swartzlander, 1997). Há basicamente quatro tipos de areia utilizadas na indústria da fundição, classificadas segundo sua composição química em olivina [(MgFe)₂SiO₄]; zirconita (ZrSiO₄); cromita (FeCr₂O₅) e a de sílica ou quartzosas (SiO₂). A Tabela 2.2 mostra a composição química das principais areias utilizadas nas fundições.

Tabela 2.2 – Composição de areias de fundição (Mankosa *et al.*, 1997)

Análise química	Tipos de areia			
	Sílica	Zirconita	Cromita	Olivita
SiO ₂	99,82	33,50	1,34	41,20
MgO	0,031	-	8,75	49,40
Cr ₂ O ₃	-	-	45,80	-
ZrO ₂	-	65,00	-	-
Al ₂ O ₃	0,049	1,00	21,34	1,80
Fe ₂ O ₃	0,019	0,03	19,50	7,10
CaO	0,006	-	0,94	0,20
TiO ₂	0,012	0,19	0,30	-

Segundo Ziegler (1994) a areia de sílica é a mais utilizada e sua constituição mineralógica é essencialmente sílica, termo comum aplicado ao SiO_2 na forma mineral do quartzo. Castro (2001) ressaltou a exigência do mercado fundidor junto às mineradoras, por uma areia com maior grau de pureza, tendo elevados teores de SiO_2 . Esta exigência está relacionada à refratariedade da SiO_2 , com ponto de fusão de 1700°C , e a presença de outros minerais, com ponto de fusão menor. Segundo Carey (2003) a fusão desses minerais dificulta a permeabilidade dos gases, durante o processo de vazamento, resultando na produção de peças defeituosas.

A areia tornou-se um produto de interesse técnico e gerencial cujos detalhes abrangem da escolha da jazida de origem ou das características físico-químicas até sua destinação final. O custo e a qualidade de um fundido estão diretamente relacionados às características da areia (Filipkowski *et al.*, 2001).

O sucesso do uso de areia no processo de fundição está relacionado às habilidades em absorver e transmitir calor, bem como permitir que os gases produzidos durante a etapa de vazamento do metal líquido percolem o molde (Carey, 2003).

Cobett (2002) enumerou as propriedades físicas e químicas importantes, de uma areia de moldagem, que devem ser controladas ou monitoradas para que o fundido tenha aceitação técnica e comercial. As propriedades físicas são:

- Forma do grão ou esfericidade;
- Distribuição granulométrica;
- Módulo de finura;
- Permeabilidade (associada às características intra-partículas como porosidade e distribuição de poros);
- Massa específica;
- Coeficiente de expansão térmica.

Enquanto as propriedades químicas importantes são:

- Composição química;
- Perda ao fogo;
- pH;
- Ponto de fusão.

Há outras propriedades físicas e químicas como a umidade, a demanda ácida ou a durabilidade. Dependerá do processo de fabricação de moldes e machos quais propriedades requerem atenção. A seguir são detalhadas as mais comumente monitoradas e controladas.

2.2.1 – Distribuição granulométrica

A distribuição granulométrica da areia é fator de suma importância para a indústria de fundição, pois possibilita prever o comportamento de algumas características, como expansividade térmica e permeabilidade, durante as operações de fundição. Ziegler (1994) menciona que a distribuição granulométrica está diretamente relacionada ao consumo de aglomerante. O aspecto superficial do fundido também está relacionado com a distribuição granulométrica.

A prática nas fundições, atualmente normalizada, avalia a distribuição granulométrica de acordo com os parâmetros:

- Módulo de Finura (M): Indica aproximadamente o número de aberturas por polegada da peneira que permitiria a passagem da amostra se esta possuísse todos os grãos de tamanho uniforme.
- Concentração Granulométrica: A distribuição granulométrica em faixa mais estreita de diâmetro proporcionará maior resistência à penetração do metal vazado, assim, é prática adotada nas fundições avaliar a concentração granulométrica, parâmetro que fornece informação sobre a largura da faixa granulométrica do material particulado. É desejável que 70% dos grãos de areia estejam distribuídos em três peneiras adjacentes (Areia de Fundição, 1978).

- Teor de Finos: é desejável que o teor de finos não exceda 5%, visto que reduz a permeabilidade dos gases gerados na etapa de vazamento. O teor de finos é avaliado somando-se as porcentagens retidas abaixo da peneira de *mesh* 200, incluindo esta (Stahl, 1994).

2.2.2 – Forma do grão

A forma do grão da areia de fundição também influencia as propriedades dos moldes, dos machos e a aparência dos fundidos. A Figura 2.5 mostra a classificação típica dos grãos de areia, em: angular (topo); sub-angular (centro) e arredondado (inferior).

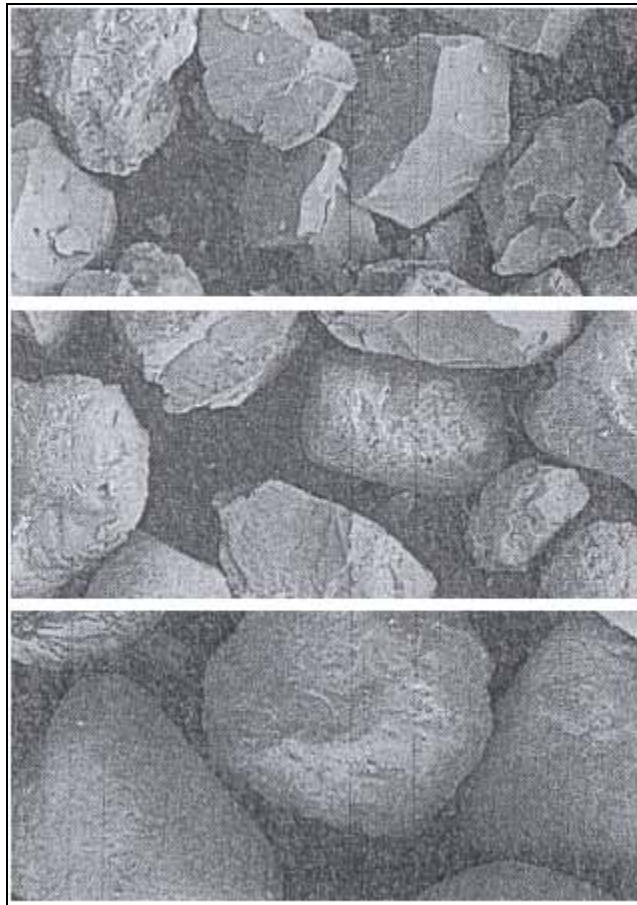


Figura 2.5 – Classificação típica dos grãos de areia (Carey e Lott, 1995a)

2.2.3 – Umidade

O controle da umidade em uma areia de fundição visa mantê-la abaixo de 0,1%, conforme recomendado em Ziegler (1994), pois, a umidade prejudica as reações químicas entre resinas e catalisadores. Segundo Carey e Lott (1995b) a umidade dilui o catalisador ácido e diminui a reação de cura do tipo condensação. A Figura 2.6 mostra a redução no tempo da vida de bancada, com o aumento da umidade. Verifica-se, por exemplo, que o aumento da umidade de 1 para 2% reduz o tempo de bancada em quase 30%.

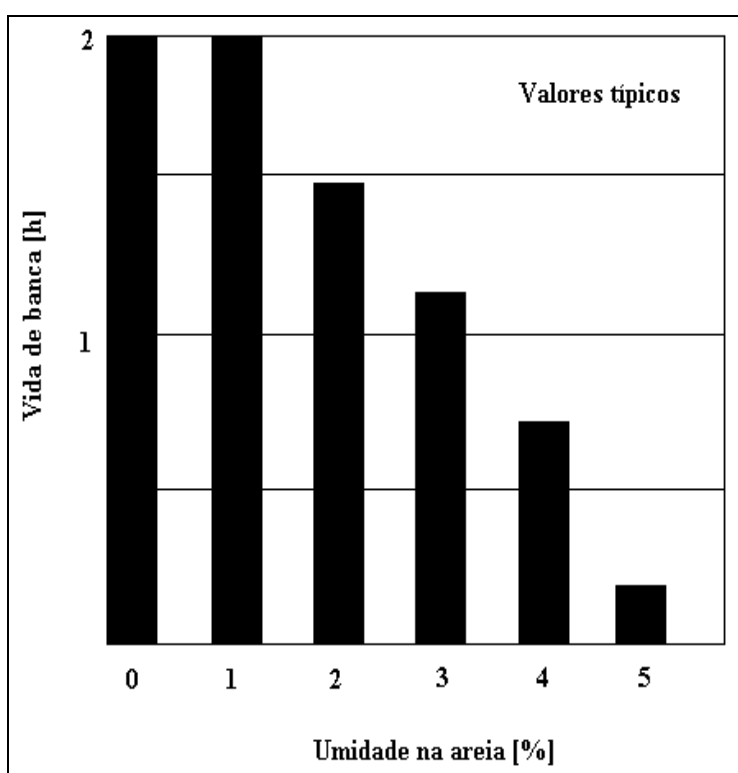


Figura 2.6 – Redução da vida de banca com o aumento da umidade da areia (adaptado de Carey e Archibald, 1995)

2.2.4 – Perda ao fogo (PF)

A perda ao fogo (PF) permite mensurar o teor de material orgânico contido na areia de fundição. Cobett (2002) classifica esse material orgânico em: voláteis, quando queima em

temperaturas abaixo 482°C e; fixos, quando queimam entre 482°C e 982°C. Segundo Carey e Lott (1995a) o valor ideal para perda ao fogo seria 0%, entretanto valores menores do que 2% são aceitáveis. Blackburn (1997) apresenta um valor de referência menor que 1% como sendo o ideal para a maioria dos processos de fundição. Valores elevados de perda ao fogo podem causar a geração de gases do conjunto molde/macho/metal líquido e provocar defeitos nas peças fundidas (D'Elboux, 2001). O ensaio de perda ao fogo pode ser utilizado como indicador da eficiência de destruição das resinas fenólicas (Mariotto, 2000a).

2.2.5 – Potencial hidrogeniônico (pH)

O ensaio de determinação do valor do pH permite avaliar o comportamento químico da areia quanto a sua acidez ou alcalinidade. O valor do pH para uma areia nova é, segundo Bastian e Alleman (1998), de aproximadamente 6,9, sendo que, resíduos de areias ligadas quimicamente têm pH neutro, entre 6,8 e 7,3. O valor de pH é indicativo da presença de íons H^+ e OH^- solúveis, que podem reagir com os componentes das resinas, alterando seu comportamento. Zanetti e Fiore (2002) observaram a importância deste parâmetro, quando a areia é aplicada especificamente na confecção de machos, mencionando que “seu valor mostra se a areia e a resina podem trabalhar juntas”.

2.3 – A areia como resíduo

A classificação do resíduo é a etapa inicial e fundamental para definir como gerenciá-lo técnica e economicamente, permitindo identificar substâncias, analisar sua origem, quantidade e potencialidade de danos ao ambiente.

No Brasil o resíduo sólido é avaliado quanto ao risco à saúde pública e ao meio ambiente segundo os critérios descritos na norma ABNT 10004 (Associação Brasileira de Normas Técnicas). Esta norma foi editada originalmente em 1987 e atualizada no ano de 2004. De acordo com a revisão de 2004, o resíduo sólido é classificado em dois grupos: classe I (perigosos); classe II (não perigosos); sendo que esta última é subdividida em classe II A (não inerte) e classe II B (inerte).

A classificação do resíduo como perigoso pode ser através da identificação dos processos produtivos listados nos Anexos A e B da norma, nos quais estão detalhados os resíduos perigosos de fontes não específicas e os resíduos perigosos de fontes específicas, respectivamente; ou da identificação de pelo menos uma das seguintes características: Inflamabilidade; Corrosividade; Reatividade; Toxicidade e Patogenicidade.

A classificação da areia de fundição como resíduo industrial, gera conflitos de interesse entre as indústrias de fundição e os órgãos de fiscalização e regulamentação. Segundo McCombe (1998) há por parte dos produtores o desejo de classificar a areia como inerte, que claramente resultaria na redução dos gastos com manuseio e disposição. Na norma ABNT 10004 a areia de fundição consta do Anexo H, como resíduo não perigoso. Contudo, há duas possíveis fontes de contaminação, que classificaria a areia de fundição como resíduo classe I. As resinas do sistema aglomerante que podem conter constituintes orgânicos ou inorgânicos, tais como fenol, silicato de sódio e a presença de metais pesados, originários da etapa de vazamento.

Albuquerque (2000), em um estudo sobre a decomposição de resina fenólica por meio de microrganismos, analisou a areia de fundição aglomerada com resina fenólica aplicada em processo de macharia, segundo a norma ABNT 10004, em sua primeira edição de 1987. A Tabela 2.3 exibe resultados da análise, através da qual a areia foi classificada como resíduo classe I, em razão da concentração de fenol na massa bruta ser superior a 10 mg/kg. Contudo, o parâmetro massa bruta deixou de ser aplicado para classificação do resíduo após a revisão da norma. Considerando a norma em sua recente versão a classificação da areia analisada estaria mais corretamente definida como sendo resíduo não inerte classe II A, em razão de ter a concentração de fenóis totais acima do limite estabelecido no Anexo G da norma para a solubilidade em água.

Tabela 2.3 – Concentração química do lixiviado, do solubilizado e da massa bruta do resíduo areia de fundição (Albuquerque, 2000)

Poluente	Lixiviado [mg/l]		Solubilidade [mg/l]		Massa Bruta [mg/kg]	
	Resultado	Limite max.	Resultado	Limite max.	Resultado	Limite max.
Alumínio	NA	NC	< 0,1	0,2	NA	NC
Arsênio	< 0,05	5,0	< 0,05	0,05	< 0,1	1000
Bário	0,15	100,0	0,16	1,0	NA	NC
Cádmio	< 0,05	0,5	< 0,05	0,05	NA	NC
Chumbo	< 0,05	5,0	< 0,05	0,05	0,5	1000
Cianetos	NA	NC	< 0,1	0,1	< 0,5	1000
Cloretos	NA	NC	161,0	250	NA	NC
Cobre	NA	NC	0,25	1,0	NA	NC
Cromo total	0,13	5,0	0,04	0,05	NA	NC
Cromo VI	NA	NC	NA	NC	0,51	100
Dureza	NA	NC	10,0	500	NA	NC
Fenol	NA	NC	0,9	0,001	33,3	10,0
Ferro	NA	NC	0,42	0,3	NA	NC
Fluoreto	< 0,5	150	< 0,5	1,5	NA	NC
Manganês	NA	NC	0,24	0,1	NA	NC
Mercúrio	< 0,01	0,1	< 0,001	0,001	<0,1	100
Nitrato – N	NA	NC	< 0,1	10	NA	NC
pH	NA	NC	6,9	NC	7,0	> 2 < 12,5
Prata	< 0,05	50	< 0,05	0,05	NA	NC
Selênio	< 0,01	1,0	< 0,01	0,01	< 0,1	100
Sódio	NA	NC	21,1	200	NA	NC
Sulfatos	NA	NC	< 5,0	400	NA	NC
Surfactante	NA	NC	< 0,1	0,2	NA	NC
Vanádio	NA	NC	NA	NC	< 2,0	1000
Zinco	NA	NC	0,15	5,0	NA	NC

NA: parâmetro não analisado; NC: parâmetro não consta na Norma 10004.

A Figura 2.7 apresenta alguns fluxos dentro de uma planta de fundição, como o trajeto do minério, do metal fundido e da areia. Em destaque está o caminho percorrido pela areia de fundição. Após a etapa de desmoldagem, parte da areia, nomeada na Figura 2.7 como areia de retorno, é reaproveitada, em sua quase totalidade, em um novo ciclo de produção de moldes.

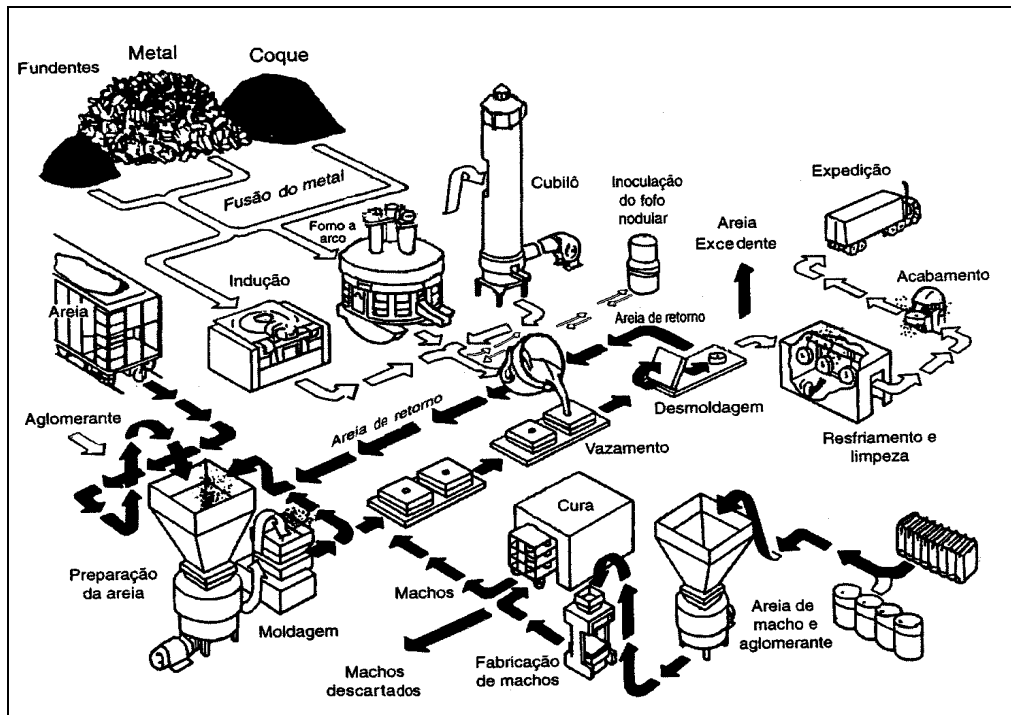


Figura 2.7 – Fluxo típico da areia em processo de fundição (adaptado de Souza, 1998)

A areia proveniente dessa etapa incorpora elementos diferentes à sua composição inicial relacionados, por exemplo, às partículas de tinta, aos resíduos de macho ou à liga fundida. Em fundição de bronze ou fundido branco de alto cromo a contaminação da areia por elementos da liga é notável (Mariotto, 2000a). A influência desses inviabiliza o reaproveitamento total da areia de retorno, pois, diminuem as propriedades mecânicas da areia, segundo D'Elboux (2001). A solução comumente adotada é a adição de areia nova, promovendo a diluição e atendendo assim as especificações técnicas para a areia de moldagem (Tilch e Hasse, 1997).

Como a areia de retorno não pode ser aproveitada no processo de macharia que requer a utilização de areia nova, em razão de suas especificações serem mais rígidas, haverá nas

fundições um excedente de areia usada a ser descartado. Diehl (1998) mencionou que os índices de reaproveitamento da areia de retorno empregada no ciclo produtivo variam de 90 a 98%, para um processo de areia verde. Segundo Gielissen (2003) o volume de areia excedente é mais pronunciado em fundições com grande consumo de areia de macho.

Este excedente de areia pode ter, além da disposição em aterro, uma das destinações: reuso externo; recuperação ou regeneração. Para que não haja interpretação equivocada a definição clara destes termos se faz necessária.

A regeneração foi definida por Hayes (1993) como um tratamento físico, químico ou térmico aplicado à areia de fundição, permitindo seu uso sem perdas significativas das propriedades originais.

Reuso externo é a destinação da areia excedente para outro fim que não a aplicação em processo de fundição. As possibilidades para esse reuso vêm sendo avaliadas em diferentes áreas. O excedente de areia tem sido aplicado na confecção de concreto não estrutural (Stern, 1995), como agregado em massa asfáltica (Hill *et al.*, 2001; Núñez *et al.*, 2003); e na fabricação de tijolos (Campanili, 2003). Detalhes destas aplicações não serão abordados nesta revisão por estarem em desacordo com os objetivos almejados. Contudo, ressalta-se que há implicações na destinação da areia para reuso externo, como a necessidade de um tratamento prévio por parte da fundição (Philbin, 1995) e a exigência do mercado em ter constância no fornecimento e homogeneidade de matéria-prima (Mariotto, 2000b).

Segundo Mariotto (2000a) o termo recuperação ou recirculação deve ser entendido como o retorno da areia resultante da etapa de desmoldagem a um novo ciclo de moldagem, através de tratamentos de destorroamento e remoção das incrustações metálicas.

Os ganhos financeiros podem ser a mola propulsora à implementação de um sistema de tratamento do excedente de areia de fundição, advindos da reutilização ou da inertização dessa areia. No Estado de São Paulo o custo de aterros para resíduo classe I pode chegar a R\$ 180,00/t (Mariotto, 2000a).

2.4 – Processos de regeneração da areia de fundição

O tratamento de resíduos sólidos é a última etapa no gerenciamento ambiental antes da disposição final e sua implantação depende de uma avaliação técnica, econômica e social. Os processos de tratamento são constituídos por operações que objetivam reduzir ou eliminar o potencial de periculosidade do resíduo. Os tipos de tratamento podem ser classificados segundo seus princípios de ação e transformação sobre o resíduo. Na Tabela 2.4 estão resumidos alguns dos tipos de tratamento, segundo seus princípios de atuação. Detalhes sobre cada um dessas técnicas de tratamento são facilmente encontrados na literatura aberta.

Tabela 2.4 – Tratamento de resíduos (Wentz, 1989; e Haas e Vamos, 1995)

Princípios	Técnica
Físico	- Destilação; - Filtração; - Sedimentação; - Centrifugação; - Cominuição.
Químico	- Precipitação; - Neutralização; - Troca Iônica; - Extração com Solventes.
Biológico	- Lodo Ativado; - Lagoa Aerada; - Lagoa de Estabilização; - Digestão Anaeróbica - Biossorção.
Térmico	- Incineração; - Vitrificação; - Secagem.

A opção por um processo de tratamento da areia excedente deve, conforme Lewandowski *et al.* (1996), considerar fatores como o tipo de areia, a característica do aglomerante, as regulamentações ambientais ou tipo de fundido produzido. Filipkowski *et al.* (2001) recomendaram identificar de qual etapa do processo de fundição a areia é originária, selecionar e separar os tipos de areia compatíveis e determinar as especificações e a aplicação da areia tratada.

Diehl (1998) apresentou um sistema orientativo para a escolha do sistema de tratamento em função do tipo de aglomerante aderido ao excedente de areia; da complexidade do equipamento de tratamento e; do grau de pureza da areia tratada.

Atenção será dada ao tratamento de regeneração, pois permite remover a camada de resina aderida aos grãos, concordando com os objetivos do estudo.

2.4.1 – Regeneração mecânica

A regeneração mecânica consiste na redução do tamanho dos torrões (aglomerado de grãos de areia provenientes da etapa de desmoldagem, que ainda permanece coeso) ou na remoção das camadas de aglomerante dos grãos de areia, através do atrito entre os grãos de areia ou entre estes e partes do equipamento. McCombe (1998) apresentou uma revisão dos tipos de equipamentos comerciais e suas características de operação, além de abordar a terceirização dos serviços de tratamento da areia, através de sistemas centralizados, nos quais a areia é transportada da fundição até a central; ou de sistemas móveis, que se deslocam até às fundições para tratar o resíduo.

O rendimento tende a ser baixo, pois alta eficiência exige intenso atrito, podendo fraturar os grãos e alterar significativamente a distribuição granulométrica (Diehl, 1998). Este modo de tratamento é particularmente eficiente quando a superfície do grão contém uma camada de aglomerante, orgânico ou inorgânico, dura e frágil (Mariotto, 2000b). Na Figura 2.8 estão representados alguns equipamentos utilizados para tratamento mecânico da areia de fundição.

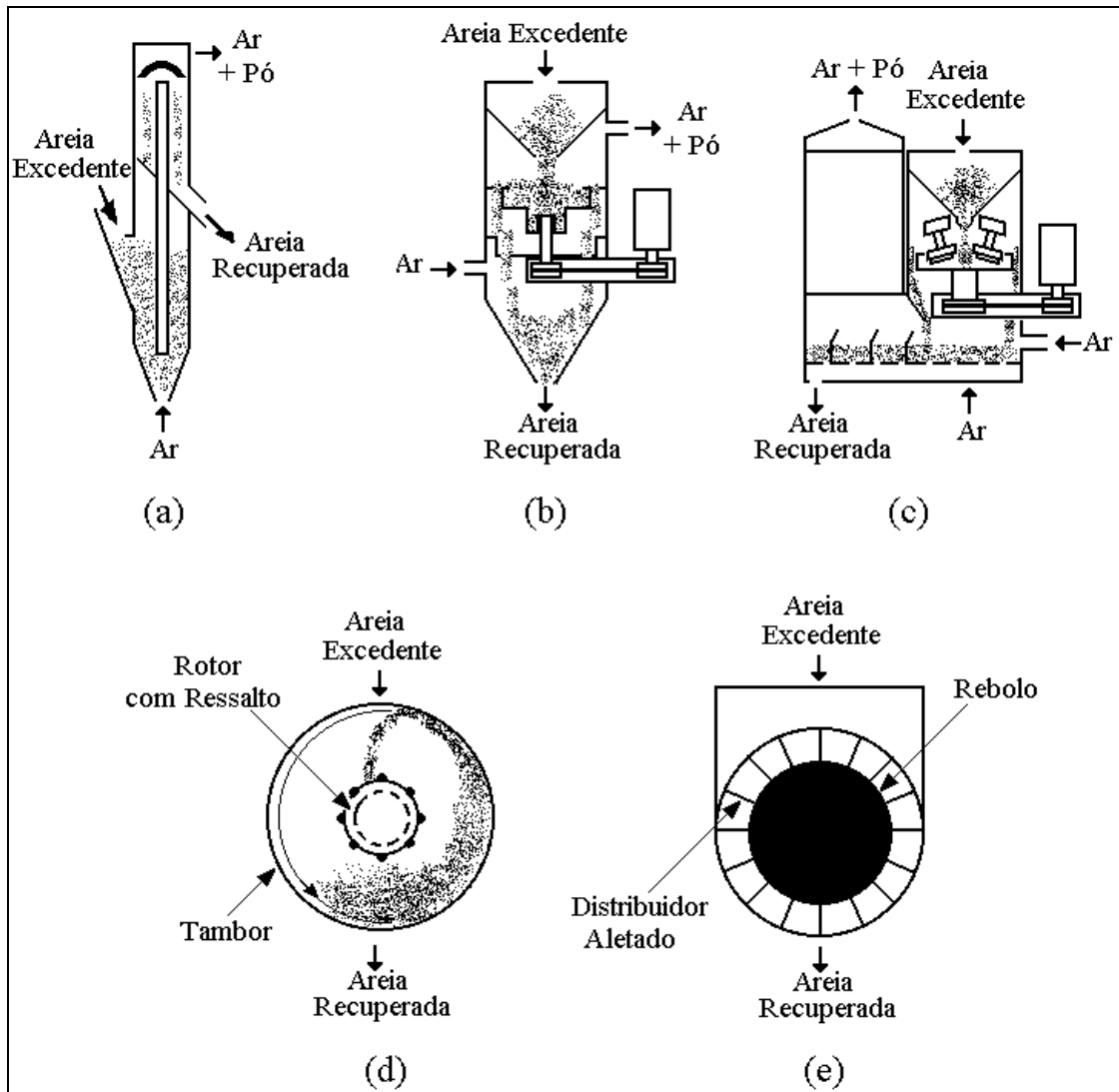


Figura 2.8 – Tipos de equipamentos utilizados na recuperação mecânica: (a) pneumático; (b) rotativo; (c) rotativo com atritor; (d) tambor rotativo; (e) esmerilhamento (Mariotto, 2000b)

A areia resultante da regeneração mecânica em geral apresenta elevadas porcentagens de perda ao fogo e significativa alteração em sua distribuição granulométrica. Morgan e Macler (1983) relataram valores de perda ao fogo entre 2 e 3,5% para a areia regenerada mecânica. Carter (1998) avaliou uma areia regenerada mecanicamente em relação à resistência a tração e a perda ao fogo, não encontrando diferença significativa de resistência entre esta e valores da areia nova, porém, em relação à perda ao fogo foi comprovada a existência de material orgânico após o tratamento, com porcentagem acima do mínimo exigido na especificação técnica.

Filipkowski *et al.* (2001) apresentaram resultados da distribuição granulométrica de uma areia regenerada mecanicamente em que a concentração granulométrica e o teor de finos foram menores para a areia regenerada. Este resultado incomum em regeneração mecânica foi devido a presença de grãos aglomerados retidos na peneiras mais grossas.

2.4.2 – Regeneração úmida

A regeneração úmida é realizada por agitação de uma suspensão de areia em água para dissolver o aglomerante, composto basicamente por substâncias hidrofílicas, como a bentonita na areia verde, ou solúveis em água, como o silicato de sódio. Os rendimentos obtidos são elevados, no entanto, o tratamento de água residual, requerido para o processo, exige equipamento de grande porte e a ocupação de extensas áreas, resultando num alto custo de investimento (Philbin, 1995).

Lopes *et al.* (2003) apresentaram um novo sistema desenvolvido pela White Martins/Guifa, Figura 2.9, em que a redução de sódio na areia usada no processo de vazamento foi de 60 a 85%.

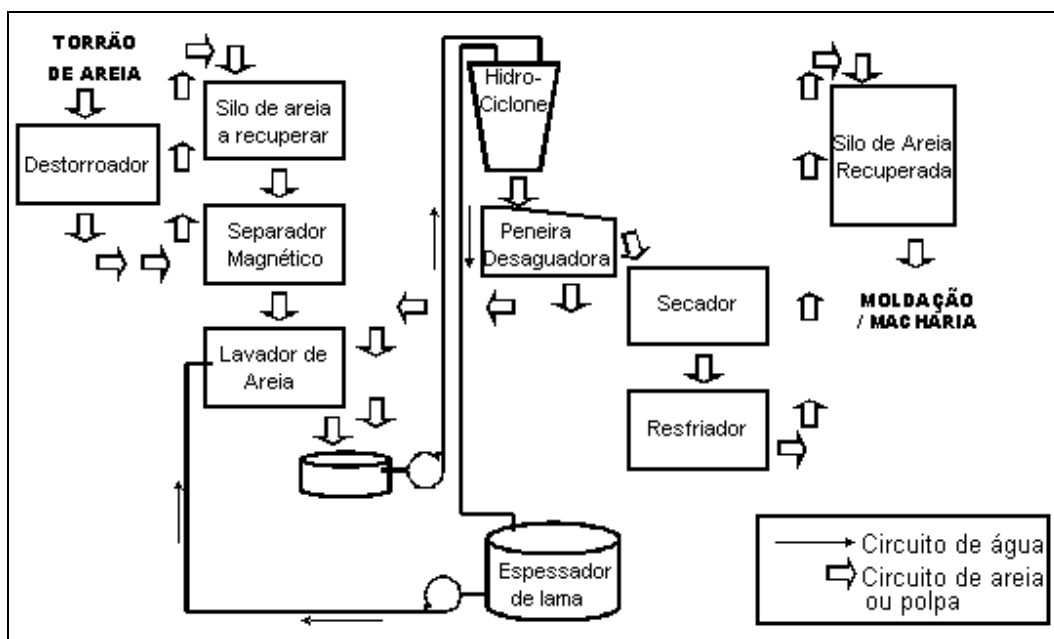


Figura 2.9 – Fluxograma do sistema de regeneração da White Martins/Guifa (Lopes *et al.*, 2003)

Resultados do ensaio de resistência à compressão da areia regenerada foram similares em relação a areia nova, sendo pouco superior a essa. Além disso, o processo não alterou significativamente a morfologia dos grãos. Os autores destacam que o consumo da água foi em circuito fechado, necessitando apenas da reposição em razão da evaporação. O consumo de água é uma característica importante neste tipo de processo de regeneração.

2.4.3 – Regeneração térmica

Fay (1993) definiu a regeneração térmica como o processo onde a areia atinge temperatura suficiente para que os constituintes orgânicos do aglomerante sejam queimados. Este tratamento não se aplica à areia aglomerada com resinas inorgânicas, pois estes constituintes permanecem aderidos aos grãos após a ação térmica.

A capacidade de regeneração é elevada, segundo Mariotto (2000b), os valores de eficiência de regeneração térmica, para as resinas furânica, fenólica e fenólica uretânica, estão na faixa de 98 a 100%.

Dois tipos de equipamentos são mais utilizados na regeneração térmica: forno rotativo, Figura 2.10, e leito fluidizado, Figura 2.11, ambos com aquecimento da areia por meio de combustão de gás ou óleo.

Há outras formas de aquecimento, como a desenvolvida pela empresa americana Castec, cuja fonte de calor é obtida através de resistências elétricas (McCombe, 1996), ou a aplicada pela fundição belga Magolux, que utiliza emissores elétricos de raios infravermelhos (Claesen e Martin, 1997).

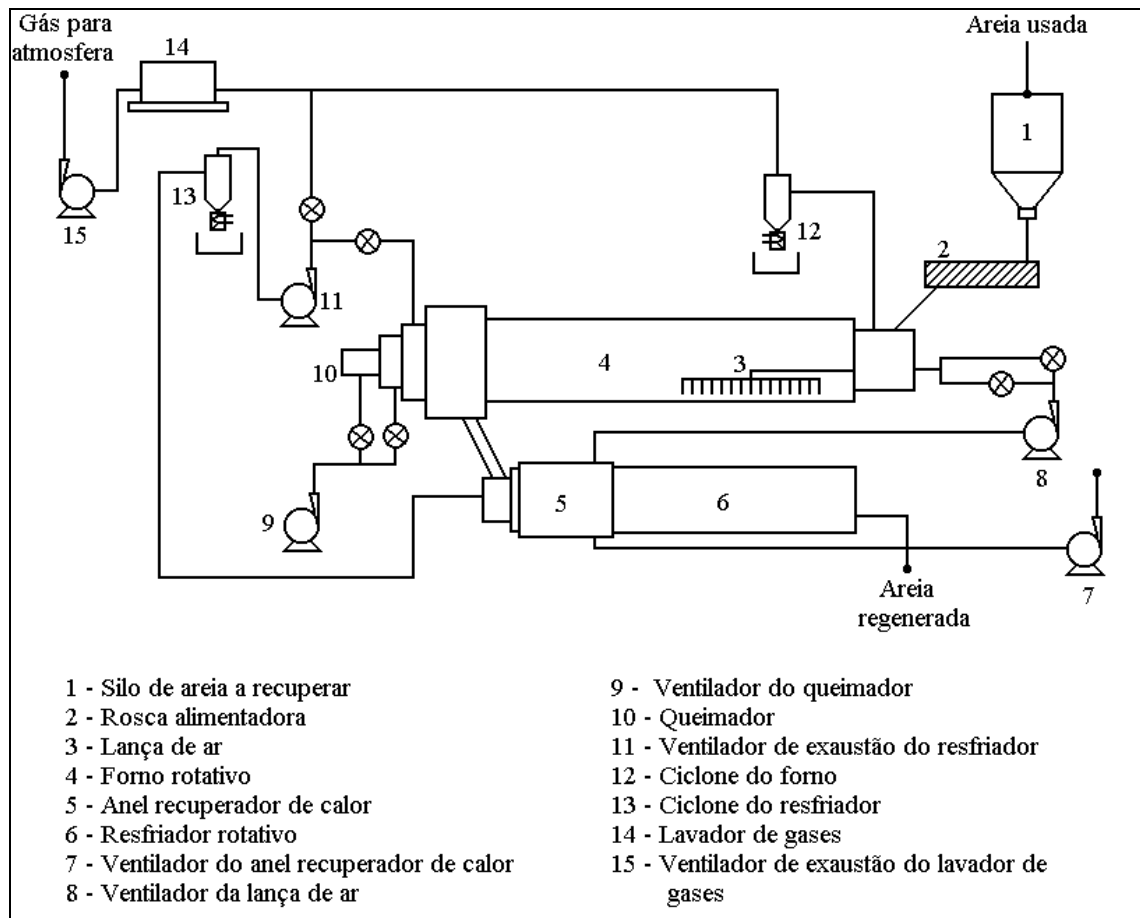


Figura 2.10 – Sistema de regeneração térmica em forno rotativo (Viana, 2003)

Viana (2003) apresentou um equipamento para processamento térmico de areia aglomerada com resina fenólica uretânica, baseado em um forno rotativo modificado pela inclusão de uma lança de ar ajustável, desenvolvido pela empresa de fundição Metso Minerals (Figura 2.10). Os resultados mostraram uma redução de aproximadamente 95% na compra de areia nova pela indústria, gerando uma economia anual em torno de R\$ 300.000,00 ou US\$ 109.000,00, como base o valor do dólar comercial de 17 de dezembro de 2004.

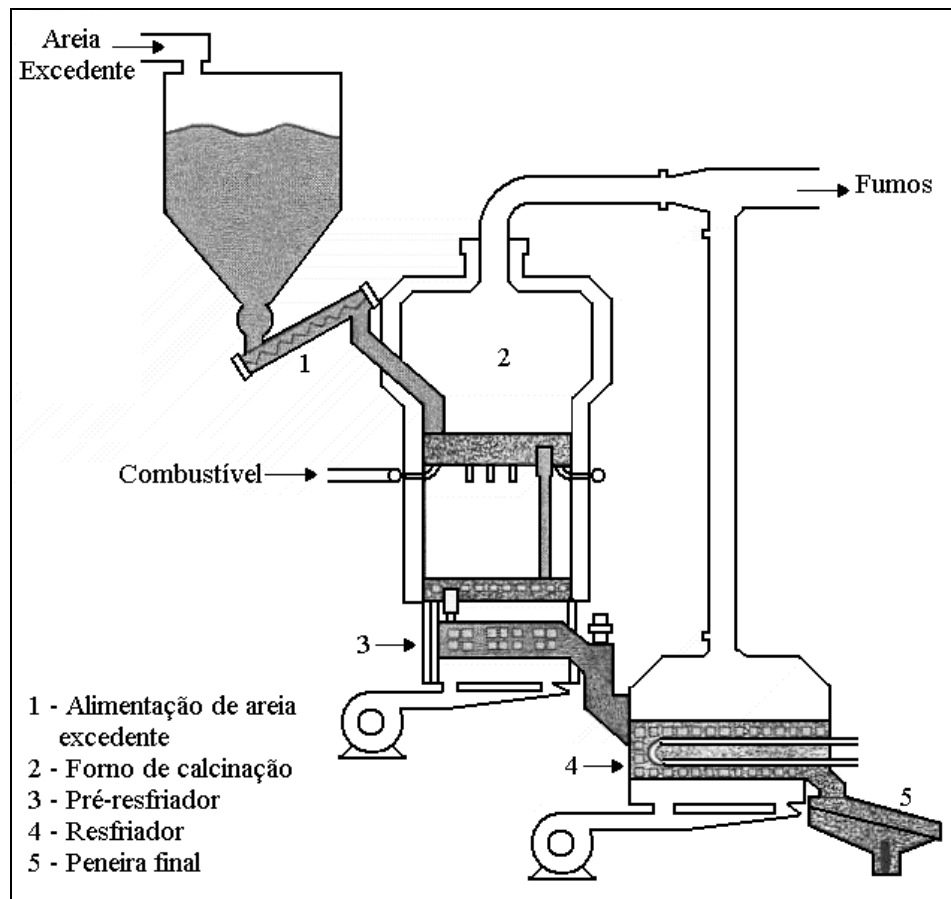


Figura 2.11 – Sistema de regeneração térmica em leito fluidizado (McCombe, 1996)

Peixoto e Guesser (2003) compararam as características e propriedades da areia regenerada e da areia nova. O sistema foi um leito fluidizado, de fabricação da empresa italiana Fataluminium, que operou nas temperaturas de 600°C e 630°C, utilizando a combustão de gás natural. Os resultados dos ensaios de resistência à tração foram similares aos da areia nova e a areia resultante da regeneração apresentou teores de constituintes orgânicos e umidade inferior à areia nova, caracterizando uma areia de melhor qualidade que a original.

A característica de melhor qualidade da areia regenerada termicamente foi relatada em muitos trabalhos, como os comentados a seguir.

Fay (1993) enumerou três razões para se realizar a regeneração da areia excedente, dentre essas estava a qualidade da areia regenerada, que pode ser superior à da areia nova. Segundo

Diehl (1998) as especificações de qualidade de uma areia regenerada não foram estabelecidas. Desta forma os trabalhos publicados apresentaram os resultados baseados em parâmetros de interesse de determinada fundição.

Wesp e Engelhardt (1992) encontraram na areia regenerada, uma resistência à tração maior do que na areia nova, após 24 horas. A maior resistência foi creditada ao fato da areia regenerada termicamente em leito fluidizado ter apresentado teor de finos consideravelmente menor em relação a areia nova.

Perbet (1992) encontrou um aumento nos valores de pH e de demanda ácida em uma areia regenerada termicamente, mas sem influência adversa sobre o desempenho da areia, em processo. O aumento dos valores de pH e de demanda ácida em areia regenerada termicamente também foi encontrado por Stahl (1994), que relacionou este aumento à composição química da areia. O pH pode ser afetado pela presença de cálcio, potássio e magnésio na areia nova, que aumentam a alcalinidade da areia regenerada termicamente, porém, segundo Stancliffe (1997), não causam problemas ao processo ou ao sistema de aglomeração.

Blackburn (1997) avaliou o parâmetro perda ao fogo de uma areia regenerada termicamente a diferentes temperaturas e concluiu que este diminui com o aumento da temperatura de tratamento, demonstrando a eficiência na “limpeza” da areia.

Freqüentemente os sistemas de regeneração térmica são criticados pelo elevado consumo energético operacional (Stancliffe, 1997; Magnani *et al.*, 1998; Lopes *et al.*, 2003), embora, o consumo não seja quantificado. Wesp e Engelhardt (1992) afirmaram que o custo da areia nova corresponde ao dobro do custo da areia regenerada, após comparação entre os dois custos. Entre os parâmetros comparados, a capacidade de recuperação de calor do sistema de regeneração foi identificada como significativa na composição dos custos da areia regenerada, enquanto para a areia nova, a elevação dos custos de disposição em aterro controlado foi considerada o parâmetro dominante.

Verifica-se que os trabalhos apresentados envolvem a regeneração da areia excedente, não havendo estudos que tratem da regeneração térmica da areia proveniente da confecção de machos que não puderam ser utilizados no vazamento por problemas detectados em suas estruturas. Esses machos apresentam um elevado teor de aglomerante, pois, não houve qualquer redução deste por ação térmica do metal líquido vazado. Mariotto (2000b) mencionou que regeneradores térmicos bem projetados e com operação contínua podem ser considerados autógenos para teores de aglomerantes da ordem de 4%.

2.5 – O fenômeno da fluidização

O leito fluidizado encontra aplicação em diversos segmentos industriais nas áreas química, petroquímica, farmacêutica, agrícola e alimentícia. Os processos envolvendo partículas e fluido são sinônimos de elevado grau de mistura, resultando em altas taxas de transferência de calor e de transferência de massa.

O regime de fluidização é dependente da velocidade com que o gás percola os espaços intersticiais entre as partículas. O aumento da velocidade do gás aumenta a força de arraste sobre as partículas, que em determinado instante iguala-se à força gravitacional e o leito começa a expandir-se. A velocidade do gás em que a transição do modo leito fixo para o modo fluidizado ocorre é denominada de velocidade de mínima fluidização (u_{mf}) e neste ponto o leito encontra-se em condição de velocidade incipiente, como ilustrado na Figura 2.12. Essa figura mostra a queda de pressão no leito de partículas em função da velocidade superficial do fluido.

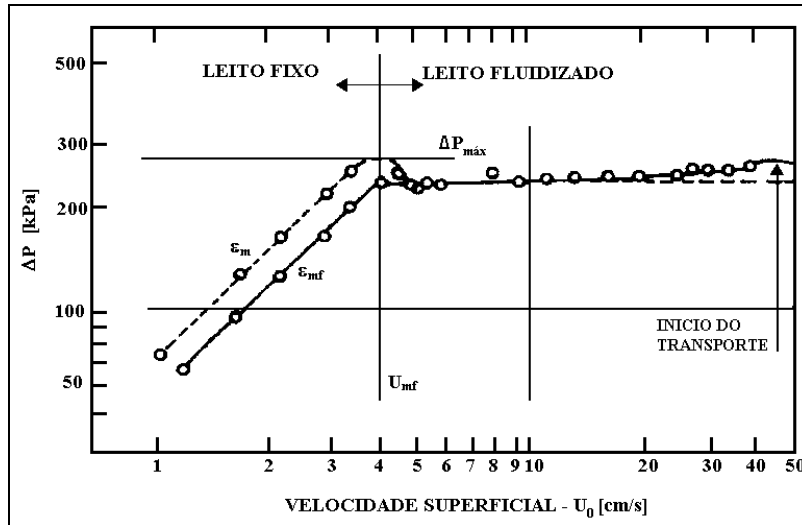


Figura 2.12 – Queda de pressão em função da velocidade superficial do gás (adaptado de Kunii e Levenspiel, 1991)

Os demais regimes de fluidização são atingidos com o subsequente aumento na vazão de gás, sendo também função das propriedades das partículas (massa específica; diâmetro e esfericidade) e do próprio gás de fluidização (massa específica e viscosidade). Os modos de contato entre um gás e um material sólido particulado podem ser representados como na Figura 2.13.

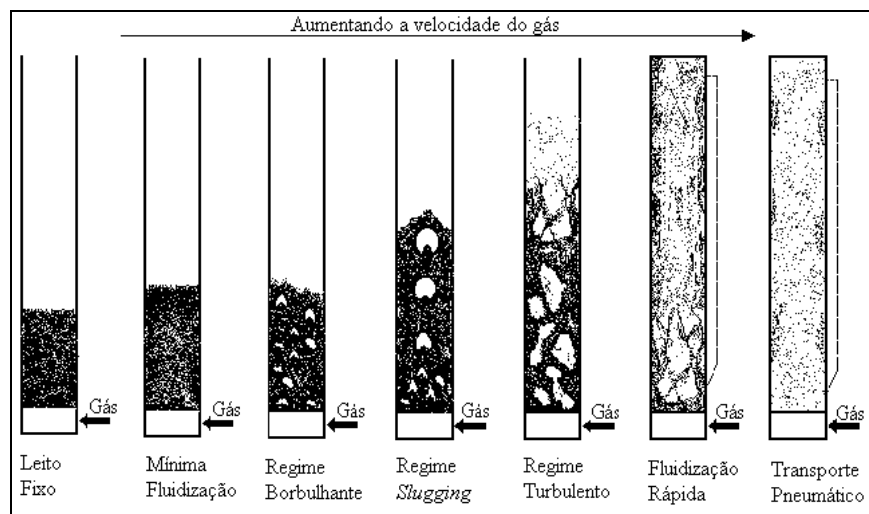


Figura 2.13 – Modos de contato gás-sólido (adaptado de Grace, 1986)

O comportamento fluidodinâmico de um leito fluidizado é fortemente dependente das características das partículas sólidas. Assim, Geldart (1973) sugeriu a classificação do material sólido em quatro grupos, em função de seu diâmetro e da diferença entre as massas específicas da partícula e do gás, resumidamente apresentados a seguir. Gráficamente, estes grupos são mostrados na Figura 2.14.

- Grupo A: sólidos facilmente fluidizados, tendo pequeno diâmetro e baixa massa específica. Apresentam fluidização homogênea antes do surgimento das primeiras bolhas. O particulado FCC é um exemplo típico de sólido que se enquadra neste grupo;
- Grupo B: a maioria dos particulados está classificada neste grupo. A massa específica e o diâmetro da partícula apresentam valores intermediários, sendo a areia um exemplo típico. A fluidização é heterogênea, para velocidades logo acima da de mínima fluidização;
- Grupo C: particulados de difícil fluidização em razão de forças existentes entre as partículas. Abrange os pós-coesivos, sendo o amido um exemplo de material pertencente a esse grupo;
- Grupo D: neste grupo os sólidos apresentam diâmetro e massa específica elevados. O regime de fluidização preferencial é o de leito de jorro, caracterizado por um canal central por onde escoo o gás de fluidização. Grãos de soja podem ser citados como exemplo desse grupo.

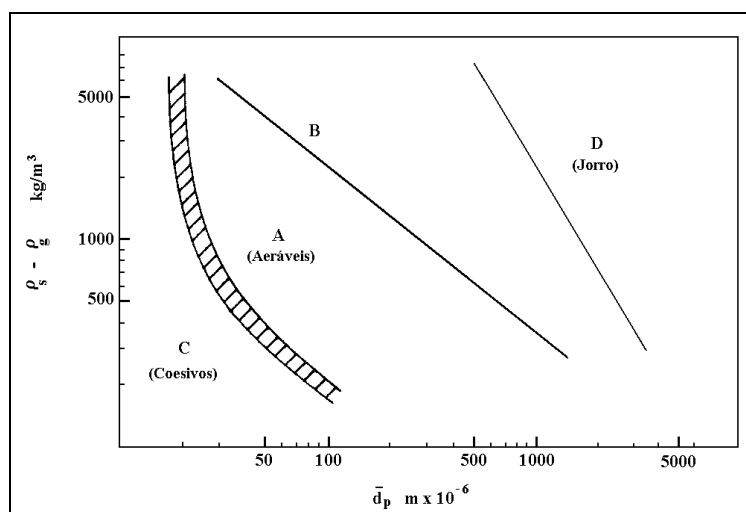


Figura 2.14 – Diagrama de classificação de partícula (adaptado de Geldart e Williams, 1985)

2.5.1 – Fluidodinâmica do leito

As velocidades limitantes do regime de contato sólido-fluido, dito fluidizado, são a velocidade de mínima fluidização (u_{mf}) e a velocidade terminal (u_t) e, portanto merecem especial atenção. A velocidade de mínima fluidização pode ser obtida medindo-se a queda de pressão através de um leito de partículas em função da velocidade do gás. Ela é atingida quando o aumento da velocidade do gás não mais provocar o aumento da queda de pressão no leito, comportamento característico da condição de leito fixo.

Segundo Kunii e Levenspiel (1991), no estado de mínima fluidização, a força de arraste provocada pela corrente ascendente de gás é praticamente igual ao peso das partículas e, portanto, permanece constante até que as partículas sejam arrastadas do leito.

$$F_{\text{arraste}} = \Delta P_{mf} A = (\rho_s - \rho_g)(1 - \varepsilon_{mf})AH_{mf} = \Delta P_L A \quad (2.1)$$

Logo:

$$\frac{\Delta P_L}{H_{mf}} = (1 - \varepsilon_{mf})[(\rho_s - \rho_g)g] \quad (2.2)$$

onde

ΔP_L queda de pressão através do leito [Pa]

ΔP_{mf} queda de pressão através do leito na condição de mínima fluidização [Pa]

H_{mf} altura do leito em mínima fluidização [m]

A área transversal do leito fluidizado [m²]

g aceleração da gravidade [m/s²]

ε_{mf} porosidade do leito em mínima fluidização [-]

ρ_s massa específica do material sólido [kg/m³]

ρ_g massa específica do gás [kg/m³]

Assim, para o cálculo da velocidade de mínima fluidização, a combinação entre a equação de Ergun (1952), *apud* Kunii e Levenspiel (1991), obtida para o escoamento de um fluido através de um leito fixo de partículas e a Equação (2.1), resulta em:

$$\frac{1,75}{\varepsilon_{mf}^3 \phi_s} \text{Re}_{mf}^2 + \frac{150(1 - \varepsilon_{mf})}{\varepsilon_{mf}^3 \phi_s^2} \text{Re}_{mf} = \text{Ar} \quad (2.3)$$

onde

ϕ_s esfericidade das partículas sólidas [-]

$$\text{Re}_{mf} \text{ n}^\circ \text{ de Reynolds baseado na condição de mínima fluidização} - \text{Re}_{mf} = \frac{\bar{d}_p u_{mf} \rho_g}{\mu_g} \quad (2.4)$$

$$\text{Ar} \text{ número de Arquimedes} - \text{Ar} = \frac{\bar{d}_p^3 \rho_g (\rho_s - \rho_g) g}{\mu_g^2} \quad (2.5)$$

$$\bar{d}_p \text{ diâmetro médio de Sauter das partículas [m]} - \bar{d}_p = \frac{1}{\sum_i \frac{x_i}{d_{p_i}}} \quad (2.6)$$

μ_g viscosidade dinâmica do gás [kg/ms]

x_i fração em massa dos sólidos com diâmetro d_{p_i}

d_{p_i} diâmetro médio entre peneiras adjacentes [m]

A aplicação da Equação (2.3) necessita de informações referentes ao material sólido particulado, como a esfericidade e o diâmetro médio, e ao gás de fluidização, como a massa específica e a viscosidade. A porosidade do leito em condição de mínima fluidização pode ser determinada experimentalmente ou por meio de correlações, como a proposta por Broadhurst e Becker (1975).

$$\varepsilon_{mf} = 0,586 \phi_s^{-0,72} \left(\frac{1}{\text{Ar}} \right)^{0,029} \left(\frac{\rho_g}{\rho_s} \right)^{0,021} \quad (2.7)$$

A Equação (2.7) tem sua aplicação limitada à: $0,85 < \phi_s < 1$ e $500 < \rho_s/\rho_g < 10^5$.

Para a situação em que a porosidade do leito, em condição de mínima fluidização, e a esfericidade da partícula são desconhecidas, foram propostas correlações baseadas em dados experimentais, como a proposta por Wen e Yu, *apud* Kunii e Levenspiel (1991), onde estes parâmetros foram concentrados em um par de constantes. Sangeetha *et al.* (2000) e Yang (2003) tabelaram correlações propostas para o cálculo da velocidade de mínima fluidização podendo haver diferenças significativas entre elas. A Equação (2.8) é a forma simplificada da equação de Ergun com as aproximações propostas por Wen e Yu.

$$\frac{\bar{d}_p u_{mf} \rho_g}{\mu_g} = [(33,7)^2 + (0,0408Ar)]^{1/2} - 33,7 \quad (2.8)$$

De acordo com Grace (1982) a substituição da constante 33,7 por 27,2 melhora o ajuste com os dados experimentais para partículas finas.

Um aspecto relevante foi abordado por Botterill *et al.* (1982), verificando que a maioria das correlações para se estimar a velocidade de mínima fluidização foi obtida em condições ambientais, ou seja, a pressão e temperatura atmosféricas, o que induz a afastamentos em relação a dados experimentais obtidos em condições de altas temperaturas e pressão. Fletcher *et al.* (1992) apontaram a falta da informação sobre esses parâmetros em muitos trabalhos, onde a temperatura é muitas vezes mencionada como temperatura ambiente ou “da sala”, enquanto a pressão sequer é mencionada.

Em estudos a elevadas temperaturas, a seleção de uma correlação dentre as disponíveis na literatura deve ser objeto de atenção por parte dos pesquisadores. Botterill *et al.* (1982) relataram que, para partículas do grupo B de Geldart, a porosidade do leito em condição de mínima fluidização varia com a temperatura e que negligenciar esta variação é a razão pela qual a estimativa da velocidade de mínima fluidização torna-se imprecisa em altas temperaturas. Segundo Kunii e Levenspiel (1991) a porosidade de mínima fluidização aumenta em cerca de 8% para temperaturas acima de 500°C.

O efeito da temperatura e pressão sobre a velocidade de mínima fluidização pode ser verificado através da análise da equação proposta por Rowe (1984) que rearranjou a Equação (2.3) visando expressar u_{mf} em termos de variáveis operacionais:

$$u_{mf} = \frac{\mu_g}{\rho_g dp} 42,9(1 - \varepsilon_{mf}) \left\{ \left[1 + 3 \times 10^{-4} \frac{\varepsilon_{mf}^3}{(1 - \varepsilon_{mf})^2} Ar \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad (2.9)$$

Rowe (1984) mostrou que o efeito da pressão depende do diâmetro das partículas, observando-se o decréscimo da velocidade de mínima fluidização com o aumento da pressão na faixa entre 1 a 20bar. Esse decréscimo é mais acentuado à medida que o diâmetro da partícula aumenta.

O efeito da temperatura também pode ser observado através da análise da Equação (2.9), uma vez que a massa específica do gás é inversamente proporcional à sua temperatura absoluta, diminuindo com o aumento da temperatura; a viscosidade do gás, entretanto, aumenta com o aumento da temperatura, sendo proporcional a T^n , onde n é usualmente um valor entre 0,5 e 1,0. Para partículas do grupo B de Geldart o efeito observado é, principalmente, o aumento da velocidade de mínima fluidização em função do efeito na massa específica do gás seguido pelo decréscimo, à medida que o efeito viscoso torna-se dominante (Yang, 2003).

A forma como o gás de fluidização percola o leito de partículas sólidas é importante na operação, análise e interpretação da fluidodinâmica de um leito fluidizado. Para o modo de contato gás-partículas sólidas tipo borbulhante, o gás de fluidização percola o leito na forma de bolhas, que tendem a coalescer, diminuindo sua quantidade e aumentando seu tamanho à medida que se afasta da base do leito. Os livros texto de Geldart (1986), Davidson *et al.* (1985) e Kunii e Levenspiel (1991) apresentam extensiva abordagem sobre a fluidodinâmica de leitos fluidizados. Dentre os fatores que influenciam a forma, o tamanho, a frequência e a velocidade da bolha, estão o projeto da placa distribuidora, o diâmetro da partícula e a velocidade superficial do gás. Na literatura existem correlações para estimar essas características, contudo, devida atenção deve ser dada à aplicabilidade de cada uma, em razão das condições operacionais em que foram obtidas.

Dentre as correlações mais aplicadas, pode-se citar as de Mori e Wen (1975) e de Darton *et al.* (1977), obtidas para placas perfuradas. Esta última apresentada a seguir. Essas correlações estão baseadas na teoria das duas fases, a qual considera que todo o gás em excesso àquele necessário para a mínima fluidização escoar através do leito de partículas sólidas na forma de bolhas.

$$d_b = \frac{0,54(u_0 - u_{mf})^{0,4} (z + 4\sqrt{A/N_{or}})^{0,8}}{g^{0,2}} \quad (2.10)$$

onde

- d_b diâmetro de bolha [m]
- u_0 velocidade superficial do gás de fluidização [m/s]
- u_{mf} velocidade de mínima fluidização [m/s]
- z posição longitudinal no leito a partir do distribuidor [m]
- A área transversal do leito [m²]
- N_{or} número de orifícios do distribuidor

O diâmetro da bolha pode ser estimado para qualquer altura acima da placa distribuidora através da Equação (2.11).

$$d_b = d_{b_{max}} - (d_{b_{max}} - d_{b_0})e^{-0,3z/D} \quad (2.11)$$

onde

- D diâmetro do leito [m]
- $d_{b_{max}}$ diâmetro máximo da bolha, sendo segundo Mori e Wen (1975) calculado por

$$d_{b_{max}} = 0,652[A(u_0 - u_{mf})]^{2/5} \quad (2.12)$$
- d_{b_0} diâmetro inicial da bolha no distribuidor [cm]

Na Equação (2.12) a velocidade superficial do gás de fluidização e a velocidade de mínima fluidização devem ser expressas em cm/s.

Para a determinação do diâmetro inicial da bolha em placas perfuradas, Yang (2003) propôs a utilização da equação de Mori e Wen (1975).

$$d_{b0} = 0,347 \left[\frac{A(u_0 - u_{mf})}{N_{or}} \right]^{2/5}, \text{ unidades no S.I.} \quad (2.13)$$

A validade dessas equações foi testada dentro das faixas mostradas a seguir:

- $0,3 < D < 1,3\text{m}$
- $6 \times 10^{-5} < \bar{d}_p < 4,5 \times 10^{-4}\text{m}$
- $0,005 < u_{mf} < 0,2\text{m/s}$
- $u_0 - u_{mf} < 0,48\text{m/s}$

Além do diâmetro da bolha, a velocidade (u_b) com que esta ascende o leito fluidizado também deve ser analisada, pois disso depende, por exemplo, a transferência de massa ou de calor entre as fases bolha e emulsão.

Considerando-se uma bolha isolada e desprezando-se o efeito da parede, Davidson e Harrison (1963), *apud* Yates (1983), propuseram a seguinte correlação empírica para o cálculo da velocidade ascendente da bolha:

$$u_b = 0,711(gd_b)^{1/2} \quad (2.14)$$

Para bolhas em leitos borbulhantes, onde existe a presença de várias bolhas, os autores propuseram a seguinte correlação empírica:

$$u_b = (u_0 - u_{mf}) + 0,711(gd_b)^{1/2} \quad (2.15)$$

Segundo Clift e Grace (1985) a expansão do leito fluidizado ocorre em função do aumento do volume ocupado pelas bolhas ou do aumento da porosidade do leito e, baseados na teoria das duas fases, apresentaram uma formulação para estimar a altura de leito expandido (H). Esta formulação foi obtida a partir de evidências de que para partículas do Grupo B e D de Geldart a porosidade da fase emulsão permanece muito próxima da porosidade de mínima fluidização (ϵ_{mf}), assim, a expansão do leito (δ) deve-se somente ao aumento do volume ocupado pelas bolhas.

$$\delta = \frac{H - H_{mf}}{H} = \frac{u_0 - u_{mf}}{u_b} \quad (2.16)$$

A altura do leito na condição de mínima fluidização (H_{mf}) pode ser estimada a partir da hipótese de que a queda de pressão através do leito de partículas sólidas é igual ao peso dessas, conforme mostrado na Equação (2.1). A partir dessa hipótese obtém-se:

$$H_{mf} = \frac{m_s}{\rho_s A (1 - \epsilon_{mf})} \quad (2.17)$$

onde

m_s massa de sólidos no leito [kg]

A massa de sólidos no leito pode ser obtida através da equação:

$$m_s \cong m_L = \frac{\Delta P_L A}{g} \frac{\rho_s}{(\rho_s - \rho_g)} \quad (2.18)$$

Um modelo mais recente para prever a expansão do leito (δ) em função da força de arraste adimensional (F^*) foi desenvolvido por Lofstrand *et al.* (1995):

$$\delta = 0,11(F^* - 1)^{0,34} \quad (2.19)$$

onde

$$F^* = \frac{Re_p}{\epsilon_{mf} \phi_s^2 Ar} \left[150 \frac{(1 - \epsilon_{mf})}{\epsilon_{mf}} + 1,75 \phi_s Re_p \right] \quad (2.20)$$

Segundo Yang (2003) essa correlação fornece bons resultados para leitos fluidizados operando com partículas do Grupo B e D de Geldart até temperaturas em torno de 850°C.

Como comentado anteriormente, um parâmetro igualmente importante é a velocidade terminal (u_t) que corresponde à velocidade do gás onde existe equilíbrio entre as forças de arraste e o peso da partícula sólida de tal forma que o aumento da velocidade do gás acima da velocidade terminal irá provocar o arraste da partícula do leito fluidizado.

A velocidade terminal pode ser estimada, para partículas não esféricas, através do conjunto de equações apresentado em Kunii e Levenspiel (1991, p. 80) e que são listadas a seguir:

$$dp^* = dp \left[\frac{\rho_g (\rho_s - \rho_g) g}{\mu_g^2} \right]^{1/3} \quad (2.21)$$

$$u_t^* = u_t \left[\frac{\rho_g^2}{\mu_g (\rho_s - \rho_g) g} \right]^{1/3} \quad (2.22)$$

$$u_t^* = \left[\frac{18}{(dp^*)^2} + \frac{2,335 - 1,744 \phi_s}{(dp^*)^{0,5}} \right]^{-1}, \text{ para } 0,5 < \phi_s < 1 \quad (2.23)$$

onde

dp^* diâmetro adimensional da partícula [-]

u_t^* velocidade terminal adimensional [-]

O efeito da temperatura e pressão na velocidade terminal é causado principalmente pela variação na viscosidade e massa específica do gás (Yates, 1996). Para sólidos do Grupo B de Geldart, o aumento da pressão provoca redução significativa da velocidade terminal na faixa entre 1 e 20bar. O aumento da temperatura, no entanto, provoca um aumento na velocidade terminal em função do domínio das forças inerciais sobre as forças viscosas e do efeito da temperatura na redução da massa específica do gás.

Leitos borbulhantes operam normalmente com velocidades superficiais bem menores que a velocidade terminal para evitar o arraste de partículas do leito.

2.6 – Incineração

Quando a destinação de resíduos é o tratamento através do processo de incineração as divergências surgem. De um lado organizações não governamentais, como *Greenpeace* e mais recentemente a GAIA (*Global Anti-Incinerator Alliance*), criticam e condenam a atividade, do outro, técnicos indicam o tratamento, convictos de ser essa a solução para os resíduos gerados. As primeiras unidades de incineração descarregavam os gases diretamente na atmosfera e a principal função era a redução de volume dos resíduos. Muito se fez e atualmente os incineradores atendem às suas funções básicas com elevada eficiência, devido em grande parte, aos avanços tecnológicos na área de tratamento dos gases produtos da combustão.

Com o aporte tecnológico houve acréscimos nos custos operacionais de um incinerador, porém, se considerada a capacidade de recuperação de energia, o balanço financeiro deve mudar consideravelmente. Menezes *et al.* (2000) debateram este aspecto em relato sobre a incineração no Brasil e afirmaram que a recuperação de energia era incipiente e instalações seriam rentáveis com capacidade acima de 250t/dia. A questão financeira é um empecilho para a implementação de qualquer projeto e em especial para o Brasil esta é sem dúvida um fator limitante para que novos projetos se tornem realidade, pois os investimentos iniciais são elevados. Como exemplo tem-se a cifra de US\$ 6,5 milhões referente a um incinerador tipo forno rotativo, desenvolvido pela empresa Basf e locado em suas dependências (Furtado, 2000).

Apesar dos custos elevados, a incineração é, segundo Harris *et al.* (1985), o melhor método de tratamento de resíduos sólidos, considerando-se os aspectos técnico e ambiental, oferecendo confiabilidade, segurança e eficiência.

Dempsey e Oppelt (1993) definiram a incineração como:

“A incineração é um processo de engenharia que emprega a decomposição térmica via oxidação térmica a altas temperaturas (usualmente 900°C ou mais) para a destruição da fração orgânica do resíduo e redução do volume.”

Esses autores fizeram uma extensa e abrangente revisão sobre o tema, abordando a participação da sociedade, o histórico da incineração, as legislações, as tecnologias, as emissões e outros aspectos relacionados. Foi relatado um estudo realizado pela Agência dos Estados Unidos de Proteção Ambiental para avaliar o dilema dos benefícios contra as preocupações da opinião pública, segundo o qual os principais tópicos enumerados pelos cidadãos, em ordem de importância, foram:

- Vazamento de material perigoso no armazenamento, tratamento e manuseio;
- Impacto na saúde e no meio ambiente;
- Processo inadequado de seleção do local;
- Desconfiança em relação aos operadores e proprietários de incineradores;
- Ineficiência por parte das agências governamentais na fiscalização.

Verifica-se que as preocupações envolvem aspectos técnicos, gerenciais e políticos, demonstrando um conhecimento maior dos cidadãos em relação à sua posição na sociedade e as empresa e agências governamentais não estão desatentas a esta conscientização. Furtado (2000) relata os casos da empresa Teris do Brasil, que possui prédio para armazenagem dos resíduos com sistema à prova de explosão, de contenção externa e interna, além de *sprinklers*, e da empresa Basf que dispõe de câmaras de vídeo para acompanhar a queima dentro do incinerador. As agências não estão menos envolvidas, sendo responsabilizadas, em parte, pelos elevados custos de operação em razão das exigências nos licenciamentos e monitoramentos operacionais.

Um sistema de incineração consiste basicamente de quatro operações: preparação e alimentação do resíduo; processo de combustão; controle da poluição; tratamento do resíduo final. A Figura 2.15 mostra o fluxograma dessas operações e seus complementos. Nessa figura também são apresentados os tipos de incineradores mais aplicados comercialmente, porém, serão comentadas apenas as características de operação do leito fluidizado. Informações e detalhamentos sobre cada uma das operações e de cada um dos incineradores podem ser encontrados em diversos livros texto, como em Bonner *et al.* (1981), Theodore e Reynolds (1987) Brunner (1988).

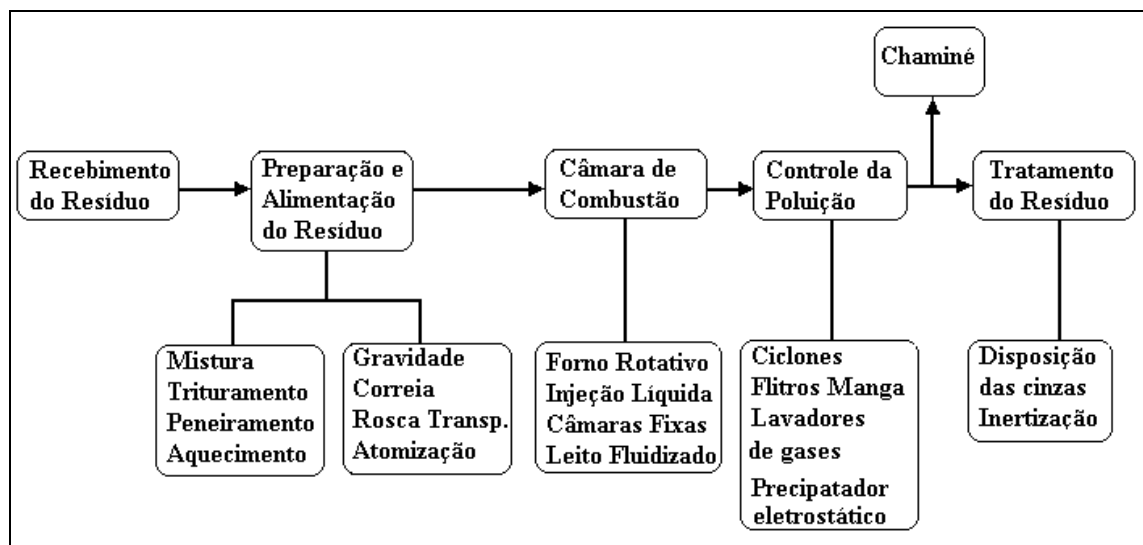


Figura 2.15 – Fluxograma de um sistema de incineração (adaptado de Dempsey e Oppelt, 1993)

Um exemplo de incinerador com leito fluidizado pode ser visualizado na Figura 2.16, consistindo basicamente de uma câmara de combustão, uma placa distribuidora, um sistema para alimentação do resíduo e outro para o combustível auxiliar. A câmara é revestida por refratários e há duas seções denominadas: leito e *freeboard*. No leito são adicionados materiais de inertes como areia, alumina e carbonato de cálcio. A seção superior da câmara, onde praticamente não há presença do material inerte, é o *freeboard*. Na parte inferior do leito está situada a placa distribuidora, através da qual o ar de combustão é injetado a uma velocidade que garanta a fluidização do material inerte e do resíduo.

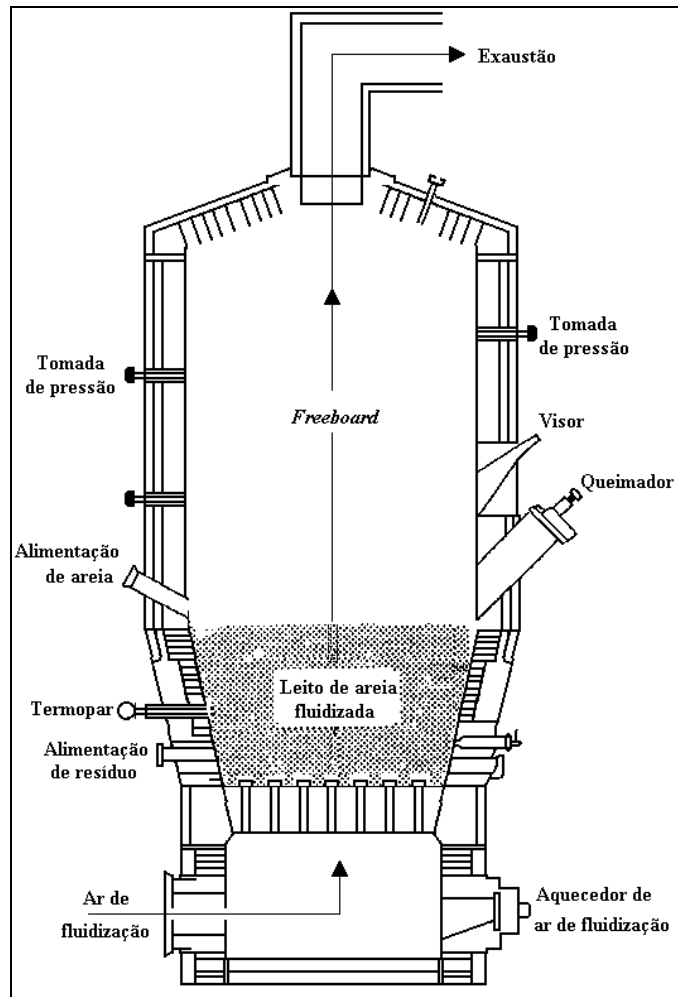


Figura 2.16 – Incinerador tipo leito fluidizado (adaptado de Theodore e Reynolds, 1987)

Incineradores de leito fluidizado podem ter projetos de leito do tipo circulante ou borbulhante. Basicamente os dois tipos de leito diferem quanto ao tamanho da área transversal e quanto à velocidade de operação, que segundo Sadhukhan e Bradford (1993) está na faixa de 0,3 a 3m/s para leito borbulhante e até 12m/s para leito circulante. A área transversal é menor nos leitos circulantes e estes têm maior altura, para que o tempo de residência seja adequado aos mecanismos de conversão.

A tecnologia atualmente disponível dos incineradores do tipo leito fluidizado permite que os mesmos possam competir com os demais incineradores, dependendo da natureza do resíduo a ser incinerado e do tamanho do equipamento em questão. Quanto à natureza dos resíduos

incinerados em leito fluidizado Saxena (1998) citou os resíduos municipais, agrícolas, hospitalares e petroquímicos além de óleo, lodos e solos contaminados.

Saxena e Jotshi (1994) resumiram as características favoráveis e desfavoráveis dos incineradores de leito fluidizado. Como características favoráveis relacionaram o fato de poder ser indicado para resíduos sólidos, líquidos e gasosos e área superficial ativa elevada. Como características desfavoráveis mencionaram a dificuldade de remoção das cinzas e a não recomendação para resíduos cujas cinzas possam fundir na temperatura de incineração.

Pode-se citar a técnica difundida na combustão de carvão de neutralização *in situ* dos gases ácidos, por meio de cal, calcário ou adição de carbonato, como uma vantagem adicional deste tipo de incinerador. Por outro lado, a obrigatoriedade de um tratamento prévio do resíduo visando a redução do diâmetro das partículas como outra desvantagem. Segundo Hristov (2002) através dessa redução procura-se obter material particulado com diâmetro médio inferior a 5mm.

Segundo Bamford (1981) o tamanho da partícula influencia diretamente a transferência de calor dentro do incinerador. Partículas menores no leito garantem maior resistência à passagem do gás de fluidização propiciando menor taxa de formação de bolhas e maior contato gás-partícula, sendo esse contato responsável pelas altas taxas de transferência de calor e massa no leito. Do contrário, leitos que operam com partículas de resíduos maiores tendem a ter bolhas grandes, resultando em oxidação ineficiente devido à pequena interação gás-partícula.

As propriedades ou características de um resíduo podem afetar positiva ou negativamente a operação dos diversos tipos de incineradores. Bonner *et al.* (1981) salientaram a importância da energia de dissociação; do poder calorífico; da concentração de cinzas e da concentração de constituintes inorgânicos sobre o processo.

Como mencionado, o objetivo da incineração é reduzir os resíduos perigosos em cinzas que possam ser depositadas em aterros apropriados, assegurando durante o processo que as emissões gasosas não afetem negativamente o ambiente. Assim, deve-se monitorar e controlar os fatores que influenciam o processo de incineração, melhorando o desempenho do equipamento.

Theodore e Reynolds (1987) relacionaram os quatro parâmetros principais que influenciam diretamente na eficiência de destruição de um incinerador: a temperatura; o tempo de residência dos gases; a turbulência e o oxigênio. A temperatura, o tempo de residência e a turbulência são comumente referidos com os 3Ts de um reator.

Lin *et al.* (2004) realizaram estudos de combustão em leito fluidizado e sugeriram uma aproximação para cálculo da eficiência de combustão baseada na determinação da composição dos gases de exaustão e na hipótese de que todo o carbono que é alimentado no incinerador é convertido em monóxido e dióxido de carbono, não havendo perdas na conversão, por exemplo, através de carbono nas cinzas, conforme a Equação (2.24).

$$\eta_c = \frac{\%CO_2}{\%CO_2 + \%CO} \times 100\% \quad (2.24)$$

Os incineradores tipo leito fluidizado possuem algumas particularidades em relação aos 3Ts: elevadas taxas na transferência de calor e massa; turbulência nas fases gasosa e emulsão e; temperatura uniforme ao longo do leito. Hristov (2002) mencionou que moderada temperatura de operação e a turbulência criam um ambiente favorável à combustão de vários combustíveis de baixa qualidade, resíduos de madeira, resíduos sólidos.

Segundo Moura e Bufo (1997) a influência do aumento da temperatura de incineração é representada pela lei de Arrhenius, que mostra o crescimento exponencial da taxa de reação química e sua sensibilidade com o valor da energia de ativação.

$$k = k_0 \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (2.25)$$

onde

k_0 fator de frequência

E energia de ativação

R constante dos gases ideais

T temperatura absoluta

Assim a destruição dos constituintes menos voláteis e com maior energia de ativação é conseguida com a elevação da temperatura. Valores típicos de temperatura para operação de um incinerador de leito fluidizado estão entre 750 a 850°C, conforme encontrado em Gulyurtlu *et al.*(2004). Embora valores menores como 597 a 618°C (Ishikawa *et al.*, 1997) e 590 a 710°C (Komatina *et al.*, 2006) ou maiores como 1000°C (Wey *et al.*, 2001) podem ser encontrados na literatura.

O tempo de residência dentro da câmara é dependente do tipo e tamanho do incinerador, além de diversos parâmetros, tais como: temperatura de operação, quantidade de ar em excesso, estado físico do resíduo e tamanho da partícula, entre outros. Leckner (1998) mencionou que o aumento na altura do leito aumentou o tempo de residência e melhorou a eficiência da combustão, embora esta solução não seja suficiente para combustíveis menos reativos, que necessitam de temperaturas mais elevadas, maiores excesso de ar, além da recirculação das cinzas.

A turbulência é uma característica favorável dos incineradores de leito fluidizado que os diferencia dos demais. O movimento das partículas sólidas e do gás em um leito é um mecanismo complexo, fortemente dependente das características dessas fases, envolvendo tamanhos e configurações de leito, distribuição de partículas sólidas, velocidades superficiais do gás de fluidização, entre outros fatores. Kunii e Levenspiel (1991, p. 138) procuraram generalizar, a partir de estudos de vários autores, o movimento dos sólidos particulados do Grupo B de Geldart para algumas características como razão entre a altura e o diâmetro do leito, velocidade de fluidização e o tipo de distribuidor. Esquemáticamente representaram o movimento conforme a Figura 2.17 e discutiram como segue.

As Figuras 2.17 a e b representam o movimento da emulsão para uma razão altura/diâmetro do leito menor que a unidade. O movimento da emulsão ocorre em forma de vórtices; ascendente próxima à parede do leito com retorno pelo centro, quando a velocidade de fluidização for baixa

(Figura 2.17a), e ascendente pelo centro com retorno próximo à parede quando a velocidade de fluidização for alta (Figura 2.17b).

A Figura 2.17c representa a forma de movimentação da emulsão quando a razão altura/diâmetro do leito está próxima à unidade, caracterizada pela ascensão inicial da emulsão próxima à parede, porém com retorno ocorrendo junto à parede e no centro do reator.

Para leitos com razão altura/diâmetro de leito maior que a unidade e altas velocidades de fluidização (Figura 2.17d) um segundo vórtice surge na seção superior do leito, tornando a circulação de sólidos mais vigorosa e dominando toda a fase da emulsão.

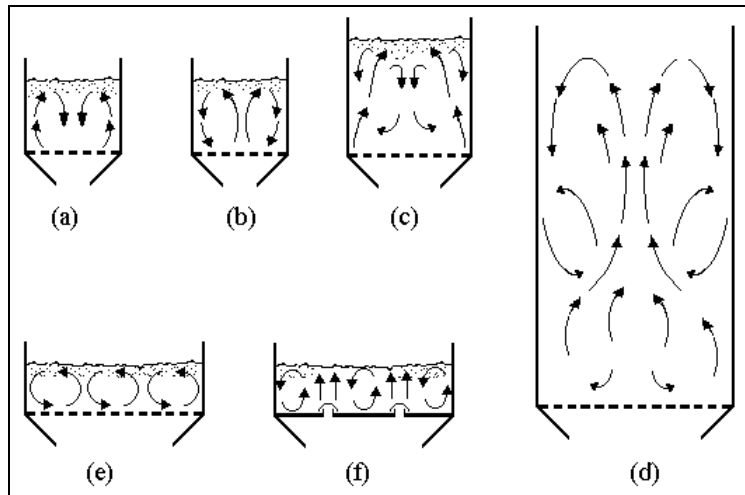


Figura 2.17 – Movimento dos sólidos em leito fluidizado borbulhante (Kunii e Levenspiel, 1991, p.140)

Segundo Sadhukhan e Bradford (1993) devido ao bom contato e rápida mistura entre os sólidos particulados e o gás, a taxa de combustão é mais rápida em leito fluidizado do que em forno rotativo, permitindo que altas taxas de destruição sejam atingidas, mesmo com temperaturas e excessos de ar relativamente baixos.

A câmara de combustão deve ter oxigênio suficiente para garantir a oxidação dos constituintes orgânicos (Dempsey e Oppelt, 1993). Porém, elevado excesso de ar pode propiciar a

formação de constituintes poluentes, como ocorre com óxidos de nitrogênio. Esta situação foi relatada por Leckner (1998) que observou que o excesso de ar era benéfico para a combustão e para a captura de enxofre, porém promovia a formação de óxidos de nitrogênio. Por característica inerente a um leito fluidizado, os incineradores desse tipo trabalham com excesso de ar menor que outros equipamentos sendo, segundo Saxena e Jotshi (1994), comum valores na faixa de 25 a 100%; enquanto em um incinerador tipo rotativo excessos de ar abaixo de 100% não fornecem contato sólido-ar adequado, nos quais valores usuais estão entre 140 e 210% (Bonner *et al.*, 1981). Corry e Rasmussen (1990) em estudo sobre incineração de resíduos de refinaria em leito fluidizado trabalharam com excesso de ar de 75%, enquanto Gulyurtlu *et al.* (2004) variaram o excesso de ar de 36 a 70%.

O excesso de ar pode contribuir de forma negativa na operação de um incinerador, diminuindo a temperatura dentro da câmara de combustão. A Figura 2.18 mostra o efeito do excesso de ar sobre a temperatura de incineração. Segundo Suksankraisorn *et al.* (2004) um acréscimo de 10% na quantidade de ar em excesso produz uma redução na temperatura do leito da ordem de 25°C.

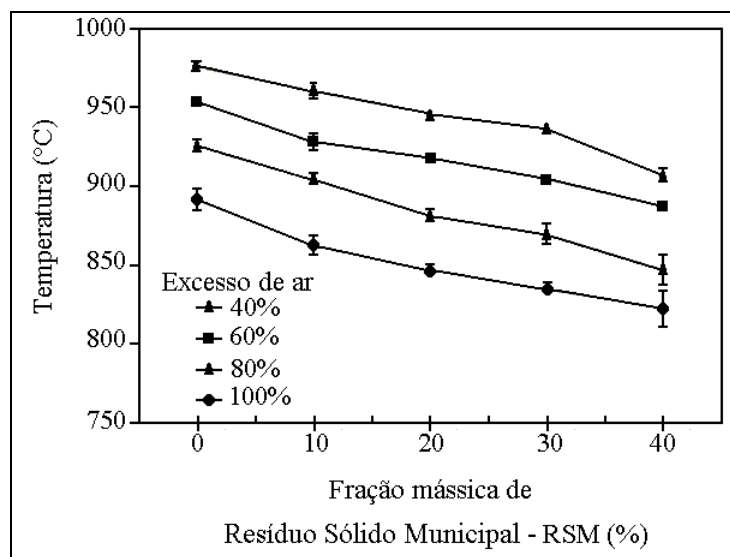


Figura 2.18 – Efeito do excesso de ar sobre a temperatura de um leito fluidizado (adaptado de Suksankraisorn *et al.*, 2004)

A quantidade total de ar injetada em um incinerador é geralmente efetuada dividindo-a em proporções diferentes ao longo do incinerador, de tal forma a minimizar a geração de poluentes gasosos. Tarelho *et al.* (2004), em um estudo sobre combustão de carvão, verificaram a redução da concentração de NO combustível com a injeção de ar em excesso por estágio, embora houvesse um limite para a redução do ar primário, pois a formação de NO combustível tornava a aumentar em função de combustão secundária próximo à tomada de injeção de ar.

Gulyurtlu *et al.* (2004) relataram menores níveis de emissão de voláteis orgânicos formados a partir da queima de co-combustão de carvão e diferentes resíduos sólidos com a adição do ar secundário. Condições de experimento foram realizadas com relações de ar secundário e ar primário entre 0,18 a 0,42, embora nenhuma informação adicional foi descrita sobre como estas relações contribuíram para a redução das emissões.

A injeção por estágios é segundo Sadhukhan e Bradford (1993) mais difícil em incineradores rotativos. A posição da tomada de injeção de ar secundário e a proporção de ar injetada variam em função de diversos parâmetros como a composição do resíduo, da seção transversal, tipo de injetor, modo de injeção, não havendo diretrizes de projeto definidas.

Ersoy *et al.* (2004) estudaram três modos de injeção de ar secundário em leito fluidizado circulante, o radial, o tangencial e a 45°, sendo constatado que abaixo do ponto de injeção de ar houve aumento do inventário de sólidos particulados devido ao efeito de *swirl* do ar secundário. Desta forma pode-se esperar um aumento do tempo de residência da partícula. O maior aumento do inventário foi para o modo tangencial e o menor para o modo radial.

Sabe-se que não somente esses parâmetros devem ser analisados na estimativa da eficiência de um incinerador, há outros como: eficiência térmica do equipamento; emissões de poluentes; existência ou não de equipamentos de controle ambiental; características e alimentação do resíduo e característica das cinzas.

A emissão de poluentes tem sido utilizada não só para mensurar a eficiência de um incinerador, mas como instrumento de fiscalização e controle de um incinerador, através da

especificação dos limites máximos de emissões para diversos constituintes, promovendo padrões de qualidade do ar que garantam a proteção da saúde e do bem estar da comunidade. No Brasil, alguns padrões de emissão foram estabelecidos na norma da Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT 1265 (1989) e na Resolução do Conselho Nacional do Meio Ambiente – CONAMA – nº 316/2002, como para o monóxido de carbono, cuja concentração não deve ultrapassar 100ppm, em um período maior que 10 min. Outros limites são:

- HCl – 1,8kg/h
- HF – 5mg/Nm³
- SO_x (medido como SO₂) – 280mg/Nm³ (corrigido a 7% de O₂)
- NO_x (medido como NO₂) – 560mg/Nm³ (corrigido a 7% de O₂)
- Dioxinas e Furanos – 0,5ng/Nm³, expressos em TEQ (total de toxicidade equivalente) da 2,3,7,8 TCDD (tetracloro-dibenzo-para-dioxina)

A norma também apresenta valores para as emissões de material particulado total e inorgânico (metais pesados). Deve-se destacar as condições operacionais recomendadas para que o desempenho do incinerador atenda as exigências de destruição do Principal Composto Orgânico Perigoso (PCOP) como: excesso de ar, para garantir a eficiência de remoção; a temperatura de 1200°C, como a mínima temperatura dos gases na saída da pós-combustão; o tempo mínimo de residência de 2 s, a 1200°C.

A resolução CONAMA – nº 316/2002, “dispõe sobre procedimentos e critérios para o funcionamento de sistemas de tratamento térmico de resíduos”, mas há outras resoluções que dispõem sobre as emissões e qualidade do ar, que apresentadas cronologicamente permitem verificar a evolução da legislação ambiental:

- Resolução nº 005 de 15 de junho de 1989: foi instituído o Programa Nacional de Controle da Poluição do Ar – PRONAR, com o objetivo de limitar as emissões de poluentes.
- Resolução nº 003 de 28 de junho de 1990: foram definidos padrões de qualidade do ar poluentes atmosféricos. Essa resolução substituiu a Portaria GM 0231, de 27.04.76, do Ministério do Interior, considerada a primeira legislação para regular as emissões.

- Resolução nº 008 de 06 de dezembro de 1990: estabeleceu os “limites máximos de emissões de poluentes do ar (padrões de emissão) para processos de combustão externa em fontes novas fixas de poluição com potências nominais totais até 70 MW (setenta megawatts) e superiores”.

2.7 – Reações de combustão em leito fluidizado

Um incinerador opera em temperaturas elevadas (900 a 1200°C), normalmente em condições de excesso de ar e tem, segundo Bonner *et al.* (1981, p.91), a função de converter resíduos sólidos em gases, que emitidos do processo podem, entretanto, possuir composições químicas prejudiciais ao meio ambiente. As etapas envolvidas na combustão de combustíveis sólidos foram descritas em Tillman (1991, p10) como: secagem e aquecimento; devolatilização (pirólise) e combustão do coque. Basu (1999) descreveu a composição do coque, de uma partícula de carvão, como sendo constituído de carbono fixo, nitrogênio, enxofre e cinzas. No caso de resíduos sólidos outros constituintes podem estar presentes, variando segundo a composição do resíduo. A importância de cada uma das etapas pode ser avaliada pelas análises elementar ou imediata.

A etapa de secagem é um processo endotérmico e segundo Murphy e Pottinger (1972) quando a umidade excede 50% da composição do resíduo sólido ocorre dificuldade de queima é necessário o emprego de combustível auxiliar. Cliffe e Patumsawad (2001) mensuraram a dificuldade de queima através do estudo da co-combustão do resíduo do processo de fabricação de óleo de oliva com carvão, em que a eficiência de combustão em leito fluidizado diminuiu de 91% (combustão de carvão) para 85% (co-combustão com 10% de resíduo). A umidade em combustíveis sólidos ou resíduos é encontrada de forma superficial e retida nos poros da partícula (Radovanovic, 1986, p. 128). A umidade reduz o poder calorífico e aumenta o volume dos gases de combustão, as perdas de calor com os gases de escape e a potência necessária do exaustor (Vlassov, 2001, p. 22).

A matéria volátil é a parcela do combustível ou resíduo que se separa na forma gasosa durante o aquecimento do mesmo, cuja composição, segundo Radovanovic (1986, p. 128), inclui

diferentes hidrocarbonetos, monóxido e hidrogênio. Borman e Ragland (1998, p. 463) se referem à etapa de devolatilização como pirólise, uma vez que os voláteis são liberados através dos poros e desta forma a difusão do oxigênio pela partícula não ocorre. Esta é a razão pela qual se encontram entre os voláteis, gases como monóxido e hidrogênio. Os voláteis liberados tendem a queimar acima do leito ou ao longo do *freeboard*, como verificado por Lin *et al.* (1997) que encontraram significativo aumento da temperatura no *freeboard*, no ponto de injeção do ar secundário, onde a presença deste favoreceu a combustão dos voláteis emitidos a partir do carvão. Suksankraisorn *et al.* (2004), em estudo de co-combustão de resíduo sólido municipal (RSM) com carvão, registraram a maior temperatura no leito quando a combustão foi somente com carvão, que possuía maior porcentagem de carbono fixo em relação ao RSM; enquanto no *freeboard* a temperatura foi maior com aumento da razão RSM/carvão, em virtude do elevado teor de voláteis do RSM. O mesmo comportamento foi identificado em Cliffe e Patumsawad (2001).

A etapa final da conversão do resíduo sólido em gases é a combustão do coque, que depende da concentração de oxigênio, temperatura, número de Reynolds, tamanho e porosidade da partícula (Borman e Ragland, 1998, p. 468). Basu (1999), em uma revisão sobre a combustão de carvão em leito fluidizado circulante, apresentou três modelos para explicar o mecanismo da combustão do coque, inicialmente descrito por Ross e Davidson. A seguir esses modelos são brevemente descritos e representados na Figura 2.19.

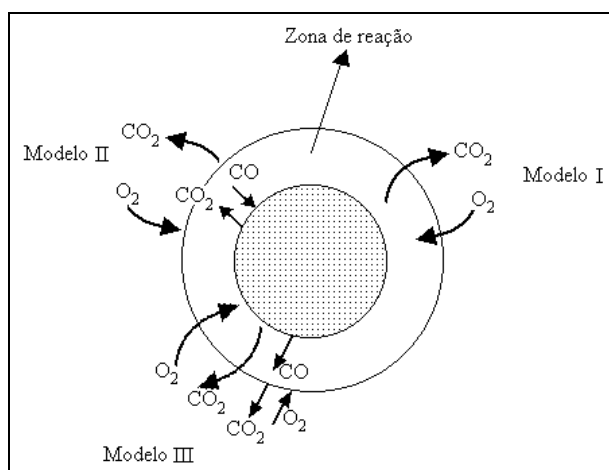


Figura 2.19 – Diferentes modelos dos mecanismos de combustão (Basu, 1999)

No modelo I o oxigênio reage na superfície do carbono fixo, oxidando-o em monóxido de carbono e posteriormente em dióxido de carbono, em uma fase gasosa tão próxima à superfície da partícula que se considera o dióxido de carbono como o produto primário da combustão. A oxidação do carbono de forma simplificada é representada pela Equação (2.26):

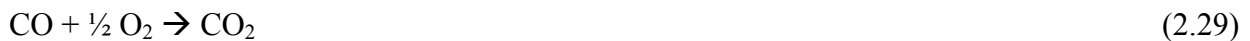


No modelo II o dióxido e o monóxido de carbono são formados na superfície do carbono fixo, sendo que o monóxido é depois oxidado em uma região gasosa, longe da superfície. Neste modelo se a temperatura for baixa ou a partícula pequena o monóxido de carbono pode ser liberado sem reagir. As reações são:

- Reações na superfície



- Reação na fase gás



No modelo III o oxigênio não atinge a superfície do carbono fixo e a oxidação do monóxido de carbono segue o modelo II. Uma parte do dióxido de carbono formado é reduzida na superfície do carbono a monóxido de carbono. As reações são:

- Reações na superfície



- Reação na fase gás



Como os modelos pressupõem que as reações ocorram na camada gasosa próxima à superfície do coque; estudos foram realizados para verificar a influência das partículas inertes na oxidação dos constituintes, em especial do monóxido de carbono (Hayhurst e Parmar, 1998; Bews *et al.*, 2001; Pilawska *et al.*, 2001; Loeffler e Hofbauer, 2002), nos quais os resultados mostraram que a presença do material particulado inibiu a combustão. O mecanismo da inibição está relacionado ao deslocamento e recombinação dos radicais livres, por exemplo, através de elevada difusividade ou presença de átomos livres de hidrogênio.

Segundo Hayhurst e Tucker (1990) abaixo de 1000°C, monóxido de carbono e oxigênio não reagem de forma adequada nas fases emulsão e bolha e o monóxido de carbono gerado na combustão do coque deverá ser oxidado no *freeboard*.

Sotudeh-Gharebaagh (1998) observou que a redução na concentração dos radicais livres H e CH₃ afetou a combustão, exigindo maior temperatura para a conversão completa do metano.

Considerando a presença de material particulado, Bews *et al.* (2001) mencionaram que os radicais livres são responsáveis pela oxidação do monóxido de carbono, por exemplo, pelo mecanismo:



ou



Outros estudos foram realizados para verificar como a presença de partículas inertes afeta a combustão de combustíveis gasosos, em especial o gás natural. A combustão de hidrocarbonetos

é um processo complexo e dependente de diversos fatores que tornam reações predominantes ou não sob determinadas condições, como exemplificado por Westbrook e Dryer (1984), em que reações entre as moléculas do combustível e o hidrogênio molecular são dominantes em condições onde há excesso de combustível, enquanto para o excesso de ar as reações entre o combustível e os radicais O^{\cdot} ou OH^{\cdot} são dominantes. Assim, como no caso de combustíveis sólidos, a avaliação da combustão de hidrocarbonetos na presença de partículas inertes está relacionada ao mecanismo dos radicais livres. Este tipo de análise é útil para aplicações em que combustível gasoso é utilizado como combustível auxiliar, caso de combustíveis e resíduos sólidos de baixo poder calorífico ou com elevado teor de umidade.

Os combustíveis gasosos são uma mistura de hidrocarbonetos leves, na qual predominam o metano, no caso do gás natural, e o propano e butano, no caso de GLP. A combustão de hidrocarbonetos consiste de uma seqüência de fragmentação das moléculas do combustível em espécies intermediárias que são convertidas nos produtos, idealmente, dióxido de carbono e vapor de água. Segundo Westbrook e Dryer (1984), tais espécies intermediárias podem ser combustíveis, como a formação do etileno a partir da oxidação do propano; mas são o monóxido de carbono e o hidrogênio, as espécies intermediárias mais comumente observadas durante a oxidação de hidrocarbonetos, além dos radicais livres.

Os radicais livres, *i.e.* H^+ , O^{\cdot} , OH^{\cdot} , HO_2 e HCO , são quimicamente muito reativos em temperatura de chama e desempenham um papel crucial na reação de oxidação dos hidrocarbonetos, agindo também no controle da taxa de oxidação do monóxido para dióxido de carbono (de Never, 2000, p. 183). O processo de oxidação inicia-se quando os gases são atacados pelos radicais livres, principalmente a hidroxila (OH^{\cdot}) e não pelo oxigênio molecular, cuja reação exige alta energia de ativação (Baird, 2002).

Hesketh e Davidson (1991) verificaram que as partículas inertes inibiram a ignição térmica do metano e propano. O estudo compreendeu a medição do tempo de residência dos gases dentro do leito necessário para que ocorresse a ignição térmica, e a comparação com o tempo de atraso

de ignição³. O tempo de residência foi três vezes maior que o tempo de atraso de ignição, necessitando-se assim de uma temperatura maior para que a combustão ocorra na presença de material particulado.

A influência da temperatura foi encontrada em Sotudeh-Gharebaagh *et al.* (1999), onde a conversão total de metano (oxidação em dióxido de carbono) dentro do leito de partículas sólidas somente foi atingida com o aumento da temperatura, do contrário a conversão ocorria no topo do leito. A partir desse resultado concluíram que em temperaturas relativamente baixas e na presença de material inerte o consumo de monóxido de carbono é menor que sua formação, resultando em um nível máximo de emissão. Segundo os autores o mecanismo dominante é dependente da temperatura que se aumentada, domina a formação de radicais livres e favorece a oxidação, ou se diminuída, a inibição da combustão será o efeito dominante.

Conclusões semelhantes foram obtidas por Baron *et al.* (2002), porém verificaram que a temperatura na qual a concentração de monóxido de carbono diminuía consideravelmente era dependente do combustível, para um mesmo excesso de ar. No estudo realizado essas temperaturas foram: GLP > 780°C; benzeno > 800°C; m-xileno > 830°C e metano > 850°C.

Outros estudos relacionados são encontrados nos trabalhos de: Pre, Hemati e Marchand (1998), Mukadi *et al.* (2000), Desroches e Antonini (2000), Zukowski (2003).

Westbrook e Dryer (1984) apresentaram a estrutura hierárquica do mecanismo de oxidação para combustíveis contendo hidrocarbonetos, representada na Figura 2.20. Verifica-se nesta figura que o mecanismo de combustão de hidrocarbonetos passa inevitavelmente pelo sistema CO-H₂-O₂, conforme também constatado por Moura e Bufo (1997).

³ Tempo de atraso de ignição: tempo decorrido da injeção até a ignição térmica de uma mistura ar-combustível gasoso, em um tubo aquecido a uma temperatura conhecida.

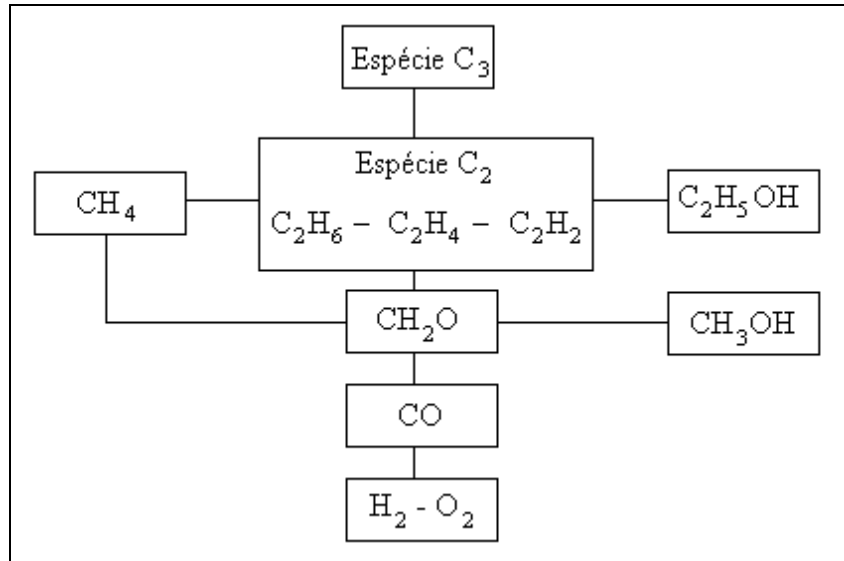


Figura 2.20 – Estrutura hierárquica do mecanismo de oxidação para combustíveis contendo hidrocarbonetos (Westbrook e Dryer, 1984)

Assim, a emissão de monóxido de carbono é geralmente utilizada como indicadora da eficiência de combustão, devido ao fato do mesmo ser um produto intermediário, anterior a formação do dióxido de carbono, porém, o uso do monóxido de carbono como indicador da qualidade da combustão tem sido objeto de controvérsias. Dempsey e Oppelt (1993) afirmaram que o uso do monóxido de carbono é um indicador conservativo. Segundo Bizzo *et al.* (1997) o uso de um indicador conservativo limita a operação de sistemas de incineração e impede uma maior adoção da incineração como solução para a destinação de resíduos perigosos. Apesar de não ser um instrumento ideal na avaliação da eficiência de destruição de resíduos, a escolha pelo monóxido de carbono, como poluente a ser monitorado, tem suas razões a seguir detalhadas:

- Segundo La Fond *et al.* (1985) há, antes da oxidação completa, a formação de hidrocarbonetos e monóxido de carbono. A taxa de conversão dos hidrocarbonetos em monóxido de carbono é elevada, somente depois este monóxido de carbono é oxidado em dióxido de carbono. O monóxido é mais estável que os hidrocarbonetos e é a primeira indicação de ineficiência na operação de chama. A segunda indicação é a emissão de hidrocarbonetos intermediários, ou hidrocarbonetos não queimados;

- É o limitante em um processo de combustão, resultado obtido por Moura e Bufo (1997), comparando-o ao benzeno, ao cloreto de vinila e ao metano. O monóxido de carbono necessitou de maior temperatura para atingir a taxa de conversão de 99,99% de destruição, para um tempo de residência dos gases de 2 segundos, conforme recomendação da Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT NB 1265 (1990);

Conforme o levantamento da literatura realizado verifica-se que as informações disponibilizadas, referentes à regeneração da areia de fundição, focam as propriedades da areia regenerada sem, contudo, relacioná-las às condições operacionais dos equipamentos utilizados na etapa de tratamento ou como essas condições e o princípio do tratamento podem interagir com o meio ambiente durante o processo.

Capítulo 3

Material e Métodos

O processo de regeneração térmica de moldes de areia não vazados provenientes da confecção de peças de machos foi estudado experimentalmente em incinerador operando com leito fluidizado.

As etapas requeridas para o estudo experimental serão descritas em detalhes a partir dos tópicos: descrição do sistema experimental (item 3.1); caracterização da areia de fundição (item 3.2); determinação de parâmetros fluidodinâmicos do leito fluidizado (item 3.3.); determinação da descarga de ar e de combustível no processo (item 3.4); tempo de residência das partículas no leito fluidizado (item 3.5) e planejamento fatorial (item 3.6).

Neste estudo fez-se uso de ferramentas estatísticas para o planejamento dos experimentos e análise de resultados. O uso de técnicas estatísticas resulta em diversos benefícios, como redução de tempo, minimização de custos e redução de experimentos, sem prejuízo da qualidade da informação (Montgomery, 1997). Os experimentos foram conduzidos seguindo-se a metodologia de planejamento fatorial, descrita com mais detalhes no Apêndice A.

As variáveis de estudo foram definidas após a revisão da literatura. Foram avaliadas as influências dos seguintes parâmetros sobre o processo: temperatura do leito fluidizado (T_L); excesso de ar de combustão (EA) e inventário de sólidos particulados (I). A escolha dessas variáveis foi motivada em função de atuarem diretamente sobre a velocidade das reações envolvidas no reator, como é o caso da temperatura e do excesso de ar. Quanto ao inventário de sólidos sua escolha ocorreu em função de estar diretamente relacionado ao tempo de residência

das partículas no leito, fator normalmente considerado em incineradores. Outro fator relevante para a escolha foi a qualidade do controle que se poderia exercer sobre essas variáveis considerando-se a instrumentação disponível e as limitações experimentais inerentes ao processo.

3.1 – Descrição do sistema experimental

O sistema experimental utilizado está localizado no Laboratório de Processos Térmicos e Engenharia Ambiental da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp e está mostrado, de forma esquemática, na Figura 3.1. Seus componentes principais são: silo de armazenagem de resíduo sólido; rosca transportadora; incinerador tipo leito fluidizado; ciclone de alta eficiência; válvula cônica; sistemas de condicionamento dos gases de produto da combustão; sistema de aquisição de dados e instrumentação.

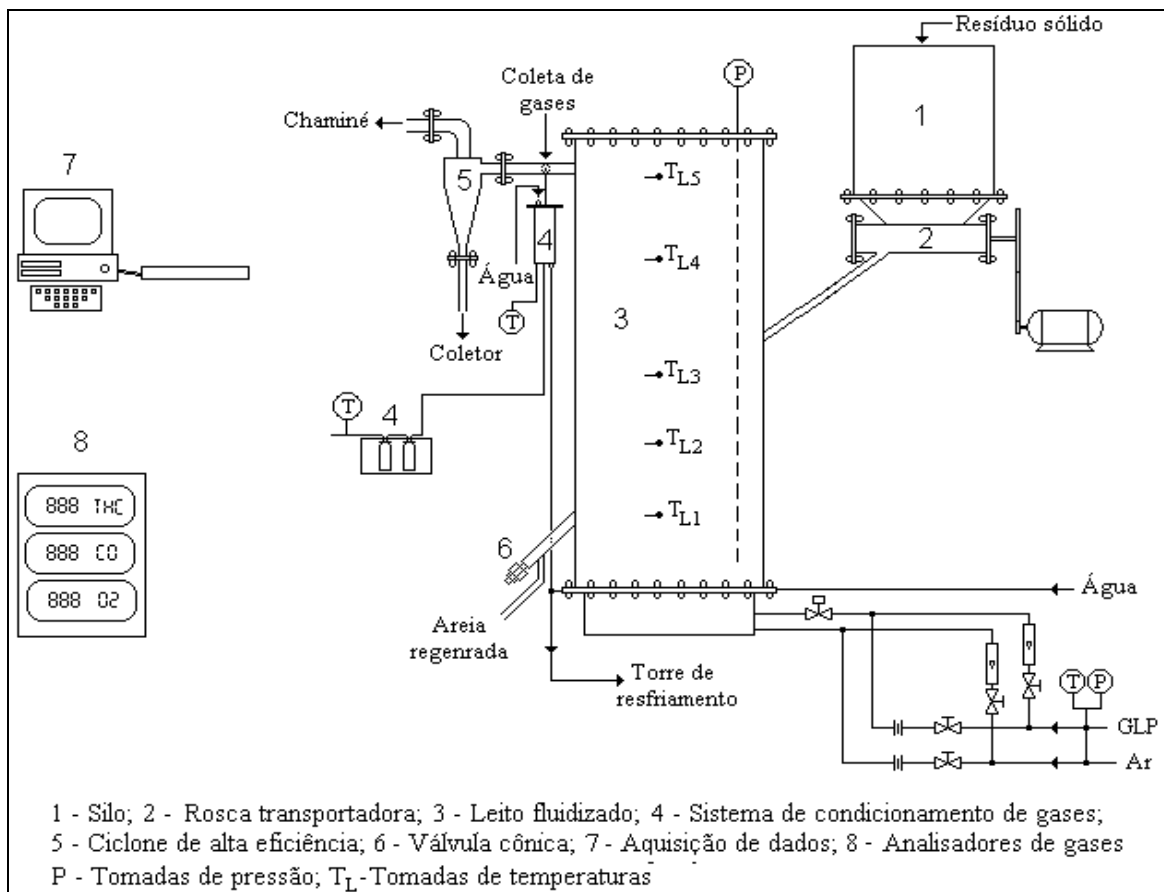


Figura 3.1 – Representação esquemática do sistema experimental

Para a montagem do sistema experimental partiu-se de um combustor tipo leito fluidizado que vinha sendo utilizado apenas como um sistema de aquecimento de areia para estudos da recuperação do calor em trocador de calor com leito fluidizado raso, o qual estava acoplado diretamente ao combustor. Desses estudos resultaram as dissertações de Rodriguez (1998), Parise (2000) e Arnao (2003).

Para utilização do combustor como incinerador foram necessárias modificações e inclusões de componentes para que o sistema experimental pudesse atender as necessidades da atual pesquisa. As modificações e inclusões, além das características construtivas do combustor existente, são apresentadas nos tópicos a seguir.

3.1.1 – Combustor – configuração original

O combustor disponível no laboratório no início desse trabalho consistia de um cilindro de cimento refratário composto de 10% de alumina, com as dimensões: diâmetro interno de 0,31m, espessura de 0,10m e altura de 0,85m. O cilindro estava envolto por uma manta de isolante térmico de 0,070m de espessura. A resistência mecânica necessária ao combustor era garantida através de um cilindro de aço carbono com 5mm de espessura, envolvendo o combustor externamente. Uma tampa confeccionada com cimento refratário garantia o fechamento superior do combustor. O combustor em sua concepção original pode ser visualizado na Figura 3.2, na qual um esquema apresenta suas dimensões básicas em milímetros.

Fazia parte deste combustor uma placa distribuidora e uma câmara de expansão (*plenum*). A placa distribuidora foi apresentada em Galvani (1991), sendo feita a partir de dois círculos em aço inox ASTM A 276 304 montados de forma a permitir a circulação de água para resfriamento, possuindo 19 bicos injetores com 6 orifícios de 1,5mm de diâmetro. Os bicos injetores foram fabricados em aço inox ASTM A 276 T 316, têm 5mm de comprimento, dos quais 20mm é rosca M12 para a fixação na placa, e possuem diâmetro interno de 9,6mm.

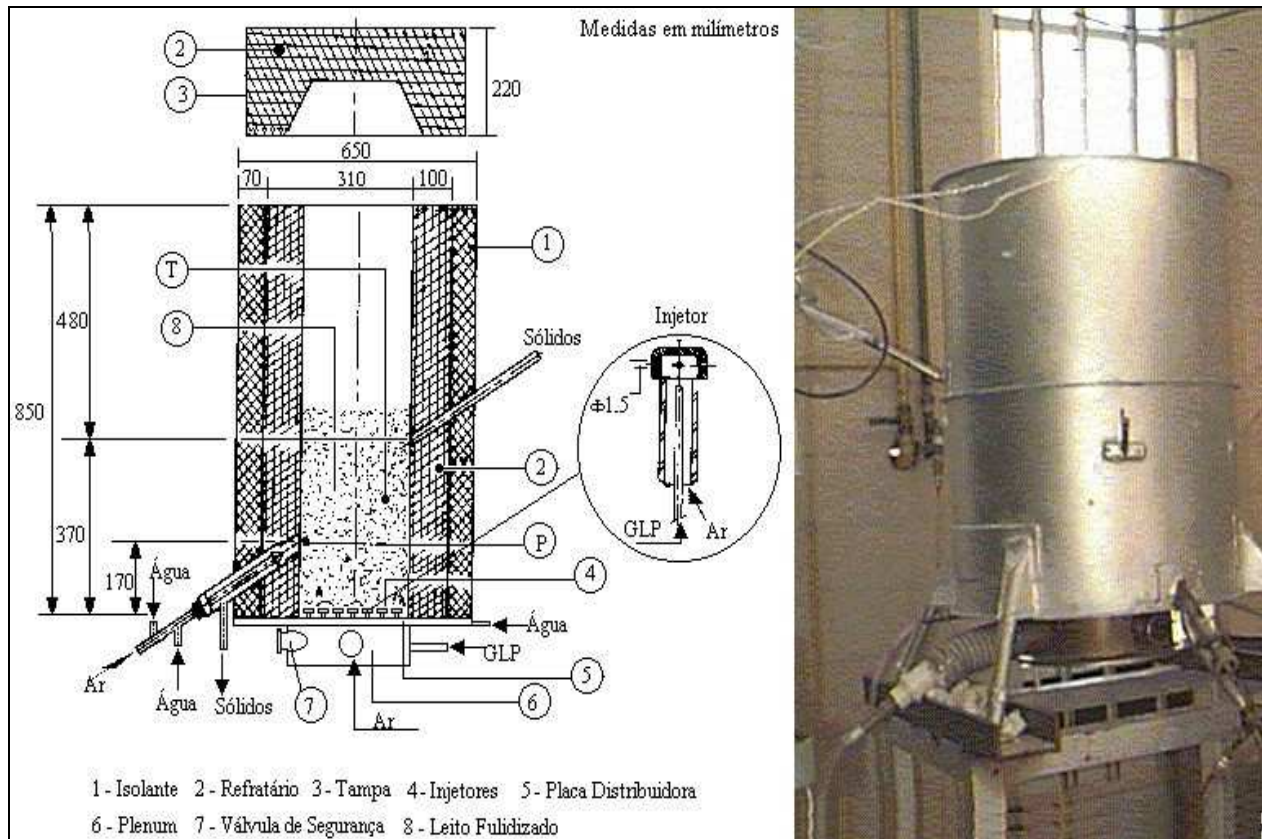


Figura 3.2 – Estrutura do combustor existente

Na Figura 3.3 observam-se detalhes de projeto da placa distribuidora: face voltada para a câmara de expansão (Figura 3.3a); face voltada para a câmara de combustão (Figura 3.3b); câmara de expansão, com detalhes dos bicos de GLP (Figura 3.3c) e; bicos injetores. Pelo princípio construtivo e de montagem, o ar de fluidização e o combustível gasoso são admitidos de forma independente.

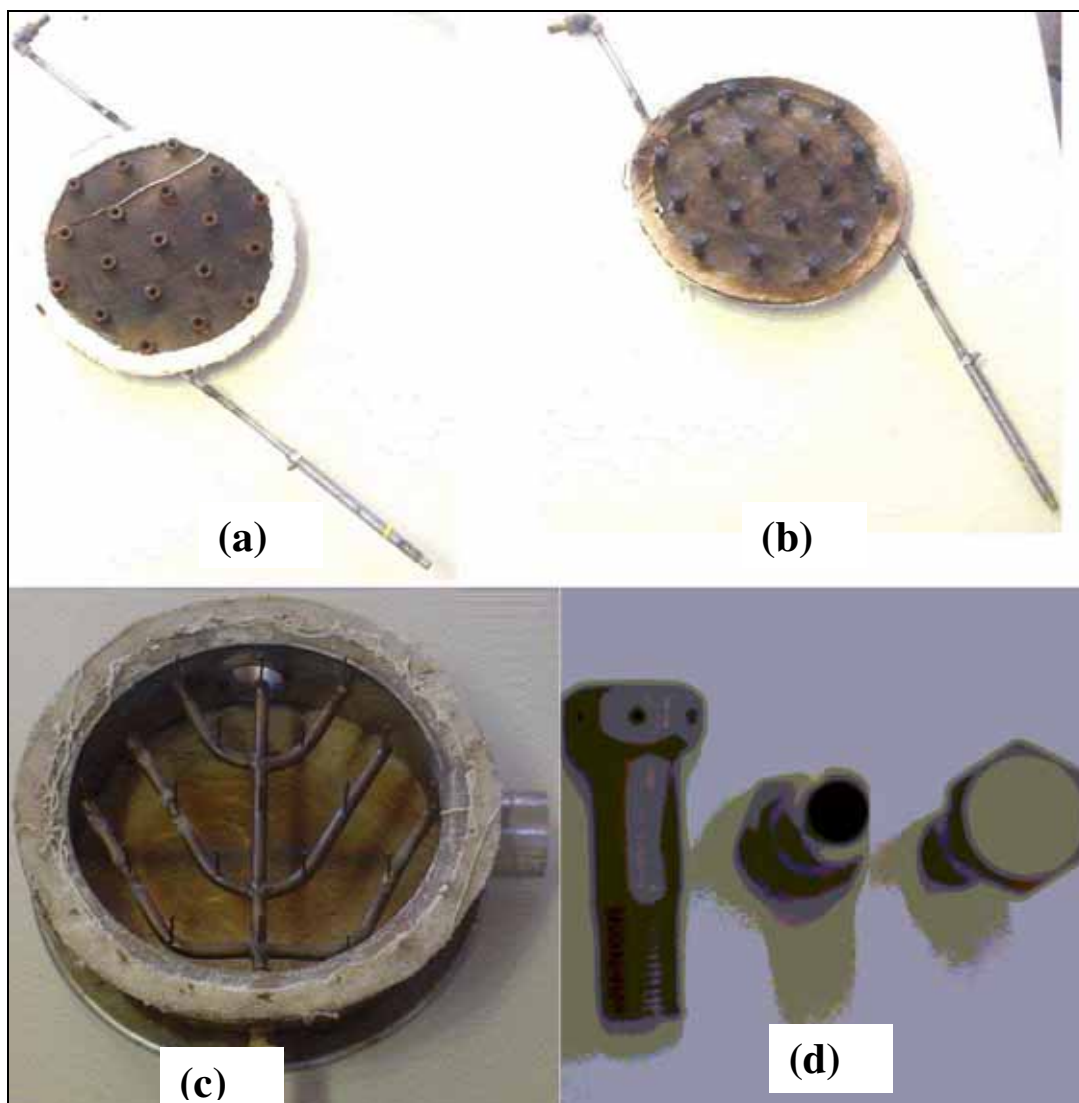


Figura 3.3 – Detalhamento da placa distribuidora, bicos injetores e câmara de expansão

3.1.2 – Combustor – modificações realizadas na configuração original

As alterações mais significativas surgiram em razão da dificuldade, verificada nos estudos de recuperação de calor, em manter a temperatura no leito fluidizado constante, que diminuía enquanto a operação de alimentação e descarga de areia era realizada. Tentou-se no estudo de Parise (2000) corrigir a queda da temperatura com o aumento da relação ar/combustível, ou somente aumento da descarga de combustível. Como consequência destes ajustes aumentou-se muito a elutriação da areia aquecida que, em razão da configuração da tampa e da inexistência de

ciclone e chaminé, ocasionava situação de risco durante os ensaios. Desta situação duas alterações foram feitas: alteração do ponto de alimentação do resíduo sólido no combustor e aumento do comprimento da coluna do reator.

A opção pela mudança na altura do ponto de alimentação objetivou aumentar o inventário de areia aquecida no leito, o que contribui para manter a temperatura do leito menos propensa a oscilações em função da alimentação contínua de areia fria no combustor. Estruturalmente a modificação envolveu diretamente o cilindro de cimento refratário, pois, uma nova furação foi necessária. O ponto de alimentação, que originalmente estava localizado a 0,37m, foi alterado para 0,63m, medido em relação à placa distribuidora. Com esta modificação houve um ganho para o sistema experimental, pois a distância entre os pontos de alimentação e de descarga de sólidos particulados aumentou, possibilitando maior flexibilização quanto à altura de leito fixo.

Em relação à elutriação e como consequência direta do aumento da massa de areia dentro do leito houve a necessidade de aumentar sua altura total, passando de 0,85 para 1,45m, através do uso de um cilindro de aço inox com as dimensões de 0,6m de altura, 0,313m de diâmetro interno e espessura de 5mm. A nova altura do sistema experimental foi limitada pelas características da edificação, como a proximidade com o piso do mezanino e ponto disponível para conexão do trecho externo da chaminé e o trecho interno (até o incinerador).

A alteração na altura total do combustor existente em relação ao incinerador atual pode ser verificada comparando-se as Figuras 3.2 e 3.4, sendo que nesta também são verificadas as dimensões básicas do combustor após as modificações.

Na tubulação de saída dos gases do incinerador foi acoplado um ciclone para assegurar a coleta das partículas elutriadas. Além disso, foi instalado um trocador de calor na sonda de coleta de gases de combustão. Estas, juntamente com a construção do sistema de alimentação, foram as principais modificações realizadas no sistema experimental.

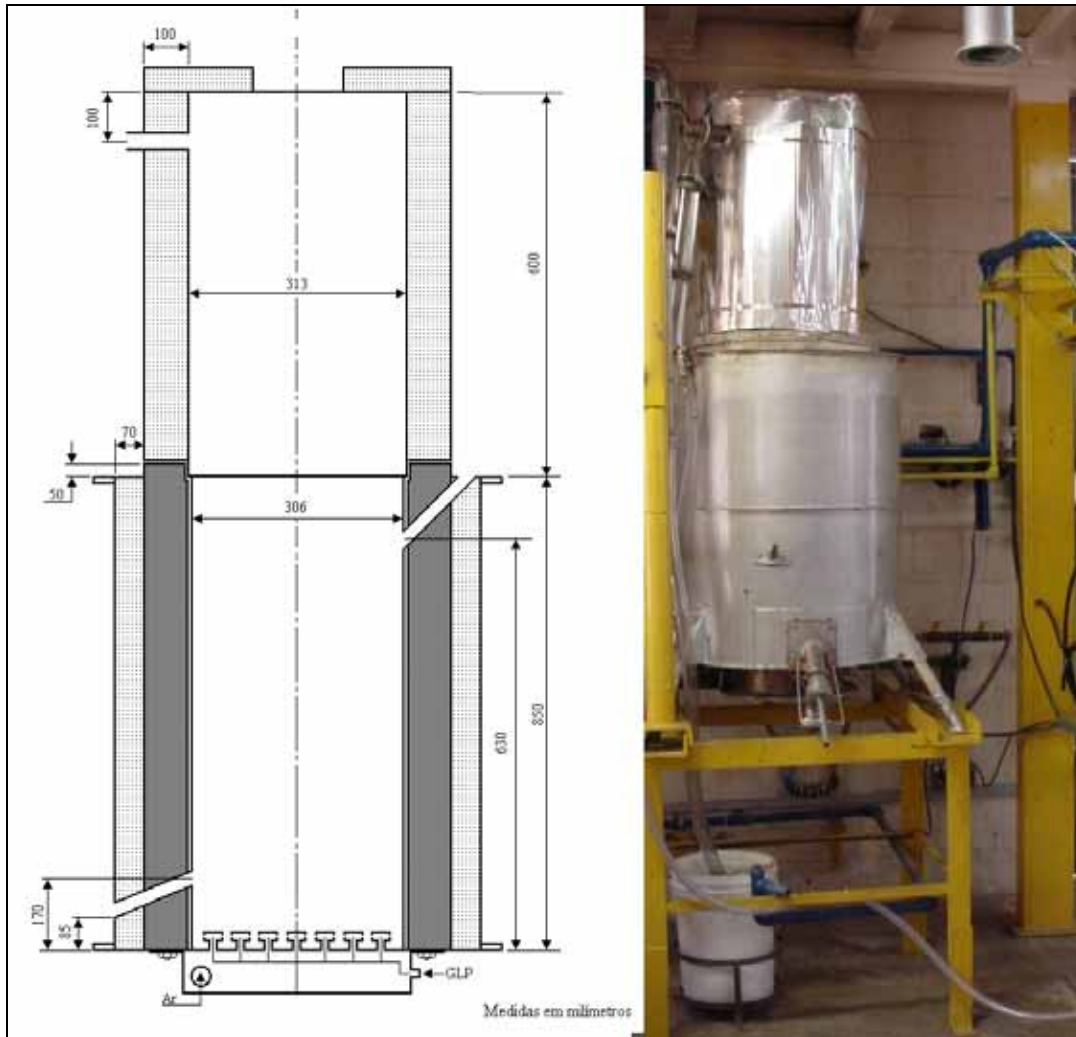


Figura 3.4 – Incinerador atual

Além dessas modificações foram necessárias outras de menor dificuldade construtiva, a exceção foi a fabricação e montagem, interna ao refratário, de um cilindro em aço inox ASTM A 276 T 316, com 3×10^{-3} m de espessura. Esse cilindro se fez necessário a partir da verificação de rachaduras de diversos tamanhos e profundidades no refratário, comprometendo sua resistência e funcionalidade.

3.1.3 – Ciclone

O ciclone fabricado em aço inox ASTM A 276 T 304 foi do tipo Stairmand de alta eficiência, com as dimensões mostradas na Figura 3.5. Dentre os métodos para dimensionamento aplicou-se o apresentado em Leith (1997), no qual as informações necessárias foram:

- Distribuição granulométrica;
- Massa específica do particulado e do gás;
- Concentração de material elutriado na entrada e;
- Vazão e temperatura do gás.

A concentração de material particulado na entrada do ciclone foi estimada a partir do fluxo de material elutriado, baseado na correlação de Merrick e Highley, *apud* Kunii e Levenspiel (1991, p. 178).

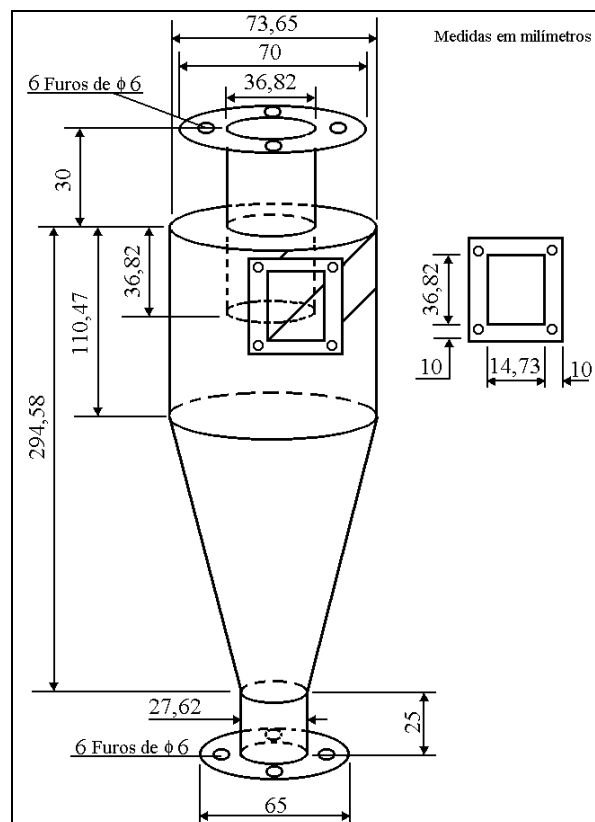


Figura 3.5 – Ciclone Stairmand de alta eficiência

3.1.4 – Sistema de alimentação

O sistema de alimentação foi necessário em substituição à válvula pneumática desenvolvida em Pécora *et al.* (1994), indisponível para este estudo. O sistema escolhido foi o de rosca transportadora helicoidal, objetivando a alimentação constante do resíduo sólido para o incinerador. Roberts (1996) mencionou que há três formas de se retirar o material sólido particulado por igual ao longo do silo: variação do diâmetro externo da rosca; variação do diâmetro do eixo e; variação do passo. A escolha foi pela variação do passo, assim, a rosca transportadora foi projetada com três passos diferentes, sendo de 0,022; 0,0225 e 0,025m. Em relação ao silo de armazenagem, devida atenção foi dada quanto ao tipo de tremonha e ao material de fabricação. O material empregado na construção do silo de armazenagem do resíduo sólido e da rosca transportadora foi aço inox ASTM A 276 T 304. Com a escolha por aço inox objetivou-se a minimização das interações entre o sólido particulado e a parede, através de um material que apresentasse melhor acabamento superficial. A tremonha escolhida foi a tronco-prismática que, segundo Marinelli e Carson (1992), apresenta menor probabilidade de mudança do escoamento fluxo de massa para o fluxo de funil. Esta mudança é causa de escoamento inconstante. Outras informações foram úteis no projeto da rosca, disponíveis em Maton (1994), Yu e Arnold (1996 a, b). O acionamento foi feito por motorreductor com potência de 0,37kW, controlado por inversor de frequência. A faixa de operação da rosca transportadora, obtida experimentalmente, foi de 6,9 a 172,3kg/h. A rosca transportadora utilizada pode ser vista na Figura 3.6, juntamente com detalhes dos internos.

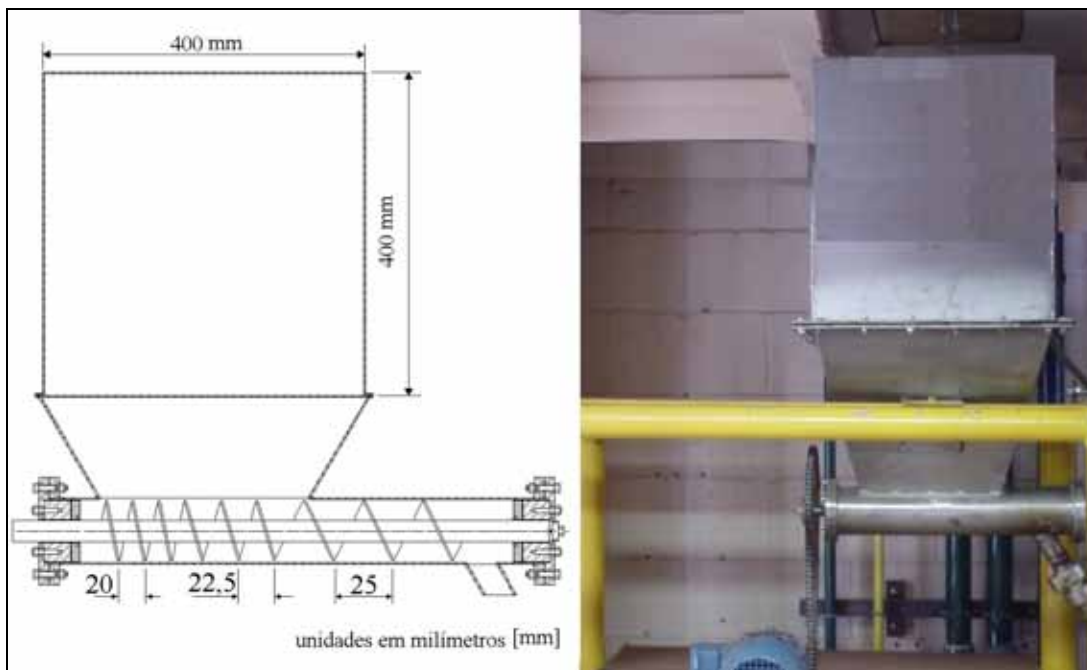


Figura 3.6 – Rosca transportadora e seus internos

3.1.5 – Sonda de amostragem

O princípio de sonda de amostragem dos gases de combustão foi de sonda fria, que consiste dos componentes descritos na Figura 3.7. Corella e Toledo (2002) e Gulyurtlu *et al.* (2004), também utilizaram sonda fria para a amostragem de gases de combustão não tendo sido fornecido detalhes sobre o projeto ou recomendações na instalação da sonda. Neste estudo optou-se por um ponto de amostragem entre a saída do incinerador e o ciclone, para que as emissões fossem representativas do processo de incineração propriamente dito. Durante os ensaios a sonda foi fixada em um único ponto dentro do tubo de saída (linha de centro). Planejou-se posicionar a sonda em pontos diferentes da linha de centro, no sentido radial, com o objetivo de verificar se haveria variação na concentração dos poluentes. Porém a variação radial da sonda não foi possível devido a características na montagem, em que a sonda retornava à posição central sempre que posicionada em um ponto fora da linha de centro. Outro ponto de amostragem foi na chaminé, próximo à saída para a atmosfera, para verificação do teor de emissões gasosas.

A principal consideração para o condicionamento dos gases foi a observação de Chedaille e Braud (1972), *apud* Bizzo (1997), que exige a interrupção das reações químicas no ponto de amostragem ou o mais próximo deste, para conservar todos os constituintes em suas concentrações originais. Isso é conseguido através do resfriamento rápido dos gases para temperaturas abaixo de 300°C. Este resfriamento foi realizado por meio de um trocador de calor, como representado esquematicamente na Figura 3.7.

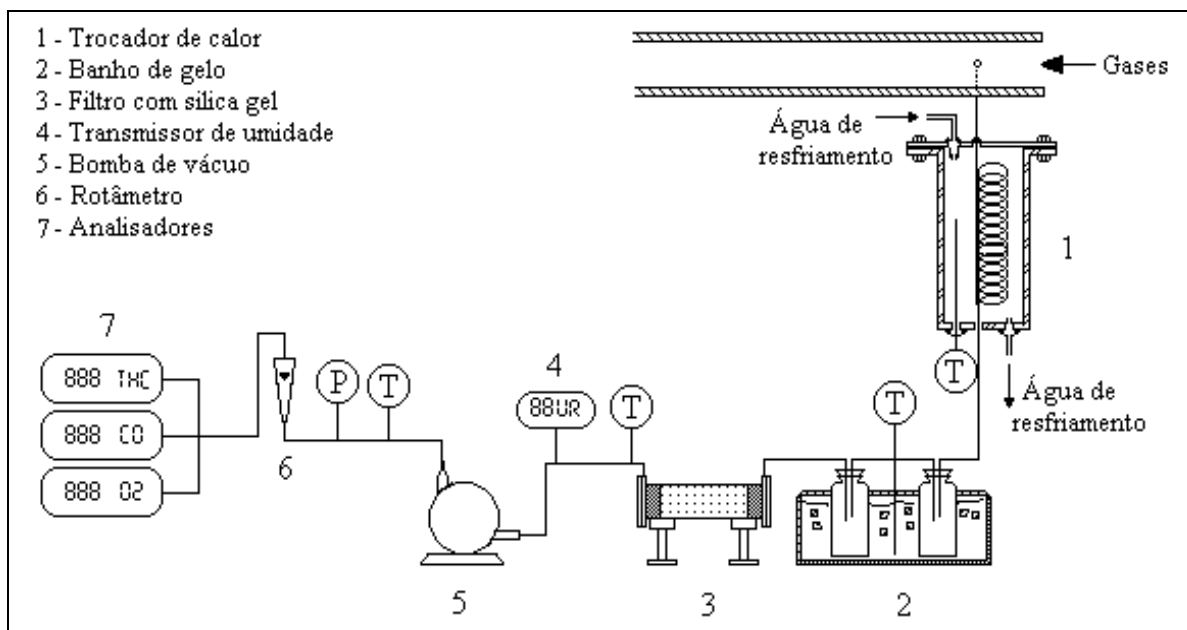


Figura 3.7 – Sistema de condicionamento de gases de combustão

O comprimento da sonda, da extremidade de coleta até o início da serpentina foi de 0,2m. O comprimento da serpentina foi de 0,22m. O diâmetro interno desses dois trechos da sonda foi de 2mm. O trocador de calor e a sonda foram construídos em aço inox ASTM A 276 T 304. Complementa o sistema de condicionamento dos gases da combustão um conjunto para condensação do vapor d'água, baseado no método 4 (USEPA, 2000), composto de dois frascos com 5ml de água cada um, um recipiente com sílica gel, uma bomba de vácuo tipo palheta isenta de lubrificação, rotâmetro e sensores de temperatura tipo termopares cobre-constantan (tipo T). Esses sensores foram calibrados, cuja curva e procedimento aplicados estão no Apêndice B.1. As incertezas obtidas para os termopares tipo T foram de 0,4 e 0,5°C. Ao conjunto de condensação foi incluído um transmissor de umidade, do tipo capacitivo, para monitoramento da umidade

relativa do gás aspirado pela sonda, pois para mensuração de hidrocarbonetos, através de um detector por ionização de chama, coletados a partir de sonda não aquecida, a umidade deve estar a abaixo de 2% (Dempsey e Oppelt 1993). Adotou-se a incerteza do transmissor de umidade apresentada pelo fabricante, que é de 5% do valor de umidade relativa medida.

3.1.6 – Instrumentação

As temperaturas da câmara de combustão do incinerador foram monitoradas utilizando-se termopares cromel-alumel (tipo K), com bainha em aço inox ASTM A 276 T 316 de diâmetro externo de 6mm e comprimento de 0,4m. Os termopares foram posicionados a 0,175; 0,350; 0,520; 1,1 e 1,35m a partir da placa distribuidora, como mostrado na Figura 3.1. A junta quente foi posicionada no centro da seção transversal do incinerador. Com esta configuração e dependendo do inventário estudado, o leito de partículas sólidas foi monitorado com 1, 2 ou 3 termopares e o *freeboard* com 2 termopares. A temperatura dos gases na saída do incinerador foi monitorada com termopar tipo K, porém com bainha em aço inox ASTM A 276 T 316 de diâmetro externo de 3mm e comprimento de 0,250m. Não foi possível realizar a calibração desse tipo de termopares, na faixa de temperatura dos ensaios, devido ao custo por ponto de calibração. Segundo a norma ASTM E-230/2003⁴ a incerteza de um termopar tipo K é 2,2°C ou 0,75% do valor de temperatura monitorada. Deve-se adotar a incerteza de maior valor que, para a faixa de temperaturas deste estudo, foi de 0,75%. Os termopares foram conectados a um sistema de aquisição de dados com taxa de aquisição de 1Hz, como recomendado no manual do sistema.

O inventário de sólidos particulados foi monitorado através da medição de pressão do leito (Foka *et al.*, 1994; Sotudeh-Gharebaagh *et al.*, 1999), utilizando um transdutor de pressão por célula capacitiva, conectado a uma sonda, construída a partir de um tubo de aço inox ASTM A 276 T 310 com diâmetro interno de 11mm. O tubo foi fechado na extremidade que era inserida no leito e 4 orifícios com diâmetro de 1mm, igualmente espaçados, foram feitos. A forma como a sonda foi conectada ao incinerador permitiu a sua movimentação axial e possibilitou, além do monitoramento da pressão, a medição da altura do leito nas condições de leito fixo e expandido.

⁴ Norma utilizada pelo fornecedor de termopar, empresa Ecil Temperatura Industrial.

A curva e o procedimento de calibração do transdutor de pressão encontram-se no Apêndice B.2. A incerteza obtida para o transdutor de pressão foi de 2,7mmca ($2,65 \times 10^{-3}$ kPa).

O controle do inventário foi feito através do ajuste nas descargas de areia alimentada e descarregada do incinerador. A alimentação foi controlada através da rotação da rosca transportadora, utilizando-se um inversor de frequência, e a descarga através da abertura da válvula cônica localizada na saída de sólidos do incinerador. A quantidade de areia processada foi medida através de pesagem e cronometragem, utilizando-se balança eletrônica com incerteza de 0,02kg.

Para a determinação das vazões de ar de fluidização e de combustível foram utilizados dois tipos de instrumentos, rotâmetros e placas de orifício. Os rotâmetros foram utilizados na etapa de aquecimento em razão da característica de leitura direta das vazões, muito útil nessa etapa na qual ajustes da relação ar/combustível eram necessários até a temperatura de ensaio desejada. Devido à oscilação do flutuador e a incerteza característica desse tipo de instrumento, optou-se pelo projeto e construção de dois conjuntos suporte-placas de orifício, para a utilização durante a etapa de ensaio. As diretrizes de dimensionamento foram segundo a norma ASME MFC-14M (2003), respeitando-se os trechos retos exigidos pela norma. As dimensões são apresentadas na Tabela 3.1. A incerteza de 1% na medida da descarga foi a razão da escolha desse instrumento para determinação das vazões durante os ensaios, possibilitando maior confiabilidade nos ajustes da relação ar/combustível que, indiretamente foi uma das variáveis de estudo. Foram usados manômetros de coluna de líquido para determinação das pressões utilizadas nos cálculos das descargas.

Tabela 3.1 – Dados referentes aos conjuntos suporte-placa de orifício

Fluido	Comprimento a montante [m]	Comprimento a jusante [m]	Diâmetro do tubo [m]	Diâmetro do orifício [m]
Ar	0,6	0,3	$18,1 \times 10^{-3}$	$7,9 \times 10^{-3}$
GLP	0,6	0,3	$13,4 \times 10^{-3}$	2×10^{-3}

Na Figura 3.8 podem ser visualizados os conjuntos suporte-placa de orifício, além do inversor de frequência; caixas de comando para acionamentos de motores elétricos e transdutor de pressão para sonda do leito. Os equipamentos auxiliares necessários para a realização dos experimentos estão listados no Apêndice C.



Figura 3.8 – Painel de controle

Os gases de combustão amostrados foram: monóxido de carbono (CO), hidrocarbonetos totais não queimados (THC – do acrônimo em inglês *Total Hydrocarbon*), oxigênio (O₂) e dióxido de carbono (CO₂), através dos equipamentos: MaMos 2 (fabricante Madur); THC 8800B (fabricante Baseline-Mocon) e Testo 325-M (fabricante Testo), respectivamente. As principais características desses equipamentos são descritas a seguir.

O princípio de medição do analisador de monóxido de carbono foi a absorção por infravermelho, com incerteza de 3% do valor medido e erro máximo de linearidade de 0,5%. O analisador para medição de hidrocarbonetos totais não queimados é baseado no detector de ionização de chama – FID (do acrônimo em inglês *Flame Ionization Detector*), com detecção mínima de 0,01 ppm, como metano, e repetibilidade de $\pm 1\%$ do fundo de escala. O analisador de oxigênio utiliza célula eletroquímica como princípio de medição, com resolução de 0,1%v da leitura realizada.

3.1.7 – Procedimento operacional

A operação normal do incinerador foi dividida em duas etapas: pré-operação e operação. A etapa de pré-operação do leito fluidizado compreendeu:

- Verificar se as utilidades: água de resfriamento, energia elétrica, GLP e ar comprimido estavam disponíveis e em condições normais para uso;
- Ligar o micro-computador utilizado para a aquisição de dados,
- Ligar o analisador de hidrocarbonetos. Verificar a calibração;
- Verificar e se necessário trocar sílica gel do filtro no sistema de condicionamento de gases da combustão. A sílica gel trocada deve ser regenerada a 175° C por 2 horas (USEPA-*Method 5*, 2000);
- Realizar a limpeza ou obstrução nas sondas de amostragem de gases da combustão e de queda de pressão do leito. Essa limpeza foi realizada através de sopragem com ar comprimido;
- Verificar fechamento:
 - Válvulas controladoras de vazão de ar de fluidização (V_ar 1; V_ar 2) e de combustível auxiliar (V_GLP 1 e V_GLP2), posicionadas no painel de controle;
 - Válvula principal da linha de combustível auxiliar (V_GLP_FD 1);
 - Válvulas secundárias da linha de combustível auxiliar (Combustão GLP 1 e 2);
- Abrir totalmente a válvula da linha principal de ar do compressor *roots* para o laboratório (Válvula *by-pass* FD 1);

- Abrir totalmente a válvula de água de resfriamento para a placa distribuidora do incinerador (V_Água_PD) e parcialmente a válvula para o trocador de calor do sistema de condicionamento de gases da combustão (V_Água_TCg);
- Ligar a bomba da torre de resfriamento, iniciando com a ligação da chave geral, na seqüência aciona-se o fusível tipo NH e liga-se a chave de partida da bomba. Estes componentes estão devidamente identificados;
- Fechar a válvula *by-pass* da linha principal de ar, posicionada no laboratório anexo (GD-1);
- Ligar o compressor. Primeiro ligar a chave geral e posteriormente o inversor de frequência, que deve se ajustado para uma rotação em 2500rpm;
- Abrir as válvulas dos cilindros de GLP, em quantidade necessária para manter a pressão máxima em 3,0 kgf/cm²;
- Abrir a tampa superior do incinerador. O incinerador permaneceu aberto durante a etapa de aquecimento;
- Posicionar o eletrodo próximo à superfície do leito;
- Medir altura de leito fixo;
- Abrir válvulas:
 - Válvula principal da linha de combustível auxiliar (V_GLP_FD 1);
 - Válvulas secundárias da linha de combustível auxiliar (Combustão GLP 2);
- Ajustar a vazão de ar de fluidização através da escala do rotâmetro em 3,5l/s;
- Ajustar a vazão do combustível através da escala do rotâmetro em 200Nl/h e a pressão do combustível em 0,8kgf/cm². Essa pressão permite que a ignição seja mais eficiente e segura;
- Ajustar as vazões de ar e combustível auxiliar conforme a necessidade de aumento da temperatura;
- Fechar o incinerador ao atingir a temperatura de 700°C;
- Monitorar o aquecimento do leito até que atinja a temperatura de ensaio.

Os seguintes passos foram realizados para a etapa de ensaio:

- Ligar os analisadores de gases de CO, O₂ e CO₂;
- Controlar as descargas de ar e GLP através das placas de orifício e não mais dos rotômetros;

- Ajustar as descargas de ar e GLP desses através em função da temperatura ou do excesso de ar para experimento desejado. Essas descargas foram determinadas através do equacionameto apresentado no tópico 3.4. Aguardar 15 minutos para estabilização;
- Medir a altura de leito expandido;
- Realizar medições dos gases de combustão do GLP (teste branco);
- Iniciar a alimentação e descarga da areia a ser regenerada;
- Efetuar as medições dos gases de combustão;

O regime permanente foi adotado através do controle simultâneo do inventário de sólidos particulados e da temperatura. A temperatura foi adotada como indicativo de regime permanente, critério também adotado em outros estudos como os de Pré *et al.* (1998) e Sotudeh-Gharebaagh *et al.* (1999). Com o início da alimentação do resíduo sólido no incinerador a temperatura do leito diminuía até atingir um valor relativamente constante, sendo esse o momento adotado como início do regime permanente, momento inicial da coleta dos dados de emissões.

3.2 – Caracterização da areia de fundição

A primeira etapa do presente estudo foi avaliar a qualidade da areia regenerada, analisando as características da areia de macharia descartada, antes e após a regeneração, e comparando-as com as da areia nova. As areias oriundas de uma indústria de fundição da região metropolitana de Campinas foram denominadas como:

- Areia nova: areia proveniente da mineradora, também denominada areia base;
- Areia de macharia descartada: peças de machos aglomerados com resina orgânica, os quais, por problemas detectados em suas estruturas, foram descartados antes do processo de vazamento.

Para a aplicação do tratamento térmico foi necessária a realização de uma etapa de destorroamento (termo empregado pela indústria de fundição) das peças de macho recebidas no Laboratório de Processos Térmicos e Engenharia Ambiental do Departamento de Engenharia Térmica e Fluidos da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp, utilizando-se uma

betoneira, que foi mantida fechada durante o destorroamento para evitar perdas de partículas finas. Na Figura 3.9 observam-se as diferentes características geométricas das peças de macho.

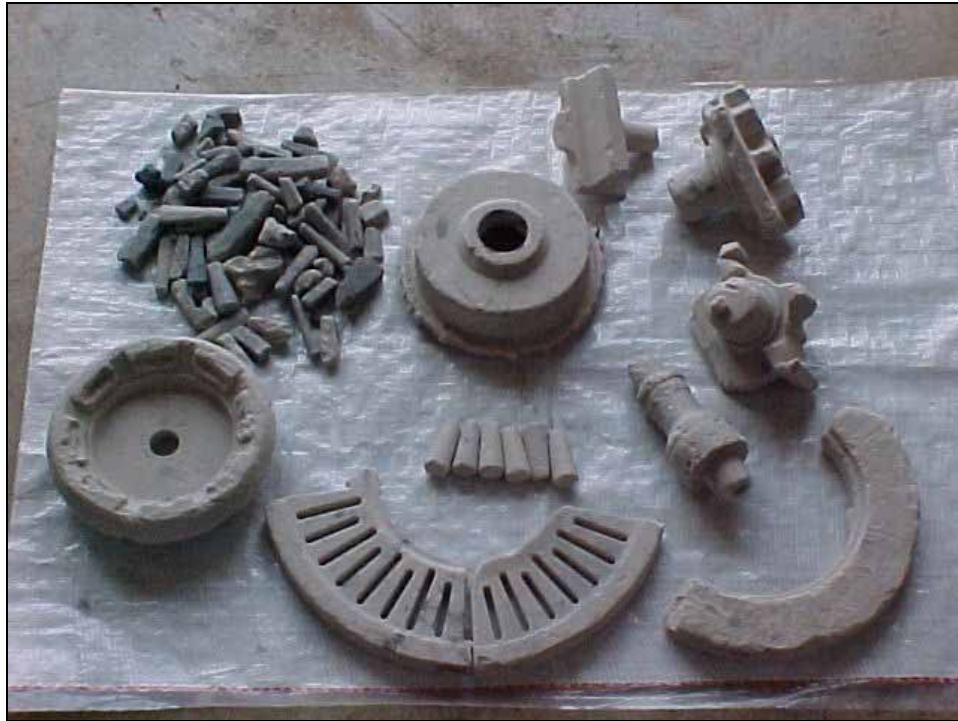


Figura 3.9 – Característica geométrica das peças de macho

Visando a determinação da influência do tempo de destorroamento sobre a distribuição granulométrica da areia gerada seu efeito foi estudado na faixa entre 5 e 35 minutos, com incrementos de 5 minutos.

Para mensurar e comparar a qualidade da areia regenerada fez-se necessário a caracterização das areias nova e descartada. Especificamente, a caracterização da areia descartada foi útil nos cálculos das condições de operação do leito fluidizado, uma vez que este era o material alimentado no incinerador. A seguir são descritas as metodologias de caracterização.

3.2.1 – Distribuição granulométrica

A distribuição granulométrica foi determinada através de ensaios de peneiramento por vibração mecânica, aplicando-se o procedimento da Associação Brasileira de Fundição, Comissão de Estudos de Matérias-Primas, ABIFA – CEMP 081 (1997). Basicamente o procedimento consistiu em montar verticalmente, sobre uma bandeja cega, uma série de peneiras, de forma crescente. O conjunto, montado e fixado, foi vibrado por 15 minutos, com uma massa de areia de 50 gramas. A partir da distribuição granulométrica foram obtidas as seguintes informações: módulo de finura; teor de finos; concentração granulométrica e diâmetro médio da partícula. Esta última informação não é relevante para as indústrias de fundição, porém útil para a tecnologia de fluidização. Graficamente, a distribuição granulométrica da areia de fundição foi expressa em função da fração de massa retida por peneira.

O parâmetro módulo de finura, utilizado pelas fundições para avaliar a distribuição granulométrica, foi calculado através da Equação 3.1, conforme Peixto (2003):

$$M = \frac{\sum (m_i * AFS_i)}{\sum m_i} \quad (3.1)$$

onde

m_i massa de material sólido retido na peneira i ;

AFS_i coeficientes arbitrários definidos pela American Foundrymen's Society (Zanetti e Fiore, 2002).

O tamanho das partículas (dp_i), em qualquer peneira, foi expresso como um tamanho médio entre as aberturas da peneira coletora e da imediatamente superior. O diâmetro médio (\bar{dp}) foi calculado pela média de Sauter através da Equação (2.6), o qual é o mais recomendado para sistemas fluidizados (Kunii e Levespiel, 1991, p. 68).

3.2.2 – Massa específica aparente (ρ_s)

A massa específica da areia é um parâmetro importante para a determinação das condições de fluidização, sendo obtida através da técnica de picnometria, que consistiu no deslocamento de um líquido de massa específica conhecida, pela adição dos sólidos particulados. O líquido utilizado foi água destilada, com massa específica determinada através da determinação de sua temperatura. Inicialmente as massas do picnômetro, com e sem líquido, foram determinadas através de pesagem. A seguir foi colocada uma massa conhecida de sólido particulado no picnômetro, vazio, e então seu volume completado com água. A massa específica do sólido foi determinada fazendo-se a hipótese de que o volume do líquido deslocado pelo sólido é igual ao volume de sólido adicionado no picnômetro. O roteiro seguido para este ensaio está disponibilizado na página www.chemkeys.com, elaborado pelo Instituto de Química da Unicamp.

3.2.3 – Esfericidade da partícula (ϕ_s)

A morfologia do grão de areia e seu aspecto superficial foram obtidos através da microscopia eletrônica de varredura (MEV). Essa análise foi realizada em equipamento da marca JOEL, modelo JXA 840 A. A amostra precisou ser previamente preparada, através da metalização dos grãos de areia. Para o presente estudo essa metalização foi com uma camada de ouro-paládio, responsável pela condução feixe de elétrons através dos grãos da areia. Esta técnica foi compatível com os equipamentos disponíveis no laboratório do Departamento de Engenharia de Matérias da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. O microscópio de varredura pôde ser acoplado ao sistema EDS (*Energy Dispersion Spectroscopy*), que possibilita a determinação da composição química, a partir da emissão de raios X característicos.

A partir da visualização das partículas de areia através do MEV, adotou-se o método de estimativa da esfericidade proposto por Peçanha e Massarani (1986), segundo o qual a esfericidade foi calculada através da razão entre os diâmetros inscrito e circunscrito, obtidos em cada uma das partículas visualizadas na micrografia, de acordo com a Equação (3.2). Segundo os autores o erro médio é inferior a 7%.

$$\phi_s = \frac{d_{\text{inscrito}}}{d_{\text{circunscrito}}} \quad (3.2)$$

3.2.4 – Umidade

Para determinação da umidade da areia foi aplicada a metodologia da *American Society for Testing and Materials* – ASTM, designação D 3173 (1988). Essa norma foi desenvolvida para determinação da umidade em amostras de carvão. Basicamente consistiu em uma seqüência de secagens e pesagens da amostra e do recipiente (cadinho). A massa da amostra analisada foi de 1g e ficou em estufa por 2 horas a uma temperatura entre 104 e 110°C.

3.2.5 – Perda ao fogo (PF)

Para a determinação da perda ao fogo (PF), a amostra, cerca de 1g, depois de seca deve ser colocada em mufla, entre 900 e 980°C, por um período de 2 horas. A metodologia aplicada seguiu a recomendação da Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT 10178 (1988). Este ensaio foi utilizado como indicador da eficiência de destruição das resinas fenólicas, através da expressão proposta por Mariotto (2000b), que comparou resultados obtidos com areia de macharia descartada e areia regenerada:

$$\eta_r = \left[\frac{(PF_d - PF_r)}{PF_d} \right] * 100, \quad [\%] \quad (3.3)$$

onde

PF_d perda ao fogo obtida para a areia de macharia descartada;

PF_r perda ao fogo obtida para a areia regenerada.

3.2.6 – Potencial hidrogeniônico (pH)

O ensaio de determinação do valor do pH permitiu avaliar o comportamento químico da areia quanto a sua acidez ou alcalinidade. O valor de pH é indicativo da presença de íons H^+ e OH^- solúveis, os quais podem reagir com os componentes das resinas fenólicas, alterando seu comportamento. A metodologia aplicada seguiu a recomendação da Associação Brasileira de

Fundição, Comissão de Estudo de Matérias-Primas, ABIFA – CEMP – 121 (1997), que basicamente compreendeu colocar em um béquer a quantidade de 25 gramas de areia em 100ml de água destilada e agitar a por 5 minutos, para que ocorresse a solubilização de todos os componentes solúveis em água. A análise foi realizada no laboratório do Grupo de Química Ambiental do Instituto de Química da Unicamp, utilizando-se de uma mesa agitadora Cientec CT 155 e de um pHmetro Anavion.

3.2.7 – Ensaio de tração

A avaliação das propriedades mecânicas da areia regenerada foi realizada através de ensaios de tração aplicados a corpos-de-prova padronizados. Para a realização desse conjunto de ensaios, uma mistura padrão foi elaborada, constituindo-se de uma massa de areia regenerada de 4,2kg e um percentual de resinas de 0,6% sobre a massa de areia, em um misturador tipo mós. As resinas foram misturadas à areia separadamente; a resina fenólica foi adicionada primeiramente e após 102 segundos de mistura, adicionou-se um composto de isocianatos poliméricos, sendo misturado por outros 102 segundos. A partir da mistura padrão os corpos-de-prova foram confeccionados, em uma etapa onde é adicionado um catalisador para promover as reações de cura das resinas. A etapa de adição do catalisador é denominada gasagem. Foram confeccionados simultaneamente três corpos-de-prova, de aproximadamente 106 gramas cada um, os quais podem ser observados na parte superior da Figura 3.10. Na parte inferior da figura, os mesmos podem ser visto após o ensaio de tração.

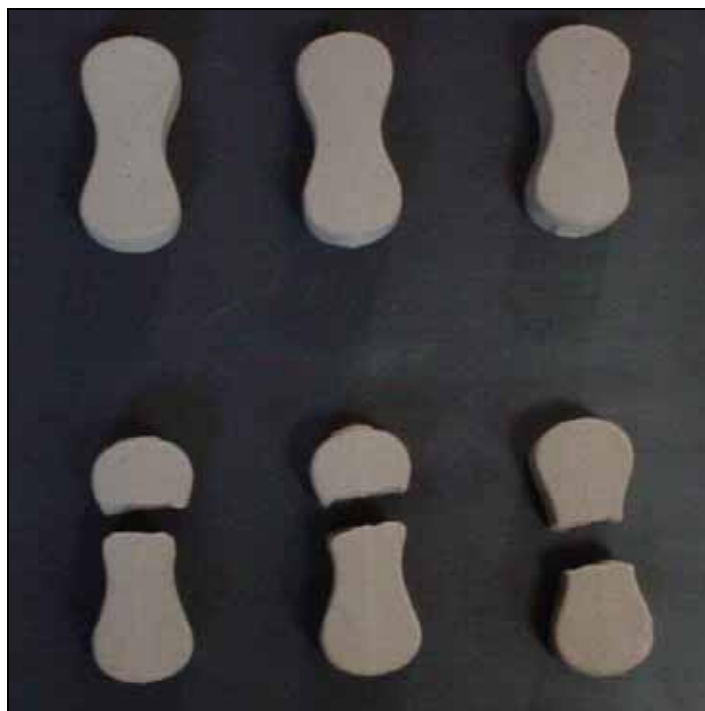


Figura 3.10 – Corpos-de-prova confeccionados com areia regenerada termicamente

Os corpos-de-prova foram confeccionados em diferentes intervalos de tempo, a partir da elaboração da mistura padrão. Os ensaios realizados foram: tração imediata; tração após 24 horas; tração após 24 horas em câmara úmida e vida de banca. Cada um dos ensaios teve um objetivo específico, descrito a seguir.

- Tração Imediata: consistiu no rompimento dos corpos-de-prova imediatamente após a gasagem. Representou a condição de extração do macho da máquina e manipulação do mesmo;
- Tração 24 horas e 24 horas em câmara úmida: consistiu no rompimento dos corpos-de-prova estocados em ambiente de laboratório durante 24 horas após a gasagem. Representaram a condição de estocagem do macho antes de sua utilização. Especificamente, a condição de câmara úmida demonstrou a resistência à tração para macho estocado em atmosfera com alto teor de umidade;
- Vida de bancada: permitiu prever o tempo limite de manuseio da mistura areia padrão, antes da etapa de gasagem, sem perdas significativas de suas propriedades mecânicas.

3.2.8 – Ensaio de termogravimetria

Com o objetivo de determinar, ou estimar, a temperatura em que os constituintes orgânicos das resinas sofreriam decomposição térmica e quanto em massa estes representariam foi aplicada a técnica de análises térmicas, que segundo Warne (1992), é o termo aplicado ao grupo de métodos e técnicas em que uma propriedade física de uma substância é medida como uma função da temperatura. A análise foi realizada no laboratório do Departamento de Engenharia de Matérias da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp, no equipamento modelo ST 409 – CEH – Netsch.

A análise termogravimétrica ou termogravimetria (TGA – *Thermogravimetry analysis*) foi usada para determinar variações de massa de uma amostra em função da temperatura ou do tempo. A técnica consistiu em aquecer uma amostra, linearmente com o tempo. A Figura 3.11 (a) exemplifica o comportamento de uma curva típica de termogravimetria, onde se verifica T_i e T_f , temperaturas que delimitam o intervalo em que a perda de massa ocorre.

A análise térmica diferencial (DTA – *Differential thermal analysis*) é um método que registra a diferença entre as temperaturas de uma amostra e de um material de referência inerte. Nessa técnica tanto a amostra quanto o material de referência sofrem um aquecimento ou resfriamento controlado ou programado, quase sempre linear com a temperatura ou o tempo (Vogel, 1981). Qualquer variação química ou física na amostra acarretará uma diferença de temperatura, em relação ao material de referência, que é função de uma transformação endotérmica ou exotérmica. A Figura 3.11 (b) ilustra essas transformações.

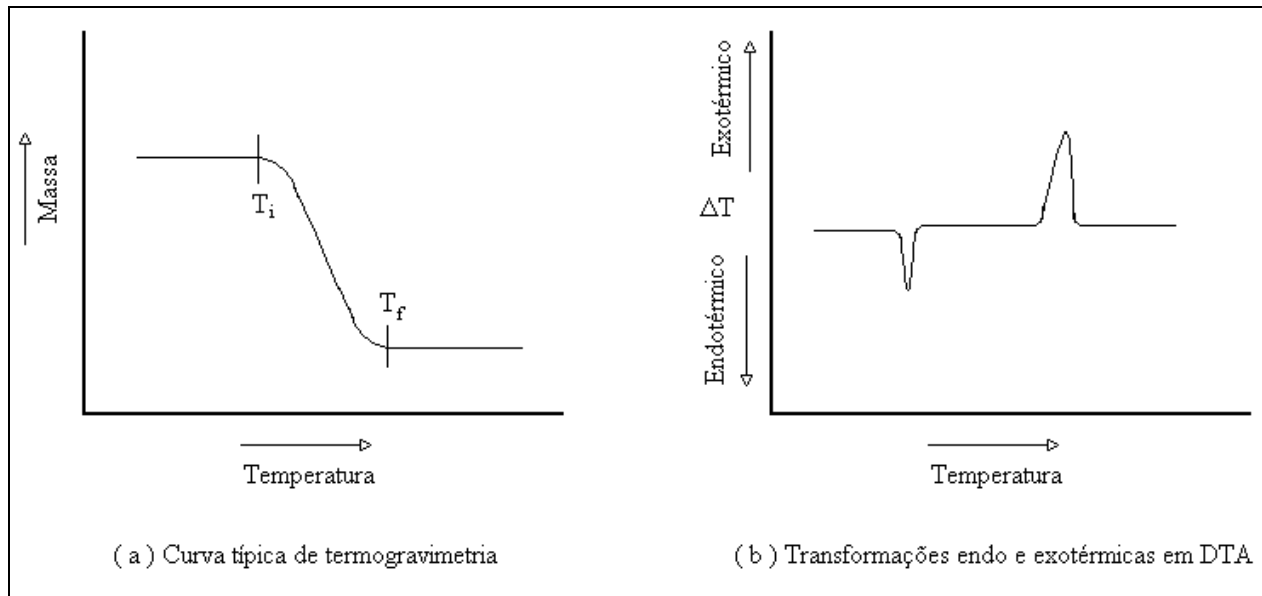


Figura 3.11 – Transformações endotérmicas e exotérmicas em DTA (Wendlant, 1986)

3.3 – Determinação de parâmetros fluidodinâmicos do leito fluidizado

A fluidodinâmica do leito fluidizado pode ser estudada a partir da análise dos parâmetros a seguir, em adição às propriedades da partícula sólida, já tratadas anteriormente.

3.3.1 – Massa específica do leito fluidizado e massa específica do leito fixo empacotado naturalmente⁵ (*bulk density*)

A densidade de *bulk* (ρ_{bulk}) como é conhecida refere-se à razão entre a massa de material sólido contido no leito e o volume do leito fixo, obtido através da queda livre das partículas, ou seja:

$$\rho_{\text{bulk}} = \frac{m_s}{V_{\text{LF}}} \quad (3.4)$$

onde

⁵ Termo aqui adotado para a expressão, na língua inglesa, *loose packed*.

m_s massa de sólidos no leito [kg]

V_{LF} volume do leito fixo com empacotamento natural [m³]

A massa específica do leito fluidizado (ρ_L) pode ser obtida conhecendo-se a altura do leito fluidizado e sua seção transversal, podendo ser calculada por:

$$\rho_L = \frac{m_s}{V_L} \quad (3.5)$$

onde

V_L volume do leito fluidizado ($V_L = A * H$) [m³] (3.6)

A área transversal do leito [m²]

H altura do leito fluidizado [m]

3.3.2 – Porosidade de leito na condição de mínima fluidização (ε_{mf})

A porosidade na condição de mínima fluidização pode ser estimada a partir da determinação das densidades *bulk* do leito e da partícula, pois:

$$\varepsilon = 1 - \frac{V_s}{V_L} \quad (3.7)$$

Segundo Kunii e Levenspiel (1991) a porosidade do leito no início da fluidização é pouco maior que a porosidade de leito fixo empacotado naturalmente (*loose packed*), podendo ser igualadas, desde que o leito não tenha sido vibrado ou compactado propositalmente. Assim:

$$\varepsilon = \varepsilon_{mf} = 1 - \frac{V_s}{V_L} = 1 - \left(\frac{m_s / \rho_s}{m_s / \rho_L} \right) \quad (3.8)$$

Considerando que volume de sólido é a razão entre massa e massa específica, ou seja:

$$V_s = \frac{m_s}{\rho_s} \quad (3.9)$$

e

$$V_L = \frac{m_s}{\rho_L} \quad (3.10)$$

Logo

$$\varepsilon_{mf} = 1 - \frac{\rho_L}{\rho_s} \quad (3.11)$$

Para se determinar a altura do leito fixo não compactado e obter ρ_L foi adotado o seguinte procedimento:

- Colocar uma massa qualquer, porém, conhecida de areia de fundição. Nos ensaios realizados foi de 0,5743kg;
- Fluidizar vigorosamente a massa de areia por um tempo determinado. A velocidade superficial do gás de fluidização foi de 0,13m/s e o tempo de 60s;
- Parar a fluidização bruscamente, desligando o compressor radial e medir a altura do leito de partículas sólidas. Foram tomadas duas medidas diametralmente opostas em razão da irregularidade da superfície do leito fixo não compactado.

Ao proceder conforme descrito procurou-se evitar ou minimizar qualquer tendência do leito de partículas a se acomodar ou tornar-se compactado, desviando-se da consideração de leito fixo não compactado.

Os ensaios foram realizados em multiplicidade, num total de 10 ensaios, permitindo uma análise estatística dos valores obtidos.

O sistema experimental para a determinação da porosidade de mínima fluidização (ϵ_{mf}) é representado na Figura 3.12 e está locado no Laboratório Didático da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. O sistema foi composto por cilindro de vidro de 0,066m de diâmetro e 0,76m de comprimento; uma placa distribuidora tipo perfurada, com orifícios de 1×10^{-3} m de diâmetro; uma câmara de expansão em aço inox; tomadas de pressão para manômetro em U; indicador de temperatura digital e; compressor tipo radial, com válvulas acopladas.

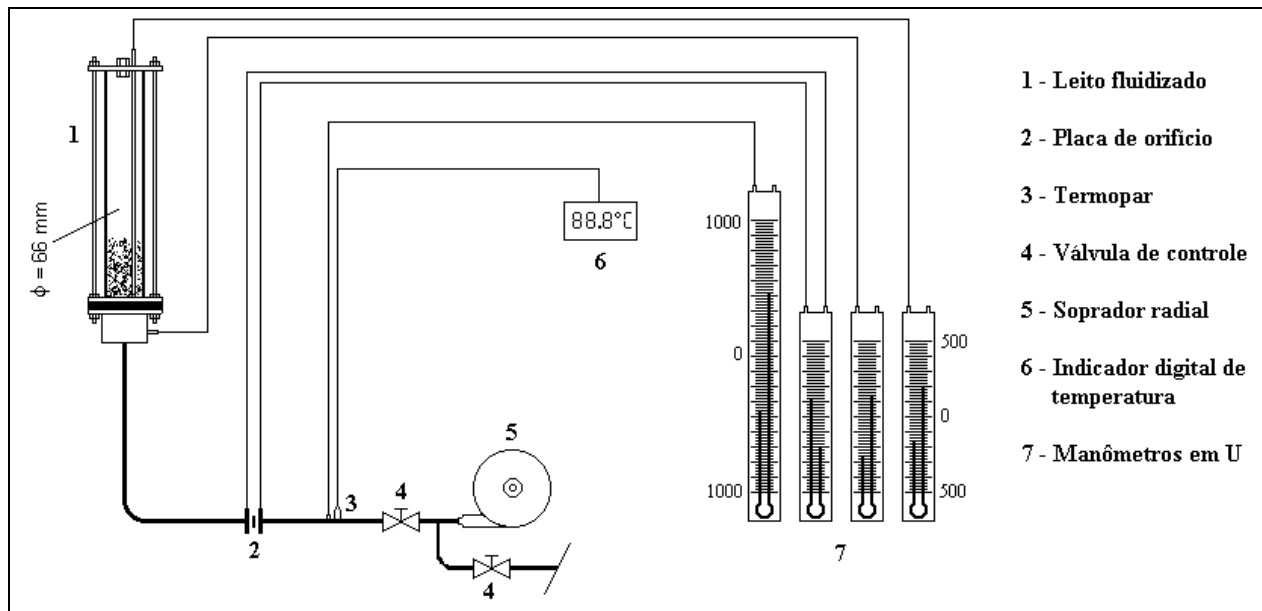


Figura 3.12 – Esquema do sistema experimental para determinação da porosidade em mínima fluidização (ϵ_{mf})

3.3.3 – Velocidade de mínima fluidização (u_{mf})

A velocidade de mínima fluidização corresponde à velocidade superficial do gás onde ocorre a passagem da condição de leito fixo para leito fluidizado, podendo ser obtida igualando-se a força de arraste provocada pelo movimento do gás através do leito fixo, calculada através da equação de Ergun para a condição de mínima fluidização, com o peso das partículas presentes no leito, conforme apresentado em Kunii e Levenspiel (1991) e descrito no Capítulo 2, item 2.5.1, Equação 2.3.

As propriedades do gás de fluidização, ρ_g e μ_g , foram calculadas a partir da composição volumétrica dos componentes CO_2 , H_2O , N_2 e O_2 nos gases de combustão, obtida através da equação de combustão do gás GLP, ou seja:

$$\rho_g = \sum \rho_i * y_i \quad (3.12)$$

$$\mu_g = \sum \mu_i * y_i \quad (3.13)$$

onde

y_i fração molar de cada um dos gases da combustão

ρ_i, μ_i massa específica e viscosidade do gás i , respectivamente

3.3.4 – Tamanho e velocidade das bolhas

Experimentos mostram que ao tamanho das bolhas num leito fluidizado aumenta com o aumento da velocidade do gás e com a altura acima do distribuidor. Considerando finalidades aplicativas, pode-se definir um diâmetro médio como sendo o diâmetro da bolha esférica que representaria as bolhas do leito.

Darton *et al* (1974) apresentaram uma correlação para calcular o diâmetro de bolhas em função de uma altura qualquer (z) dentro do leito (Equação 2.10).

Howard (1989) comentou que na ausência de dados experimentais, a velocidade das bolhas pode ser estimada através da Equação (3.14), que equivale a Equação (2.15).

$$u_b = k'(u_0 - u_{mf}) + 0,711\sqrt{gd_b} \quad (3.14)$$

onde

k' constante que pode ser aproximada à unidade

3.4 – Descargas de ar e combustível (GLP)

As descargas de ar e GLP utilizadas no combustor foram obtidas a partir da razão entre a velocidade superficial do gás e a velocidade de mínima fluidização (u_0/u_{mf}).

A velocidade superficial dos gases no leito fluidizado foi obtida através da Equação (3.15)

$$\dot{m}_g = \rho_g A u_0 \quad (3.15)$$

Mas sabe-se que a massa dos gases de combustão (\dot{m}_g) é a soma das descargas de ar (\dot{m}_{ar}) e de combustível (\dot{m}_{GLP}). A quantidade de gases adicionada em função da combustão da resina orgânica presente na areia das peças de macho descartadas é desprezível em função do baixo teor de resinas nessas peças; máxima de 3% em massa de areia a ser recoberta para o processo caixa fria (Winkler e Bol'shakov, 2000). No estudo atual a porcentagem de resina utilizada foi 0,6% em massa de areia a ser recoberta, como descrito no item 3.2.7. Portanto:

$$\dot{m}_g = \dot{m}_{ar} + \dot{m}_{GLP} \quad (3.16)$$

A relação ar/combustível (A/C), em massa, utilizada em cada um dos testes pode ser estimada através da Equação (3.17)

$$(A/C)_{real} = \frac{\dot{m}_{ar}}{\dot{m}_{GLP}} \quad (3.17)$$

O excesso de ar (EA) foi calculado pela Equação (3.18)

$$EA = \left[\frac{(A/C)_{real}}{(A/C)_{est}} - 1 \right] * 100 \quad [\%] \quad (3.18)$$

3.5 – Tempo de residência das partículas no leito fluidizado (t)

Admitindo que o leito fluidizado comporta-se como um reator homogêneo, o tempo de residência das partículas sólidas alimentadas pode ser estimado por:

$$t = \frac{I}{\dot{m}_s} = \frac{\rho_s(1-\varepsilon)AH}{\dot{m}_s} \quad (3.19)$$

onde

I inventário de partículas sólidas no leito fluidizado [kg]

\dot{m}_s descarga de areia alimentada no combustor [kg/s]

H altura de leito expandido [m]

3.6 – Planejamento fatorial

Como mencionado no início do capítulo, os experimentos foram conduzidos segundo a metodologia de planejamento fatorial completo em dois níveis, com ponto central, que possibilita a verificação de curvatura, ou seja, a linearidade ou não da resposta de interesse em função dos fatores de influência.

A análise estatística dos resultados experimentais foi realizada conforme a seqüência: cálculo do desvio padrão experimental ($S_{e,t}$); aplicação do teste estatístico “t” de Student e; verificação da significância estatística dos efeitos principais e suas interações. A opção por este teste estatístico baseou-se em Montgomery e Runger (2003, p. 185), segundo o qual o teste “t” de Student é o melhor método quando o número de experimentos é inferior a 30.

No Apêndice C encontra-se uma sucinta explanação da teoria referente ao planejamento fatorial e a modelos estatísticos.

Nas Tabelas 3.2 e 3.3 encontram-se os fatores de estudo e seus respectivos níveis

Tabela 3.2 – Fatores de influência para avaliação da qualidade da areia e seus respectivos níveis*

Fatores de Influência	Nível Inferior	Ponto Central	Nível superior
Temperatura do leito – T_L [°C]	750	800	850
Excesso de ar – EA [%]	10	20	30

* Inventário fixado em 54kg

Tabela 3.3 – Fatores de influência para avaliação das emissões gasosas e seus respectivos níveis

Fatores de Influência	Nível Inferior	Ponto Central	Nível superior
Temperatura do leito – T_L [°C]	750	800	850
Excesso de ar – EA [%]	10	20	30
Inventário – I [kg]	34	44	54

A Tabela 3.3 diferencia-se da Tabela 3.2 pela inclusão do fator I, que inicialmente não era objeto de avaliação, pois foi planejado manter a superfície do leito de partículas sólidas no nível do ponto de alimentação, para que qualquer interação sobre o resíduo sólido ocorresse essencialmente no leito. Essa situação poderia não ocorrer caso houvesse diferença de altura entre o ponto de alimentação e a superfície do leito. Assim, uma série de experimentos foi realizada mantendo-se fixo o inventário do leito em 54kg. Coincidentemente, essa série foi realizada no período em que não estavam disponíveis os analisadores de gases e portanto não se realizou a medição das emissões gasosas.

Posteriormente optou-se por incluir o fator inventário, pois, sua relevância está relacionada ao tempo de residência das partículas no leito. Desta forma, os experimentos foram primeiramente realizados focando os aspectos relacionados à qualidade da areia regenerada, considerando-se dois dos três fatores de estudo propostos: temperatura do leito (T_L) e excesso de ar (EA), e em uma segunda etapa experimental o fator inventário (I) foi incluído. Na segunda etapa avaliaram-se somente os aspectos relacionados às emissões gasosas, pois não foi possível realizar os ensaios para a avaliação dos aspectos relacionados à qualidade da areia regenerada pela indústria de fundição.

As respostas de interesse, relacionadas à qualidade da areia regenerada foram avaliadas em duas etapas, visando uma análise mais objetiva. Primeiramente foram avaliados os resultados referentes às características físicas e químicas da areia regenerada e da areia nova, sendo: granulometria; pH; perda ao fogo e; umidade. Após esta etapa, foram avaliados os ensaios de tração com corpos-de-prova confeccionados a partir da areia regenerada, objetivando prever o comportamento em condições operacionais.

Os experimentos foram realizados de forma a obter todas as possíveis combinações dos níveis dos fatores, como apresentado nas Tabelas 3.4 e 3.5, denominadas matriz de planejamento, onde os níveis de cada um dos fatores foram substituídos por sinais algébricos (coeficientes de contraste) que correspondem os valores superior (+) e inferior (-).

Tabela 3.4 – Matriz de planejamento para avaliação da qualidade da areia para testes com inventário fixo de 54kg

Experimento	Fatores	
	T _L	EA
t1 (750,10,54)	-	-
t2 (850,10,54)	+	-
t3 (750,30,54)	-	+
t4 (850,30,54)	+	+
t5 (800,20,54)	0	0
t7 (800,20,54,R1)	0	0
t8 (800,20,54,R2)	0	0

Tabela 3.5 – Matriz de planejamento para avaliação das emissões gasosas

Experimento	Fatores		
	T _L	EA	I
e1 (750,10,34)	-	-	-
e2 (850,10,34)	+	-	-
e3 (750,30,34)	-	+	-
e4 (850,30,34)	+	+	-
e5 (750,10,54)	-	-	+
e6 (850,10,54)	+	-	+
e7 (750,30,54)	-	+	+
e8 (850,30,54)	+	+	+
e9 (800,20,44)	0	0	0
e10 (800,20,44,R1)	0	0	0
e11 (800,20,44,R2)	0	0	0

Nessas tabelas os experimentos foram identificados com letra e números, sendo as letras “t” e “e” referentes ao planejamento fatorial com 2 e 3 fatores, respectivamente, enquanto os números indicam os níveis superior e inferior dos fatores. Essa forma de apresentação, letra n^o (T_L, EA, I), foi aplicada na apresentação dos resultados em tabelas ou figuras.

Há ainda um aspecto de relevância a ser abordado nessa metodologia, trata-se do erro experimental, que segundo Neto *et al.* (2001), pode ser estimado de diferentes formas. A mais aplicada é a realização dos experimentos em duplicata, com os devidos cuidados experimentais de forma a garantir as mesmas condições em todas as etapas, evitando assim a distorção estatística nos resultados. Montgomery e Runger (2003) apresentaram também a possibilidade da estimativa do erro experimental a partir da adição do ponto central ao planejamento fatorial 2^k. Esta opção foi a escolhida para este estudo, por isso nas Tabelas 3.4 e 3.5 foram incluídos os experimentos com a identificação R1 e R2, referentes aos experimentos realizados em duplicata.

As Tabelas 3.6 e 3.7 apresentam a consolidação dos resultados para as etapas experimentais de avaliação da qualidade da areia regenerada e para a avaliação das emissões gasosas, respectivamente.

Tabela 3.6 – Consolidação dos resultados experimentais para avaliação da qualidade da areia

Experimento	T_L [°C]	EA [%]	u_0 [m/s]	\dot{m}_{ar} [kg/h]	\dot{m}_{GLP} [kg/h]	\dot{m}_s [kg/h]
t1 (750,10,54)	746	10,3	0,13	10,76	0,63	20,07
t2 (850,10,54)	848	10,1	0,17	14,14	0,83	16,20
t3 (750,30,54)	749	30,1	0,15	13,89	0,69	16,26
t4 (850,30,54)	844	29,7	0,20	16,46	0,82	19,80
t5 (800,20,54)	802	20,1	0,18	15,62	0,84	20,17
t7 (800,20,54,R1)	804	20,1	0,18	15,99	0,86	19,80
t8 (800,20,54,R2)	802	19,8	0,18	15,76	0,85	20,52

Os valores apresentados na Tabela 3.7 referentes à medição da temperatura do leito e das emissões gasosas representam a média dos valores coletados pelo sistema de aquisição de dados durante a realização dos experimentos, que durou em média 15 minutos.

Tabela 3.7 – Consolidação dos resultados experimentais para avaliação das emissões gasosas

Experimento	T _L	EA	I	CO	THC	CO ₂	O ₂	H _f	H	u ₀	\dot{m}_{ar}	\dot{m}_{GLP}	\dot{m}_s	T _{BG}	UR
	[°C]	[%]	[kg]	[ppm]	CH ₄ [ppm]	[%]	[%]	[m]	[m]	[m/s]	[kg/h]	[kg/h]	[kg/h]	[°C]	[%]
e1 (750,10,34)	751	9,7	34	13516	2438	11,6	7,0	--	0,304	0,13	11,55	0,68	19,80	1	5
e2 (850,10,34)	854	10,1	34	7787	4907	12,2	4,0	--	0,303	0,17	14,14	0,83	15,00	-8	2
e3 (750,30,34)	749	30,1	34	335	172	11,0	7,0	--	0,307	0,16	14,30	0,71	18,00	-2	3
e4 (850,30,34)	851	30,0	34	132	371	9,9	6,0	--	0,304	0,20	16,50	0,82	19,20	-9	2
e5 (750,10,54)	755	9,8	54	15532	3293	10,7	4,8	--	0,448	0,14	11,90	0,70	16,56	-7	2
e6 (850,10,54)	856	10,5	54	13298	3846	10,2	5,2	0,404	0,508	0,17	14,20	0,83	21,12	-16	1
e7 (750,30,54)	748	30,1	54	755	308	9,7	6,3	--	--	0,15	14,10	0,70	20,40	-9	2
e8 (850,30,54)	851	30,1	54	49	360	9,1	7,1	--	--	0,20	16,72	0,83	14,90	-13	1
e9 (800,20,44)	803	20,2	44	743	545	10,7	4,7	--	0,430	0,18	15,82	0,85	19,80	-8	2
e10 (800,20,44,R1)	804	19,9	44	1983	545	10,7	4,7	--	0,425	0,18	15,77	0,85	23,40	-10	1
e11 (800,20,44,R2)	801	19,9	44	1296	441	11,3	3,8	--	--	0,18	15,77	0,85	19,20	-12	1

Capítulo 4

Resultados e Discussões

Os resultados experimentais serão apresentados e discutidos em dois tópicos, referentes à qualidade da areia regenerada e as emissões gasosas, segundo os planejamentos fatoriais descritos no Capítulo 3, contendo 2 e 3 fatores de estudo, respectivamente. Parte dos resultados obtidos na avaliação da qualidade da areia regenerada foi publicada no 18th International Congress of Mechanical Engineering – Cobem 2005 (Apêndice D).

Antes de apresentar e discutir os resultados referentes aos tópicos qualidade da areia e emissões gasosas será descrito o perfil de temperatura no incinerador durante a etapa de aquecimento, o que auxiliou no entendimento do processo de combustão em leito de partículas sólidas inertes. A combustão ocorreu em pontos diferentes do leito de partículas e foi dependente da temperatura deste, permitindo a identificação de três regiões distintas durante a etapa aquecimento.

A Figura 4.1 apresenta um típico perfil de temperatura no incinerador registrado pelos 5 termopares instalados no reator conforme representado na Fig. 3.1 e descrito no item 3.1.6. O perfil apresentado foi obtido para a condição de operação com o inventário de 54kg, comum aos dois planejamentos fatoriais. Para este nível de inventário e em condição de fluidização a frio somente os termopares T_{L1} e T_{L2} encontravam-se imersos no leito de partículas sólidas, cuja superfície superior estava próxima ao termopar T_{L3} . Os termopares T_{L4} e T_{L5} estavam posicionados no *freeboard*.

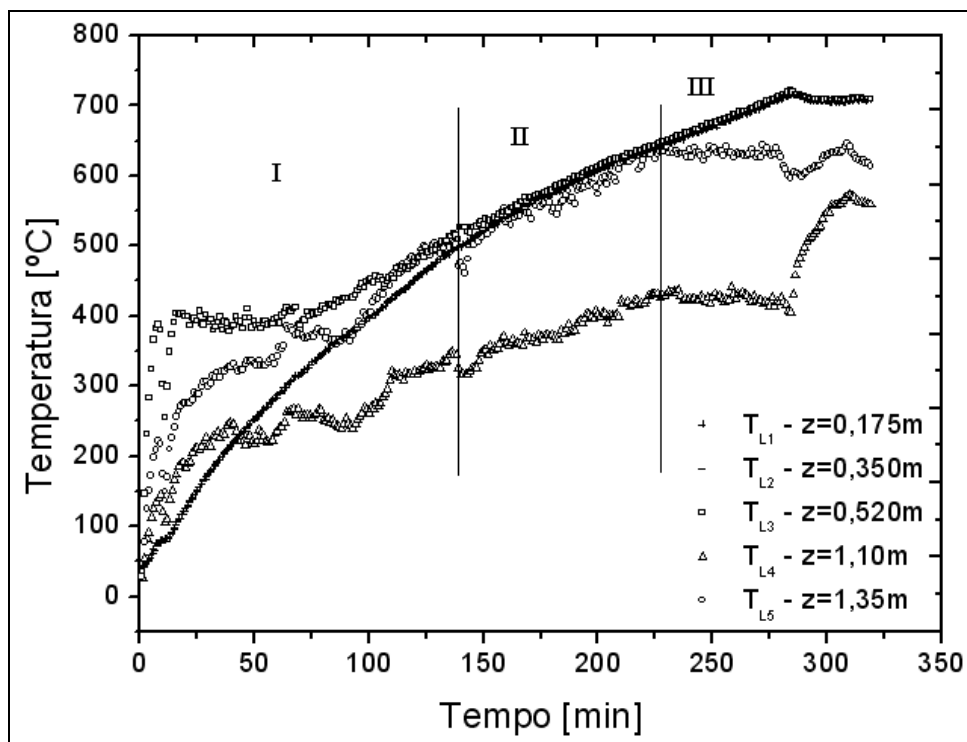


Figura 4.1 – Típico perfil de temperatura no incinerador para 5 diferentes alturas em relação à placa distribuidora

Enquanto a temperatura do leito de partículas não ultrapassou 500°C a combustão ocorreu na superfície do leito, onde se verificou a presença de chama. Essa condição caracterizou a região I. Os termopares posicionados fora do leito de partículas, T_{L3}, T_{L4} e T_{L5}, registraram valores de temperatura maiores, destacando-se a fornecida pelo termopar T_{L3} que esteve em contato direto com a chama. Nessa fase foram audíveis sons de explosões resultantes da ignição das bolhas da mistura ar-GLP que percolaram o leito de partículas. O projeto da placa distribuidora possibilitou que ar e GLP fossem injetados simultaneamente através dos mesmos orifícios dos bicos.

Com a expansão do leito de partículas o termopar T_{L3} ficou imerso e registrou os mesmos valores de temperatura indicados pelos termopares T_{L1} e T_{L2}; confirmando a característica de que leitos fluidizados apresentam temperaturas uniformes.

A região II compreendeu a faixa de temperatura de 500 a 630°C e os termopares T_{L4} e T_{L5} registraram temperaturas inferiores às temperaturas do leito de partículas, indicando que a combustão não ocorreu mais exclusivamente na superfície no leito.

A partir de 650°C tem-se a região III na qual as temperaturas dos termopares T_{L4} e T_{L5} foram sempre menores que a temperatura do leito de partículas e não se verificou a presença de chama na superfície do leito de partículas, indicando que a ignição da mistura ocorreu ao longo do leito de partículas, embora não há como afirmar que essa seja a temperatura crítica¹. Zukowski (1999) afirmou que somente acima de 950°C obtém-se a combustão contínua ou estável de combustíveis gasosos em leito fluidizado, mesmo não sendo verificado chama ou ocorrendo combustão aparentemente estável em temperaturas inferiores a essa.

No presente estudo a combustão estável foi atingida com a temperatura do leito de partículas a 650°C, embora a ignição térmica da mistura tenha sido verificada a partir de 500°C. A combustão tornou-se mais estável com o aumento da temperatura do leito de partículas. A faixa de temperatura de maior instabilidade ocorreu entre 350 e 450°C, necessitando de constantes acionamentos do sistema de ignição. Esta situação foi verificada através das quedas nos valores de temperaturas dos termopares posicionados acima do leito de partículas.

Como consequência da instabilidade na etapa de aquecimento, o tempo para que o leito de partículas atingisse a temperatura desejada para o ensaio foi significativo, conforme pode ser observado na Figura 4.1. Este padrão de operação foi determinante na escolha dos níveis do fator de temperatura do leito (T_L).

A intensidade dos sons das explosões resultantes da ignição das bolhas da mistura ar-GLP também foi dependente da temperatura do leito de partículas, diminuindo com o aumento da temperatura. Identificou-se a temperatura de 730°C como uma temperatura limite em que não foram mais perceptíveis os sons das explosões, embora uma forte redução tivesse sido verificada em 650°C. Assim a intensidade desses sons corrobora com a indicação de que o aumento da

¹ Definida por van der Vaart (1988) como a temperatura em que a ignição sobre o leito de partículas sólidas cessa e a combustão ocorre totalmente no interior do leito.

temperatura do leito de partículas promoveu a combustão do GLP dentro do leito. Zukowski (1999) verificou que a intensidade dos sons das explosões reduzia a valores muito baixos quando a ignição da mistura ocorria próximo à placa distribuidora, antes das bolhas coalescerem.

As observações relatadas foram inerentes às várias etapas de aquecimento realizadas, porém, não foi objetivo desta pesquisa o estudo criterioso dessas observações; ressaltando que elas estão em conformidade com estudos mais profundos sobre o assunto.

Na etapa de operação procurou-se realizar os experimentos em regime permanente, a partir do controle da temperatura da mistura gás-partícula e da queda de pressão através do leito, fato este que caracterizava o inventário constante dentro do incinerador. Houve dificuldade em se manter a temperatura do leito a qual diminuía com o tempo, enquanto a alimentação e descarga da areia eram efetuadas. Foram realizados experimentos visando encontrar a relação ar/combustível e a descarga de areia em que a queda de temperatura não ocorresse, porém os resultados levaram a minimização desse efeito sem, contudo, evitar que houvesse oscilações da temperatura do leito em torno do valor desejado em cada teste. A necessidade de manter a temperatura do leito levou a experimentos onde a razão entre a velocidade superficial do gás e a velocidade de mínima fluidização (u_0/u_{mf}) variou entre 11,4 e 19,1. Essa faixa também foi encontrada nos trabalhos de Pilawska *et al.*(2001); Baron *et al.* (2002); Loeffler e Hofbauer (2002), relativos a estudos de combustão de combustíveis gasosos em leito fluidizado.

A Figura 4.2 apresenta um típico perfil de temperatura no incinerador durante experimentos para a medição de hidrocarbonetos totais. A condição experimental referente a esse perfil foi para uma temperatura de 750°C, com 10% de excesso de ar e 34kg de inventário. Verifica-se nessa figura em comparação à Figura 4.1 que somente o termopar T_{L1} está inserido no leito de partículas sólidas, em razão do menor inventário utilizado nesses experimentos.

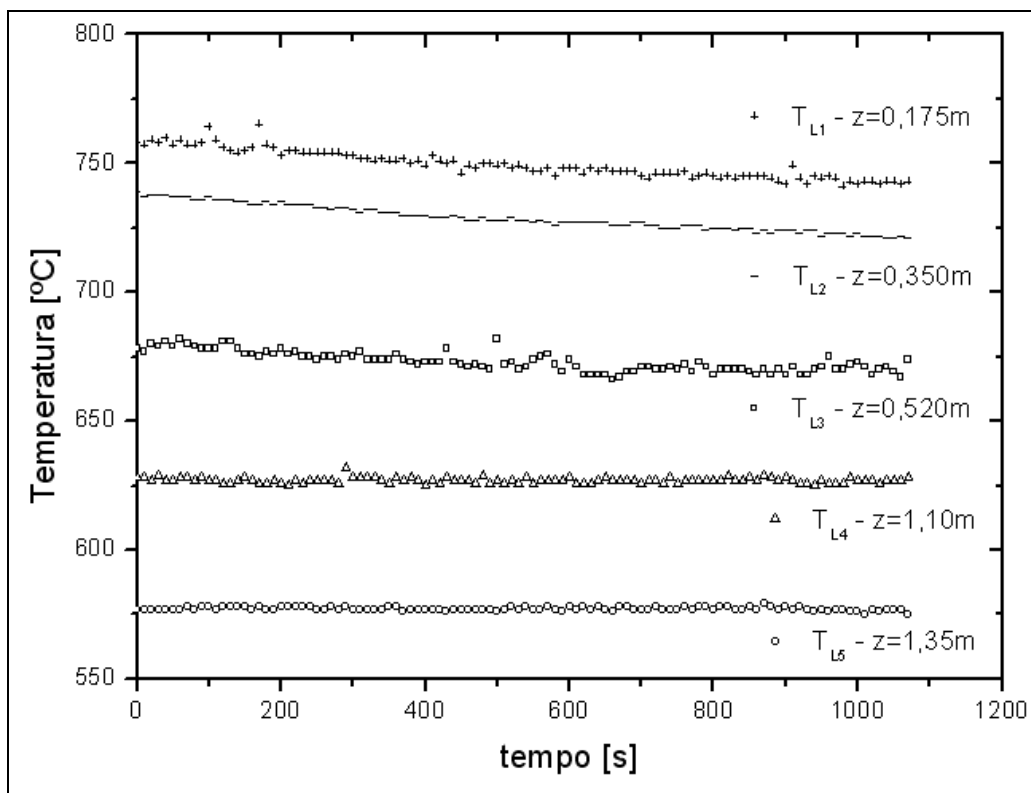


Figura 4.2 – Típico perfil de temperatura no incinerador durante a medição de hidrocarbonetos totais

A Figura 4.3 mostra a queda de pressão através do leito para alguns experimentos do planejamento fatorial. De forma geral verifica-se que foi possível manter o controle do inventário, através do monitoramento da queda de pressão do leito fluidizado, enquanto o resíduo era alimentado e descarregado do incinerador, caracterizando um regime permanente. As flutuações na queda de pressão do leito estão relacionadas às dificuldades de controle e repetibilidade durante a alimentação ou descarga de um escoamento gás-partícula, principalmente em baixas descargas (Oliveira e Pécora, 2000; Tureso *et al.*, 2003).

A descarga de areia de macharia alimentada variou nos experimentos entre 15 e 23 kg/h, com incerteza experimental na medida da descarga de 0,32 a 0,47 kg/h. A metodologia de cálculo de incerteza foi feita segundo Holman (1994) e está descrita no Apêndice E.

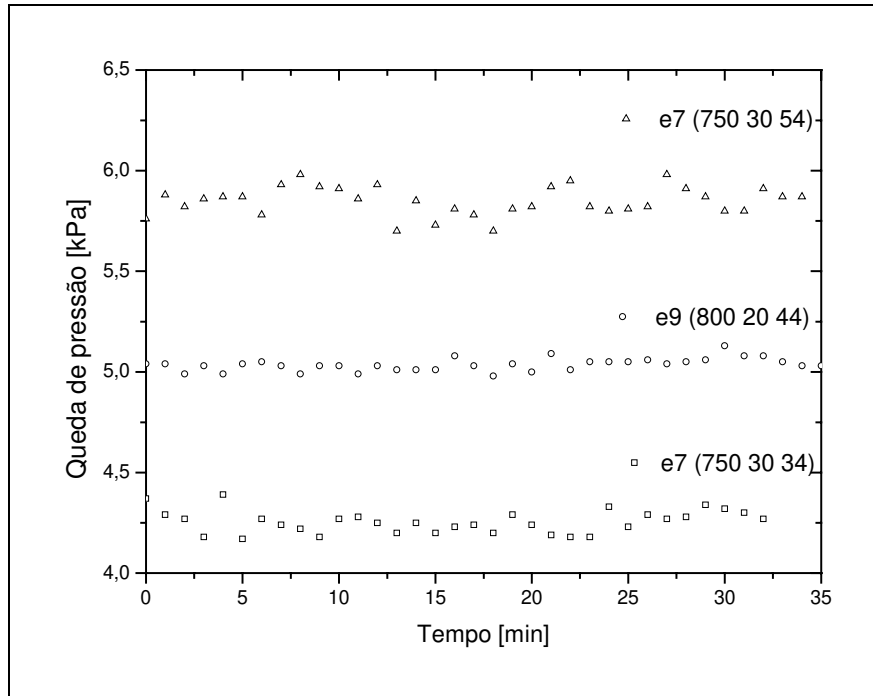


Figura 4.3 – Queda de pressão no leito durante os experimentos

4.1 – Qualidade da areia regenerada

4.1.1 – Distribuição granulométrica

A avaliação da distribuição granulométrica da areia regenerada em comparação à areia nova foi precedida de uma análise para verificar se o tempo de destorroamento das peças de machos descartadas influenciaria os parâmetros: módulo de finura; teor de finos; concentração granulométrica e diâmetro médio da areia. Os tempos de destorroamento variaram de 5 a 35 minutos, escalonados de 5 em 5 minutos, sendo o processo realizado em betoneira. A Tabela 4.1 apresenta os resultados desses parâmetros em função de diferentes tempos de destorroamento. As tabelas com os resultados do peneiramento, a partir dos qual foram determinados os parâmetros da distribuição granulométrica estão no Apêndice F.

Na Figura 4.4 estão os resultados na forma gráfica. Os valores do módulo de finura e do diâmetro médio foram calculados através das Equações (3.1) e (2.6), respectivamente.

Tabela 4.1 – Parâmetros da distribuição granulométrica em função dos tempos de destorroamento

Tempo [min]	Parâmetros			
	Módulo de finura M [AFS]	Teor de finos [%]	Concentração Granulométrica [%]	Diâmetro médio \bar{d}_p [μm]
5	73,62	4,89	90,60	173
10	74,23	5,34	89,50	171
15	74,45	5,61	89,01	171
20	73,51	5,27	89,50	172
25	76,21	6,83	87,76	169
30	74,33	5,41	90,53	171
35	74,88	5,91	89,89	170

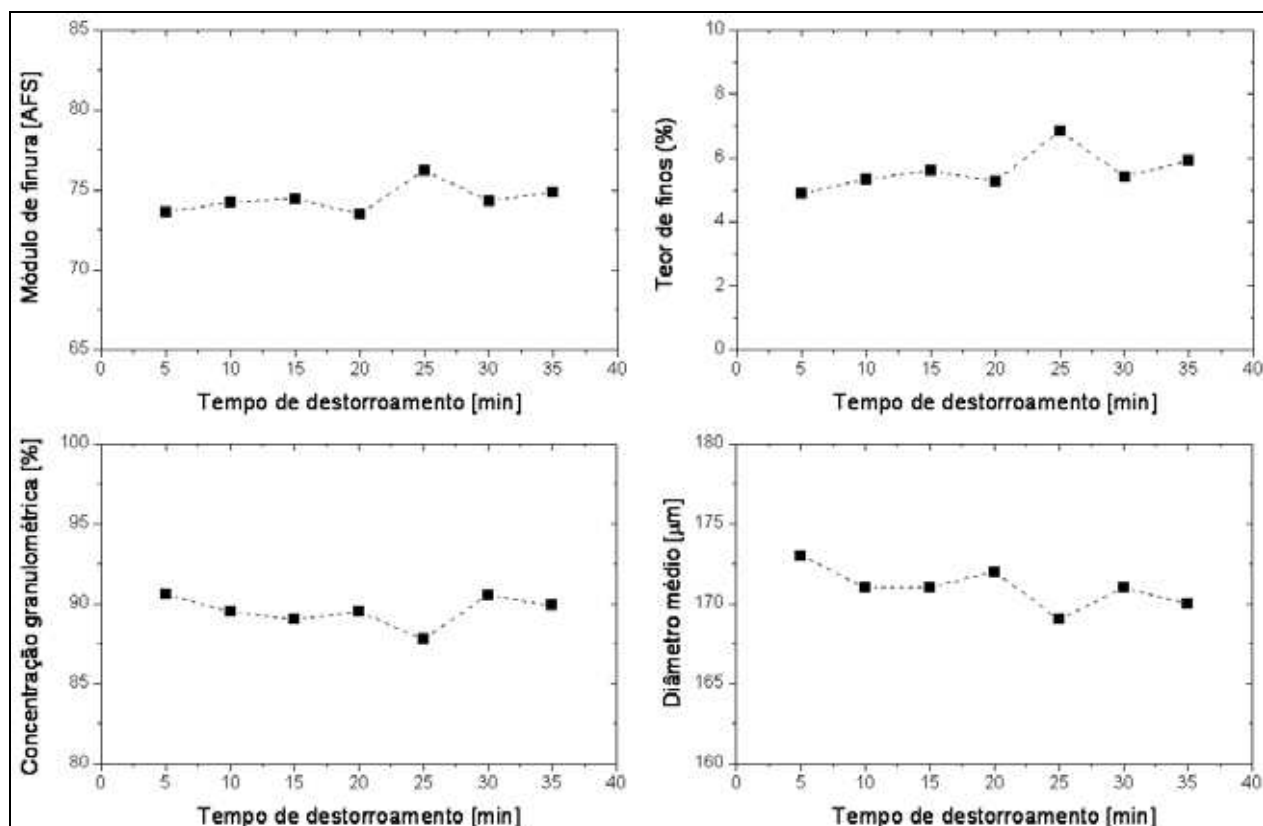


Figura 4.4 – Influência do tempo de destorroamento das peças de machos descartadas sobre as características do grão de areia obtido no processo

Comparando-se os resultados dos tempos de peneiramento verificou-se que houve pouca variação entre os valores máximos e mínimos de cada um dos parâmetros apresentados na Tabela 4.1. A exceção foi o teor de finos, que variou 29,57%, enquanto os parâmetros módulo de finura, concentração granulométrica e diâmetro médio da partícula variaram em 3,54%; 3,13 e 2,31, respectivamente.

Aplicou-se o critério de Chauvenet para verificar a existência de resultados não válidos, resultantes de falha no procedimento de destorroamento, que pudesse explicar a diferença encontrada entre o valor máximo e mínimo da grandeza teor de finos. Essa verificação foi estendida aos demais parâmetros. Verificou-se não haver resultados dispersos no conjunto de resultados de cada um dos parâmetros.

Considerando-se que os experimentos de destorroamento foram realizados sem réplicas, ponderou-se a necessidade de se conhecer a variabilidade dos resultados obtidos no peneiramento (massa de areia retida na peneira i).

Adotou-se a técnica estatística conhecida como Análise de Variância (Anova), que permite a avaliação das diferenças entre os tempos de destorroamento e a avaliação das diferentes massas de areia retidas em determinada peneira. Para evitar que a variabilidade dos resultados fosse afetada pelas características da peneira, optou-se por realizar a análise estatística por bloco. Detalhes da técnica podem ser encontrados em Montgomery e Runger (2003). Na primeira etapa para aplicação da Anova deve-se formular o teste de hipótese. A hipótese nula foi: diferentes tempos de destorroamento não afetam o diâmetro médio da areia.

A Tabela 4.2 apresenta as massas de areia retida por peneira para cada um dos tempos de destorroamento, através da qual a análise estatística foi realizada. A análise estatística mostrou que não houve influência do tempo de destorroamento sobre as massas retidas por peneira, para um intervalo de confiança de 95%. Assim, um tempo padrão de 15 minutos para o destorroamento das peças de macho descartadas, foi adotado na preparação do material alimentado em todos os experimentos de regeneração térmica.

Tabela 4.2 – Massa retida por peneira em função do tempo de destorroamento, m_i [g]

Tempo [min]	Diâmetro da peneira [μm]										
	1680	840	590	420	297	210	149	105	75	53	Prato
5	0,1631	0,0610	0,1674	0,7810	2,3364	10,1196	24,6393	9,0092	2,2088	0,2256	0,0000
10	0,1286	0,0586	0,0686	0,4840	1,7867	9,7575	24,5570	9,4996	2,3158	0,2492	0,0468
15	0,0966	0,1051	0,1030	0,5525	1,8013	9,7166	24,5769	9,6353	2,4490	0,2576	0,0613
20	0,1096	0,0943	0,0711	0,4710	1,8337	10,1703	24,9682	8,9690	2,3326	0,2643	0,0000
25	0,6981	0,0877	0,0436	0,3439	1,5193	9,3238	25,0974	9,3152	2,6523	0,3003	0,0452
30	0,0251	0,0538	0,0522	0,3688	1,5232	10,2056	25,4732	9,4249	2,4286	0,2678	0,0000
35	0,0945	0,0964	0,0457	0,4230	1,4310	9,6064	25,5843	9,5202	2,6406	0,2968	0,0000

Na Figura 4.5 foram agrupadas as distribuições granulométricas obtidas do material particulado gerado considerando-se tempos de destorroamento entre 5 e 35 minutos, possibilitando a visualização da distribuição similar para todos os tempos de destorroamento estudados.

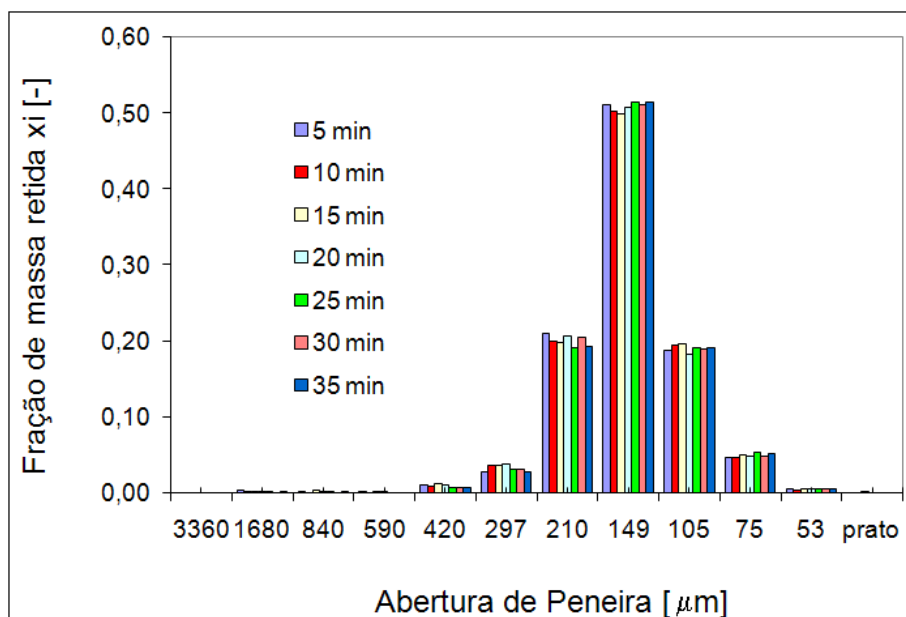


Figura 4.5 – Distribuição granulométrica em função do tempo de destorroamento das peças de macho recebidas da fundição

A partir da conclusão da análise estatística, os resultados dos parâmetros da distribuição granulométrica em função do tempo de destorroamento foram considerados como sendo réplicas de um único tempo de destorroamento.

Realizada a avaliação quanto ao tempo de destorroamento, foram feitos os experimentos, seguindo o planejamento fatorial, cujos resultados estão na Tabela 4.3. Nessa tabela estão os valores médios dos parâmetros da distribuição granulométrica e seus respectivos desvios-padrão, além dos valores referentes aos parâmetros da areia nova e da areia regenerada. As tabelas com os resultados do peneiramento para a obtenção da distribuição granulométrica das areias regenerada estão no Apêndice G.

Tabela 4.3 – Parâmetros da distribuição granulométrica

Areia	Parâmetros			
	Módulo de finura M [AFS]	Teor de finos [%]	Concentração granulométrica [%]	Diâmetro médio \bar{d}_p [μm]
Descartada	74,30 ± 1,10	5,61 ± 0,36	89,15 ± 0,84	171 ± 1,19
Nova – DETF	75,52 ± 0,97	4,37 ± 0,59	93,28 ± 0,37	167 ± 2,18
Nova – TRW	84,77 ± 1,80	9,48 ± 1,54	88,46 ± 2,09	148 ± 5,65
Nova – Darcy	81,41 ± 0,66	8,98 ± 0,55	85,40 ± 3,58	156 ± 1,50
t1 (750,10,54)	79,55	5,25	94,36	159
t2 (850,10,54)	78,47	6,09	93,49	161
t3 (750,30,54)	77,82	5,60	94,31	162
t4 (850,30,54)	80,05	7,52	92,43	158
t5 (800,20,54)	80,66	7,05	92,84	157
t6 (800,20,54,R1)	78,81	6,00	93,85	160
t7 (800,20,54,R2)	80,62	7,82	92,00	157

Alguns esclarecimentos a respeito dessa tabela devem ser feitos:

- Os valores apresentados referentes às areias identificadas como nova-TRW e nova-Darcy foram obtidos seguindo metodologia de cálculos descrita no capítulo 3, porém, foram valores disponibilizados por laboratórios pertencentes à empresa fundidora (fornecedora das peças de machos descartadas utilizadas neste estudo) e à empresa mineradora (fornecedora da areia para a empresa fundidora), respectivamente;
- Os ensaios identificados como nova-DETF foram realizados no próprio laboratório onde essa pesquisa foi desenvolvida
- Os parâmetros determinados foram obtidos com repetições, sendo que para a areia nova-DETF foram realizadas 3 repetições, enquanto para a areia nova-TRW foram 5 repetições e para a areia nova-Darcy, 4 repetições; possibilitando assim a determinação dos desvios-padrão;
- Para os valores das areias regeneradas não são apresentados seus respectivos desvios-padrão, pois, foram obtidos e avaliados a partir planejamento fatorial descrito no capítulo 3.

O fato da etapa de peneiramento das areias novas, TRW e Darcy, terem sido realizadas em outros laboratórios explica a diferença em relação aos resultados obtidos no laboratório de Processos Térmicos e Engenharia Ambiental da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. Estudos realizados pela Comissão e Estudos de Matérias Primas da ABIFA mostraram que embora os resultados fossem consistentes e aceitáveis em um mesmo laboratório, a discrepância entre laboratórios foi considerável.

Segundo Porto (2001) a divergência de resultados entre laboratórios de fundições é um fato há muito tempo conhecido e está relacionado com: procedimento adotado; peneiras; equipamento vibratório; preparação da amostra e tempo de peneiramento.

Assim, as avaliações entre as areias nova e regenerada foram realizadas somente para os valores obtidos no laboratório do DETF-FEM, precedidas da interpretação de como os fatores de estudo, temperatura do leito (T_L) e excesso de ar (EA), influenciaram os resultados da distribuição granulométrica da areia regenerada. A análise estatística através do planejamento fatorial, cujo resultado está na Tabela A.1, mostrou que nenhum dos dois fatores teve

significância estatística sobre qualquer um dos parâmetros da distribuição granulométrica, para um intervalo de confiança de 95% e nos níveis estudados.

Na Figura 4.6 estão as distribuições granulométricas da areia nova e das areias regeneradas, na qual se observa a semelhança entre as várias curvas, demonstrando que o processo estudado e os fatores avaliados não modificaram a distribuição granulométrica da areia regenerada. As areias regeneradas apresentaram em relação à areia nova uma distribuição levemente mais homogênea, concentrada entre as peneiras de 105 e 210 μm .

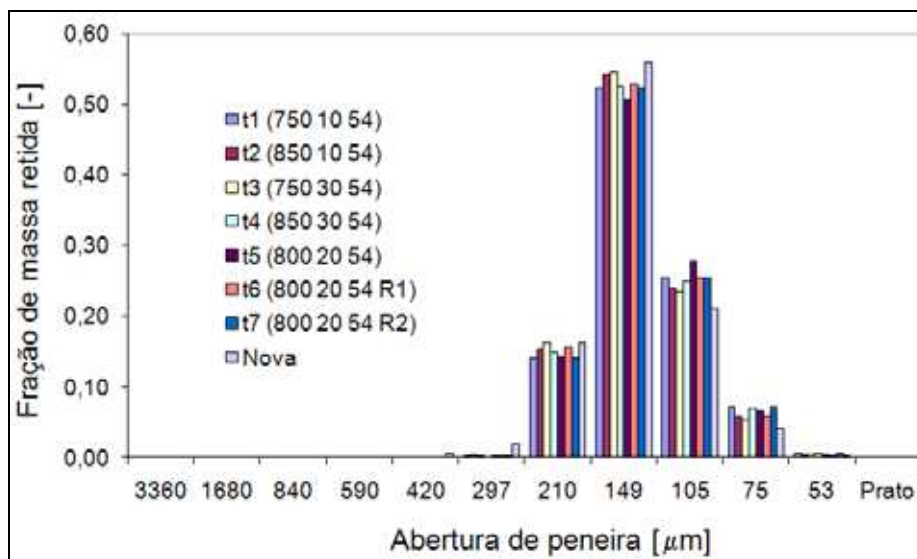


Figura 4.6 – Distribuição granulométrica: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova

Para comparar a areia regenerada com a areia nova, os resultados dos parâmetros da distribuição granulométrica em função dos fatores estudados foram considerados como sendo réplicas de uma única condição de operação, possibilitando a aplicação do teste de hipótese para média com variância desconhecida, seguindo uma distribuição t de *Student*. Para este teste a hipótese nula foi que o valor do parâmetro da areia regenerada é igual ao valor do parâmetro da areia nova. Detalhes da técnica podem ser encontrados em Montgomery e Runger (2003).

Avaliando-se a concentração granulométrica não foi verificada alteração deste parâmetro entre a areia nova e a regenerada.

A aplicação do teste de hipótese para o parâmetro módulo de finura resultou na diferença entre a areia regenerada e a areia nova, observada na Figura 4.7. Contudo esse parâmetro é na prática industrial avaliado segundo uma designação das areias por faixa, sendo essas: 20/25; 40/45; 45/50; 50/60; 60/65; 70/80; 90/100 (Mariotto, 1983); e verifica-se através dos valores da Tabela 4.3 que ambas estão inclusas na faixa AFS 70/80. Portanto, a diferença encontrada entre as areias não é empecilho para a aplicação da areia regenerada como areia nova no processo de fundição.

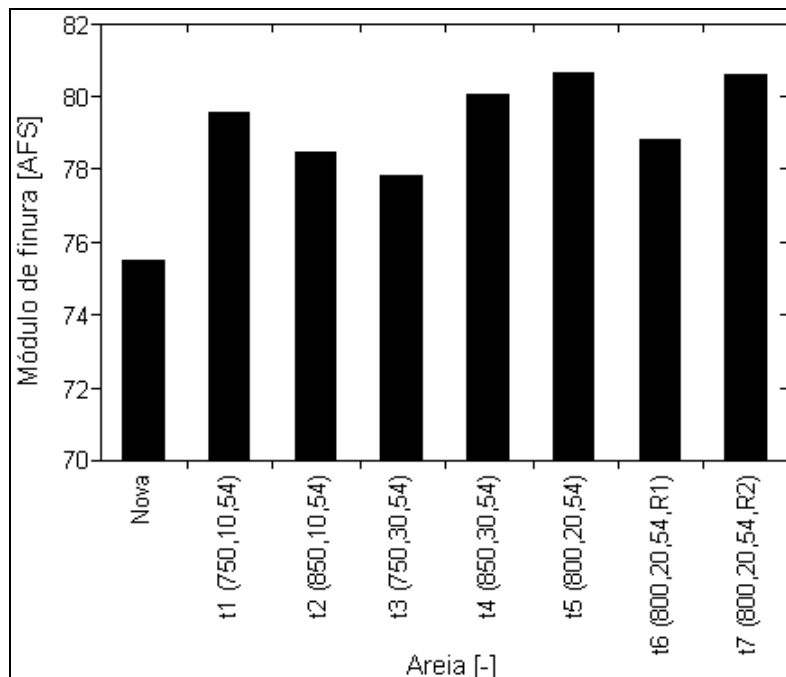


Figura 4.7 – Módulo de finura: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova

Resultado igual foi verificado para o parâmetro teor de finos, em que a diferença entre a areia nova e regenerada foi significativa estatisticamente. A prática industrial recomenda que esse parâmetro esteja abaixo de 5%. Os valores do teor de finos da areia regenerada foram acima desse valor de referência, como mostrado na Figura 4.8. A etapa de destorroamento pode ser um fator responsável pelo aumento do teor de finos, em função do princípio da etapa, que é o atrito entre as peças de macho descartadas e entre essas e a parede do equipamento. Este fato é observável comparando-se os valores de teor de finos para a areia nova e descartada na Tabela 4.3, em que a areia regenerada apresentou teor de finos maior que a areia nova.

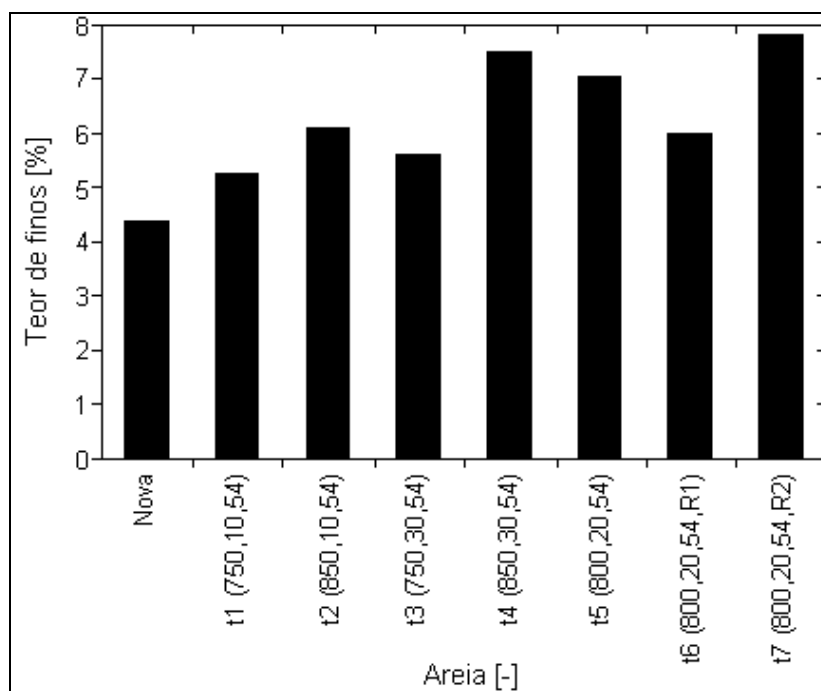


Figura 4.8 – Teor de finos: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova

O aumento do teor de finos é segundo Tilch (1997) um dos problemas para reaproveitamento da areia descartada e este fato é típico de mecanismo de regeneração mecânica; etapa que precedeu o tratamento térmico neste estudo. O teor de finos tem relação inversa com a permeabilidade dos gases na etapa de vazamento do metal líquido, sendo desejável um maior teor de finos quando a areia é aplicada na confecção de machos, uma vez que esses devem apresentar menor permeabilidade. Entretanto, um menor teor de finos é desejável quando a areia for aplicada na confecção de moldes comuns, os quais podem ser permeáveis, desde que dentro das especificações da indústria.

Com relação ao diâmetro médio foi encontrado que há diferença significativa entre o diâmetro médio da areia nova e da areia regenerada. Contudo, este parâmetro não é relevante para a prática industrial ou laboratorial nas fundições, assim a variação encontrada não restringe o reaproveitamento da areia regenerada como sendo areia nova. Por outro lado, considerando-se as particularidades da fluidização, o diâmetro médio da partícula é um fator importante para se estimar as condições de operação, porém, a diferença encontrada antes e após o processo de

regeneração foi mínima, como mostrado na Figura 4.9, não alterando a classificação da areia segundo a classificação de Geldart (1973) e não afetando os cálculos estimativos do comportamento da fluidização, como a velocidade de mínima fluidização, que foi estimada através da Eq. 2.3 em 0,009m/s para a areia nova e em 0,012m/s para a areia regenerada, considerando a temperatura de operação de 850⁰C.

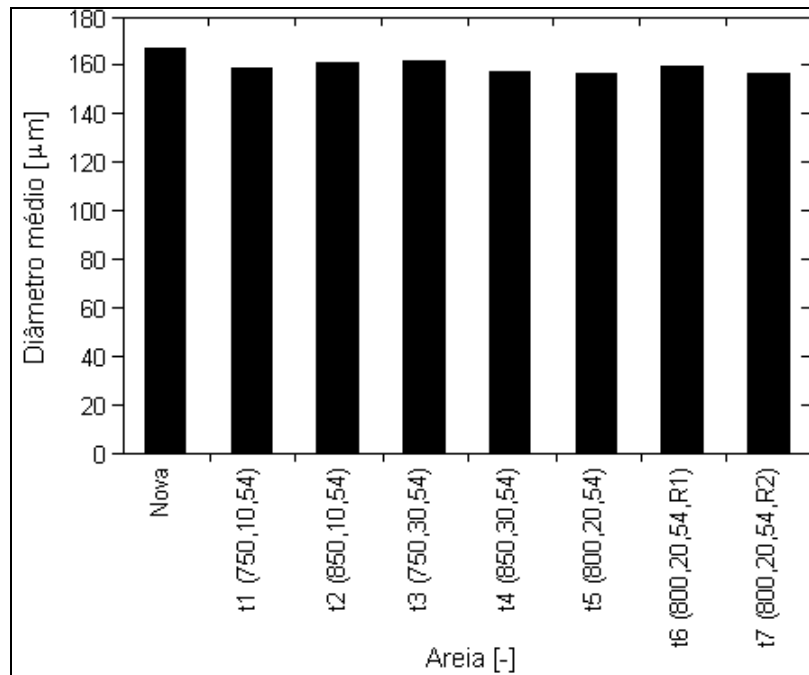


Figura 4.9 – Diâmetro médio das partículas: resultados obtidos para areias regeneradas e areia nova

4.2 – Morfologia

Um dos objetivos deste estudo é devolver à areia aglomerada de macharia suas características naturais, possibilitando sua reutilização novamente no processo de confecção dos machos, em substituição à areia nova. Segundo Leidel (1994) a regeneração de areia de fundição objetiva o restabelecimento da superfície dos grãos. Esse restabelecimento pode ser utilizado para verificar a eficiência do sistema de regeneração. O microscópio de varredura eletrônica (MEV) é uma ferramenta útil para visualização da superfície dos grãos e foi usado neste estudo.

As micrografias possibilitam avaliar o aspecto superficial dos grãos de areia, como pode ser observado através das Figuras 4.10 a 4.12. A Figura 4.10 mostra a micrografia obtida no MEV para a areia destorroada, enquanto a Figura 4.11 é uma micrografia da areia regenerada termicamente em leito fluidizado e a Figura 4.12 mostra a micrografia da areia nova.

Na Figura 4.10 observa-se a camada de resina fenólica e a ligação entre grãos, após a etapa de destorroamento das peças de macho descartadas, demonstrando assim, que somente a ação mecânica não assegura a remoção completa da resina da superfície dos grãos. Característica essa que permite classificar a recuperação mecânica como sendo de baixa eficiência para a regeneração de areia proveniente de machos não vazados.

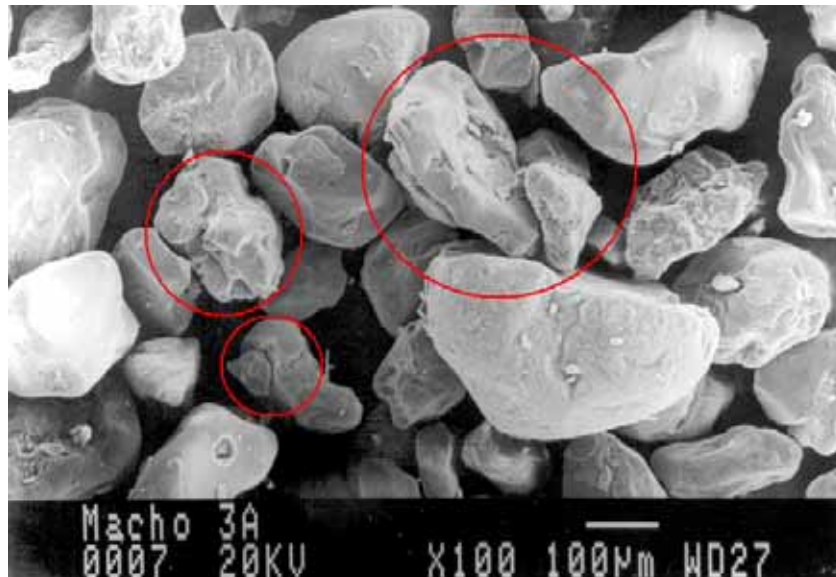


Figura 4.10 – Aspecto superficial dos grãos da areia após destorroamento

A remoção mais eficiente da resina foi obtida na etapa de incineração, como pode ser observado na Figura 4.11. Essa figura quando comparada à Figura 4.12 mostra qualitativamente que o aspecto superficial da areia regenerada não foi alterado em razão do tratamento térmico, juntamente com a etapa de destorroamento, em relação ao aspecto superficial da areia nova.

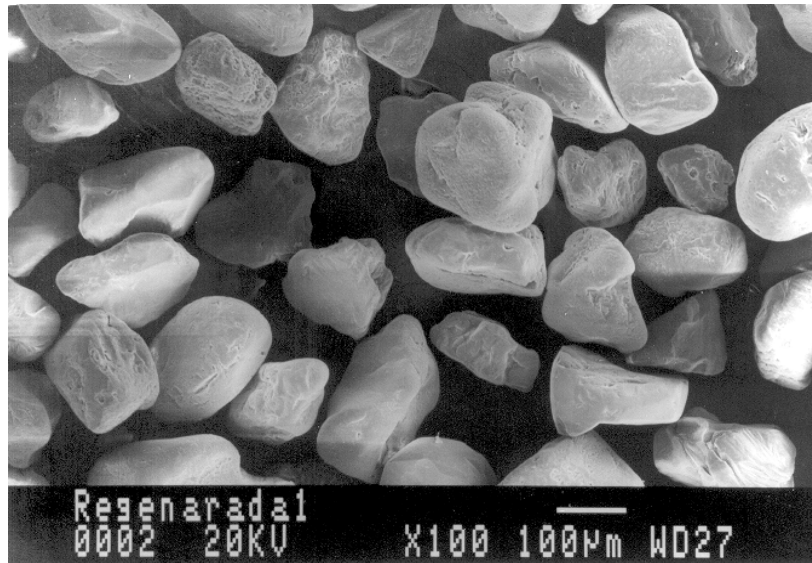


Figura 4.11 – Aspecto superficial da areia regenerada

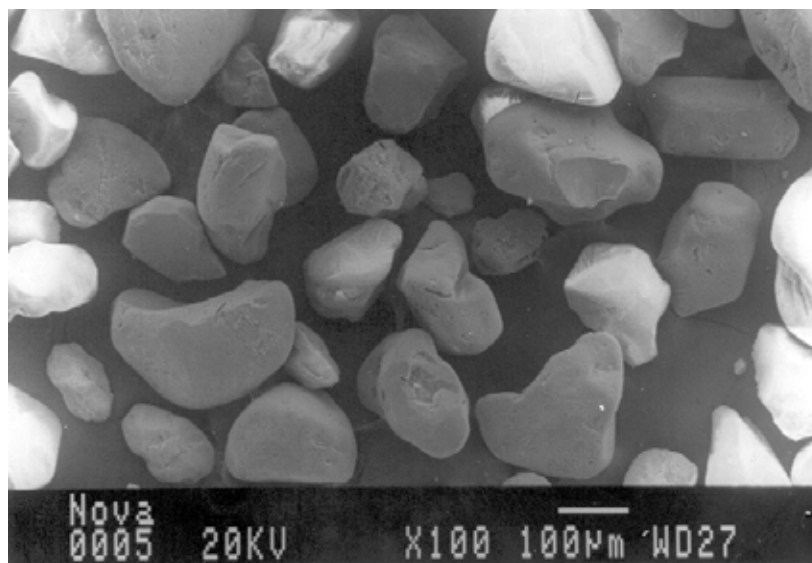


Figura 4.12 – Aspecto superficial da areia nova

Foi aplicada a técnica de espectrometria por dispersão de energia (EDS) para identificação da composição dos elementos presentes na superfície do grão de areia. A Figura 4.13 mostra o resultado fornecido pelo EDS, em quatro repetições, para uma amostra de areia que sofreu

regeneração térmica em leito fluidizado, na qual se identificam os elementos descritos na Tabela 2.2.

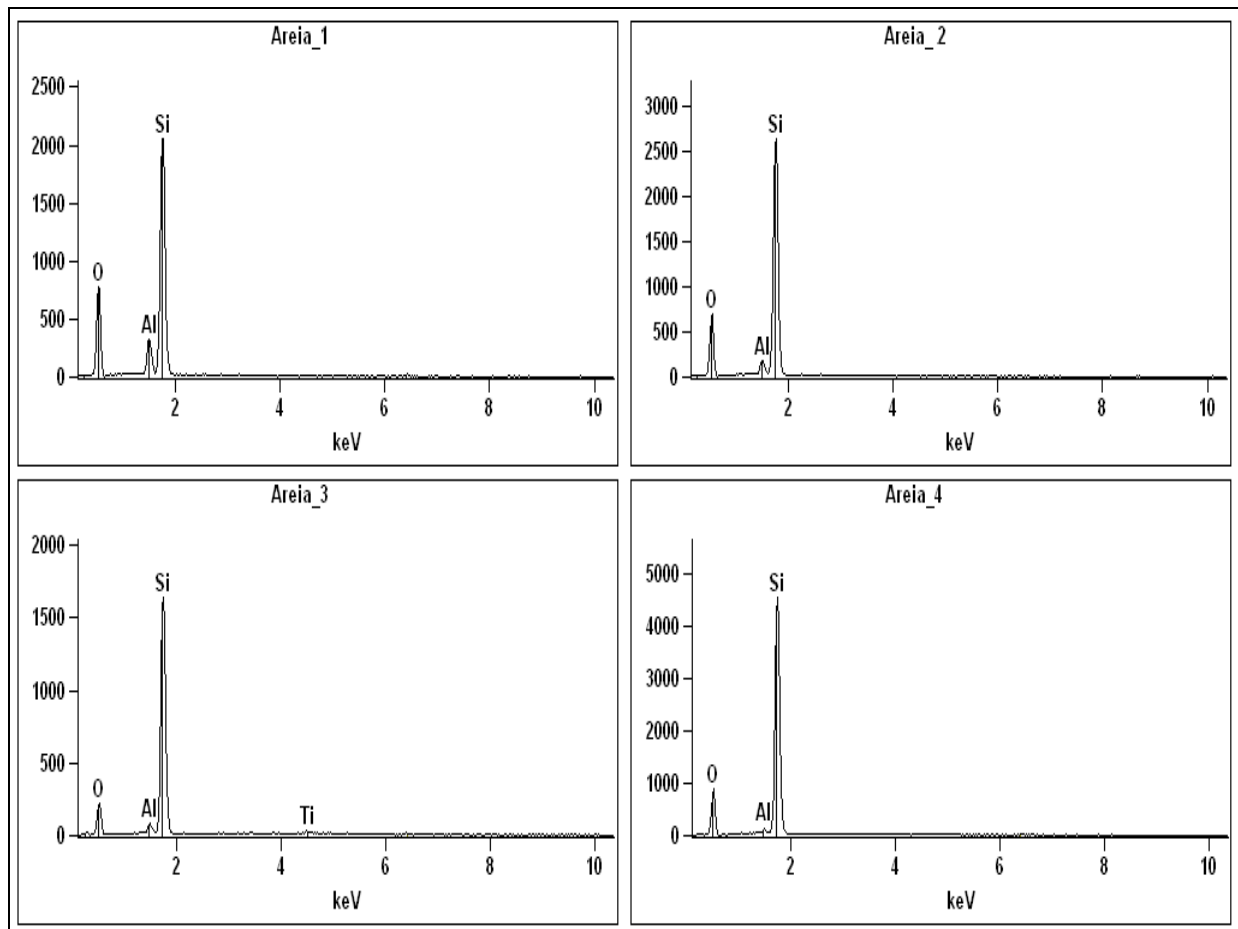


Figura 4.13 – Elementos químicos elementares na areia regenerada

Pode-se verificar a presença de silício em maior quantidade, seguido pelo oxigênio e alumínio. O oxigênio encontrado é representativo dos óxidos presentes na composição da areia. A presença de titânio foi identificada em apenas uma das repetições, em valor extremamente baixo.

4.2.1 – Esfericidade da partícula (ϕ_s)

Os resultados da esfericidade dos grãos de areia são apresentados na Tabela 4.4 e graficamente mostrados na Figura 4.14. A avaliação estatística segundo o planejamento fatorial (Tabela A.1) mostrou que valor da esfericidade não é influenciado pela mudança do nível das variáveis de estudo.

Contudo verifica-se que a esfericidade aumenta após as etapas de destorroamento e de tratamento térmico, confirmando o resultado qualitativo da microscopia eletrônica de varredura, onde a esfericidade da areia aumenta em função dos tratamentos mecânico e térmico. Apesar do aumento da esfericidade a areia regenerada permanece classificada como areia sub-angular.

O arredondamento do grão de areia é desejável pela indústria, uma vez que permite o consumo de menores quantidades de resina no processo de confecção de moldes.

Tabela 4.4 – Resultados obtidos de esfericidade para a areia nova, destorroada e regeneradas

Areia	Esfericidade – ϕ_s [-]
Nova	0,59
Destorroada	0,63
t1 (750,10,54)	0,79
t2 (850,10,54)	0,67
t3 (750,30,54)	0,75
t4 (850,30,54)	0,70
t5 (800,20,54)	0,73
t6 (800,20,54,R1)	0,78
t7 (800,20,54,R2)	0,72

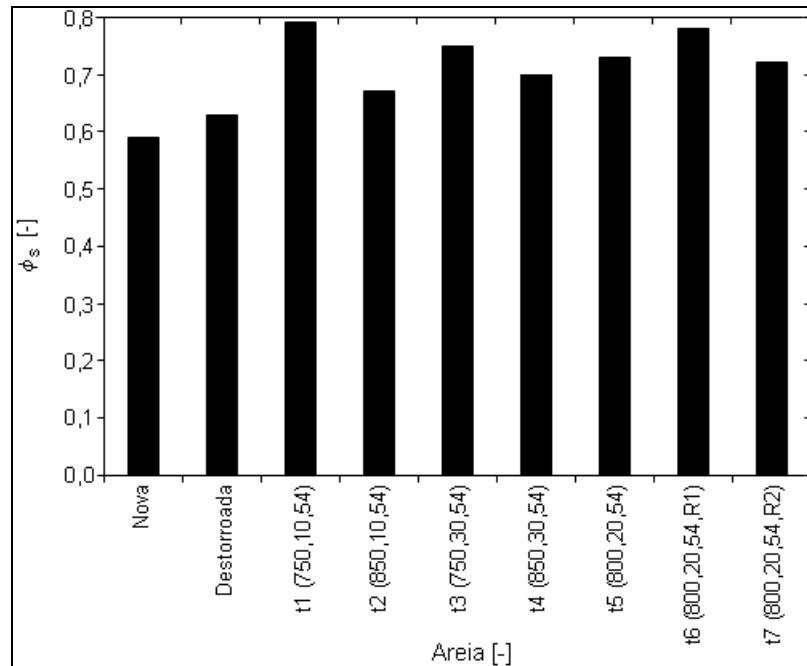


Figura 4.14 – Comparação entre os valores de esfericidade obtidos para areia nova, areia destorroada e areias regeneradas

4.3 – Potencial hidrogeniônico (pH)

Não há um valor ideal de pH para areia nova ou regenerada, contudo, segundo Ziegler (1994), o valor de pH neutro (7,0) é compatível para a maioria dos sistemas de aglomeração. O resultado da determinação do pH é importante na avaliação da compatibilidade da areia com as resinas aplicadas. A aceitação da areia regenerada é função do valor do pH, que deverá estar na faixa especificada pela indústria que a utilizará.

Na Tabela 4.5 estão os resultados da determinação do pH para a areia nova e para as areias regeneradas. A análise estatística segundo o planejamento fatorial mostrou que o valor do pH não é influenciado pelas variáveis de estudo, T_L e EA, nos níveis avaliados. O resultado da análise estatística para este item encontra-se na Tabela A.1.

Tabela 4.5 – Resultados do pH obtidos para a areia nova e regenerada

Areia	pH [-]
Nova	7,04
t1 (750,10,54)	6,84
t2 (850,10,54)	6,79
t3 (750,30,54)	6,94
t4 (850,30,54)	6,80
t5 (800,20,54)	6,79
t6 (800,20,54,R1)	6,81
t7 (800,20,54,R2)	6,86

Verifica-se na Figura 4.15 que o valor de pH para as areias regeneradas esteve abaixo do valor obtido para a areia nova, conferindo uma natureza mais ácida para as areias regeneradas. Essa característica é desejável para sistemas de cura por gasagem com aglomerante de base fenólica, pois contribui para aumentar a vida de bancada da mistura, segundo Carey e Archibald (1995). Este sistema de cura é o sistema utilizado na fundição de onde se obteve as peças de machos descartadas.

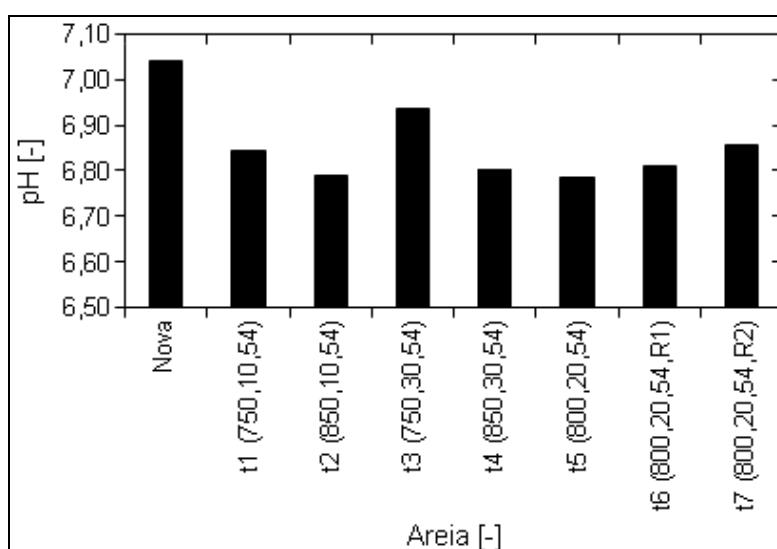


Figura 4.15 – Comparação entre valores de pH obtidos para a areia nova e para as areias regeneradas

4.4 – Umidade

Os resultados destes ensaios para a areia nova e para as areias regeneradas termicamente são apresentados na Tabela 4.6. A avaliação estatística segundo o planejamento fatorial mostrou que valor da umidade não é influenciado pela mudança do nível das variáveis de estudo. O resultado da análise estatística para este item encontra-se na Tabela A.1. Observa-se na Figura 4.16 que a areia regenerada, independentemente da condição experimental, apresentou valores menores de umidade em relação à areia nova, sendo este resultado comum em areias tratadas termicamente (Peixoto e Guesser, 2003). Para a maioria dos sistemas de aglomerantes é recomendado que a umidade esteja abaixo de 0,2% para obtenção de moldes com a qualidade requerida.

Tabela 4.6 – Resultados de umidade obtidos para a areia nova e regenerada

Areia	Umidade [%]
Nova	0,10
t1 (750,10,54)	0,07
t2 (850,10,54)	0,07
t3 (750,30,54)	0,05
t4 (850,30,54)	0,04
t5 (800,20,54)	0,05
t6 (800,20,54,R1)	0,05
t7 (800,20,54,R2)	0,02

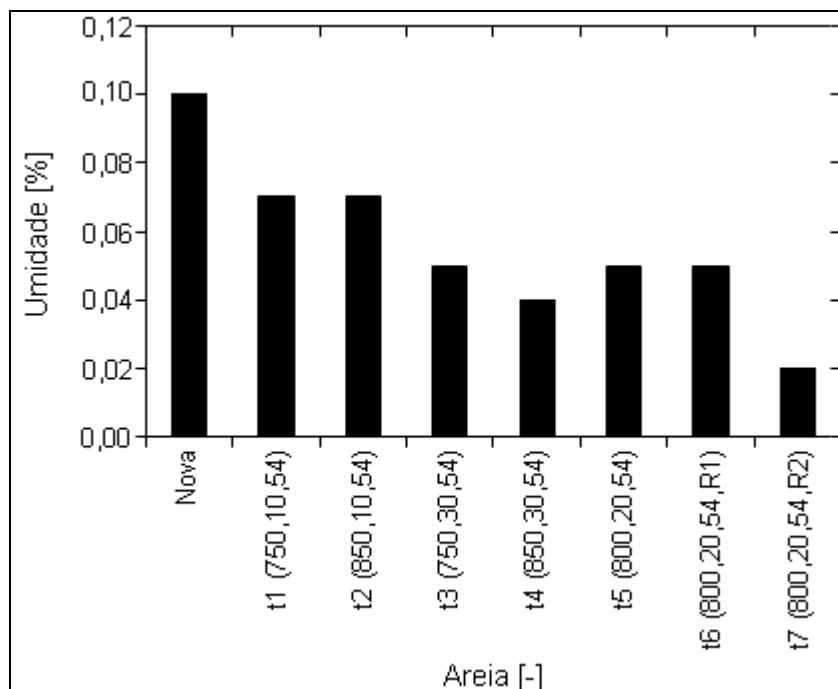


Figura 4.16 – Comparação entre valores de umidade obtidos para a areia nova e para as areias regeneradas

4.5 – Perda ao fogo (PF)

Seguindo o mesmo comportamento da umidade, a perda ao fogo das areias regeneradas apresentou valores inferiores ao da areia nova, como pode ser observado na Figura 4.17. A avaliação estatística segundo o planejamento fatorial, Tabela A.1, mostrou que valor da perda ao fogo não é influenciado pela mudança do nível das variáveis de estudo.

Na Figura 4.17 é também apresentado o valor de perda ao fogo da areia destorroada, que demonstra que somente a etapa de destorroamento não remove a capa de resina que envolve os grãos, atuando efetivamente apenas na quebra das ligações entre os mesmos.

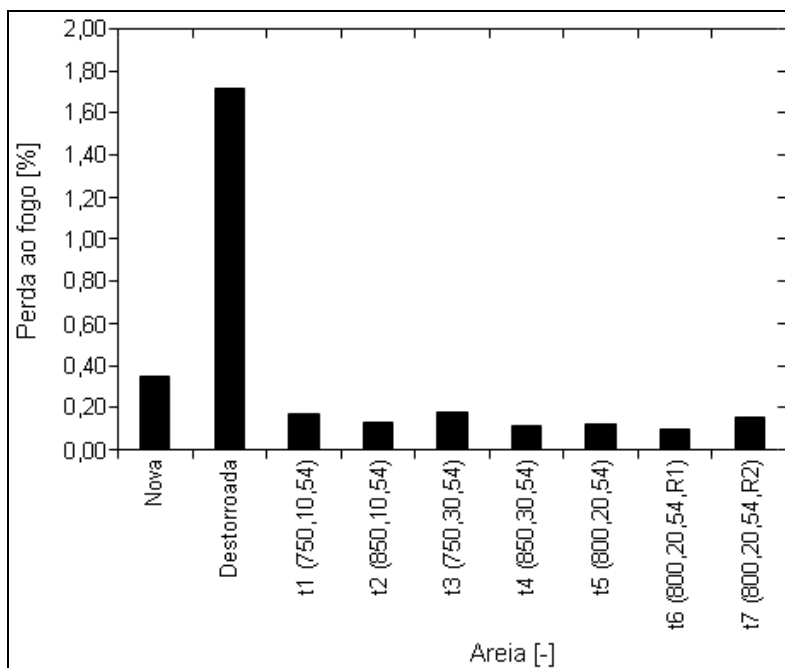


Figura 4.17 – Comparação entre os valores de perda ao fogo obtidos para areia nova, areia destorroadada e areias regeneradas

Os resultados dos ensaios de perda ao fogo da areia destorroadada foram utilizados na determinação na eficiência de regeneração do leito fluidizado, conforme Equação (3.3) e estão apresentados na Tabela 4.7. A eficiência média foi de 92%, abaixo da faixa de 98 a 100%, mencionada por Mariotto (2000b) como faixa característica do processo de regeneração térmica. Contudo ressalta-se que a faixa citada por Mariotto refere-se à regeneração de areia que foi utilizada no processo de fundição, a qual apresenta teor de resina inferior ao da areia estudada neste trabalho devido à degradação térmica causada pelo metal líquido vazado.

Tabela 4.7 – Resultados de perda ao fogo obtidos para a areia nova, destorroada e regenerada

Areia	Perda ao fogo – PF [%]	η_r [%]
Nova	0,35	
Destorroada	1,72	
t1 (750,10,54)	0,17	90,1
t2 (850,10,54)	0,13	92,4
t3 (750,30,54)	0,18	89,5
t4 (850,30,54)	0,11	93,6
t5 (800,20,54)	0,12	93,0
t6 (800,20,54,R1)	0,10	94,2
t7 (800,20,54,R2)	0,15	91,3

O menor valor de perda do fogo obtido para a areia regenerada foi de 0,10% que está acima dos valores relatados na literatura, para processos de regeneração térmica. Segundo a Associação Brasileira de Fundição (ABIFA) – Comissão de Meio Ambiente (1999), processos de regeneração térmica apresentaram valores de perda ao fogo inferiores a 0,05%. Peixoto (2003) obteve resultados de 0,07% para regeneração térmica em forno rotativo e 0,06% em leito fluidizado. Contudo ressalta-se que os valores aqui obtidos estão abaixo do limite especificado pela fundição que forneceu a areia utilizada nesse estudo, que foi 0,5%. Conforme comentado anteriormente, acredita-se que o maior valor de perda ao fogo obtido neste trabalho em relação aos demais trabalhos citados, deve-se ao maior teor de aglomerante presente na areia de macharia, o que exigiria estudos de otimização das condições de operação, visando o aumento da eficiência de regeneração no processo.

4.6 – Ensaios de resistência mecânica dos machos

A Figura 4.18 apresenta os resultados dos ensaios de resistência mecânica, considerando os corpos-de-prova confeccionados com a areia nova e com as areias regeneradas, resultantes desse trabalho, bem como a especificação mínima desejada pela indústria fundidora. Nela observa-se que os corpos-de-prova confeccionados a partir da areia regenerada, a saber: imediata-

regenerada; 24 horas; 24 horas câmara úmida; apresentaram valores de resistência à tração acima da especificação mínima de processo exigida pela indústria. A mistura areia-aglomerante para a confecção dos corpos-de-prova foi a mistura padrão da fundição que forneceu a areia para estudo, cujo princípio é denominado caixa fria fenólico-uretânico-amina.

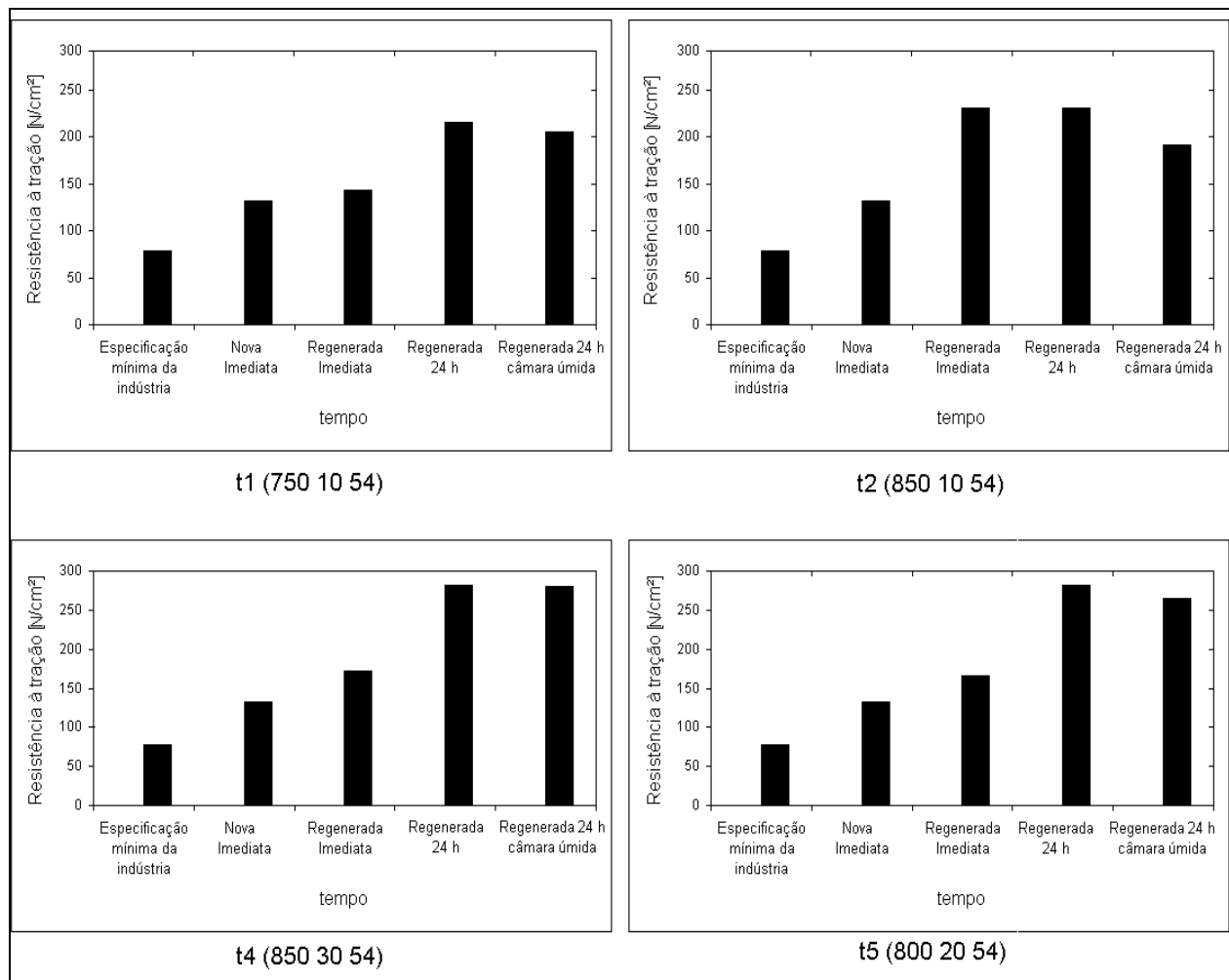


Figura 4.18 – Resultados de ensaios de resistência mecânica

Verifica-se a inexistência de resultados do ensaio de tração de areias regeneradas referentes a alguns dos experimentos do planejamento fatorial. Este fato ocorreu, pois a realização do ensaio foi no laboratório da fundição que forneceu a areia de estudo que, em virtude de questões inerentes às atividades industriais, não pôde confeccionar e ensaiar corpos-de-prova para todas as amostras de areias regeneradas. Assim não houve como avaliar estatisticamente a influência das

variáveis de estudo sobre os resultados do ensaio de tração. Contudo, a partir dos resultados obtidos foi possível verificar e avaliar a tendência do comportamento da areia regenerada em relação ao ensaio de tração.

Avaliando primeiramente o comportamento do ensaio de tração imediata verifica-se que as areias regeneradas apresentaram valores superiores ao resultado referente à areia nova, condição que permite a obtenção de machos com melhor resistência ao manuseio logo após sua confecção. Viana (2003), em estudo sobre regeneração térmica em forno rotativo, encontrou comportamento similar para o ensaio de tração imediata, enquanto Peixoto e Guessser (2003) obtiveram valores de resistência à tração imediata de areia regenerada pouco inferiores aos obtidos para areia nova, tendo considerado essa diferença como não significativa.

Em relação à resistência à tração após 24 horas em câmara seca e em câmara úmida os resultados demonstram que as amostras de areia regenerada apresentam resistência bem superior à tração imediata e à especificação mínima da indústria. Stahl (1994), Peixoto e Guessser (2003) e Viana (2003) obtiveram resultado semelhante ao desta pesquisa, porém, seus estudos não forneceram informações que pudessem explicar tal comportamento. Acredita-se que a maior resistência dos corpos-de-prova apresentada pelos moldes confeccionados com areia regenerada deve-se às alterações granulométricas apresentadas pela areia regenerada no processo, como maior teor de finos, o estreitamento da concentração granulométrica, aumento da esfericidade dos grãos, com a conseqüente presença de menores interstícios entre os grãos e recobrimento mais eficaz da resina em virtude da menor área superficial dos grãos de areia.

A Figura 4.19 apresenta o resultado da vida de banca da areia regenerada [experimento t1 (750,10,54)], da areia nova e a resistência mínima de processo exigida pela indústria. A realização desse ensaio também foi no laboratório da empresa de fundição, e devido aos mesmos fatos relatados anteriormente, não se pode realizar para todas as amostras de areia regenerada. Verifica-se que a areia regenerada apresenta o mesmo comportamento da areia nova, com a redução da resistência à tração com o decorrer do tempo, após o preparo da mistura. Essa redução para a areia regenerada é mais proeminente nos primeiros 30 minutos. Esse resultado comprova dados da literatura, como os trabalhos de Diehl (1998) e Peixoto e Guessser (2003). Os valores

atingidos encontram-se dentro de limites aceitáveis, ou seja, sempre acima do mínimo exigido pela indústria, indicando que a areia regenerada termicamente em leito fluidizado poderia ser reutilizada sem prejuízo da qualidade do molde.

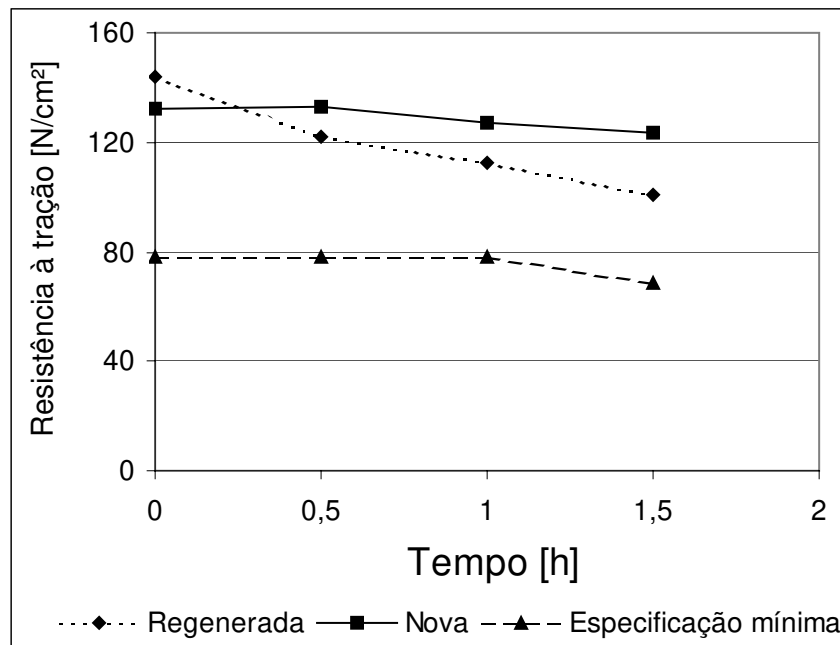


Figura 4.19 – Resultados obtidos de vida de banca para o experimento t1 (750,10,54)

A diminuição da vida de banca tem sido relacionada à alteração da composição química da areia regenerada, verificada pela presença de sais de metais alcalinos, como potássio e sódio, residuais da resina fenólica, que segundo estudos de Murray (1996) e Magnani *et al.* (1998) reagem com o quartzo e formam um filme vítreo sobre a superfície dos grãos de areia. Devido à natureza alcalina desses sais ocorre a cura prematura da mistura areia-resinas, que deveria ocorrer somente na etapa da gasagem. Ressalta-se que na amostra de areia regenerada na qual se realizou a caracterização através da técnica EDS não foram identificados esses dois elementos.

A Figura 4.20 mostra um modelo de macho aplicado em produto comercial da indústria de fundição TRW S/A. As duas peças de macho à esquerda foram confeccionadas com 100% da areia regenerada desta pesquisa, enquanto a da direita foi confeccionada com 100% de areia nova. O objetivo era confeccionar um lote de machos com areia regenerada e verificar se a

utilização desses na produção afetaria a qualidade das peças fundidas, porém, devido a questões inerentes às indústrias, não foi possível a realização dessa etapa. Em relação às peças de macho da Figura 4.20, houve apenas uma avaliação qualitativa por parte de técnicos e operários da máquina de confecção de machos que julgaram a qualidade em relação ao manuseio como sendo muito boa, pois não houve desprendimento de grãos de areia ao atritarem as peças.



Figura 4.20 – Peças de macho de produto comercial

4.7 – Ensaio de termogravimetria

O gráfico resultante do aquecimento da amostra (areia de macharia descartada) é mostrado na Figura 4.21. Observa-se através da curva TGA que a variação de massa foi mínima com o aumento da temperatura, podendo ser desconsiderada. Esse comportamento era esperado, pois a quase totalidade da massa da amostra é representada pela areia, sendo pequena a massa de resina aplicada a esta. Para a mistura areia-aglomerante utilizada pela fundição que cedeu as peças de macho para estudo, a proporção era de 0,6% de resina sobre a massa de areia.

O pico endotérmico observado na curva DTA é segundo Wendlant (1986) característico de mudança de fase que, para a amostra ensaiada, representou a volatilização da resina. O valor da temperatura final do pico endotérmico é um indicativo da temperatura mínima de tratamento a qual se deve submeter à areia descartada de macharia visando assegurar que a resina aplicada seja efetivamente eliminada da superfície dos grãos. As temperaturas experimentais adotadas foram maiores que este valor mínimo em razão das características de combustão detalhadas no início deste capítulo, fato que asseguraria a eliminação da resina aderida aos grãos presentes no leito fluidizado.

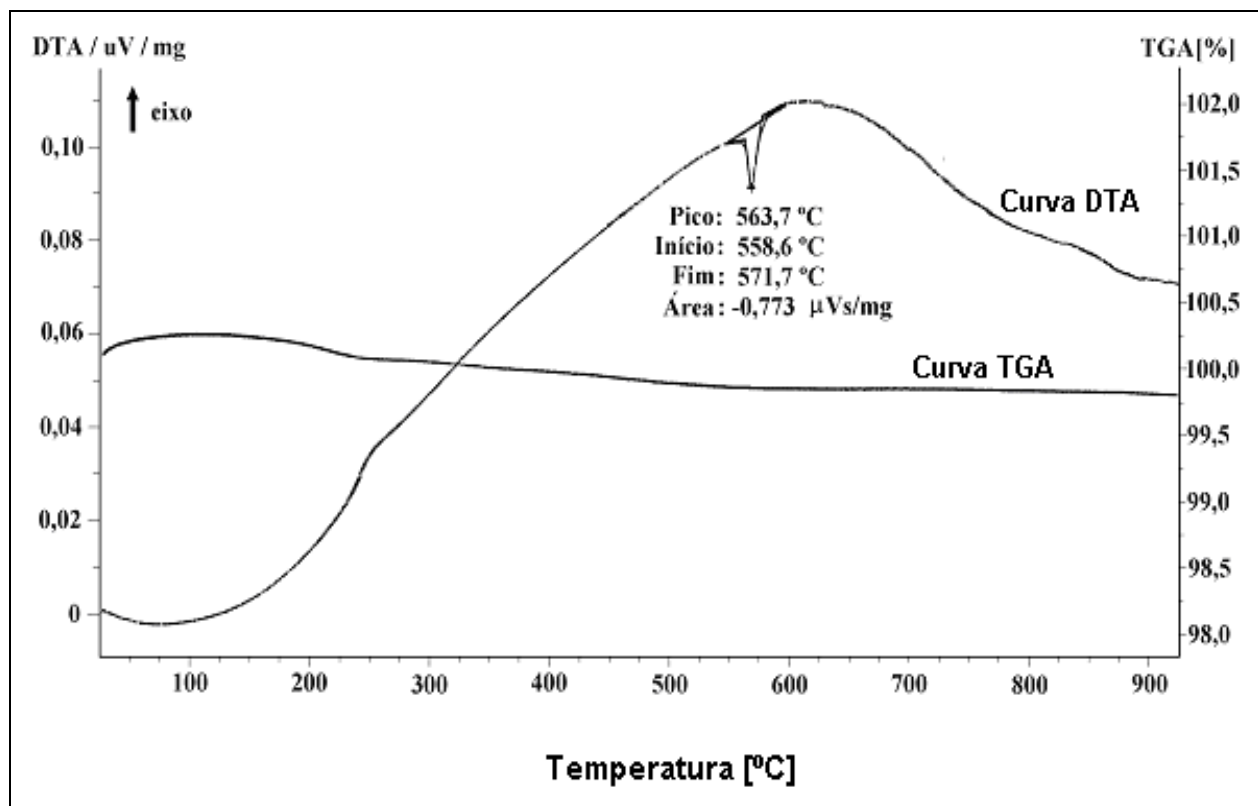


Figura 4.21 – Resultado das análises termogravimétrica e térmica diferencial para a areia destorroada

4.8 – Massa específica aparente (ρ_s)

Os resultados da determinação das massas específicas da areia nova e da areia regenerada em sete diferentes condições operacionais são mostrados na Tabela 4.8. A importância deste parâmetro está relacionada com a fluidodinâmica do leito, não sendo para as atividades de fundição um parâmetro de relevância.

Tabela 4.8 – Resultados obtidos da massa específica aparente para a areia nova e regeneradas

Areia	Massa específica aparente ρ_s [kg/m ³]
Nova	2549 ± 120
t1 (750,10,54)	2556 ± 127
t2 (850,10,54)	2516 ± 151
t3 (750,30,54)	2539 ± 118
t4 (850,30,54)	2516 ± 118
t5 (800,20,54)	2528 ± 166
t6 (800,20,54,R1)	2525 ± 102
t7 (800,20,54,R2)	2559 ± 123

A avaliação estatística segundo o planejamento fatorial (Tabela A.1) mostrou que a massa específica da areia não é influenciada pela mudança do nível das variáveis de estudo. Não foi possível a determinação da massa específica da areia destorroada, em razão das características das partículas, que retinham ar interpartículas, impedindo a aplicação do método de picnometria.

4.9 – Porosidade do leito na condição de mínima fluidização (ϵ_{mf})

A porosidade do leito contendo areia de macharia destorroada foi determinada experimentalmente, segundo procedimento descrito no item 3.3.2, no sistema visualizado nas Figuras 4.22 e 4.23.

A Figura 4.22 mostra a etapa em que o leito era vigorosamente fluidizado; etapa anterior à medida da altura do leito não compactado, mostrado na Figura 4.23. Nessa figura verifica-se a irregularidade da superfície do leito, motivo que conduziu à determinação da altura em mais de uma posição, como indicado.

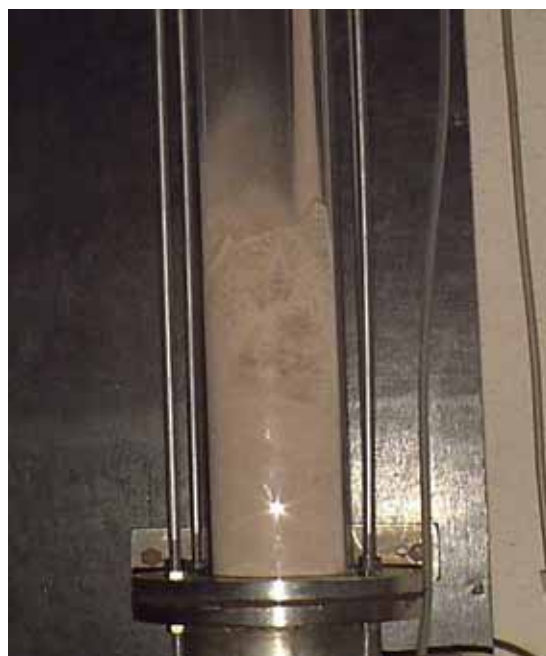


Figura 4.22 – Sistema experimental utilizado para a determinação da porosidade do leito

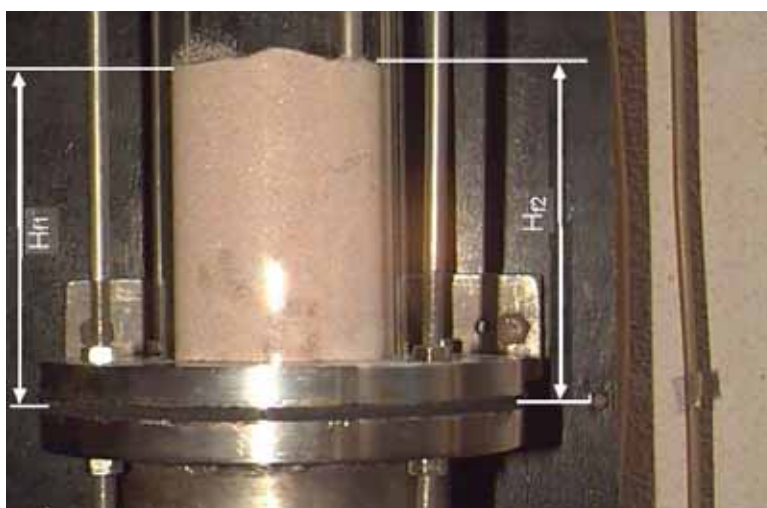


Figura 4.23 – Leito fixo obtido após fluidização vigorosa do leito

Na Tabela 4.9 estão os valores medidos a partir dos quais a média foi calculada, sendo obtida uma altura média do leito igual a 0,118m e a porosidade média do leito na condição de mínima fluidização igual a 0,49.

Tabela 4.9 – Resultados experimentais da medição da altura do leito fixo não compactado

Medição nº	H _{f,1} [mm]	H _{f,2} [mm]
01	120	116
02	120	117
03	123	115
04	121	116
05	119	117
06	123	115
07	120	115
08	122	116
09	122	117
10	122	117

4.10 – Velocidade de mínima fluidização (u_{mf})

A velocidade de mínima fluidização para a areia de macharia destorroada nas condições de operação avaliadas no incinerador foi obtida através da Equação 2.3, utilizando-se os valores da esfericidade da partícula e da porosidade do leito determinados experimentalmente. Neste estudo também foi determinada experimentalmente a velocidade de mínima fluidização para temperatura do leito de 40°C, através do sistema experimental mostrado na Figura 3.12, a partir da medida da vazão de ar de fluidização e da queda de pressão no leito, conforme apresentado no item 2.5. Os valores obtidos para um dos três testes realizados estão apresentados na Figura 4.24, através da qual se verificou que a velocidade de mínima fluidização experimental foi de 0,08m/s.

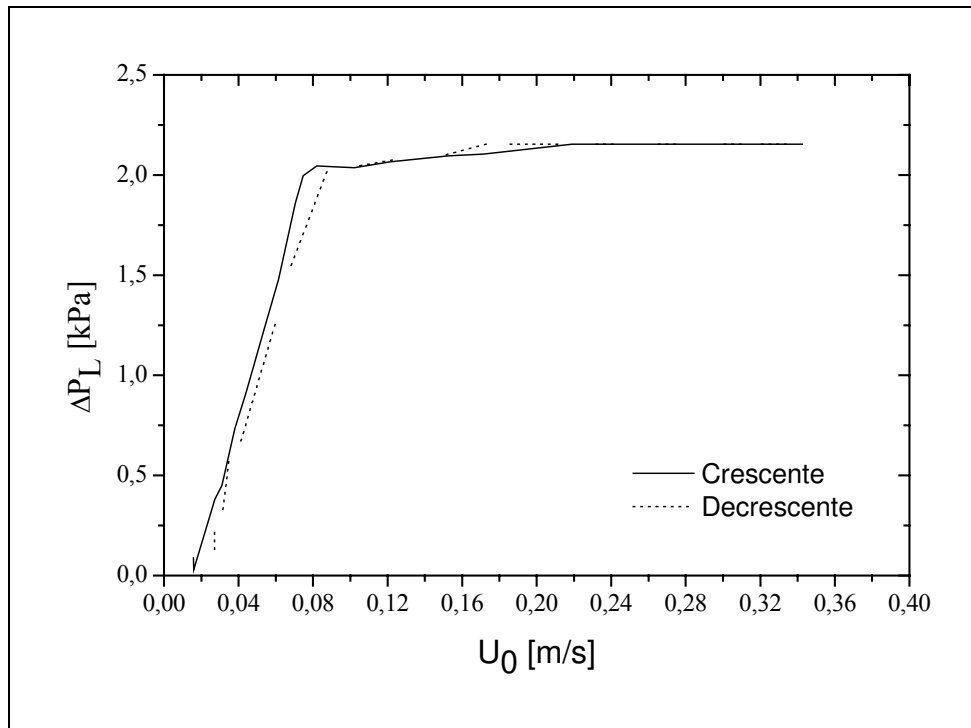


Figura 4.24 – Queda de pressão no leito fluidizado em função da velocidade superficial do gás para a areia destorroadada

Na Tabela 4.10 são apresentados os valores de velocidade de mínima fluidização obtidos conforme a Eq. (2.3) para as condições de operação estudadas no incinerador, bem como o valor experimental obtido em temperatura de 40°C. Comparando-se os valores verifica-se a diminuição da velocidade de mínima fluidização com o aumento da temperatura, caracterizando um regime de operação em que as forças viscosas tornaram-se dominantes, como mencionado por Yang (2003) e Botterill *et. al* (1982), sendo que estes verificaram que o efeito dominante da viscosidade é mais pronunciado em leitos compostos por partículas pequenas, como neste estudo.

Botterill *et. al* (1982) afirmaram que a porosidade do leito varia com o aumento da temperatura e que negligenciar essa variação é a causa de erros na determinação da velocidade de mínima fluidização para condições operacionais a elevadas temperaturas.

Tabela 4.10 – Resultados para as velocidades de mínima fluidização obtidos conforme a Eq. (2.3) e experimentalmente

Temperatura	U_{mf} [m/s]	
	Equação 2.3	Experimental
40	0,023	0,08
750	0,011	-x-x-
800	0,011	-x-x-
850	0,012	-x-x-

A velocidade de mínima fluidização para a condição à temperatura de 40°C apresentou variação significativa entre o valor calculado e o obtido experimentalmente. A diferença tem relação com fatores como incertezas experimentais nas medições da massa específica, da esfericidade, do diâmetro médio da partícula e da porosidade do leito em mínima fluidização, bem como diferenças nas medições de temperatura e pressão na determinação experimental da velocidade de mínima fluidização. Além desses fatores, deve-se salientar que a Eq. 2.3 não leva em consideração efeitos de parede, que certamente foram importantes nas medidas experimentais, uma vez que a coluna do leito mostrado na Fig. 3.12 possui diâmetro de 66mm.

4.11 – Emissões

O segundo conjunto de experimentos foi realizado para medir a emissão dos gases, monóxido de carbono (CO) e hidrocarbonetos totais não queimados (THC, do acrônimo em inglês Total Hydrocarbon). A Tabela 4.11 apresenta os resultados das medições das emissões gasosas, conforme o planejamento fatorial, agora com o estudo da influência do inventário de sólidos (terceira variável estudada) incluído. Os resultados estão corrigidos para 7% de oxigênio, conforme norma da Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT 1265 (1989).

Como mencionado no item 3.1.5 era objetivo realizar a medição desses gases em dois pontos do sistema experimental, porém, a medição referente à tomada na chaminé não foi possível, pois, o fusível de proteção da bomba de vácuo rompia ao succionar a amostra, em razão

da exigência de se vencer a perda de carga de carga da tubulação do ponto de amostragem na chaminé até o analisador de gás. Assim os valores apresentados referem-se à tomada entre a saída do incinerador e o ciclone.

Tabela 4.11 – Resultados das emissões gasosas

Experimento	Fatores			Emissões (base seca)			
	T _L [°C]	EA [%]	I [kg]	CO [%]	THC [% CH ₄]	O ₂ [%]	CO ₂ [%]
e1 (750,10,34)	750	10	34	1,35	0,24	7,0	11,6
e2 (850,10,34)	850	10	34	0,78	0,49	4,0	12,6
e3 (750,30,34)	750	30	34	0,03	0,02	7,0	11,0
e4 (850,30,34)	850	30	34	0,01	0,04	6,0	9,9
e5 (750,10,54)	750	10	54	1,55	0,33	4,8	10,7
e6 (850,10,54)	850	10	54	1,33	0,38	5,2	10,2
e7 (750,30,54)	750	30	54	0,08	0,03	6,3	9,7
e8 (850,30,54)	850	30	54	0,00	0,04	7,1	9,1
e9 (800,20,44)	800	20	44	0,07	0,05	4,7	10,7
e10 (800,20,44 R1)	800	20	44	0,20	0,05	4,7	10,7
e11 (800,20,44 R2)	800	20	44	0,13	0,04	3,8	11,3

Os resultados da aplicação da metodologia de planejamento fatorial estão sumarizados na Tabela A.2. Em relação à emissão de monóxido de carbono somente os efeitos dos fatores principais (temperatura do leito, excesso de ar e inventário) são significativos, enquanto para a emissão de hidrocarbonetos são significativos os efeitos dos fatores temperatura do leito e excesso de ar, além das interações T_L x EA; EA x I e T_L x EA x I. Embora a interação entre três fatores tenha sido identificada como sendo estatisticamente significativa para a emissão de hidrocarbonetos, esta pode ser, segundo Neto *et al.* (2001, p.117), atribuída às flutuações aleatórias ao processo estudado; possibilitando que a análise estatística restrinja-se aos fatores principais e às interações entre dois fatores, sem perda da qualidade da informação.

Verifica-se que os fatores temperatura e excesso de ar, são os que mais influenciaram nas emissões enquanto o inventário, fator associado ao tempo de residência das partículas e dos gases no leito fluidizado, apresentou menor importância, indicando que no *freeboard* continuam a ocorrer reações de oxidação significativas.

Os resultados dos efeitos dos fatores e interações são visualizados nos diagramas de Pareto, Figuras 4.25 e 4.26, sendo considerados significativos os fatores ou interações cujos efeitos ultrapassam a linha tracejada.

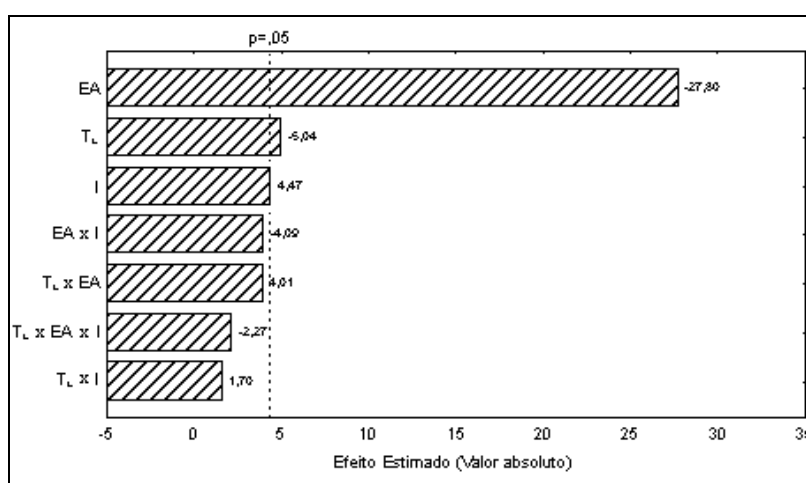


Figura 4.25 – Diagrama de Pareto para a emissão monóxido de carbono

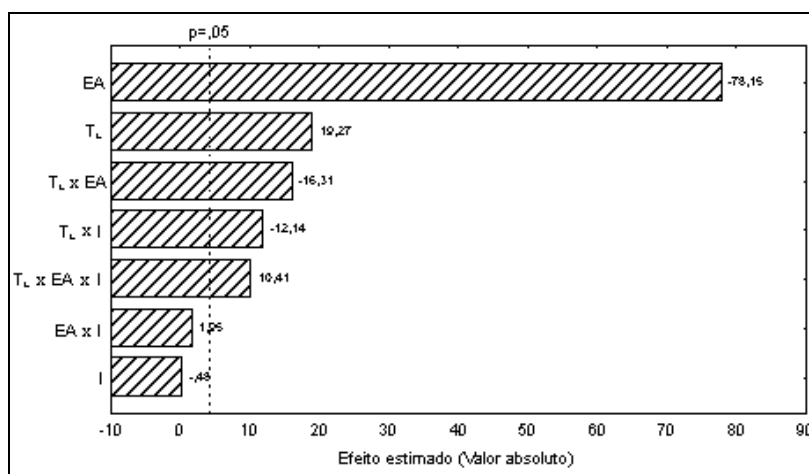


Figura 4.26 – Diagrama de Pareto para a emissão de hidrocarbonetos totais

A formação dos constituintes gasosos em leito fluidizado pode ter origem no leito de partículas sólidas, no *freeboard*, ou simultaneamente nesses dois componentes do incinerador, estando relacionadas à natureza do combustível/resíduo e às condições de operação, em especial à distribuição de temperatura ao longo do incinerador.

Os trabalhos de Basu (1999) e Suksankraisorn *et al.* (2004) mostraram que a parcela de carbono fixo do combustível/resíduo queima no leito de partículas e a parcela de voláteis queima no *freeboard*. A queima e conseqüente oxidação dos constituintes ocorrem exclusivamente no leito quando a temperatura deste for maior que 850°C. Trabalhos que avaliaram as emissões de monóxido de carbono e de hidrocarbonetos a partir da queima de combustíveis gasosos em leito fluidizado apresentaram os seguintes valores como temperatura crítica para a conversão dentro do leito: 860°C (Zukowski, 2003) e 900°C (Sotudeh-Gharebaagh *et al.*, 1999). Lin *et al.* (1997) obtiveram um valor constante para a eficiência de combustão de carvão em leito fluidizado quando este operou em temperaturas maiores que 880°C, em razão do carbono fixo e da matéria volátil serem queimadas dentro do leito. Gulyurtlu *et al.* (2004) verificaram que os compostos orgânicos voláteis, emitidos a partir da combustão binária de carvão e resíduos com alta porcentagem de voláteis, foram oxidados no *freeboard*, próximo à superfície do leito, em temperaturas de operação próximas a 800°C.

Assim, considerando o resíduo estudado, o perfil de temperatura no combustor e os resultados obtidos, verifica-se que as reações de formação e oxidação dos constituintes monitorados ocorreram preferencialmente no *freeboard*.

As emissões de monóxido de carbono ultrapassaram o limite estabelecido na Resolução CONAMA 316/2002 que é de 100ppm para um período maior que 10 minutos, exceto para os testes e4 e e8. As emissões de monóxido de carbono apresentaram relação inversa com a temperatura de operação do incinerador de ar, conforme mostrado na Figura 4.27. Esse resultado encontra-se em conformidade com outros trabalhos, como o estudo de Baron *et al.* (2002) que verificaram a diminuição nas emissões de monóxido de carbono com o aumento da temperatura, ao avaliarem dois combustíveis diferentes (GLP e metano) sob as mesmas condições experimentais em leito fluidizado, numa faixa de temperatura de 700 a 1000°C. Sotudeh-

Gharebaagh *et al.* (1999) mostraram que a oxidação de monóxido de carbono foi menor que sua formação em temperaturas relativamente baixas (<800°C) e na presença de material inerte, resultando em um nível máximo de emissão. Segundo os autores o mecanismo dominante foi dependente da temperatura sendo que o aumento da temperatura favoreceu a formação de radicais livres e a oxidação do monóxido de carbono.

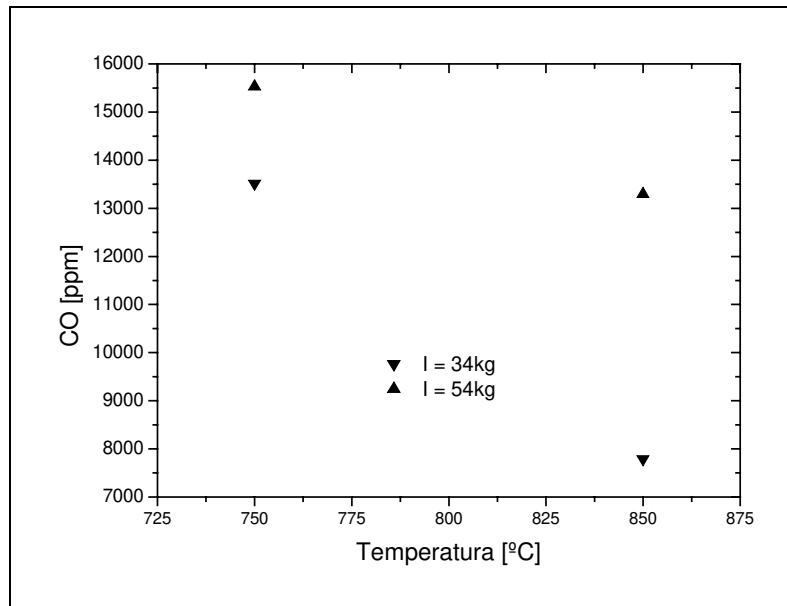


Figura 4.27 – Emissões de monóxido de carbono em função da temperatura

A Figura 4.28 apresenta ao perfil de temperatura ao longo do incinerador, na qual se verifica que o aumento da temperatura do leito proporcionou maiores temperaturas no *freeboard*, contudo essas temperaturas foram relativamente baixas, o que contribuiu para a existência de baixos índices de oxidação nessa região. Como resultados foram obtidos índices elevados de emissões de CO e THC, uma vez que aparentemente a reação de oxidação não se completa no interior do leito fluidizado, onde a temperatura é mais elevada. A baixa temperatura é responsável pela combustão incompleta de carbono, conforme discutido em Saxena *et al.* (1997).

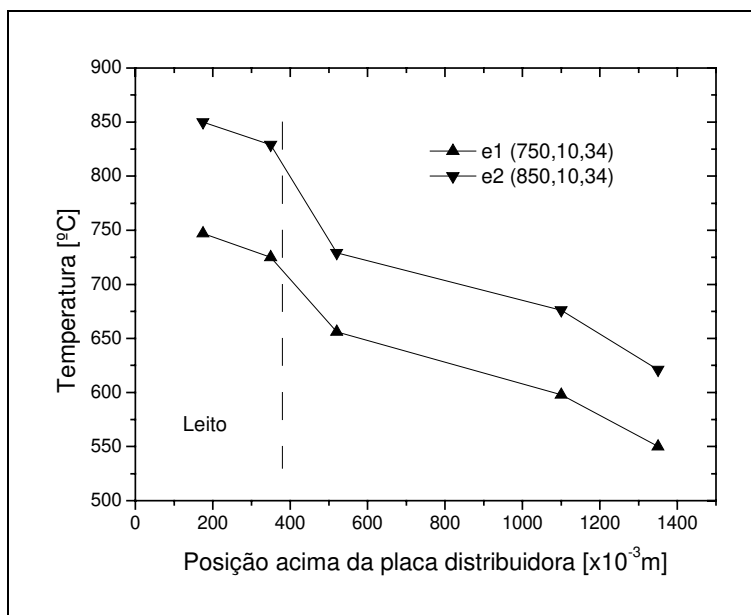


Figura 4.28 – Perfil de temperatura no incinerador

Pagliuso (1998) verificou a forte dependência do consumo de monóxido de carbono com a temperatura, em reator sem a presença de material particulado. Seus resultados mostraram que para a temperatura de 750°C houve oxidação de 70% de monóxido de carbono, enquanto para temperaturas inferiores a 630°C, esse valor foi reduzido para 25%, para tempos de residência de monóxido de carbono de 10ms. A relação oxidação de monóxido de carbono e temperatura apresentou uma curva de tendência assintótica com o tempo, tendendo a um valor mínimo muito rapidamente. Assim, mesmo para maiores tempos de residência dos gases de combustão, a taxa de oxidação do CO será baixa em reatores operando com temperaturas inferiores a 630° C, conforme resultados obtidos pelo autor. No presente estudo o tempo de residência no *freeboard* foi estimado entre 4,8 e 8,8s, tempo significativamente maior que o obtido no trabalho de Pagliuso, o que demonstra que a temperatura é o fator preponderante para a reação de oxidação de CO.

A reduzida oxidação de monóxido de carbono é verificada também através das mínimas variações nas emissões de dióxido de carbono e de oxigênio, com a alteração da temperatura do leito de partículas sólidas, conforme resultados apresentados na Tabela 4.11. Para reduções nas emissões de monóxido de carbono não se verificou aumentos significativos nas emissões de

dióxido de carbono ou reduções das emissões de oxigênio, que indicariam reações de oxidação. Esses resultados estão de acordo com os obtidos por Hayhurst e Tucker (1990) que afirmaram que monóxido de carbono e oxigênio não reagem de forma adequada em temperaturas abaixo de 1000°C e Pilawaska *et al.* (2001) que não obtiveram oxidação para dióxido de carbono em temperaturas abaixo de 800°C.

As temperaturas operacionais no *freeboard*, em magnitudes inferiores às recomendadas para reações de oxidação, propiciaram dentro do incinerador uma atmosfera pirolítica, conduzindo a valores elevados de emissões de hidrocarbonetos totais, resultantes de processo de degradação térmica da resina, como mostrado na Figura 4.29.

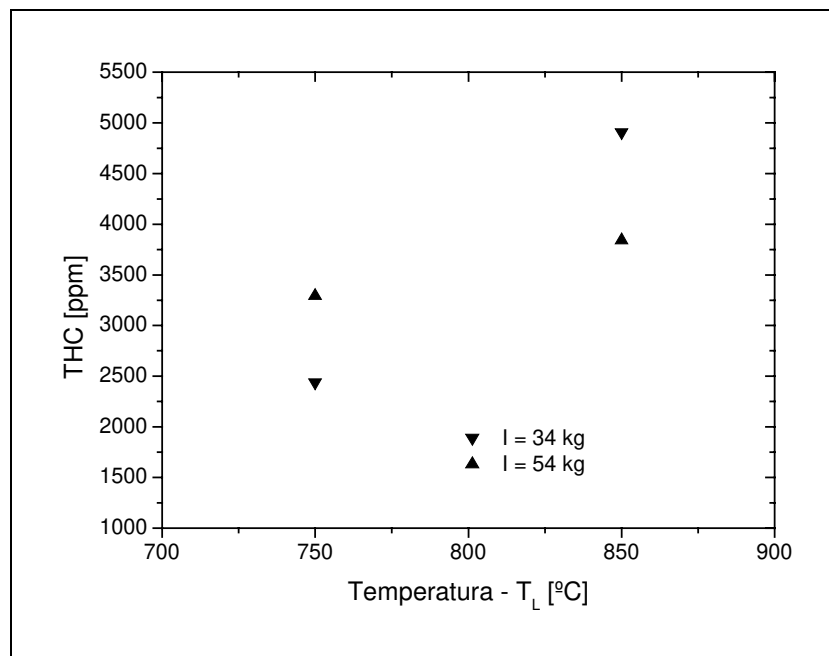


Figura 4.29 – Emissões de hidrocarbonetos totais para excesso de ar de 10%

Observando a Tabela 4.7, verifica-se que as maiores eficiências de remoção da resina aderida aos grãos de areia, foram obtidas para as maiores temperaturas no leito de partículas, considerando os experimentos com o mesmo excesso de ar. O aumento nas emissões de hidrocarbonetos com o aumento da temperatura também foi verificado no trabalho de Hesketh e Davidson (1991) que igualmente associaram o resultado à ocorrência de reação de pirólise no reator. Os autores também encontraram forte relação da temperatura com as emissões de

monóxido de carbono e de hidrocarbonetos, em especial metano e propano, e somente conseguiram acentuada redução nessas emissões quando a temperatura foi maior que 914°C, com conseqüente aumento na emissão de dióxido de carbono. Loeffler e Hofbauer (2002) verificaram que somente acima de uma temperatura crítica, de 925°C, ocorreu reação exotérmica de oxidação do metano para o monóxido e dióxido de carbono, ou seja, abaixo dessa temperatura favorece-se a formação de metano em reação endotérmica (Aznar *et al.*, 2006). Dessa forma, ao aumentar a temperatura de operação em níveis inferiores à 925° C, os autores obtiveram maiores emissões de hidrocarbonetos totais.

Reduções nas emissões de monóxido de carbono e de hidrocarbonetos totais foram obtidas com aumento do excesso de ar. Porém não se relacionou essas reduções com a diluição dos constituintes gasosos, mas sim ao favorecimento das reações de oxidação em função do aumento da turbulência e ao conseqüente aumento da temperatura no *freeboard*, como mostrado na Figura 4.30.

A pequena ou nenhuma diferença de temperatura nas duas primeiras posições dos termopares se deu pela imersão desses no leito fluidizado, que apresentou uniformidade de temperatura. As temperaturas mais elevadas foram resultado de melhor turbulência no *freeboard* com o aumento da velocidade dos gases de combustão. Segundo Henihan *et al.* (2004) reduções na emissão de monóxido de carbono no *freeboard* não foram obtidas apenas com a adoção de ar secundário, mas principalmente com o correto grau de turbulência com que o ar secundário era introduzido. Gulyrtlu *et al.* (2004) ao avaliarem as emissões de compostos orgânicos voláteis obtiveram resultados semelhantes e relacionaram as emissões elevadas à ineficiência de mistura no *freeboard* em função da geometria do reator que não propiciava adequada mistura lateral ao longo do *freeboard*. Acredita-se que a adição de ar secundário solucionaria o baixo grau de mistura ao longo do *freeboard*, como mostrado em Lin *et al.* (1997).

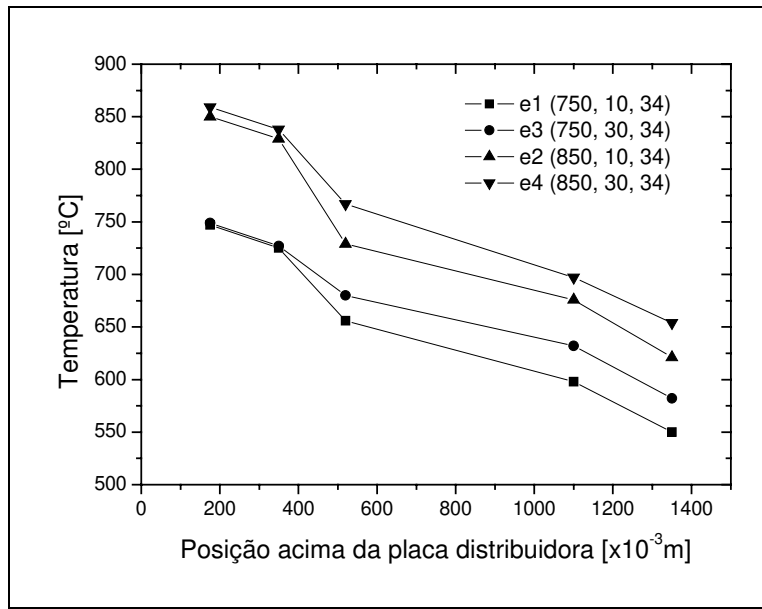


Figura 4.30 – Perfil de temperatura no incinerador em função do excesso de ar

A eficiência de combustão foi determinada para cada um dos experimentos conforme a Equação (2.24) e a Equação (4.3), essa última proposta neste estudo, a partir da modificação da Equação (2.24), pela inclusão das emissões de hidrocarbonetos não queimados.

$$\eta_c = \frac{\%CO_2}{\%CO_2 + \%CO + \%THC} \times 100\% \quad (4.3)$$

A Tabela 4.12 apresenta os valores de eficiência calculados conforme as Equações (2.24) e (4.3). Lin *et al.* (1997) obtiveram eficiências variando entre 88 e 92% para temperaturas de 830 a 940°C, enquanto Gulyrtlu *et al.* (2004) relataram eficiências na faixa de 91 a 98%.

Tabela 4.12 – Resultado da eficiência do processo de combustão

Experimento	Eficiência Eq. (2.24)	Eficiência Eq. (4.3)
	η_c [%]	η_c [%]
e1 (750,10,34)	89,56	87,91
e2 (850,10,34)	94,00	90,58
e3 (750,30,34)	99,70	99,54
e4 (850,30,34)	99,87	99,49
e5 (750,10,54)	87,32	85,04
e6 (850,10,54)	88,47	85,01
e7 (750,30,54)	99,23	98,92
e8 (850,30,54)	99,95	99,55
e9 (800,20,44)	99,31	98,81
e10 (800,20,44 R1)	98,18	97,96
e11 (800,20,44 R2)	98,87	98,51

A Figura 4.31 apresenta os valores de eficiência, calculada através da Eq. (4.3), ordenados de forma que as condições de operações possam ser comparadas. A eficiência de combustão neste estudo foi avaliada baseando-se nos fenômenos que ocorreram no *freeboard*, pois, foi nesta seção do incinerador que se verificou a formação e a oxidação dos constituintes monitorados e que estão presentes na Equação (4.3).

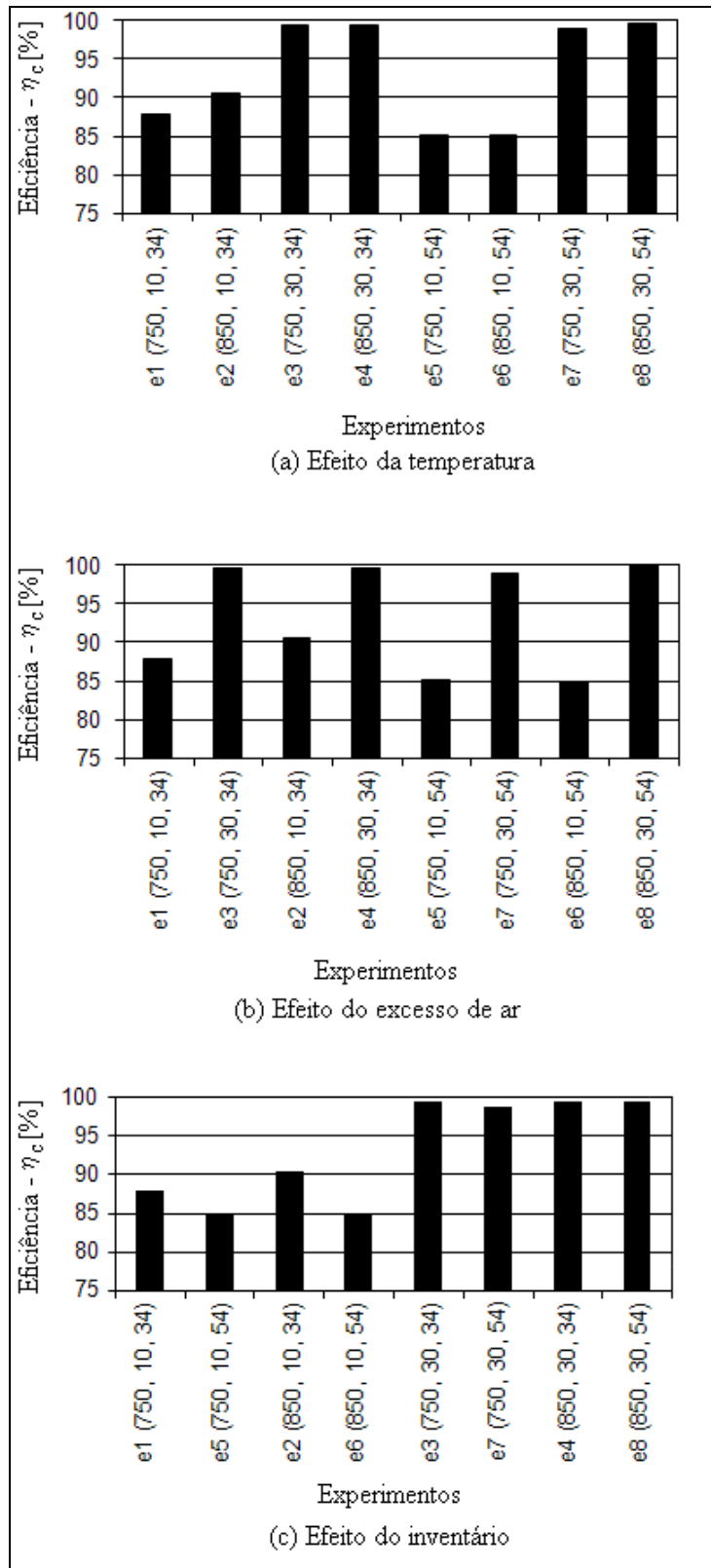


Figura 4.31 – Comparativo da eficiência de combustão

Verifica-se que o excesso de ar foi a variável de estudo que apresentou um comportamento definido em relação à eficiência de combustão, segundo o qual o aumento do excesso de ar melhora a eficiência de combustão, como mostrado na Figura 4.31(b). Este resultado está de acordo com resultados encontrados na literatura, como nos trabalhos de Lin *et al.* (1997), Cliffe e Patumsawad (2001). Esta relação está associada ao escoamento mais turbulento dos gases no *freeboard* com o aumento do excesso de ar, confirmando o resultado anterior que mostrou que o excesso de ar não foi um fator de diluição das emissões, mas um fator de melhora para a mistura de gases.

O efeito da temperatura sobre a eficiência de combustão foi verificado somente em uma variação de condição experimental, como verificado na Figura 4.31(a). A pouca influência da temperatura de operação sobre a eficiência de combustão pode ser creditada ao efeito que a temperatura exerceu sobre as emissões dos constituintes gasosos avaliados neste estudo e que estão presentes na Equação (4.3), ou seja, reduções nas emissões de monóxidos de carbono foram contrapostas a aumentos de hidrocarbonetos totais.

A Figura 4.31(c) mostra a influência do inventário sobre a eficiência da combustão. Como mencionado previamente a eficiência de combustão foi dependente dos fenômenos que ocorreram no *freeboard*, o que não permite uma avaliação conclusiva com as informações levantadas neste estudo, pois, embora se tenha verificado variação negativa na eficiência de combustão com o aumento do inventário, essa somente ocorreu para a condição de operação com excesso de ar de 10%. Na literatura se dispõem de poucas informações que relacionam a eficiência da combustão e o inventário. Lin *et al.* (2004) mostraram que o inventário não foi uma variável de influência sobre a eficiência de combustão, pois a concentração de monóxido de carbono não aumentou com a redução do tempo de residência desse gás no leito de partículas sólidas, ao avaliarem a incineração de resíduos plásticos.

Uma possível relação existente entre a eficiência de combustão e o inventário está relacionada com o tempo de residência dos gases no *freeboard*, cuja extensão é dependente da altura do leito de partículas. O aumento do inventário diminui o *freeboard* e conseqüentemente reduz o tempo de residência dos gases para que se completem as reações de formação e oxidação.

Contudo verificou-se que o tempo de residência dos gases no *freeboard* não foi variável preponderante nas emissões avaliadas, para as condições estudadas.

Os resultados apresentados neste capítulo permitiram a análise do processo de regeneração térmica em leito fluidizado de areia de macharia descartada. Observou-se que os principais fatores que influenciaram na qualidade da areia regenerada foram a temperatura e o excesso de ar, existindo ainda a necessidade de estudos de otimização das condições operacionais do processo visando a redução de emissões atmosféricas e o aumento da eficiência de regeneração.

Capítulo 5

Conclusões

O principal objetivo desse trabalho foi analisar as características da areia após o processamento térmico em leito fluidizado e avaliar as emissões de monóxido de carbono e de hidrocarbonetos totais em função das seguintes variáveis de operação: temperatura do leito, excesso de ar de combustão e inventário de sólidos no reator. As conclusões podem ser resumidas conforme segue:

- O tratamento térmico da areia de macharia em leito fluidizado permitiu a retirada completa da camada de resina da superfície dos grãos;
- Não houve influência do tempo de destorroamento sobre as massas retidas por peneira e conseqüentemente o diâmetro médio da areia destorroada não variou com o tempo de operação da betoneira, utilizada para a destruição dos moldes fornecedores da areia a ser tratada termicamente;
- A areia regenerada é apropriada para utilização no processo de confecção de machos, pois não apresentou diferenças significativas em relação à areia nova para os parâmetros: módulo de finura; teor de finos; concentração granulométrica e diâmetro médio; pH; perda ao fogo e esfericidade;
- Houve aumento no teor de finos da areia regenerada em relação à areia nova, característica desejável para sua reutilização na confecção de machos e moldes;
- O diâmetro médio da areia regenerada foi levemente inferior ao diâmetro médio da areia nova, contudo, este parâmetro não é relevante para a prática industrial ou laboratorial nas fundições. A variação encontrada não restringe o reaproveitamento da areia regenerada,

além de não afetar os cálculos estimativos do comportamento fluidodinâmico do leito fluidizado;

- As etapas de destorroamento e incineração contribuíram para o aumento da esfericidade da areia;
- A areia regenerada apresentou melhor resistência à tração imediata, à tração após 24 horas e à tração após 24 horas em câmara úmida em relação a areia nova;
- As propriedades de vida de banca diminuíram com o decorrer do tempo após o preparo da mistura, contudo não prejudicam a reutilização da areia regenerada;
- A temperatura foi o fator de maior importância na formação dos gases avaliados;
- A formação e oxidação dos gases avaliados ocorreram tanto no leito como no *freeboard*, sendo verificada a necessidade de temperaturas elevadas (acima de 850° C) ao longo de todo o reator para atingir-se a combustão completa do material carbonáceo existente no leito;
- As condições de operação no *freeboard* não favoreceram a mistura do oxigênio com os constituintes poluentes avaliados.

Capítulo 6

Sugestões para estudos futuros

Neste estudo não foi possível a realização de algumas etapas bem como alguns resultados não puderam ser discutidos de forma mais elucidativa, assim apresentam-se pontos que poderão ser avaliados na continuidade deste estudo, como segue:

- Realizar ensaios de tração e vida de banca para que se possa completar a avaliação estatística;
- Realizar ensaios de tração e vida de banca utilizando areia regenerada com porcentagens de resina diferentes visando verificar a possibilidade de redução do consumo de resina;
- Produzir lotes de peças de macho com a adição de areia regenerada em ciclo produtivo industrial visando verificar sua aplicação no processo real;
- Realizar o ensaio de demanda ácida para que se possa avaliar se a composição química da areia regenerada foi alterada em função do tratamento e se esta alteração tem relação com a diminuição da vida de banca;
- Avaliar o inventário de sólidos particulados sobre as emissões, através da variação de outras alturas de leito fluidizado;
- Avaliar o efeito de temperaturas mais elevadas no leito e no *freeboard* sobre a formação e oxidação do monóxido de carbono e dos hidrocarbonetos totais;
- Avaliar o efeito da injeção de ar secundário no *freeboard* sobre as emissões gasosas.

Referências Bibliográficas

ALBUQUERQUE, A. F. *Biodegradação de Compostos Fenólicos Incorporados em Areia de Moldagem Utilizando Microrganismos do Solo*. 2000. 99 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS – ASME Measurement of Fluid Flow Using Small Bore Precision Orifice Meters – ASME MFC-14M. 17 p., New York, 2003.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM Standart Test Method for Moisture in the Analysis Sample of Coal and Coke – Designation D 3173. p.1-2, Philadelphia, 1988.

Areia de fundição. *Fund Revista da Fundição*, ano I, n. 3 , p. 8-16, maio, 1978.

ARNAO, J.H.S. *Aplicação do Método EGM a um Recuperador de Calor de Sólidos Particulados Operando com Leito Fluidizado Raso*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 103p. Dissertação (Mestrado).

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE FUNDIÇÃO - ABIFA - Comissão de Meio Ambiente *Manual de Regeneração e Reuso de Areias de Fundição*. Primeira Edição, 1999.

_____. Comissão de Matéria-Prima – CEMP. *Determinação da Distribuição Granulométrica e Módulo de Finura – 081*. São Paulo, 1997.

_____. Comissão de Matéria-Prima – CEMP. *Determinação do pH – 121*. São Paulo, 1997.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. *Norma NBR 1265 – “Incineração de Resíduos Sólidos Perigosos – Padrões de Desempenho”*, Rio de Janeiro, 1989.

_____. ABNT. *Norma “NBR 10004: Resíduos Sólidos”*, Rio de Janeiro, 1987.

_____. ABNT. *Norma 10178 – “Materiais de Fundição: Determinação da Perda ao Fogo – Método de Ensaio”*, Rio de Janeiro, 1988.

_____. ABNT - INMETRO, SBM, Rio de Janeiro. *Guia para a Expressão da Incerteza de Medição*. Rio de Janeiro, 1998. 121p

AZNAR, M.P.; CABALLERO, M.A.; SANCHO, J.A.; FRANCÉS, E. Plastic Waste Elimination by Co-Gasification with Coal and Biomass in Fluidized Bed with Air in Pilot Plant. *Fuel Processing Technology*, v.87, p. 409-420, 2006.

BAIRD, C. *Química Ambiental*. 2ª Edição, Porto Alegre: Bookman, 2002. p. 622.

BAMFORD, W.L. Fluidized Bed Heat Treating. *Metal Progress*, p.132-137, 1981.

BANCO NACIONAL DE DESENVOLVIMENTO SOCIAL – BNDES. *Indústria Brasileira de Fundição – Segmento de Peças para o Setor Automotivo*. Disponível em: <http://www.bndes.gov.br/conhecimento/fund1pdf>. Acesso em: 08 de fev de 2003.

BARON, J.; BULEWICZ, E.M.; ZUKOWSKI, W.; KANDEFER, S.; PILAWSKA, M. Combustion of Hydrocarbon Fuels in a Bubbling Fluidized Bed. *Combustion and Flame*, v. 128, p. 410-421, 2002.

- BASTIAN, K.C.; ALLEMAN, J.E. Microtox Characterization of Foundry Sand Residuals. *Waste Management*, vol. 18, p. 227-237, 1998.
- BASU, P. Combustion of Coal in Circulating Fluidized Bed Boilers: A Review. *Chemical Engineering Science*, v. 54, p. 5547-5557, 1999.
- BENEDICT, R.P. *Fundamentals of Temperature, Pressure and Flow Measurements*. 3ª Edição, Nova York:: J. Wiley, 1984, p. 532.
- BEWS, I.M.; HAYHURST, A.N.; RICHARDSON, S.M.; TAYLOR, S.G. The Order, Arrhenius Parameters, and Mechanism of the Reaction Between Gaseous Oxygen and Solid Carbon. *Combustion and Flame*, v.124, p. 321-245, 2001.
- BIZZO, W.A. *Emissão de Monóxido de Carbono e Hidrocarbonetos Totais em Câmaras de Incineração – Efeito do Número de Rotação e Composição do Combustível*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1997. 116p. Dissertação (Doutorado)
- BIZZO, W.A.; GOLDSTEIN JR., L.; CARDOSO, A.L.; TARDIN JR., P.R. *Emissão de Hidrocarbonetos Totais Não Queimados em uma Câmara Secundária de Incineração*. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIAS TÉRMICAS, 8., 1997. Porto Alegre. Anais do VIII ENCIT, 1997, 1 CD.
- BLACKBURN, C. Recuperação Elimina Problemas com Descarte das Areias de Fundição. *Fundição e Serviços*, v. 49, p. 30-37, jan. 1997.
- BLACKBURN, P.A.; HENRY, C.M. Desenvolvimento e Vantagens do Aglomerante Fenólico-Uretânico para Cold-Box. *Fundição e Serviço*, n. 77, p. 14-20, mai 1999.
- BOFF, L. Ecologia e Espiritualidade. In: TRIGUEIRO, A. (Coord). *Meio Ambiente no Século 21*. Rio de Janeiro, Sextante, 2003, p. 35-43.

BONNER, T.; FULLENKAMP, J.; HUGHES, T.; KENNEDY, E.; MCCORMICK, R.; PETERS, J.; ZANDERS, D. *Hazardous Waste Incineration Engineering: Pollution Technology Review* N° 88, Noyes Data Corporation, Park Ridge, 1981.

BORMAN, G.L.; RAGLAND, K.W. *Combustion Engineering*. McGraw Hill, 1998, 614 p.

BOTTERILL, J.S.M.; TEOMAN, Y.; YUREGIR, K.R. The Effect of Operating Temperature on the Velocity of Minimum Fluidization, Bed Voidage and General Behaviour. *Powder Technology*, v. 31, p. 101-110, 1982.

BOX, G.E.P.; HUNTER, W.G.; HUNTER, J.S. *Statistics for Experiments: An Introduction to Design, Data Analysis and Model Building*. New York: Chichester, 1978, 653 p.

BRADASCHIA, C. *Fundição de Ligas Não-Ferrosas: Apostila Complementar*. Associação Brasileira de Metais – ABM, São Paulo, p. 155, 1989.

BRAGA, R.; HESPANHOL, I.; CONEJO, J.G.L.; BARROS, M.T.L.; SPENCER, M.; PORTO, M.; NUCCI, N.; JULIANO, N.; EIGER, S. *Introdução à Engenharia Ambiental*. São Paulo: Pearson Prentice Hall. 2002, 305 p.

BRASIL. Constituição (1988) *Constituição da Republica Federativa Brasileira*. Brasília: Senado, 1988.

BROADHURST, T.E.; BECKER, H.A. Onset of Fluidization and Slugging in Beds of Uniform Particles. *AIChE Journal*, v. 21, n.2, p. 238-247, 1975.

BRUNNER, C.R. *Incineration Systems: Selection and Design*. Incinerator Consultants Incorporated, 1988, 417 p.

- CAMPANILI, M. Resíduo Industrial é Transformado em Tijolo Ecosocial. *O Estado de São Paulo*. Disponível em: <http://www.estadao.com.br/ciencia/noticia>. Acesso em: 29 de abril de 2003.
- CAREY, P. Aspectos Práticos do Trabalho com Aglomerantes à Base de Resina. *Fundição e Serviço*, n. 47, p. 29-38, nov, 1996.
- CAREY, P. Sand, Binders, Sand Preparation & Coremaking. *Foundry Management & Technology*, v. 131, n. 1, p. 35-42, jan 2003.
- CAREY, P.; ARCHIBALD, J. Sand Binder Systems Part X – The Phenolic Urethane Amine Cold Box System. *Foundry Management & Technology*, p. 21-26, dec 1995.
- CAREY, P. R.; LOTT, M. Sand Binder Systems Part V – Furan No-Bake. *Foundry Management & Technology*, p. 26-30, jul. 1995a.
- CAREY, P.; LOTT, M. Sand Binder Systems Part VIII – Éster-Cured Alkaline Phenolic Resins. *Foundry Management & Technology*, p. 21-26, oct 1995b.
- CAREY, P.; SWARTZLANDER, M. As Interações entre Resina e Areia no Trabalho com Aglomerantes. *Fundição e Serviços*, v. 49, p. 20-28, jan. 1997.
- CARTER, K. Recycling of Used Foundry Sand: Research Report. *Metal Casting and Surface Finishing*, aug, 1998.
- CASTRO, C.A.G. A Produção de Areia Base para Fundição e o Meio Ambiente. In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 10, 2001. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2001. p. 1-18.

CENTRO de INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA. *Material Didático* – Fundição: Etapas do Processo de Fundição. Disponível em: <http://www.cimm.com.br/materialdidatico>. Acesso em: 06 de out de 2001.

CHEDAILLE, J.; BRAUD, Y. Industrial Flames. In: Beér, J.M.; Thring, M.W. *Measurements in Flames*. London: Edward Arnold. 1972, p.96-97.

CLAESEN, G.; MARTIN, M. Empresa Belga Recupera Areia Através de Raios Infravermelhos. *Fundição e Serviço*, n. 56, p. 68-74, ago, 1997.

CLIFFE, K.R.; PATUMSAWAD, S. Co-Combustion of Waste from Olive Oil Production with Coal in a Fluidised Bed. *Waste Management*. V.21, p. 49-53, 2001.

CLIFT, R.; GRACE, J.R. Continuous Bubbling and Slugging. In: DAVIDSON, J.F.; CLIFT, R.; HARRISON, D. *Fluidization*, 2nd Ed, Orlando: Academic Press, 1985, p. 733.

COBETT, T. The ABCs of Green Sand. *Foundry Management & Technology*, v. 130, n. 4, p. 24-39, apr 2002.

CONSELHO NACIONAL DE MEIO AMBIENTE – CONAMA. Resolução nº 316, de 29 de outubro 2002, “Dispõe sobre procedimentos e critérios para o funcionamento de sistemas de tratamento térmico de resíduos”.

CORELLA, J.; TOLEDO, J.M. Testing Total Oxidation Catalysts for Gas Cleanup in Waste Incineration at Pilot Scale. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, v. 41, n. 14, p. 1171-1181, 2002.

CORRY, R.G.; RASMUSSEN, G, P. Design Considerations and Metals Disposition in Fluidized Bed Incineration of Refinery. *Wastes Environmental Progress*, v.9, n.1, p. 57-60, 1990.

- DARTON, R.C.; LaNAUZE, R.D.; DAVIDSON, J.F.; HARRISON, D. Bubble Growth due to Coalescence in Fluidized Beds. *Trans. IchemE*, v. 55p. 274-280, 1974.
- DAVIDSON, J.F.; CLIFT, R.; HARRISON, D. *Fluidization*, 2nd Ed, Orlando: Academic Press, 1985, p. 733.
- de NEVERS, N. *Air Pollution Control Engineering*. 2nd edition, New York: McGraw Hill, 2000, 586 p.
- D'ELBOUX, F.A. Minimização do Descarte de Areias de Fundição. In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 10, 2001. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2001. p. 1-26.
- DEMPSEY, C.R.; OPPELT, E.T. Incineration of Hazardous Waste: A Critical Review Update. *Air & Waste*, v. 43, p. 25-73, 1993.
- DESROCHES, E.; ANTONINI, G. Impact of Incinerator Internal Hydrodynamics on Hazardous Organic Waste Destruction Efficiency. *Fuel*, v.79, p. 1195-1207, 2000.
- DIEHL, M. D. Planejamento da Regeneração de Areias de Fundição. *Metalurgia & Materiais*, v. 54, n. 475, p. 188-193, 1998.
- DOEBELIN, E.O. *Measurement Systems: Application and Design*. 4^o Ed, New York: McGraw Hill, 1990, p. 960.
- ELLINGHAUS, W.; LOECHFE, K.; PIEL, W.J.; WOJITAS, H.J. Regeneração e Reutilização da Areia de Macho não Utilizada no Vazamento. *Fundição e Serviços*, p. 14-30, 1998.
- ERSOY, L.E.; GOLRIZ, M.R.; KOKSAL, M.; HAMDULLAHPUR, F. Circulating Fluidized Bed Hydrodynamics with Air Staging: An Experimental Study. *Powder Technology*, v.145, p. 25-33, 2004.

- FAN, S.J.Z; Zu, P. The Chemical Characteristics and Leachability of Spent Foundry Sands. *The International Journal of Environmental Studies*, v. 3, p. 1-9, 2000.
- FAY, A. The Need to Reclaim. *Foundry Trade Journal*, p. 500-506, sep, 1993.
- FELDMANN, F. A Parte que nos Cabe: Consumo Sustentável. In: TRIGUEIRO, A. (Coord). *Meio Ambiente no Século 21*. Rio de Janeiro, Sextante, 2003, p. 143-157.
- FIGLIOLA, R.S.; BEASLEY, D.E. *Theory and Design for Mechanical Measurements*. 3rd Edition, New York: John Wiley & Sons, 2000, 536 p.
- FILIPKOWSKI, L., CORRÊA, R.B., SCHNEIDER, J.H. Recuperação da Areia Utilizada em Processo de Moldagem por Cura a Frio. In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 10, 2001. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2001. p. 1-26.
- FLETCHER, J.V.; DEO, M.D., HANSON, F.V. Re-Examination of Minimum Fluidization Velocity Correlations Applied to Group B Sands and Coked Sands. *Powder Technology*, v. 69, p. 147-155, 1992.
- FOKA, M.; CHAOUKI, J.; GUY, C.; KLVANA, D. Natural Gas Combustion in a Catalytic Turbulent Fluidized Bed. *Chemical Engineering Science*, v. 49, n. 24A, p. 4269-4276, 1994.
- FURTADO, M. Rigor Ambiental Aumenta Demanda por Incineradores. *Revista Química e Derivados*. Edição nº 384, julho, 2000.
- GALVANI, R. *Transfêrencia de Calor de Corpos Imersos em Leito Fluidizado Borbulhante em Alta Temperatura*. 1991. 105 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

GELDART, D. Types of Gas Fluidization. *Powder Technology*, v. 7, n. 5, p. 285-292, 1973.

GELDART, D. *Gas Fluidization Technology*. Chichester: John Wiley, 1986, 468 p.

GELDART, D.; WILLIAMS, J.C. Flooding from Hoppers: Identifying Powders Likely to Give Problems. *Powder Technology*, v. 43, n. 2, p. 181-183, 1985.

GIÃO, D.; COSTA, O. Tecnologia da Fundição em Areia Verde. 2001. 30 p. Monografia – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto.

GIELISSEN, H. Recuperação da Areia Verde Reduz Custos das Fundições. *Fundição e Serviços*, p.26-33, abr, 2003.

GRACE, J.R. Fluidization. In: HETSRONI, G. (Coord). *Handbook of Multiphase Systems*. Washington, Hemisphere, 1982, p. 8.1-8.64.

GRACE, J.R. Contacting Modes and Behaviour Classification of Gas-Solid and other Two-Phase Suspensions. *Canadian Journal Chemical Engineering*, v. 64, p. 353-363, 1986.

GRANLUND, M.J.; SILSBY, D.V. *Thermal-Pneumatic Reclamation of Molding Sand for Reuse in Core Work*. Simpson Application # 500, p. 7. Disponível em: <http://www.simpsongroup.com>. Acesso em: 06 de dez de 2001.

GUESSER, W.L.; MASIERO, I.; MULLER, M.; MARCHESE, E.S. Comparação de Processo de Macharia In: SEMINÁRIO SOBRE TÉCNICAS e MATERIAIS de MOLDAGEM, 1983. Joinville. *Anais do Seminário*. Joinville: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, p. 145-166, 1983.

GULYURTLU, I. ABELHA, P.; GREGÓRIO, A.; GARCÍA-GARCÍA, A.; BOAVIDA, D.; CRUJEIRA, A.; CABRITA, I. The Emissions of Vocs During Co-Combustion of Coal with Different Waste Materials in a Fluidized Bed. *Energy e Fuels*, v.18, p. 605-610, 2004.

- HAAS, C.N.; VAMOS, R.J. *Hazardous and Industrial Waste Treatment*. New Jersey: Prentice Hall, 1995, 363 p.
- HAM, R.K.; BOYLE, W.C.; ENGROFF, E.C.; FERRO, R.L. Organic Compounds in Ferrous Foundry Process Waste Leachates. *Journal of Environmental Engineering*, v. 119, n. 1, p. 34-55, 1993.
- HARRIS, J.C.; RECHTEINER, C.E.; LARSEN, D.J.; THRUN, K.E. *Combustion of Hazardous Wastes: Sampling and Analysis Methods*. Noyes Publications, New Jersey, 1985, 416 p.
- HAYES, R.A. Reclaiming Chemically Bonded Sands: A Technology Review. *Modern Casting*, p. 37-39, may, 1993.
- HAYHURST, A.N.; PARMAR, M.S. Does Solid Carbon Burn in Oxygen to Give the Gaseous Intermediate CO or Produce CO₂ Directly? Some Experiments in a Hot Bed of Sand Fluidized by Air. *Chemical Engineering Science*, v. 53, n. 3, p. 427-438, 1998.
- HAYHURST, A.N.; TUCKER, R.F. The combustion of carbon monoxide in a two-zone fluidized bed. *Combustion and Flame*. v.79, n.2, p. 175-189, 1990.
- HENIHAN, A.M; KELLEHER, B.P.; LEAHY, M.J.; CUMMINS, E.; LEAHY, J.J. Monitoring and Dispersion Modelling of Emissions from the Fluidised Bed Combustion of Poultry Litter. *Environmental Monitoring and Assessment*.. v. 85, p. 239-255, 2003.
- HESKETH, R.P.; DAVIDSON, J.F. Combustion of Methane and Propane in a Incipently Fluidized Bed. *Combustion and Flame*, v. 85, p. 449-467, 1991.
- HILL, A.R.; DAWSON, A.R.; MUNDY, M. Utilisation of Aggregate Materials in Road Construction and Bulk Fill. *Resources, Conservation & Recycling*, v. 32, p. 305-320, 2001.

HOLMAN, J.P. *Experimental Methods for Engineer* 6th Edition, New York: McGraw-Hill, 1994, 616 p.

HOWARD, J.R. *Fluidized Bed Technology – Principles and Applications*. Bristol: Adam Hilger, 1989, 214 p.

HRISTOV, J.Y. Fluidized Bed Combustion as a Risk-Related Technology a Scope of Some Potential Problems. *IFRF Combustion Journal*, n. 200208, dec 2002.

INSTITUTO de ESTUDOS da RELIGIÃO – ISER. *O que os Brasileiros Pensam da Biodiversidade*. Disponível em: <http://www.iser.org.br>. Acesso em: 25 de abril de 2006.

ISHIKAWA, R.; BUEKENS, A.; HUANG, H.; WATANABE, K. Influence of Combustion Conditions on Dioxin in an Industrial Scale Fluidized Bed Incineration: Experimental Study and Statistical Modelling. *Chemosphere*, v. 35, n.3, p. 465-477, 1997.

KOMATINA, M., MANOVIC, V., DALIC, D. Na Experimental Study of Temperature of Burning Coal Particle in Fluidized Bed. *Energy & Fuels*, v. 20, p. 114-119, 2006.

KUNNI, D.; LEVENSPIEL, O. *Fluidization Engineering*. 2nd Ed., New York: John Wiley, 1991, p. 491.

KWAN, Q.Y.; KAEMPF, D.E. Environmental Compliance in Metalcasting. *Foundry Management & Technology*, p. 42-46, October, 1995.

LA FOND, R.K.; KRAMLICH, J.C.; SEEKER, W.R.; SAMUELSEN, G.S. Evaluation of Continuous Performance Monitoring Techniques for Hazardous Waste Incinerators. *Journal of the Air Pollution Control Association*, v. 35, n. 6, p. 658-663.

LECKNER, B. Fluidized Bed Combustion: Mixing and Pollutant Limitation. *Progress Energy Combustion Science*, v. 24, p. 31-61, 1998.

- LEIDEL, D.S. The Influence of Sand and Binders on Reclaimability. *Foundry Trade Journal*, p.384-387, 1994.
- LEITH, D. Cyclones. In: MUHAMMED, E.F.; LAMNERT, O. (Ed). *Handbook of Powder Science & Technology*. 2nd Edition, New York, Chapman and Hall, 1997, p. 727-752.
- LEWANDOWSKI, J. L.; HOLTZER, M.; DÁKON, J. The technological, Economical and Ecological Factors Determining The Proper Choice of a Reclamation Process of Used Sand. *Metallurgy and Foundry Engineering*, v. 22, n. 1, p. 73-81, 1996.
- LIN, C.H.; TENG, J.T.; CHYANG, C.S. Evaluation of the Combustion Efficiency and Emission of Pollutants by Coal Particles in a Vortexing Fluidized Bed. *Combustion and Flame*, v. 110, n. 1-2, p. 163-172, 1997.
- LIN, C. L.; WEY, M.Y.; YOU, S.D. Effect of Concentration of Bed Materials on Combustion Efficiency During Incineration. *Energy*, v. 29, p. 125-136, 2004.
- LOEFFLER, G.; HOFBAUER, H. Does CO Burn in a Fluidized Bed? A Detailed Chemical Kinetic Modeling Study. *Combustion and Flame*, v.129, p.439-452, 2002.
- LOPES, E.J.; FERREIRA, F.F.; DEZENA, M.L. Sistema de Recuperação de Areias Alcalinas de Fundação. In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 11, 2003. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundação, 2003. 1 CD.
- MAGNANI, R. A.; LONGO, E.; PASKOCIMAS, C.A.; ROSSI, C.S.; CUNHA, P.A.; SILVA, S.N.; PINHEIRO, A.S.; SANTOS, B.M. Processos de Reciclagem Recuperam Areia de Fundação. *Fundição e Serviços*, n. 69, p. 46-59, 1998.
- MANKOSA, M.J.; CARVER, R.; VENKATRAMAN, P. Processing Techniques Used to Recover Secondary Materials. *Mining Engineering*, p. 46-51, 1997.

- MARINELLI, J.; CARSON, J.W. Characterize Bulk Solids to Ensure Smooth Flow. *Chemical Engineering*, p. 78-90, 1994.
- MARIOTTO, C. L. Caracterização de Areias Silicosas para Emprego em Moldagem. *Comunicação Técnica 100 - IPT*, 1983.
- MARIOTTO, C. L. Regeneração de Areias: Uma Tentativa de Discussão Sistemática. *Fundição & Matérias-Primas: Caderno Técnico*, p. A a T, 2000a.
- MARIOTTO, C.L. Regeneração de Areias de Fundição. In: SEMINÁRIO NACIONAL SOBRE REUSO/RECICLAGEM DE RESÍDUOS SÓLIDOS INDUSTRIAIS, 2000b, São Paulo. *Anais do Resíduos Industriais*. São Paulo, p. 1-18, 1 CD.
- MATON, A. E. Screw Feeder Design. *Powder Handling Processing*, v. 6, p. 87-89, 1994.
- MATOS, S.V. *Proposta de Minimização de Resíduos Sólidos Industriais: Estudo de Caso com Areia de Fundição*. 1997. 107 p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- McCOMBE, Conheça os Principais Sistemas de Recuperação de Areia. *Fundição e Serviços*, p. 18-35, fev., 1998.
- MENEZES, R.A.A.; GERLACH, J.L.; MENEZES, M.A. Estágio Atual da Incineração no Brasil. In: *Seminário Nacional de Resíduos Sólidos e Limpeza Pública*, 7, 2000, Curitiba.
- MONTGOMERY, D. C. *Design and Analysis of Experiments*. 4th edition, New York: John Wiley, 1997, 704 p.
- MONTGOMERY, D.C.; RUNGER, G.C. *Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros*. 2^o Edição, Rio de Janeiro: LTC, 2003, 463 p.

- MORI, S.; WEN, C.Y. Estimation of Bubble Diameter in Gaseous Fluidized Beds. *AICHE Journal*, v. 21, n. 1, p. 109-115, 1975.
- MORGAN, J.H., MACLER, P.E. An Economical Approach to Sand Reclamation. *Modern Casting*, v.73, n.3, p.19-21, 1983.
- MOURA, J.C.; BUFO, M.J. Considerações sobre a Relevância dos 3T's na Incineração de Resíduos Orgânicos. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 14., 1997. Bauru. *Anais do XIV COBEM*. Bauru, 1997, 1 CD.
- MUKADI, L.; GUY, C.; LEGROS, R. Prediction of Gas Emissions in an Internally Circulating Fluidized Bed Combustor for Treatment of Industrial Solid Wastes. *Fuel*, v. 79, p. 1125-1136, 2000.
- MURRAY, G.S. A Areia Recuperada Pode Ter Boa Qualidade e Produzir Bons Moldes. *Fundição e Serviços*, n. 45, p. 40-47, 1996.
- MURPHY, R.P.; POTTINGER, J.F. Air Pollution from Wood Waste Incineration. In: KIROV, N.Y. (Coord). *Solid Waste Treatment and Disposal: The International Edition of 1971 Australian Waste Disposal Conference*. 1972, p. 79-85.
- NETO, B.; SCARMINIO, I.S.; BRUNS, R.E. *Como Fazer Experimentos: Pesquisa e Desenvolvimento na Ciência e na Indústria*, Campinas: Unicamp, 2001, 299 p.
- NÚÑEZ, W.P.; LEYEN, G.W.W.; BREHM, F.; GRAFFITTI, D.; PICCININI, P.R.; MORAES, C.A.M. Utilização de Areia Usada de Fundição como Matéria-Prima de Mistura Asfáltica In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 11, 2003. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2003. 1 CD.

- OLIVEIRA, J.C.D.; PÉCOR, A.A.B. Sistemas de Alimentação para Sólidos Aprticulados Quentes. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE SISTEMAS PARTICULADOS, 28, 2000. Rio de Janeiro. *Anais do XXVIII ENEMP*, 2000, p. 229-236
- PAGLIUSO, J.D. Turbulent Combusion under Low Damkholer Numbers. São Paulo, Fundação de Amparo a Pesquisa do Estado de São Paulo, 1998. 84 p. Relatório Final do Processo 94/5833-8
- PARISE, M.R. *Estudo Experimental do Resfriamento de Partículas Sólidas em Trocador de Calor com Leito Fluidizado Raso*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2000. 86p. Dissertação (Mestrado).
- PEÇANHA, R.P., MASSARANI, G. Dimensão Característica e Forma de Partículas. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE SISTEMAS PARTICULADOS, 14, 1986. Rio de Janeiro. *Anais do XIV ENEMP*, 1986, p. 302-312.
- PÉCOR, A.A.B.; GOLDSTEIN JR., L, LOMBARDI, G., PAGLIUSO, J.D. New Particulate Solids Pneumatic Feeding Device with Mass Flowrate Control. *Powder Technology*, v. 79, p. 265-268, 1994.
- PEIXOTO, F. *Regeneração Térmica de Areia Ligada Quimicamente*. Joinville, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade do Estado de Santa Catarina, 2003. 135p. Dissertação (Mestrado).
- PEIXOTO, F., GUESSER, W.L. Reutilização de Areia Regenerada Termicamente. In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 11, 2003. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2003. 1 CD.
- PERBET, D. A Process for Reclaiming Chromite Sand from Foundry Sand. In: BRITISH CAST IRON RESEARCH ASSOCIATION INTERNATIONAL CONFERENCE, 1992. *Anais do BCIRA*.

- PHILBIN, M. L. Sand Reclamation 1995: It is Time for Your Foundry?. *Modern Casting*. v. 85, n. 8, p. 25-29, aug, 1995.
- PHILBIN, M. L. Sand Reclamation Equipment: Users Answer the Question. *Modern Casting*. v. 86, n. 8, p. 22-26, aug, 1996.
- PILAWSKA, M.; BUTLER, C.J.; HAYHURST, A.N.; CHADEESINGH, D.R. The Production of Nitric Oxide During the Combustion of Methane and Air in a Fluidized Bed. *Combustion and Flame*, v. 127, p. 2181-2193, 2001.
- PORTO, L.C.G. Como Comportou a Confiabilidade do Ensaio Granulométrico na Última Década. In: CONGRESSO NACIONAL DE FUNDIÇÃO, 10, 2001. São Paulo. *Anais do CONAF/FENAF*. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2001. p. 1-20.
- PRE, P.; HEMATI, M.; MARCHAND, B. Study on Natural Gas Combustion in Fluidized Beds: Modelling and Experimental Validation. *Chemical Engineering Science*, v. 53, n. 16, p. 2871-2883, 1998.
- RADOVANOVIC, M. *Fluidized Bed Combustion*. Washington: Hemisphere, 1986, 307 p.
- ROBERTS, A W. Predicting the Volumetric and Torque Characteristics of Screw Feeders. *Bulk Solid Handling*, v. 16, n. 2, p. 233-244, 1996.
- RODRIGUEZ, O.M.H. *Estudo de Recuperação de Calor de Sólidos Particulados Utilizando Leito Fluidizado Raso*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1998. 153p. Dissertação (Mestrado).
- ROWE, P.N. The Effect of Pressure on Minimum Fluidization Velocity. *Chemical Engineering Science*, v. 39, p. 173-174, 1984.

- SADHUKHAN, P.; BRADFORD, M. Fluidized Bed Incineration: Improved Waste Disposal Method. *Hydrocarbon Processing*, v.72, n.3, p. 61-66, 1993.
- SALANI, F. Alemanha usa Brasil como Base para Exportar. *Folha de São Paulo*, São Paulo, 18 de julho de 2004. Caderno Dinheiro, p. B11.
- SALEH, A.M. *Estabilidade e Solidificação de Metais Líquidos Levitados*. Campinas, Instituto de Física “Gleb Wataghin”, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 100p. Dissertação (Doutorado).
- SANGEETHA, V.; SWATHY, R.; NARAYANAMURTHY, LAKSHMANAN, C.M.; MIRANDA, L.R. Minimum Fluidization Velocity at High Temperatures Based on Geldart Powder Classification. *Chemical Engineering Technology*, v. 23, n.8, p. 713-719, 2000.
- SAXENA, S.C. Fluidized Bed Incineration of Solid Pellets: Combustion and Co-Combustion. *Energy Conversion Management*, v.39, p. 127-141, 1998.
- SAXENA, S.C.; JOTSHI, C.K. Fluidized-Bed Incineration of Waste Materials. *Progress in Energy and Combust. Science*, v. 20, n. 4, p. 281-324, 1994.
- SAXENA, S.C.; WU, W.Y.; FEI, M.B. Fluidized-Bed Combustion of Coal. *Energy*, v.22, n.11, p.1029-1040, 1997.
- SOTUDEH-GHAREBAAGH, R. *Combustion of Natural Gas in a Turbulent Fluidized Bed Reactor*. Montreal, École Polytechnique de Montréal, Université de Montréal, 1998. 197 p. Philosophiae Doctor.
- SOTUDEH-GHAREBAAGH, R.; CHAOUKI, J.; LEGROS, R. Natural Gas Combustion in a Turbulent Fluidized Bed of Inert Particles. *Chemical Engineering Science*, v. 54, p. 2029-2037, 1999.

SOUZA, H.C.O. Controle da Emissão de Poluentes Começa com a Identificação de suas Fontes. *Fundição e Serviços*, p.22-26, abr, 1998.

STAHL, L. Genertal Motors Powertrain Casting Operations. In: BRITISH CAST IRON RESEARCH ASSOCIATION INTERNATIONAL CONFERENCE, 1994. *Anais do BCIRA*.

STANCLIFFE, M.R. On the Re-Bond – How to Get the Best from your Chemically Bonded Reclaimed Sand. *Foundryman*, v. 90, p. 261-296, jul, 1997.

STERN, K. The Use of Spent Foundry Sand in Flowable Fill in Ohio. *Foundry, Management & Technology*, p. 78-86, sep, 1995.

SUKSANKRAISORN, K.; PATUMSAWAD. S.; VALLIKUL, P.; FUNGTAMMASAN, B.; ACCARY, A. Co-Combustion of Municipal Solid Waste and Thai Lignite in a Fluidized Bed. *Energy, Conservation & Management*, v.45, p. 947-962, 2004.

39th CENSUS OF WORLD CASTING PRODUCTION – 2004. *Modern Casting*, p. 27-29, N. 12, dec 2005.

TARELHO, L.A.C.; MATOS, M.A.A.; PEREIRA, J.M.A. Axial Concentration Profiles and NO Fuel Gas in a Pilot-Scale Bubbling Fluidized Bed Coal Combustor *Energy e Fuels*, v. 18, p. 1615-1624, 2004.

THEODORE, L.; REYNOLDS, J. *Introduction to Hazardous Waste Incineration*. 6th edition, New York: John Wiley & Sons, 1987, 463 p.

TILCH, W. Uma Avaliação Integrada da Regeneração do Material de Moldagem. *Fundição e Serviços*, p.16-36, 1997.

- TILCH, W.; HASSE, S. Interações entre as Areias de Macho e a Areia do Circuito. *Fundição e Serviços*, n. 53, p.30-47, maio, 1997.
- TILLMAN, D.A. *The Combustion of Solid Fuels and Waste*. San Diego: Academic, 1991, 378 p.
- TURESIO, J. P.; MILIOLI, F. E. ; LOMBARDI, G. The Performance of a Fluidized Particulate Feeding System with Multiple Discharge Sections. *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, Rio de Janeiro - RJ, v. XXV, n. 1, p. 46-52, 2003.
- UNITED STATE ENVIRONMENTAL PROTECTION AGENCY – USEPA. *Method 5 – Determination of Particulate Matter Emissions from Stationary Source*, 2000.
- van der Vaart, D.R. Freeboard Ignition of Premixed Hydrocarbon gas in a Fluidized Bed. *Fuel*, v. 67, p. 1003-1007, 1988
- VIANA, A.R. Experiência na Metso Minerals Regeneração Térmica de Areia Aglomerada com Resina Fenólica Uretânica In: SEMINÁRIO DE FUNDIÇÃO, 4., 2003. Volta Redonda. *Anais do V Seminário de Fundição*. Volta Redonda: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, p. 65-74, 2003.
- VLASSOV, D. *Combustíveis, Combustão e Câmaras de Combustão*. Curitiba: UFPR, 2001, 185 p.
- VOGEL, A. *Análise Inorgânica Quantitativa*. 4ª Edição, Rio de Janeiro: Guanabara, 1981, 690 p.
- WALKER, R.N. Foundry Reclaims Silica Electrically. *Foundry Management e Technology*, p. 30-32, march, 1994.
- WARNE, J. Introduction to Thermal Analysis. In: CHARLESLEY, E.L.; WARRINGTON, S.B. (Ed) *Thermal Analysis: Techniques and Applications*. Bodmin: The Royal Society of Chemistry, 1992, 1-16 p.

WENDLANDT, W.W. *Thermal Analysis*. 3th edition. New York: John Wiley & Sons, 1986, 814 p.

WENTZ, C. *A Hazardous Waste Management*. International Edition McGraw Hill, p. 275-389, 1989.

WESP, S.; ENGELHARDT, W. Thermal Reclamation of Core Sand in an Aluminium Foundry – A Contribution to Environmental Protection. In: BRITISH CAST IRON RESEARCH ASSOCIATION INTERNATIONAL CONFERENCE, 1992. *Anais do BCIRA*.

WESTBROOK, C.K.; DRYER, F.L. Chemical Kinetic Modeling of Hydrocarbon Combustion. *Progress Energy Combustion Science*, v. 10, p. 1-57, 1984.

WEY, M. Y.; OU, W.Y.; LIU, Z.S.; TSENG, H.H.; YANG, W.Y., CHIANG, B.C. Pollutants in Incineration Flue Gas. *Journal of Hazardous Materials*, v. B82, p. 247-262, 2001.

WINKLER, E.S.; BOL'SHAKOV, A.A. *Characterization of Foundry Sand Waste* – Technical Report 31. Chelsea Center for Recycling and Economic Development Technical Research Program, University of Massachusetts, Amherst, 70 p., 2000.

YANG, W.C. Bubbling Fluidized Bed. In: YANG, W.C. *Handbook of Fluidization and Fluid-Particle Systems*. Marcel Dekker Inc, 2003, 861 p.

YATES, J.G. *Fundamentals of Fluidized-Bed Chemical Process*. 2nd edition. London: Butterworths, 1983, 222 p.

YATES, J.G. Effects of Temperature and Pressure on Gas-Solid Fluidization. *Chemical Engineering Science*, v. 51, n.2, p. 167-205, 1996.

YU, Y.; ARNOLD, P.C. On Hopper Geometry Interfacing with a Screw Feeder to Achieve Uniform Draw-Down Performance. *Powder Handling & Processing*, v. 8, p. 321-328, 1996a.

YU, Y.; ARNOLD, P.C. Theretical and Experimental Study on the Volumetric Efficiency of Screw Feeders. *Powder Handling & Processing*, v. 8, n.3, p. 207-214, 1996b.

ZANETTI, M.C.; FIORE, S. Foundry Processes: The Recovery of Green Moulding Sands for Core Operations. *Resoucers, Conservation & Recycling*. v. 38, p. 243-254, 2002.

ZIEGLER, M. J. Foundry Sand Basics – A quick reference guide to the most fundamental, and most used – foundry consumable product. *Foundry Management e Technology*, p. 25-29, 1994.

ZUKOWSKI, W. A Simple model for Explosive Combustion of Premixed Natural Gas with Air in a Bubbling Fluidized Bed of Inert Sand. *Combustion and Flame*, v. 134, p. 399-409, 2003.

Apêndice A

Planejamento Fatorial

A maioria das técnicas estatísticas aplicadas atualmente nos estudos experimentais foi desenvolvida no início do século passado, sempre objetivando obter do estudo proposto o máximo de informações úteis com o mínimo de experimentos possíveis. Para esta pesquisa, a técnica aplicada foi o planejamento fatorial em dois níveis, com ponto central, como proposto por Box, *et al.* (1978), que forneceu o número mínimo de experimentos a serem realizados. A técnica consiste primeiramente em determinar as variáveis de influência (fatores) e as de interesses (respostas) do estudo. Definidas essas variáveis deve-se especificar os níveis, superior e inferior, de cada um dos fatores, daí o nome de planejamento fatorial de dois níveis. Genericamente, havendo dois níveis para cada um dos fatores implica que o número total de experimentos é um fatorial 2^k , onde k é o número de fatores. Como mencionado no item 3.6 os experimentos foram realizados de tal forma que os níveis dos fatores fossem combinados entre si, conforme verificado nas Tabelas 3.4 e 3.5. O passo seguinte é quantificar os efeitos de cada um dos fatores sobre a resposta e posteriormente testes estatísticos são aplicados a fim de verificar a confiabilidade dos resultados obtidos, através da construção de intervalos de confiança.

O cálculo para o efeito principal de cada um dos fatores e para o efeito das interações entre os fatores é definido como sendo a diferença entre as respostas médias nos níveis superior e inferior.

$$Ef = \bar{q}^+ - \bar{q}^- \quad (A.1)$$

onde

\bar{q}^+ Resposta média para o nível superior

\bar{q}^- Resposta média para o nível inferior

Para determinar o erro padrão foram utilizadas as expressões a seguir, retiradas do Guia para a Expressão da Incerteza de Medição - ABNT (1998), sendo respectivamente: média (\bar{q}), variância ($S_{q_k}^2$), variância experimental (S_{exp}^2) e o erro padrão de um efeito (S_{ef}). Neste estudo a opção escolhida para a estimava do erro padrão foi a utilização dos experimentos repetidos no ponto central, como segue.

Primeiro determina-se a média dos valores obtidos nos experimentos realizados no ponto central, Equação (A.2), seguido do cálculo da variância, Equação (A.3). Por fim calcula-se o erro padrão de um efeito através da Equação (A.4)

$$\bar{q} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n q_k \quad (A.2)$$

onde

n número de medidas

q_k valor experimental

\bar{q} valor médio

$$S_{q_k}^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{k=1}^n (q_k - \bar{q})^2 \quad (A.3)$$

$$S_{ef} = \sqrt{\frac{S_{exp}^2}{2}} \quad (A.4)$$

Na seqüência deve-se aplicar o teste estatístico *t-Student* com dois graus de liberdade e considerando-se o nível de significância de 95%, cujo ponto de probabilidade é 4,303. Assim o efeito que for maior ou igual a $t \times S_{ef}$, em módulo, será significativo estatisticamente.

A aplicação desta seqüência de cálculos é exemplificada através do parâmetro teor de finos da areia regenerada, cujos resultados estão na Tabela 4.3 e foram obtidos conforme os experimentos listados na Tabela A.1.

$$Ef_{T_L} = \left[\frac{1}{2}(6,09 + 7,52) \right] - \left[\frac{1}{2}(5,25 + 5,60) \right] \rightarrow Ef_{T_L} = 1,38 \quad (A.5)$$

$$Ef_{E_A} = \left[\frac{1}{2}(5,60 + 7,52) \right] - \left[\frac{1}{2}(5,25 + 6,09) \right] \rightarrow Ef_{T_L} = 0,89 \quad (A.6)$$

$$Ef_{T_L} = \left[\frac{1}{2}(5,25 + 7,52) \right] - \left[\frac{1}{2}(6,09 + 5,60) \right] \rightarrow Ef_{T_L} = 0,54 \quad (A.7)$$

$$\bar{q} = \frac{1}{2}(7,05 + 6,00 + 7,82) \rightarrow \bar{q} = 6,96 \quad (A.8)$$

$$S_{q_k}^2 = \frac{1}{3-1} \left[(7,05 - 6,96)^2 + (6,00 - 6,96)^2 + (7,82 - 6,96)^2 \right] \rightarrow S_{q_k}^2 = 0,835 \quad (A.9)$$

$$S_{ef} = \sqrt{\frac{S_{exp}^2}{2}} \rightarrow S_{ef} = 0,65 \quad (A.10)$$

Verifica-se que os fatores têm efeitos menores que $t \times S_{ef}$ ($4,303 \times 0,65$), que permite concluir que esses fatores não são significativos estatisticamente.

A Tabela A.1 apresenta os resultados estatísticos segundo a metodologia de planejamento fatorial para as demais propriedades das areias regeneradas que foram comparadas às

propriedades da areia nova. Enquanto na Tabela A.4 estão os resultados referentes às emissões gasosas. A nomenclatura adotada na coluna “Resultado estatístico” refere-se a significativo estatisticamente (SE) e não significativo estatisticamente (NSE).

Tabela A.1 – Resultados das estimativas dos efeitos e da análise estatística para os fatores referentes à avaliação da qualidade da areia

Propriedade da areia	Fator	Estimativa do efeito	Resultado estatístico
Módulo de finura	T _L	0,58	NSE
	EA	-0,07	NSE
	T _L x EA	1,66	NSE
Teor de finos	T _L	1,38	NSE
	EA	0,89	NSE
	T _L x EA	0,54	NSE
Concentração granulométrica	T _L	-1,38	NSE
	EA	-0,55	NSE
	T _L x EA	-0,50	NSE
Diâmetro médio	T _L	-1,31	NSE
	EA	0,06	NSE
	T _L x EA	-3,29	NSE
PH	T _L	-0,09	NSE
	EA	0,05	NSE
	T _L x EA	-0,04	NSE
	T _L	-0,01	NSE
Umidade	EA	-0,03	NSE
	T _L x EA	-0,01	NSE

Tabela A.1 – Continuação

Propriedade da areia	Fatores	Estimativa do efeito	Resultado estatístico
Perda ao fogo	T _L	-0,06	NSE
	EA	-0,01	NSE
	T _L x EA	-0,02	NSE
Esfericidade	T _L	-0,09	NSE
	EA	-0,01	NSE
	T _L x EA	0,04	NSE

Tabela A.2 – Resultados das estimativas dos efeitos e da análise estatística para os fatores referentes à avaliação das emissões gasosas

Gás	Fator	Estimativa do efeito	Resultado estatístico
Monóxido de carbono	T _L	-2218,0	SE
	EA	-12215,5	SE
	I	1966,0	SE
	T _L x EA	1763,5	NSE
	T _L x I	748,0	NSE
	EA x I	-1797,5	NSE
	T _L x EA x I	-999,5	NSE
Hidrocarbonetos Totais	T _L	818,25	SE
	EA	-3318,25	SE
	I	-20,25	NSE
	T _L x EA	-692,75	SE
	T _L x I	-515,75	SE
	EA x I	82,75	NSE
	T _L x EA x I	4442,25	SE

A influência de um fator ou interação sobre a resposta é entendida através dos sinais positivos ou negativos que acompanham os efeitos. O sinal positivo significa que ao mudar do

nível inferior para o nível superior de um mesmo fator há um ganho na variável de resposta, por exemplo, há um aumento da emissão dos gases. A situação contrária é encontrada quando o sinal é negativo.

Apêndice B.1

Calibração de Termopares tipo T

1 – Considerações teóricas

O instrumento escolhido para medir a temperatura foi o termopar, devido ao baixo custo, a robustez e a ampla faixa de operação. O princípio de medição da temperatura através de termopares baseia-se no conhecido efeito Seebeck, segundo o qual existirá uma força eletromotriz entre os pontos A e B (Figura B.1.1) que é função da temperatura da junção T_1 . É condição *sine qua non* para o surgimento da força eletromotriz que a junção seja feita de metais diferentes.

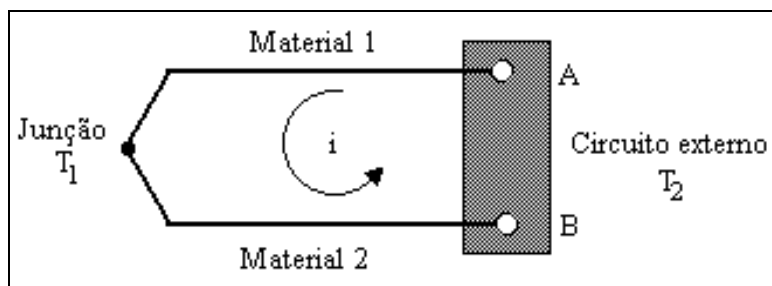


Figura B.1.1 – Circuito para medição de temperatura (adaptado de Holman, 1994)

Há duas outras forças eletromotrizes no circuito, além da originada pelo efeito Seebeck, que são devidas aos efeitos Peltier e Thomson. A influência destes efeitos sobre a força eletromotriz está descrita nos livros texto, como Doebelin (1990), Holman (1994) e Figliola e Beasley (2000).

Para o entendimento de como se efetuar a medições de temperaturas a partir de termopares há duas leis ou regras básicas, a saber: a lei dos metais intermediários e a lei das temperaturas intermediárias. A lei dos metais intermediários enuncia que a soma algébrica das forças eletromotrizes num circuito composto por um número qualquer de materiais distintos é zero, se o todo o circuito estiver à temperatura uniforme (Benedict, 1984).

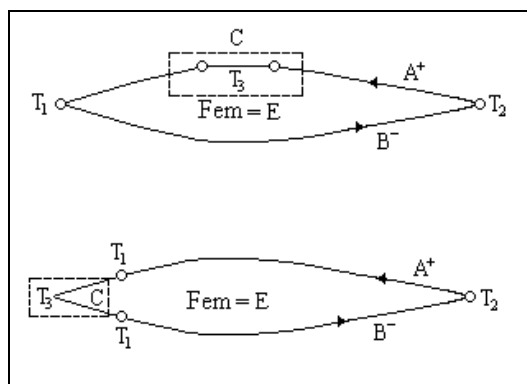


Figura B.1.2 – Representação da lei dos metais diferentes (adaptado de Benedict, 1984)

A lei das temperaturas intermediárias considera que se dois materiais distintos produzem uma força eletromotriz E_1 , quando suas junções estão a temperaturas T_1 e T_2 , e uma força eletromotriz E_2 , com as junções nas temperaturas T_2 e T_3 , a força eletromotriz E_3 gerada quando as junções estão em T_1 e T_3 será $E_1 + E_2$ (Benedict, 1984).

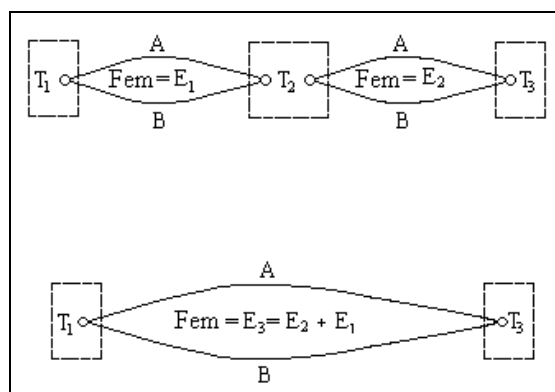


Figura B.1.3 – Representação da lei das temperaturas intermediárias (adaptado de Benedict, 1984)

Do exposto entende-se então que a leitura da temperatura não é de forma direta, mas sim resultado da diferença de temperaturas entre as junções de materiais de diferentes composições; situação que conduz a necessidade de se conhecer uma das temperaturas. A junção que estiver à temperatura conhecida é chamada junção de referência. A Figura B.1.4. representa um circuito para a junção de referência baseado em banho de gelo.

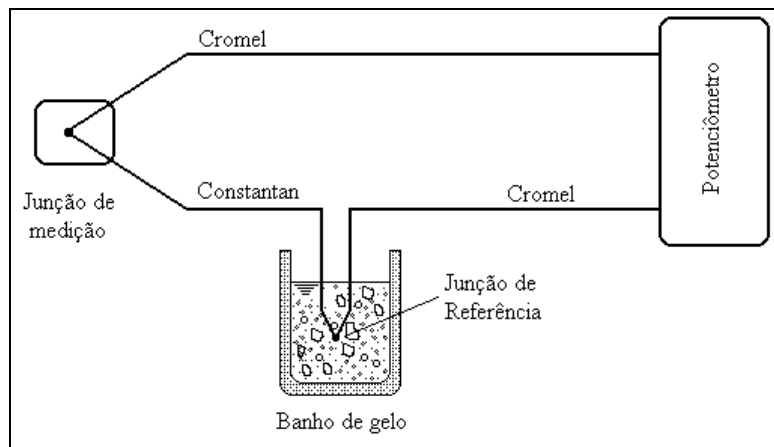


Figura B.1.4 – Circuito com junção de referência (adaptado de Figliola e Beasley, 2000)

A configuração desse circuito embora precisa nem sempre é prática. Desta forma aplica-se uma aproximação que consiste em medir a temperatura do ambiente em que a junção de referência se encontra através de um sensor e somar a tensão correspondente a essa temperatura ao sinal da junção de medição. Este procedimento é chamado de compensação de junta fria.

2 – Procedimento de calibração

Para a realização da calibração foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Béquer de vidro com água;
- Gelo moído;
- Invólucro de isopor para isolamento lateral do béquer;
- Termômetro de líquido em vidro, adotado como padrão, com incerteza de $0,1^{\circ}\text{C}$;
- Agitador magnético com aquecimento;

- Microcomputador, condicionador de sinais e placa de aquisição de dados.

O termômetro padrão foi posicionado no centro do béquer e a junção de medição dos termopares foi colocada e fixada o mais próximo possível da ponta do termômetro. Optou-se por fazer a calibração dos termopares conectados ao sistema de aquisição de dados e ao microcomputador a ser usado nos experimentos para que eventuais erros sistemáticos devido à configuração eletrônica sejam incorporados à curva de calibração. O sistema utilizado para efetuar a calibração é mostrado na Figura B.1.5.

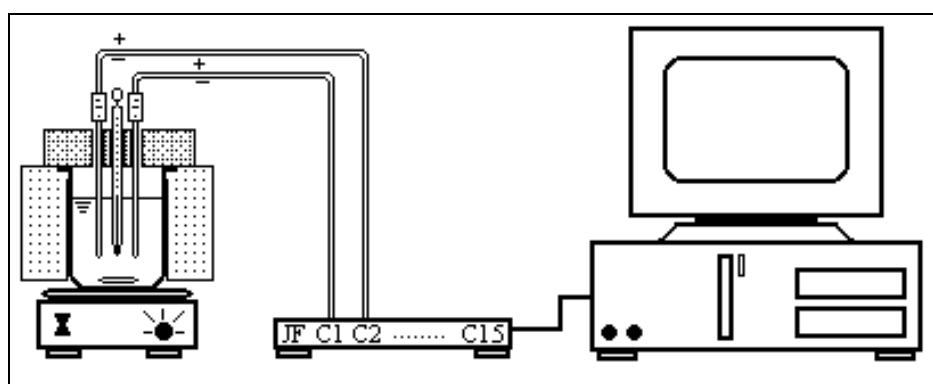


Figura B.1.5 – Sistema utilizado para calibração dos termopares tipo T

A calibração foi realizada dentro de uma estreita faixa de temperaturas, coincidente com as condições de operação. A obtenção do primeiro ponto de calibração foi sob condição de banho de gelo e o segundo ponto foi sem a presença de gelo. Os demais pontos foram obtidos retirando-se um determinado volume de água do béquer, através de uma seringa, e acrescentando igual volume de água à temperatura ambiente. Nas temperaturas acima da temperatura ambiente, que no dia da calibração estava em torno de 18°C, era ligado a resistência elétrica do agitador magnético. Quando a temperatura da água estabilizava era realizada a leitura da tensão, através do *software* AqDados. Foi registrado um valor de tensão para cada valor de temperatura lida no termômetro padrão.

A Tabela B.1.1 apresenta os resultados das temperaturas do termômetro padrão e da tensão correspondente em cada um dos canais de condicionador de sinais; sendo T_{BG} o termopar

posicionado no banho de gelo do sistema de condicionamento de gases de combustão; T_{SS} o termopar posicionado na saída do secador de gases de combustão.

Tabela B.1.1 – Resultados obtidos na calibração dos termopares tipo T

Temperatura Padrão [° C]	Tensão no canal de aquisição [V]	
	Canal 9 – T _{BG}	Canal 10 – T _{SS}
0,3	-0,88	-0,93
0,8	-0,86	-0,91
3,6	-0,75	-0,80
6,0	-0,66	-0,71
8,1	-0,58	-0,63
11,4	-0,45	-0,49
13,5	-0,36	-0,41
15,9	-0,27	-0,31
20,8	-0,07	-0,12
24,0	0,06	0,01
34,2	0,48	0,43
46,0	0,97	0,93

3 – Tratamento dos dados

Os aspectos sobre a teoria estatística aplicada ao tratamento dos resultados estão descritos em Figliola e Beasley (2000). As incertezas foram calculadas através do método da raiz quadrada da soma dos quadrados das incertezas de cada um dos elementos, que no caso de uma calibração são as incertezas devido ao padrão e à interpolação dos dados. Assim:

$$u = \sqrt{u_p^2 + (t_{\alpha,v} S_{yx})^2} \quad (\text{B.1.1})$$

onde:

u_p incerteza do padrão

$t_{\alpha, \nu}$ distribuição t-Student para uma determinada probabilidade e grau de liberdade

S_{yx} desvio padrão do ajuste

O desvio padrão do ajuste é determinado por:

$$S_{yx} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (y_i - y_{ci})^2}{\nu}} \quad (\text{B.1.2})$$

onde:

S_{yx} desvio padrão do ajuste

y_i valor obtido na calibração

y_{ci} valor obtido a partir da equação de ajuste polinomial

ν grau de liberdade do ajuste, $\nu = N - (m+1)$, sendo m o expoente polinomial

A determinação do desvio padrão do ajuste foi realizada a partir da equação de ajuste dos dados obtidos na calibração, como mostrado nas Figuras B.1.6 a B.1.8.

Na Tabela B.1.2 estão os resultados das incertezas para cada um dos termopares, considerando-se um intervalo de confiança de 95 %.

Tabela B.1.2 – Resultado da incerteza para cada um dos termopares

Termopar	T_{BG}	T_{SS}
Incerteza [°C]	0,4	0,6

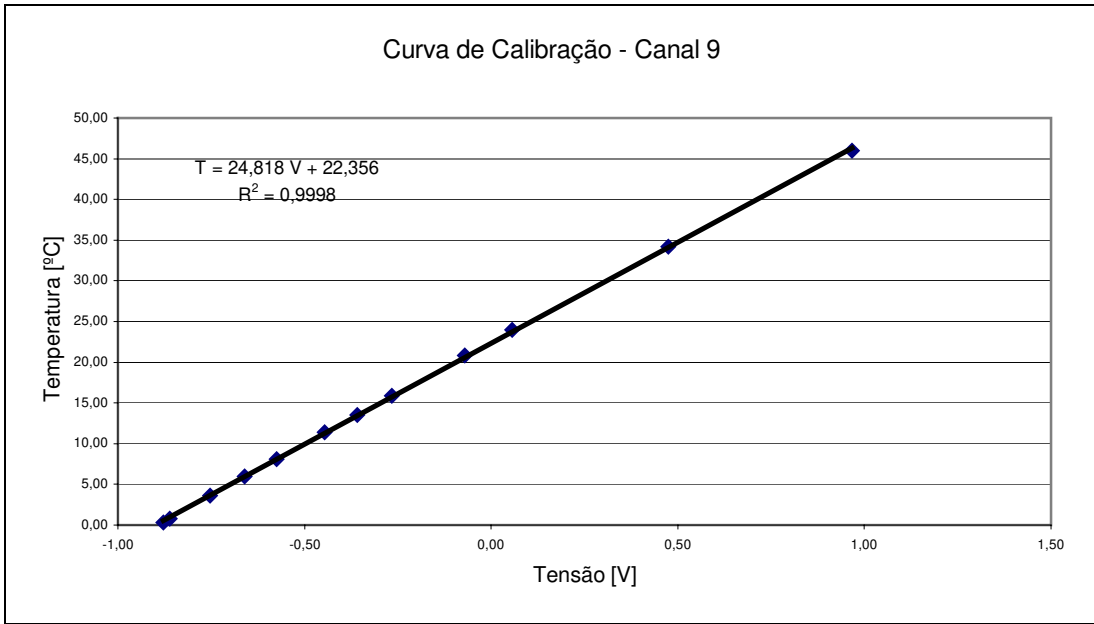


Figura B.1.6 – Curva de calibração para o canal 9 - T_{BG}

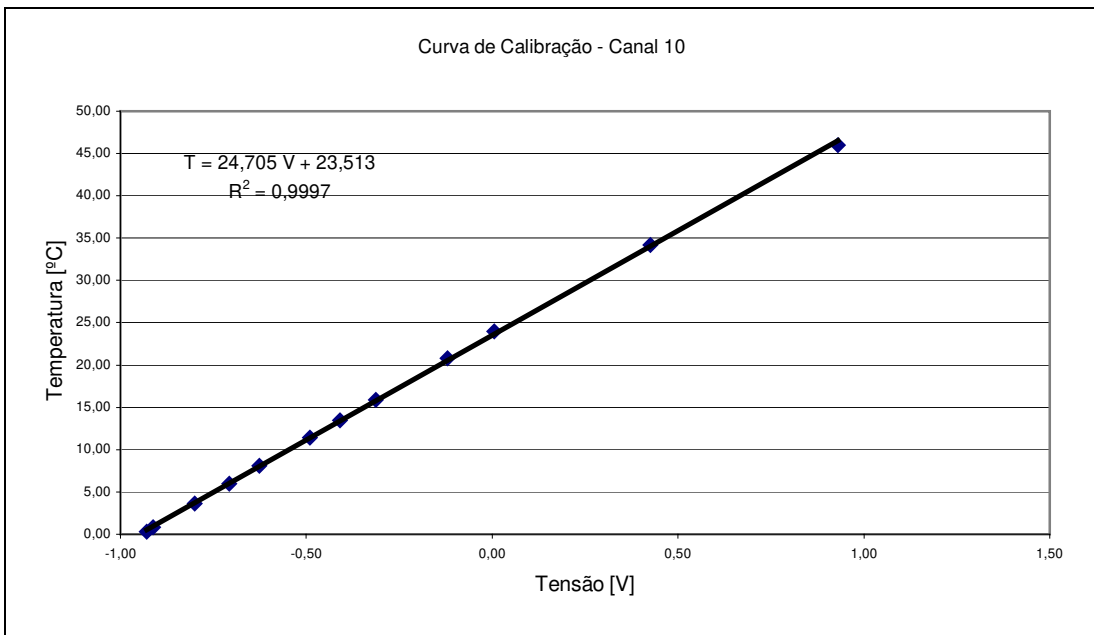


Figura B.1.7 – Curva de calibração para o canal 10 - T_{SS}

Apêndice B.2

Calibração de Transdutor de Pressão

1 – Considerações teóricas

O instrumento escolhido para medir a queda de pressão no leito fluidizado foi um transdutor de pressão do tipo capacitivo, com faixa de medição de 0–49kPa (0–5000 mmca), modelo LD 301 do fabricante Smar. O sensor capacitivo é constituído de duas câmaras, separadas do um fino diafragma de metal, e uma ou mais placas fixas de metal (Figura B.2.1). A montagem dessas placas acima ou abaixo do diafragma configura um capacitor, cuja capacitância é dependente da distância entre placa(s) e diafragma. Ao aplicar a pressão o diafragma deforma-se modificando a distância e conseqüentemente a capacitância.

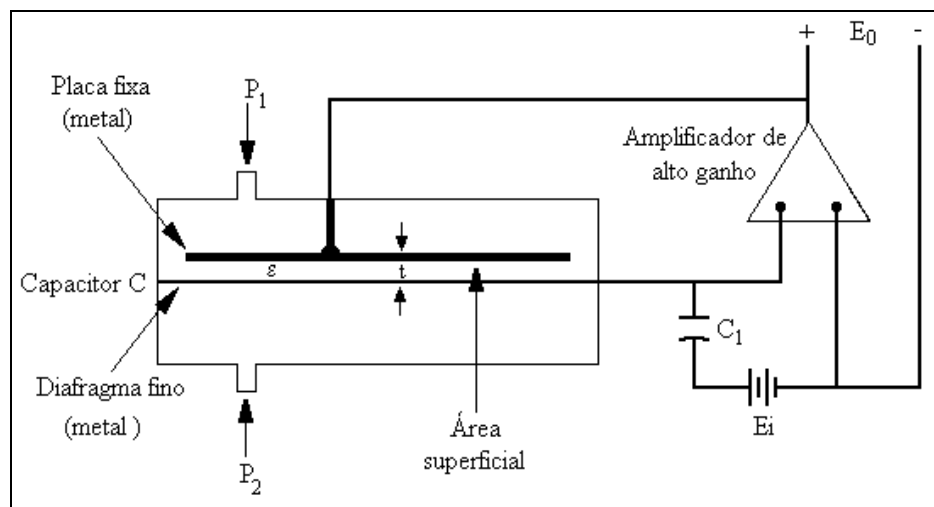


Figura B.2.1 – Transdutor de pressão do tipo capacitivo (adaptado de Figliola e Beasley, 2000)

A capacitância é determinada por:

$$C = \frac{c\epsilon A}{t} \quad (\text{B.2.1})$$

onde:

- ϵ constante dielétrica do material entre placa(s) e diafragma
- A área entre placa(s) e diafragma
- t distância entre placa(s) e diafragma
- c constante de proporcionalidade.

As principais características de um transdutor de pressão do tipo capacitivo são ampla faixa de operação, boa resposta em altas frequências, boa linearidade e resolução.

2 – Procedimento de calibração

Para a realização da calibração foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Manômetro inclinado adotado como padrão, com incerteza de 1,7mmca, conforme certificado de calibração;
- Mangueiras para interligações;
- Válvulas agulhas com diâmetro de $12,7 \times 10^{-3}$ m (1/2”);
- Linha de ar comprimido;
- Filtro regulador de pressão;
- Microcomputador, condicionador de sinais e placa de aquisição de dados.

A exemplo da calibração dos termopares, optou-se por realizar a calibração do transdutor de pressão conectado ao sistema de aquisição de dados e ao microcomputador a ser usado nos experimentos para que eventuais erros sistemáticos devido à configuração eletrônica sejam incorporados à curva de calibração. Houve a necessidade de adequação do sinal de saída de transdutor de pressão, que era em corrente, para tensão, através da inclusão em paralelo de um

resistor de precisão de 250Ω , antes do condicionador de sinais. Este fato se deu em razão da especificação do condicionador de sinais existente, que somente condiciona sinais em tensão. Esta configuração foi mantida em todos os experimentos.

O sistema utilizado para efetuar a calibração é mostrado na Figura B.2.2.

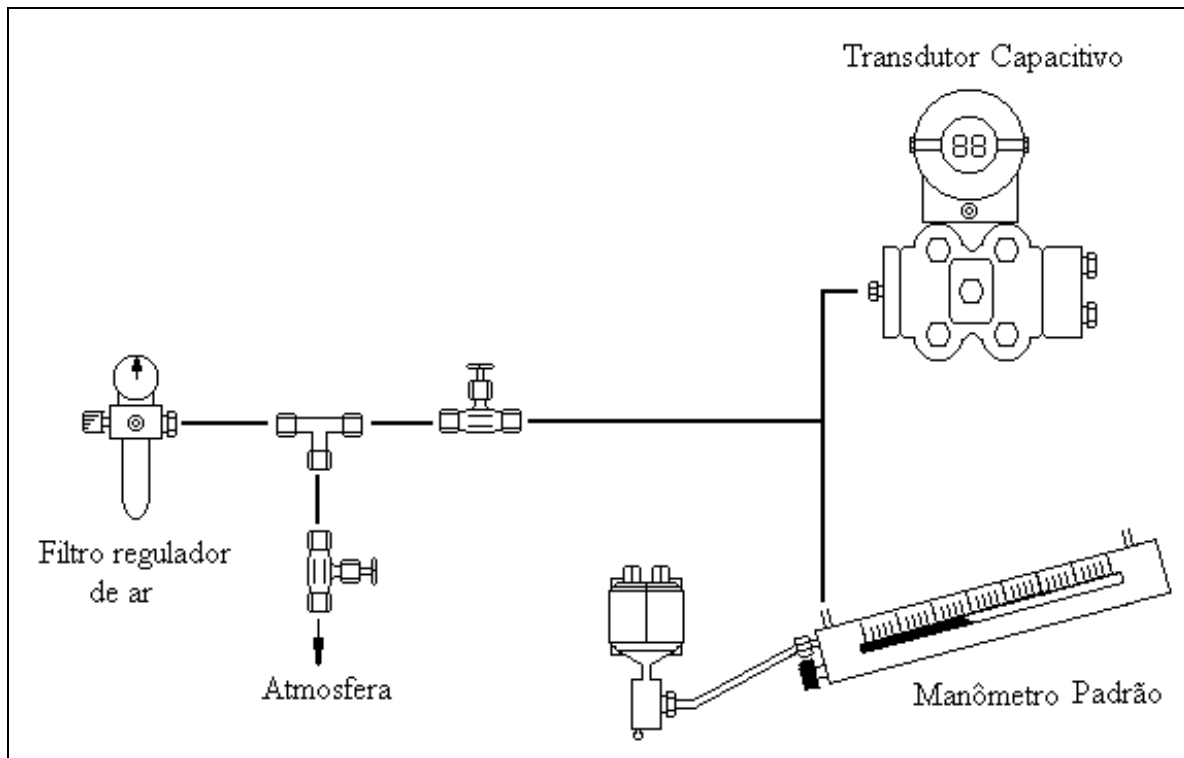


Figura B.2.2 – Sistema utilizado para calibração do transdutor de pressão

A calibração foi realizada dentro de uma estreita faixa de pressão em virtude da escala do manômetro padrão. Inicialmente o ar comprimido era regulado através do filtro regulador a uma pressão de 1kgf/cm^2 , enquanto a válvula de alívio (atmosfera) ficava aberta e a válvula para os instrumentos fechada. Essas válvulas eram posteriormente fechadas e abertas conforme o ajuste de pressão desejado. Esta configuração possibilita um ajuste fino da pressão. O transdutor de pressão foi montado em paralelo com o manômetro inclinado (padrão). As pressões foram variadas no sentido crescente e decrescente para que se verificasse a existência da histerese do instrumento. Para cada valor de pressão foram feitas 5 leituras de tensão.

A Tabela B.2.1 apresenta os resultados das pressões do manômetro padrão e da tensão correspondente no canal do condicionador de sinais.

Tabela B.2.1 – Resultados obtidos na calibração do transdutor de pressão.

Pressão Padrão [mmca]		Tensão no canal de aquisição [V]	
		Canal 7 – ΔP_L	
Crescente	Decrescente	Crescente	Decrescente
0,0	465,0	1,2158	1,6646
56,0	411,	1,2707	1,6104
99,5	358,0	1,3106	1,5594
150,0	297,0	1,3600	1,5003
203,5	265,0	1,4119	1,4694
259,0	218,0	1,4648	1,4238
302,0	173,0	1,5052	1,3810
351,5	120,0	1,5550	1,3303
404,5	76,0	1,6034	1,2890
486,5	27,0	1,6853	1,2422
x-x	0	x-x	1,2159

3 – Tratamento dos dados

A técnica aplicada no tratamento dos dados foi a mesma usada para os termopares. Desta forma, apresenta-se a Figura B.2.3 e a equação de ajuste dos dados obtidos na calibração.

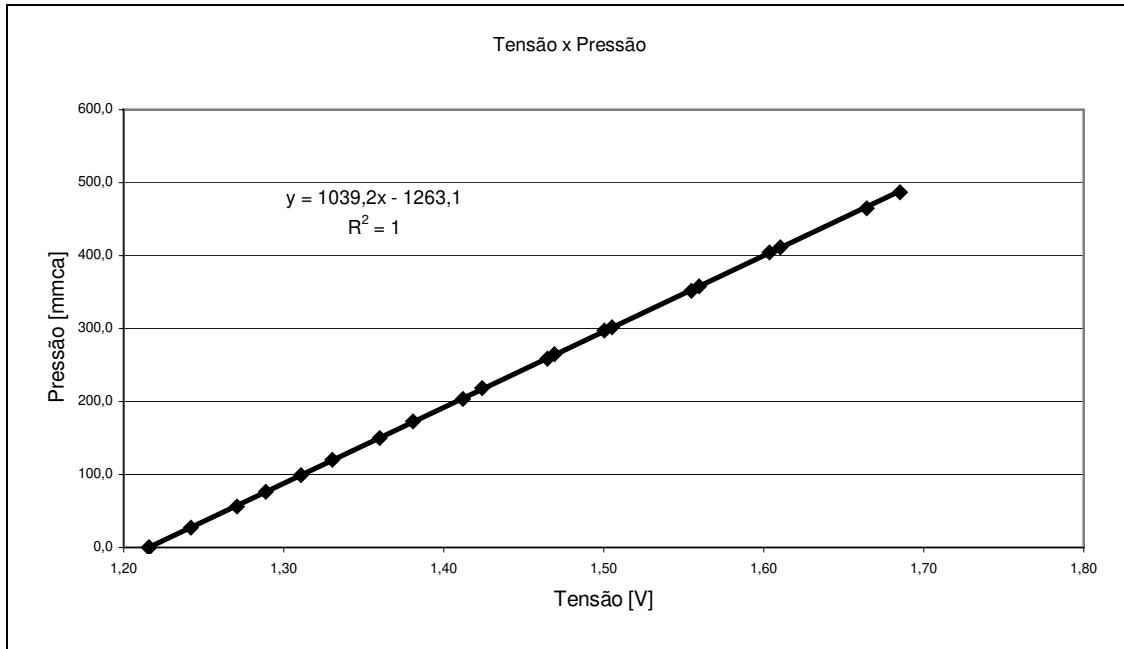


Figura B.2.3 – Curva de calibração para o transdutor de pressão.

A incerteza para o transdutor de pressão foi de 2,7mmca, considerando-se um intervalo de confiança de 95%.

A Figura B.2.4 apresenta as curvas obtidas os dados de pressão crescente e decrescente, verificando-se que a não há efeito de histerese para o transdutor utilizado.

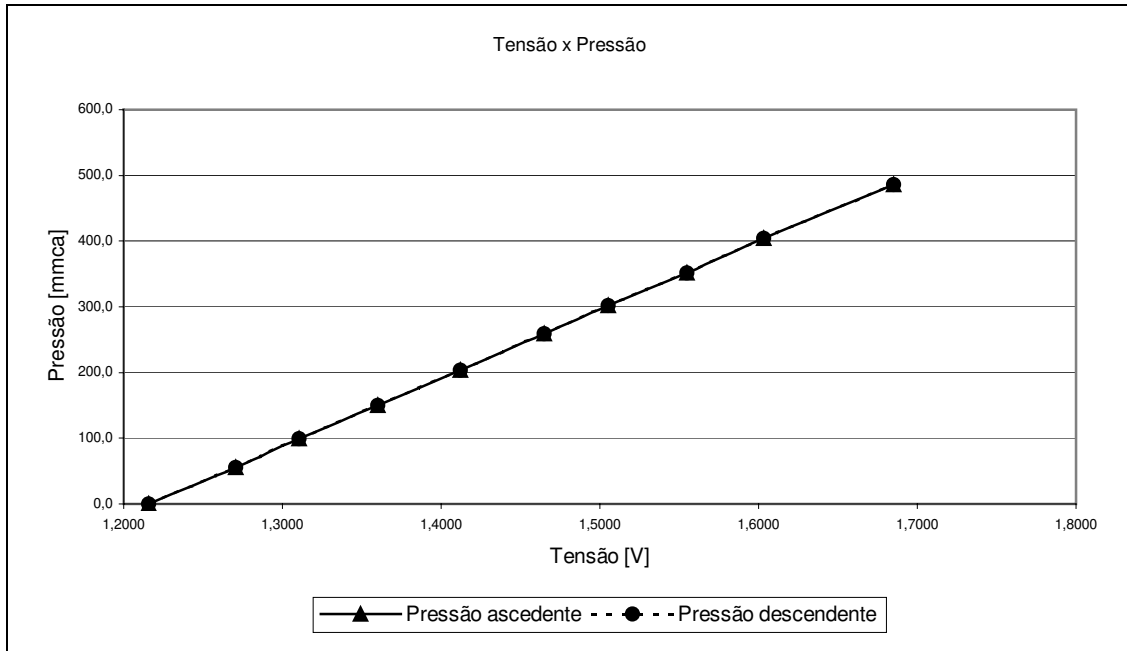


Figura B.2.4 – Curva de pressão crescente e decrescente.

Apêndice C

Equipamentos Auxiliares

Tabela C.1 – Equipamentos auxiliares e suas características

Equipamento	Fabricante / Modelo	Característica
Compressor	Roots	
Compressor radial	Ibram – CR 8	6 m ³ /min - 3700 mmca
Rotâmetro para ar	Gemu	1,5 – 15 l/s (0,5 l/s)
Rotâmetro para GLP	Gemu	100 – 1200 NI/h (50NI/h)
Computador PC	Acer	Pentium 133 MHz
Placa de aquisição de dados	Lynx – CAD – 12/32	32 canais
Condicionador de sinais	Lynx – MCS 1000	Alim.: ± 12V – Saída: 5V
Balança	Filizola – ID 1500	± 0,02 kg
Cronômetro	Casio	
Termopares	Ecil	Cromel/alumel Cobre/constantan
Variador de frequência	Motovar	
Analizador de gás	Cromatógrafo	
Bomba de vácuo	Motorex	Vácuo máximo: 26 mmHg
Bolsas para acondicionamento de gases	Cole-Parmer	Material Tedlar
Analizador de hidrocarbonetos totais	Baseline – 8800 B	Ionização de chama
Analizador de monóxido de carbono	Madur -	

Apêndice D

Artigo Publicado

O artigo produzido foi publicado no 18th Internacional Congress of Mechanical Engineering – COBEM 2005.

EXPERIMENTAL STUDY OF THERMAL REGENERATION OF FOUNDRY SAND IN A FLUIDIZED BED INCINERATOR

Júlio César Dainezi de Oliveira

Faculty of Mechanical Engineering, University of Campinas – UNICAMP
P.O.Box 6122 - CEP 13083-970 - Campinas, SP - Brazil
dainezi@fem.unicamp.br

Arai Augusta Bernárdez Pécora

Faculty of Mechanical Engineering, University of Campinas – UNICAMP
P.O.Box 6122 - CEP 13083-970 - Campinas, SP - Brazil
arai@fem.unicamp.br

Abstract. Successive cost increases in industrial solid waste disposal has caused the increasing necessity of foundry sand regeneration. Such fact had induced to new process development for sand regeneration in foundry industries, in order to reuse it. Among the sand regeneration processes there is the thermal treatment in fluidized beds that requires further investigations concerning process control and optimization. Sand regeneration for chemically bonded sand consists basically on the remotion of the organic compound used as a binder at core making process. The present work shows an experimental analysis of the thermal regeneration process of foundry sand in a fluidized bed combustor through the determination of solid properties before and after the incineration process and comparing with the new sand properties. The experimental system consists of a fluidized bed combustor where the temperature is maintained at 750°C by burning liquefied petroleum gas. Tests were done at steady state condition, with chemically bonded sand containing about 5% of organic compounds. Results showed that the reclaimed sand presented the necessary properties for its reutilization.

Keywords: fluidized bed incineration, thermal regeneration, foundry sand, reclaimed sand, core sand

1. Introduction

Foundry industries are developing new processes for treatment and recycling core sand due to the increasingly disposal costs in industrial waste landfills. There is an increasing concern in this industrial sector that minimizing the amount of waste produced and reducing its hazardous degree with new methods of foundry sand regeneration are of great interest for the industry and for the environment. According to the Brazilian Association of Foundry (ABIFA) – Environment Commission (1999), the amount of sand disposed by foundry industry are around 1 million ton/year.

The classification of foundry sand, as an industrial waste, generates conflicts between the foundry industries and inspection and regulation organizations. According to McCombe (1996) there are interests from the foundry industry to classify the sand as an inert material, resulting in lower costs of handling and disposal. However, there are two possible sources of contamination, which would classify foundry sand hazardous waste. Resins from bonding system that can contain organic or inorganic compounds, such as phenol and sodium silicate and the presence of heavy metals produced during pouring stage.

Financial questions can be the principal reason for implementing a treatment system of foundry sand produced in excess by the industry. In the São Paulo State the cost for disposal of hazardous waste is up to R\$180.00/t (Mariotto, 2000).

Technical, economical and environmental questions shall be considered when deciding for a treatment process of the excesses of foundry sand. For example, type of sand, characteristics of the bonding, environmental regulations and types of casting parts produced (Lewandowski *et al.*, 1996).

Hayes (1993) presented a study which summarizes the type of treatment more adequate to the type of resin, organic or inorganic, and Diehl (1998) presented a guide which helps to choose the better treatment system taking account the type of bonded material in sand; the type and complexity of the equipment for treatment and the level of purity of the sand to be treated.

Fluidized bed is a developed and successful technology for incineration of hazardous wastes; however, in the scientific literature there are few studies related with treatment and recycling of foundry sand. Nowadays there are commercially operational equipment which demonstrates that such systems are efficient. However, according to Lewandowski *et al.* (1996) while laboratory tests resulted successful, in most cases, when scaled-up for an industrial scale, they can present some deficiencies not mentioned before.

This study intends to evaluate the thermal incineration of foundry sand in fluidized bed equipment using liquefied petroleum gas (LPG) as combustible. The choice for a fluidized bed incinerator is related to the presence of organic bending wastes, which can only be retreated from the sand surface by thermal process (Ellinghaus *et al.*, 1998).

Cobett (2002) listed important physical and chemical properties of foundry sand, which shall be controlled or monitored in order to guarantee commercial and technical acceptance. The properties are: grain shape; size distribution; thinness index; permeability; density; thermal expansion coefficient; chemical composition; loss on ignition; pH and fusion point.

In this paper, experimental results for foundry sand are presented (grain size, size distribution, density, shape factor, moisture content) and tensile strength tests for disposed sand from thermal process in a fluidized bed incinerator. Organic resin-bonded sand was provided by a foundry industry located around Campinas in the state of São Paulo. We compared physical and chemical properties of core sand, new sand and reclaimed sand, in order to obtain more information about the fluidized bed incineration process.

2. Experimental System

The experimental system is shown in Fig. 1, which consists basically of a bin containing chemically bonded-sand particles (1); screw feeder (2); fluidized bed combustor (3); cyclone (4); conic valve (5); fluidized bed heat exchanger (6); and data acquisition system (7).

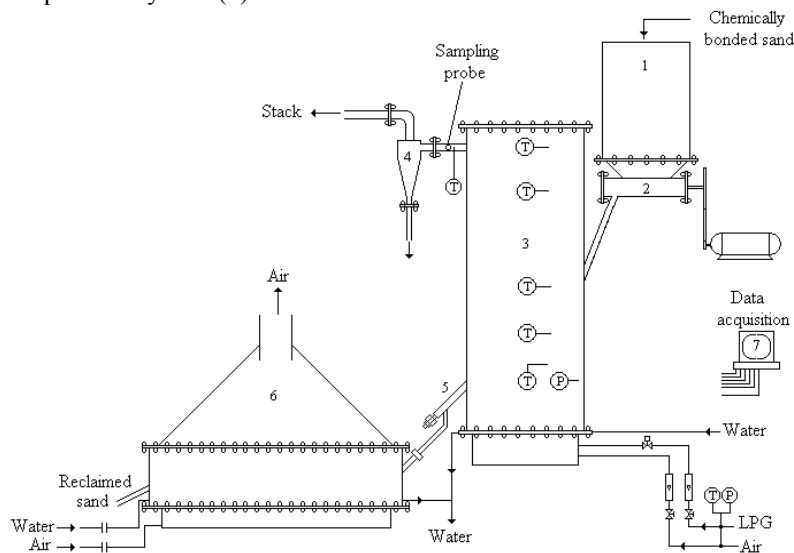


Figure 1. Flow diagram of the experimental setup

Measures were conducted at steady state regime for fixed gas and solid mass flow rates. The fluidized bed temperature was maintained at 750°C. The combustor (0.900m height and 0.310m internal diameter) has a distributor plate cooled by water. The combustible was liquefied petroleum gas (LPG) introduced inside the combustor through 19 tuyere injectors. More information regarding the experimental setup can be found in Galvani (1991).

The solid material inside the fluidized bed was controlled by pressure measurements. The sand particles flow rate was controlled by the screw feeder and by the conical valve at the combustor solid outlet. Gas emissions measurements (CO e CO₂) were made in order to control the combustion process and they are not analyzed at the present work.

The foundry sand was provided by a foundry industry located around Campinas as waste core not used at the pouring process, with 5% of organic resin in composition. After a comminuting process, sand particles presenting Sauter mean diameter around 170µm were feed inside the bin. Measures on size distribution, pH, loss on ignition, moisture content, density and shape factor were made for the new sand, core sand and reclaimed sand. It was also made test bar from the reclaimed sand in order to verify the mechanical properties at the industrial operation conditions.

3. Methodology

3.1. Foundry sand characterization

In this work the regenerated sand quality was evaluated by analysis of its characteristics, before and after regeneration, and comparing with characteristics of new sand. Sand from two different points of the casting process of an industry located around Campinas were characterized and denominated as follow:

- New sand: base sand or sand from mining;
- Waste core sand: core bonded with organic resin, which had been disposed before the pouring process due to non-conformity problems.

The particles size distribution of core sand after the comminuting process was determined by sieving analysis. Procedure for the test is in agreement with Brazilian Foundry Association – Commission of Raw Material Study (ABIFA – CEMP – 081). Mean particle diameter (d_p) was calculated by Sauter method, Eq. (1) (Kunii and Levenspiel, 1991).

$$\bar{d}_p = \frac{1}{\sum_i \frac{x_i}{d_{p_i}}} \quad (1)$$

Where x_i is the mass fraction of solid particles with diameter d_{p_i} .

Graphically, mean particle diameter distribution of foundry sand was expressed by a function of mass fraction retained in each sieve. Thinness index (M), used by Foundry Industries to evaluate size distribution, was calculated according procedure described by Mariotto (2000):

$$M = \frac{\sum (m_i * AFS_i)}{\sum m_i} \quad (2)$$

Where m_i is the amount of material retained in the ‘i’ sieve and AFS_i represents a randomly coefficient defined for each size distribution range by American Foundrymen’s Society (Zanetti and Fiore, 2002).

An important parameter is the density of sand used to specify fluidization conditions. In this study density was evaluated through a picnometer.

Grain shape of sand particles was obtained by scanning electronic microscopy (SEM). Test results, specifically shape factor and presence of bonding material on the grain surface, provided qualitative information to characterize the studied foundry sand.

Particle shape factor was estimated following procedure proposed by Peçanha and Massarani (1986). This procedure considers the ratio of inscribed (d_{ins}) and circumscribed (d_{circ}) diameter of particles visualized in the micrographies, according Eq. (3), which provides errors up to 7%, as commented by the authors.

$$\phi = \frac{d_{ins}}{d_{circ}} \quad (3)$$

The content of moisture in samples of sand was evaluated by methodology from *American Society for Testing and Materials* – ASTM, procedures D 3173 to D 3175 (1988).

3.2. Loss on ignition (LOI)

Loss on ignition (LOI) was evaluated in an oven with temperature between 900 and 980°C during 2 hours. It was used approximately 1 gram of dried material. The applied methodology was in agreement with recommendation of Brazilian Foundry Association – Commission of Raw Material Study (ABIFA – CEMP – 120). Loss on ignition test can be used as an indicator of destruction efficiency of phenolic resin, according expression proposed by Mariotto (2000). This expression compares loss on ignition test results from waste and reclaimed sand:

$$LOI = \left[\frac{(LOI_w - LOI_r)}{LOI_w} \right] * 100 \quad [\%] \quad (4)$$

Sub-indexes w and r correspond to waste and reclaimed sand, respectively.

3.3. pH

The pH tests were used to evaluate chemical behavior of sand, indicating if acid or alkaline. pH values can indicate the presence of soluble ions of H^+ and OH^- , such ions can react with components of phenolic resins causing different results. pH tests followed methodology recommended by Brazilian Foundry Association – Commission of Raw Material Study (ABIFA – CEMP – 121).

3.4. Tensile Strength

Mechanical properties of regenerated sand were evaluated by tensile strength tests in standard samples. A mixture of 4.2 kg of reclaimed sand with 0.6% of resin in sand weight had been prepared in a powder mixer. Resins were mixed with sand, separately; the first resin added to the mixture was the phenolic resin, 102 seconds after beginning of mixing process, a compound of polymeric isocyanate were added and mixed for more 102 seconds. The standard mixture was used to manufacturing the samples; in this stage a catalyser was added to promote reactions to cure resins. The process of adding catalyst to the mixture is defined as gas cured process.

Samples made from the standard mixture were manufactured during different intervals of time. The following tests were evaluated in each sample: shelf life; tensile strength after 24 hours; tensile strength after 24 hours in a wet chamber and; bench life. Each one of the tests had a specific objective:

- Shelf life test: it consists of samples breaking just after gas cured system. This test simulates the core extraction from the machine and its handling;
- Tensile strength after 24 hours and after 24 hours in a wet chamber tests: it consists of samples breaking which had been storied in laboratory for a period of 24 hours after gas cured system. This test simulates the core storage before use. The wet chamber represents the condition for tensile strength in an atmosphere with high quantity of moisture.
- Bench life: this test predicts the limit of time in which a standard mixture of sand can be handling, before gas cured process and without significant losses of its mechanical properties.

Testing methodology for determination of moisture, loss on ignition, pH and tensile strength were conducted in the laboratory of the Company which supplied sand to this study.

4. Results

4.1. Particle size distribution

Tables 1 and 2 show particle size distribution of new sand and reclaimed sand in the thermal process, respectively. Values of coefficients that were used to calculate the thickness index are presented. Figure 2 presents sieving data of new and reclaimed sand. Results show that there is no significant difference between the mean diameters of these materials. So, we can predict no significant changes on fluid dynamic behavior of the fluidized bed incinerator, such as minimum fluidization velocity.

Table 1. Particle size distribution for new sand

Aperture [mesh]	Aperture [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficient AFS_i	x_i/dp_i	$m_i * AFS_i$
30	0.590	0.715	0.00	0.00	20	0.00	0.00
40	0.420	0.505	0.22	0.43	30	0.01	6.48
50	0.297	0.359	0.96	1.92	40	0.05	38.29
70	0.210	0.254	8.12	16.27	50	0.64	406.05
100	0.149	0.180	27.90	55.90	70	3.11	1952.77
140	0.105	0.127	10.53	21.10	100	1.62	1052.93
200	0.075	0.090	2.07	4.14	140	0.46	289.43
270	0.053	0.064	0.11	0.23	200	0.04	22.53
fundo	fundo	0.027	0.00	0.00	300	0.00	0.00
Σ	-	-	49.90	1.00	-	5.98	3768.48
Thinness index, M [%]				75.52			
Fines concentration [%]				4.37			
Granulometric concentration [%]				93.28			
Mean particles diameter [mm]				0.167			

Table 2. Particle size distribution for reclaimed sand

Aperture [mesh]	Aperture [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficient AFS_i	x_i/dp_i	$m_i * AFS_i$
30	0.590	0.715	0.00	0.00	20	0.00	0.00
40	0.420	0.505	0.10	0.21	30	0.00	6.15
50	0.297	0.359	0.52	1.05	40	0.03	41.81
70	0.210	0.254	6.13	12.32	50	0.49	615.93
100	0.149	0.180	29.04	58.38	70	3.25	4086.36
140	0.105	0.127	12.26	24.65	100	1.94	2464.52
200	0.075	0.090	1.68	3.38	140	0.38	473.65
270	0.053	0.064	0.01	0.03	200	0.00	5.23
fundo	fundo	0.027	0.00	0.00	300	0.00	0.00
Σ	-	-		100	-	6.09	7693.64
Thinness index, M [%]				76.94			
Fines concentration [%]				3.41			
Granulometric concentration [%]				95.34			
Mean particles diameter [mm]				0.164			

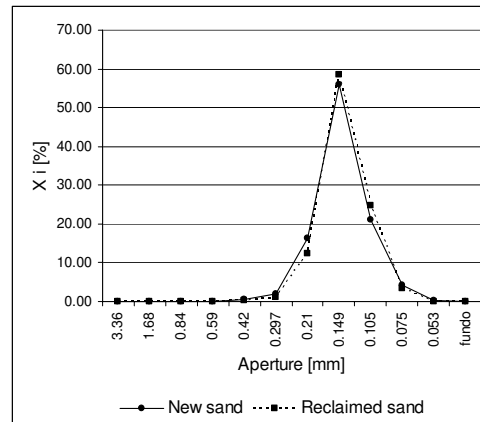


Figure 2. Particle size distribution for new and reclaimed sand

It was verified that reclaimed sand has the same classification of new sand with regard to thinness index, AFS, both in the range of 70 and 80. According to Tilch (1997) one of the problems related with reuse of waste sand is the great quantity of very fine particles, typical characteristic of mechanical recovery. Reduction in the amount of very fine particles brings economical advantages, because of the lower consumption of bonding resin due to specific surface area reduction (Mankosa et al., 1997). Another observation is that regenerated sand is slightly more homogeneous than new sand, because it presents particle concentration in a narrow range of diameters, although this difference is not significant.

4.2. Morfology

One of the objectives of this study is to give back natural characteristics to the waste sand, making possible its reutilization by the process of manufacturing new cores, in substitution of new sand. According to Leidel (1994) the objective of foundry sand regeneration is reestablishing the initial condition of grain surface. This reestablishment can be defined as the efficiency of regeneration system. SEM analysis is an useful equipment used to evaluate regeneration efficiency. Micrographies are used to evaluate superficial aspects of grain surface. Fig. 3(a) to (c) show thermal capacity of sand regeneration. It can be observed in Fig. 3(a) that phenolic resin layer and bonding among grains, after milling process of disposed cores, showing that, mechanical treatment does not guarantee complete withdraw of resin from the grain surface, indicating that mechanical recovery of foundry sand is not an efficient process.

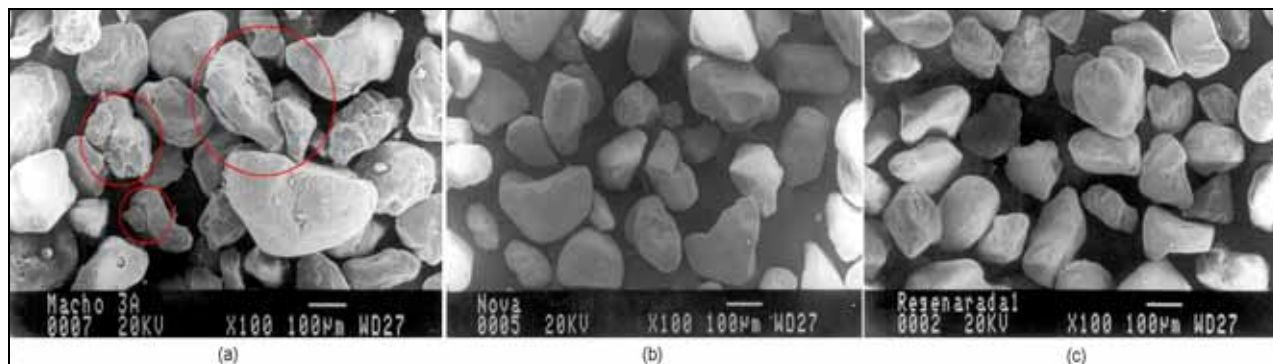


Figure 3. Foundry sand particles (a) waste sand (b) new sand (c) reclaimed sand

It was observed that reclaimed sand presents a rounded surface when compared with new sand; inducing to lower consumption of resin, because of the surface area reduction (Philbin, 1995). Heat treatment and milling process do not increase porosity or cracks of grains although there are several particles impacts in these processes. Porosity and cracks could increase the resin and catalyst consumption, as observed by Magnani *et al.* (1998).

4.3. Loss on ignition, pH, moisture, density and shape factor

Results from analytical tests are presented in Tab. 3. Tests were evaluated in the Laboratories of the Foundry Industry which supplied sand for the tests. Results obtained from Eq. (3) for the particle shape factor are also presented. Tests were evaluated according to the methodology described before.

Table 3. Results of the analytical tests

	pH [-]	LOI [%]	moisture content [%]	density [kg/m ³]	shape factor [-]
New sand	6.5 a 7.5	0.07	0	2717	0.589
Waste core sand	-	1.72	-	-	0.630
Reclaimed sand	6.7	0.14	0.007%	2774	0.734

PH test results are important in the evaluation of sand compatibility with applied resins. Reclaimed sand is acceptable depending of pH results, which shall be in the specified range defined by industry which will use it. There is not an ideal value for new or regenerated sand pH, nevertheless, according to Ziegler (1994), a value of 7.0 (neutral) for pH is compatible with the most agglomeration systems. Blackburn (1997) analyzed the pH of thermally regenerated sand with different temperatures and compared with the pH of new sand. Results showed an increase in pH value with operation temperature, from pH values of 4.4 (new sand) to 8.0 (regenerated sand at 800 °C). This increment in pH value, according to the author, is essential in the moment of sand reuse.

Shape factor calculations confirm qualitative results from SEM analysis. An increase was observed on the sand sphericity due to mechanical and thermal treatments.

Comparing thermal regenerated and new sands, the first ones present values of loss on ignition equal or lower than the last ones. Analyzing the loss on ignition values we can estimate the efficiency of regeneration in a fluidized bed, according Eq. (4). The efficiency of regeneration in a fluidized bed with temperature of 750°C was 92%.

Loss on ignition values on Tab. 3 of waste core sand show that comminution process alone can not remove the resin layer around sand grains. Comminution process can only to brake up sand lumps. For this sand a significant reduction was observed on the value of loss on ignition after incineration in fluidized bed.

High moisture content is responsible for problems in the mixture process of resins. According to Ziegler (1994) foundry industries request moisture content less than 0.1%. Moisture content after heat treatment presented moisture content of 0.007%. Peixoto and Guesser (2003) obtained a value of 0.01% of moisture content for thermally regenerated sand.

4.4. Tensile strenght tests of cores

Figure 4 presents the results of tensile strength tests. We can see that samples made from new sand and from reclaimed sand showed tensile strength values greater than the minimum specified by the process and requested by the industry. Shelf life results from reclaimed sand are greater than results for new sand. Viana (2003) found similar behavior for shelf life test in a study about thermal regeneration in a rotary oven. This result indicates that reclaimed sand allows the production of cores with good tensile strength to be handled after the manufacturing process.

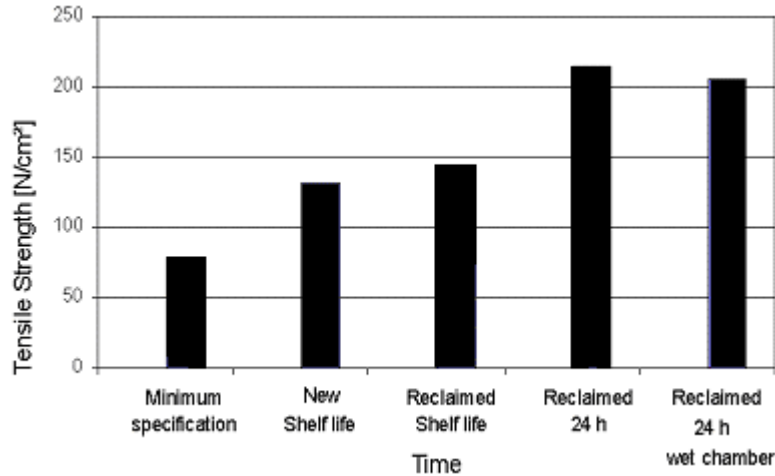


Figure 4. Tensile strength results

We can presume that greater values for core strength are related with particle size diameter distribution of regenerated sand. Particles with lower content of fines and greater concentration of particle size diameter distribution demand lower consumption of resins because of few quantities of interstices among grains. Additional tests with greater concentration of resins with different values from the present study could confirm this statement, in such a way to have cores with tensile strength values according to requested by industry, resulting in lower consumption of organic resin. Bauch (1990) obtained similar shelf life results using reclaimed sand with 10% less organic resins than standard mixture, indicating that core manufacturing with reclaimed sand can be done with lower consumption of resin.

Tensile strength results after 24 hours (in dry and wet chamber) show that samples made from reclaimed sand present greater values than shelf life results and also presents greater values than the minimum specified by industry. According to Ellinghaus *et al.* (1998) the values for tensile strength after 24 hours have a normal tendency for reduction, nevertheless, different behavior was observed as showed in Fig. 4. Results presented by Stahl (1994) are in agreement with the present study, but the author had not presented an explanation for this fact. We believe that this behavior is related to chemical reactions with resins, but further studies are necessary.

Figure 5 presents results of bench life for reclaimed sand, new sand and minimum tensile strength necessary for industrial process. It was observed that reclaimed sand presents the same behavior of new sand, with reduction of tensile strength, after mixture preparation. This reduction in tensile strength is more accentuated on the first 30 minutes after organic resin addition and mixture. This result is in agreement with literature, according Diehl (1998) and Peixoto and Guesser (2003). Results obtained are in the acceptance range, always beyond minimum limit requested by industry, indicating that thermally regenerated sand in fluidized bed is a successful process for foundry industry.

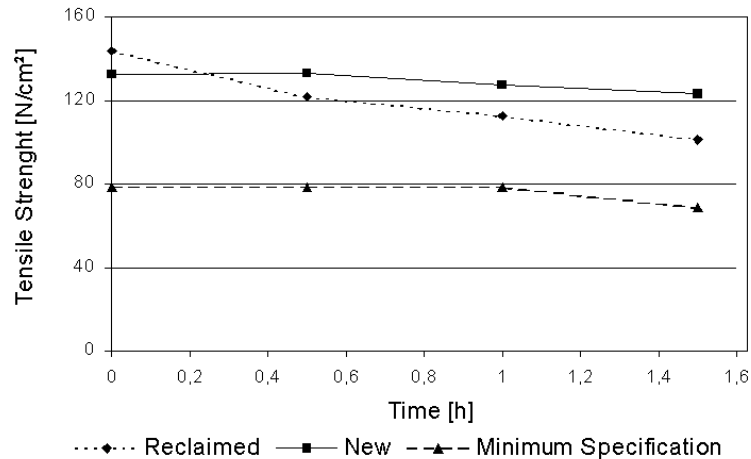


Figure 5. Bench life results

5. Conclusions

The main objective of this work was to analyze sand properties after thermal processing of waste foundry sand in a fluidized bed incinerator in order to verify their influence in the core process. Conclusions can be resumed as follow:

- There was not a significant variation between densities of new and reclaimed sand;
- Both comminution and incineration processes affect grain shape, modifying particle sphericity. Greater rounding of grain sand was observed after each one of these process;
- Physical processes, like comminution, were not enough to promote the withdraw of resin layer from sand grain;
- A significant change was not observed on the mean particle diameter after comminution and after incineration processes of reclaimed sand, when compared with new sand;
- The pH of reclaimed sand was not modified by heat treatment;
- Reclaimed sand presented better results than new sand for shelf life and tensile strength after 24 hours (for dry and wet chamber);
- Bench life results showed that reclaimed sand presented a more accentuated tensile strength reduction on the first 30 minutes after mixture preparation; however the results were good enough for industry.

The obtained results are considered initials, but they provide important parameters that can indicate thermal regeneration of core sand as an efficient method for sand reuse. Further research about the studied treatment is important in order to obtain information about volatile organic compounds (VOCs) emissions and gas-solid suspension fluid-dynamics as a function of operational factors. On top of this information, an economical analysis of the process is necessary, for evaluation of the industrial feasibility of fluidized bed incineration of core sand.

6. Acknowledgements

The financial support of FAPESP (process 00/06204-7) is acknowledged.

7. References

- ABIFA – Associação Brasileira de Fundição, - Comissão de Meio Ambiente, 1999, “Manual de Regeneração e Reuso de Areias de Fundição”.
- _____. Comissão de Matéria-Prima – CEMP., 1997, “Determinação da Distribuição Granulométrica e Módulo de Finura – 081”, São Paulo.
- _____. Comissão de Matéria-Prima – CEMP., 1997, “Determinação da Perda ao Fogo – 120”, São Paulo.
- _____. Comissão de Matéria-Prima – CEMP., 1997, “Determinação do pH – 121”, São Paulo.
- ASTM – American Society for Testing and Materials, 1988, “Standart Test Method for Moisture in the Analysis Sample of Coal and Coke – Designation D 3173”, pp.1-2, Philadelphia.

- _____, 1988, “Standart Test Method for Ash in the Analysis Sample of Coal and Coke – Designation D 3174”, pp.1-2, Philadelphia.
- Bauch, G., 1990, “Four years’ Experience with a Mechanical-Thermal-Pneumatic Reclamation System”, In: British Cast Iron Research Association International Conference.
- Blackburn, C., 1997, “Recuperação Elimina Problemas com Descarte das Areias de Fundição”, *Fundição e Serviços*, Vol.49, pp. 30-37.
- Cobett, T., 2002, “The ABCs of Green Sand”, *Foundry Management & Technology*, Vol.130, No. 4, pp. 24-39.
- Diehl, M. D., 1998, “Planejamento da Regeneração de Areias de Fundição”, *Metalurgia & Materiais*, Vol.54, No. 475, pp. 188-193.
- Ellinghaus, W. *et al.*, 1998, “Regeneração e Reutilização da Areia de Macho não Utilizada no Vazamento”, *Fundição e Serviços*, pp. 14-30.
- Galvani, R., 1991, “Transferência de Calor de Corpos Imersos em Leito Fluidizado Borbulhante em Alta Temperatura”, 105 pp. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- Hayes, R.A, 1993, “Reclaiming Chemically Bonded Sands: A Technology Review”, *Modern Casting*, pp. 37-39.
- Leidel, D.S, 1994, “The Influence of Sand and Binders on Reclaim ability”, *Foundry Trade Journal*, pp.384-387.
- Lewandowski, J. L.; Holtzer, M.; Dákon, J., 1996, “The technological, Economical and Ecological Factors Determining The Proper Choice of a Reclamation Process of Used Sand”, *Metallurgy and Foundry Engineering*, Vol.22, No. 1, pp. 73-81.
- Kunni, D. and Levenspiel, O., 1991, “Fluidization Engineering”, 2º Ed. John Wiley & Sons, New York, 491 p.
- Magnani, R. A. *et al.*, 1998, “Processos de Reciclagem Recuperam Areia de Fundição”, *Fundição e Serviços*, No. 69, pp. 46-59.
- Mankosa, M.J.; Carver, R. and Venkatraman, P., 1997, “Processing Techniques Used to Recover Secondary Materials”, *Mining Engineering*, pp. 46-51.
- Mariotto, C.L., 2000, “Regeneração de Areias de Fundição”, In: Seminário Nacional Sobre Reuso/Reciclagem De Resíduos Sólidos Industriais, São Paulo. Anais Resíduos Industriais. São Paulo, pp. 1-18, 1 CD.
- McCombe, C., 1996, “Sand Reclamation”, *Foundry International*, pp.130-136.
- Peçanha, R.P. and Massarani, G., 1986, “Dimensão Característica e Forma de Partículas”, *Anais do XIV Congresso Brasileiro de Sistemas Particulados*, pp. 302-312.
- Peixoto, F. and Guesser, W.L., 2003, “Reutilização de Areia Regenerada Termicamente”, In: Congresso Nacional De Fundição, 11, São Paulo. Anais do CONAF/FENAF. São Paulo: Associação Brasileira de Fundição, 2003. 1 CD.
- Philbin, M.L., 1995, “Sand Reclamation 1995: Is It Time for Your Foundry?”, *Modern Casting*, pp.25-29
- Stahl, L., 1994, “General Motors Powertrain Casting Operations”, In: British Cast Iron Research Association International Conference.
- Tilch, W., 1997, “Uma Avaliação Integrada da Regeneração do Material de Moldagem”, *Fundição e Serviços*, pp.16-36.
- Viana, A.R., 2003, “Experiência na Metso Minerals Regeneração Térmica de Areia Aglomerada com Resina Fenólica Uretânica”, In: Seminário De Fundição, 4, Volta Redonda. Anais do Congresso. Volta Redonda: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2003.
- Zanetti, M.C., and Fiore, S., 2002, “Foundry Processes: The Recovery of Green Moulding Sands for Core Operations”, *Resources, Conservation & Recycling*. Vol.38, pp. 243-254.
- Ziegler, M. J., 1994, “Foundry Sand Basics – A quick reference guide to the most fundamental, and most used – foundry consumable product”, *Foundry Management e Technology*, pp. 25-29.

8. Responsibility notice

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.

Apêndice E

Análise de Incerteza Experimental

O cálculo da incerteza experimental na determinação da descarga de sólidos através da válvula foi realizado segundo Holman (1994). A descarga de sólidos é determinada por:

$$\dot{M}_s = \frac{M_s}{t} \quad (\text{E.1})$$

Logo, o cálculo do erro relativo no cálculo de \dot{M}_s é obtido por:

$$w_{\dot{M}_s} = \pm \sqrt{\left[\left(\frac{\partial \dot{M}_s}{\partial M_s} \right) w_{M_s} \right]^2 + \left[\left(\frac{\partial \dot{M}_s}{\partial t} \right) w_t \right]^2} \quad (\text{E.2})$$

onde,

$$\frac{\partial \dot{M}_s}{\partial M_s} = \frac{1}{t} \quad (\text{E.3})$$

$$\frac{\partial \dot{M}_s}{\partial t} = \frac{-M_s}{t^2} \quad (\text{E.4})$$

sendo que

$$w_{ms} = \pm 2 \times 10^{-2} \text{ kg}$$

$$w_t = \pm 0,2 \text{ s}$$

$$w_{\dot{M}_s} = \pm \sqrt{\left[\left(\frac{1}{t}\right)2 \times 10^{-2}\right]^2 + \left[\left(\frac{-M_s}{t^2}\right)5,56 \times 10^{-3}\right]^2} \quad [\text{kg/h}] \quad (\text{II.5})$$

Nos testes realizados neste trabalho a incerteza experimental no cálculo da descarga de sólidos particulados variou entre 0,32 e 0,47 kg/h.

Apêndice F

Tabelas de Distribuição Granulométrica–Tempo de Destorroamento

Tabela F.1 – Tempo de destorroamento de 5 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,0000	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,1631	0,34	5	0,0013	0,82
20	0,840	1,260	0,0610	0,13	10	0,0010	0,61
30	0,590	0,715	0,0674	0,14	20	0,0020	1,35
40	0,420	0,505	0,4810	1,00	30	0,0197	14,43
50	0,297	0,359	1,3364	2,77	40	0,0772	53,46
70	0,210	0,254	10,1196	20,95	50	0,8263	505,98
100	0,149	0,180	24,6393	51,00	70	2,8413	1724,75
140	0,105	0,127	9,0092	18,65	100	1,4684	900,92
200	0,075	0,090	2,2088	4,57	140	0,5080	309,23
270	0,053	0,064	0,2256	0,47	200	0,0730	45,12
prato	prato	0,027	0,0000	0,00	300	0,0000	0,00
Σ	-	-	48,31	100,00	-	5,8181	3556,66
Módulo de finura AFS, M [%]				73,62			
Teor de finos [%]				5,04			
Concentração Granulométrica [%]				90,60			
\bar{dp} [μm]				172			

Tabela F.2 – Tempo de destorroamento de 10 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,1286	0,26	5	0,0010	0,64
20	0,840	1,260	0,0586	0,12	10	0,0010	0,59
30	0,590	0,715	0,0686	0,14	20	0,0020	1,37
40	0,420	0,505	0,4840	0,99	30	0,0196	14,52
50	0,297	0,359	1,7867	3,65	40	0,1018	71,47
70	0,210	0,254	9,7575	19,93	50	0,7863	487,88
100	0,149	0,180	24,5570	50,17	70	2,7947	1718,99
140	0,105	0,127	9,4996	19,41	100	1,5280	949,96
200	0,075	0,090	2,3158	4,73	140	0,5256	324,21
270	0,053	0,064	0,2492	0,51	200	0,0795	49,84
fundo	fundo	0,027	0,0468	0,10	300	0,0361	14,04
Σ	-	-	48,95	100,00	-	5,8756	3633,51
Módulo de finura AFS, M [%]				74,23			
Teor de finos [%]				5,34			
Concentração Granulométrica [%]				89,50			
\bar{dp} [μm]				170			

Tabela F.3 – Tempo de destorroamento de 15 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0966	0,20	5	0,0008	0,48
20	0,840	1,260	0,1051	0,21	10	0,0017	1,05
30	0,590	0,715	0,1030	0,21	20	0,0029	2,06
40	0,420	0,505	0,5525	1,12	30	0,0222	16,58
50	0,297	0,359	1,8013	3,65	40	0,1018	72,05
70	0,210	0,254	9,7166	19,69	50	0,7766	485,83
100	0,149	0,180	24,5769	49,80	70	2,7741	1720,38
140	0,105	0,127	9,6353	19,52	100	1,5372	963,53
200	0,075	0,090	2,4490	4,96	140	0,5513	342,86
270	0,053	0,064	0,2576	0,52	200	0,0816	51,52
fundo	fundo	0,027	0,0613	0,12	300	0,0469	18,39
Σ	-	-	49,36	100,00	-	5,8971	3674,73
Módulo de finura AFS, M [%]				74,45			
Teor de finos [%]				5,61			
Concentração Granulométrica [%]				89,01			
\bar{dp} [μm]				170			

Tabela F.4 – Tempo de destorroamento de 20 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,1096	0,22	5	0,0009	0,55
20	0,840	1,260	0,0943	0,19	10	0,0015	0,94
30	0,590	0,715	0,0711	0,14	20	0,0020	1,42
40	0,420	0,505	0,4710	0,96	30	0,0189	14,13
50	0,297	0,359	1,8337	3,72	40	0,1038	73,35
70	0,210	0,254	10,1703	20,64	50	0,8140	508,52
100	0,149	0,180	24,9682	50,66	70	2,8224	1747,77
140	0,105	0,127	8,9690	18,20	100	1,4330	896,90
200	0,075	0,090	2,3326	4,73	140	0,5259	326,56
270	0,053	0,064	0,2643	0,54	200	0,0838	52,86
fundo	fundo	0,027	0,0000	0,00	300	0,0000	0,00
Σ	-	-	49,28	100,00	-	5,8096	3623,00
Módulo de finura AFS, M [%]				73,51			
Teor de finos [%]				5,27			
Concentração Granulométrica [%]				89,50			
\bar{dp} [μm]				172			

Tabela F.5 – Tempo de destorroamento de 25 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0981	0,20	5	0,0008	0,49
20	0,840	1,260	0,0877	0,18	10	0,0014	0,88
30	0,590	0,715	0,0436	0,09	20	0,0012	0,87
40	0,420	0,505	0,3439	0,70	30	0,0139	10,32
50	0,297	0,359	1,5193	3,11	40	0,0868	60,77
70	0,210	0,254	9,3238	19,10	50	0,7533	466,19
100	0,149	0,180	25,0974	51,40	70	2,8636	1756,82
140	0,105	0,127	9,3152	19,08	100	1,5022	931,52
200	0,075	0,090	2,6523	5,43	140	0,6036	371,32
270	0,053	0,064	0,3003	0,62	200	0,0961	60,06
fundo	fundo	0,027	0,0452	0,09	300	0,0349	13,56
Σ	-	-	48,83	100,00	-	5,9579	3672,80
Módulo de finura AFS, M [%]				75,22			
Teor de finos [%]				6,14			
Concentração Granulométrica [%]				89,57			
\bar{dp} [μm]				168			

Tabela F.6 – Tempo de destorroamento de 30 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0251	0,05	5	0,0002	0,13
20	0,840	1,260	0,0538	0,11	10	0,0009	0,54
30	0,590	0,715	0,0522	0,10	20	0,0015	1,04
40	0,420	0,505	0,3688	0,74	30	0,0147	11,06
50	0,297	0,359	1,5232	3,06	40	0,0853	60,93
70	0,210	0,254	10,2056	20,48	50	0,8080	510,28
100	0,149	0,180	25,4732	51,13	70	2,8483	1783,12
140	0,105	0,127	9,4249	18,92	100	1,4895	942,49
200	0,075	0,090	2,4286	4,87	140	0,5416	340,00
270	0,053	0,064	0,2678	0,54	200	0,0840	53,56
fundo	fundo	0,027	0,0000	0,00	300	0,0000	0,00
Σ	-	-	49,82	100,00	-	5,8739	3703,16
Módulo de finura AFS, M [%]				74,33			
Teor de finos [%]				5,41			
Concentração Granulométrica [%]				90,53			
\bar{dp} [μm]				170			

Tabela F.7 – Tempo de destorroamento de 35 minutos

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	d_{p_i} [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/d_{p_i} [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0945	0,19	5	0,0008	0,47
20	0,840	1,260	0,0964	0,19	10	0,0015	0,96
30	0,590	0,715	0,0457	0,09	20	0,0013	0,91
40	0,420	0,505	0,4230	0,85	30	0,0168	12,69
50	0,297	0,359	1,4310	2,88	40	0,0803	57,24
70	0,210	0,254	9,6064	19,31	50	0,7619	480,32
100	0,149	0,180	25,5843	51,44	70	2,8656	1790,90
140	0,105	0,127	9,5202	19,14	100	1,5071	952,02
200	0,075	0,090	2,6406	5,31	140	0,5899	369,68
270	0,053	0,064	0,2968	0,60	200	0,0932	59,36
fundo	fundo	0,027	0,0000	0,00	300	0,0000	0,00
Σ	-	-	49,74	100,00	-	5,9184	3724,57
Módulo de finura AFS, M [%]				74,88			
Teor de finos [%]				5,91			
Concentração Granulométrica [%]				89,89			
\bar{d}_p [μm]				169			

Apêndice G

Tabelas de Distribuição Granulométrica – Planejamento Fatorial

Tabela G.1 – Distribuição granulométrica t1 (750,10,54)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0173	0,04	30	0,0007	0,52
50	0,297	0,359	0,1687	0,35	40	0,0097	6,75
70	0,210	0,254	5,5883	11,55	50	0,4555	279,42
100	0,149	0,180	27,0358	55,87	70	3,1124	1892,51
140	0,105	0,127	13,0409	26,95	100	2,1219	1304,09
200	0,075	0,090	2,3814	4,92	140	0,5468	333,40
270	0,053	0,064	0,1534	0,32	200	0,0495	30,68
prato	prato	0,027	0,0068	0,01	300	0,0053	2,04
Σ	-	-	48,3926	100,00	-	6,3019	3849,39
Módulo de finura AFS, M [%]				79,55			
Teor de finos [%]				5,25			
Concentração Granulométrica [%]				94,36			
\bar{dp} [μm]				159			

Tabela G.2 – Distribuição granulométrica t2 (850,10,54)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0000	0,00	30	0,0000	0,00
50	0,297	0,359	0,2064	0,42	40	0,0117	8,26
70	0,210	0,254	7,5322	15,34	50	0,6051	376,61
100	0,149	0,180	26,6459	54,27	70	3,0233	1865,21
140	0,105	0,127	11,7250	23,88	100	1,8803	1172,50
200	0,075	0,090	2,8191	5,74	140	0,6379	394,67
270	0,053	0,064	0,1609	0,33	200	0,0512	32,18
fundo	fundo	0,027	0,0114	0,02	300	0,0088	3,42
Σ	-	-	49,1009	100,00	-	6,2183	3852,85
Módulo de finura AFS, M [%]				78,47			
Teor de finos [%]				6,09			
Concentração Granulométrica [%]				93,49			
\bar{dp} [μm]				161			

Tabela G.3 – Distribuição granulométrica t3 (750,30,54)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0010	0,00	30	0,0000	0,03
50	0,297	0,359	0,0426	0,09	40	0,0024	1,70
70	0,210	0,254	8,0006	16,35	50	0,6449	400,03
100	0,149	0,180	26,7181	54,59	70	3,0413	1870,27
140	0,105	0,127	11,4379	23,37	100	1,8402	1143,79
200	0,075	0,090	2,5988	5,31	140	0,5900	363,83
270	0,053	0,064	0,1374	0,28	200	0,0439	27,48
fundo	fundo	0,027	0,0052	0,01	300	0,0040	1,56
Σ	-	-	48,9416	100,00	-	6,1667	3808,69
Módulo de finura AFS, M [%]				77,82			
Teor de finos [%]				5,60			
Concentração Granulométrica [%]				94,31			
\bar{dp} [μm]				162			

Tabela G.4 – Distribuição granulométrica t4 (850,30,54)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0009	0,00	30	0,0000	0,03
50	0,297	0,359	0,0236	0,05	40	0,0013	0,94
70	0,210	0,254	7,3712	14,99	50	0,5913	368,56
100	0,149	0,180	25,8142	52,49	70	2,9244	1806,99
140	0,105	0,127	12,2671	24,95	100	1,9642	1226,71
200	0,075	0,090	3,4577	7,03	140	0,7813	484,08
270	0,053	0,064	0,2314	0,47	200	0,0735	46,28
fundo	fundo	0,027	0,0097	0,02	300	0,0074	2,91
Σ	-	-	49,1758	100,00	-	6,3435	3936,50
Módulo de finura AFS, M [%]				80,05			
Teor de finos [%]				7,52			
Concentração Granulométrica [%]				92,43			
\bar{dp} [μm]				158			

Tabela G.5 – Distribuição granulométrica t5 (800,20,54)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0000	0,00	30	0,0000	0,00
50	0,297	0,359	0,0546	0,05	40	0,0031	2,18
70	0,210	0,254	7,0269	14,99	50	0,5656	351,35
100	0,149	0,180	25,0011	52,49	70	2,8269	1750,08
140	0,105	0,127	13,7164	24,95	100	2,1920	1371,64
200	0,075	0,090	3,2642	7,03	140	0,7361	456,99
270	0,053	0,064	0,2006	0,47	200	0,0636	40,12
fundo	fundo	0,027	0,0067	0,02	300	0,0051	2,01
Σ	-	-	49,2705	100,00	-	6,3895	3974,36
Módulo de finura AFS, M [%]				80,66			
Teor de finos [%]				7,05			
Concentração Granulométrica [%]				92,84			
\bar{dp} [μm]				157			

Tabela G.6 – Distribuição granulométrica t6 (800,20,54, R1)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0000	0,00	30	0,0000	0,00
50	0,297	0,359	0,0724	0,05	40	0,0041	2,90
70	0,210	0,254	7,6707	14,99	50	0,6151	383,54
100	0,149	0,180	26,0152	52,49	70	2,9462	1821,66
140	0,105	0,127	12,4823	24,95	100	1,9980	1248,23
200	0,075	0,090	2,8260	7,03	140	0,6383	395,64
270	0,053	0,064	0,1223	0,47	200	0,0388	24,46
fundo	fundo	0,027	0,0034	0,02	300	0,0026	1,03
Σ	-	-	49,1923	100,00	-	6,2432	3876,85
Módulo de finura AFS, M [%]				78,81			
Teor de finos [%]				6,00			
Concentração Granulométrica [%]				93,85			
\bar{dp} [μm]				160			

Tabela G.7 – Distribuição granulométrica t7 (800,20,54, R2)

Abertura [mesh]	Abertura [mm]	dp_i [mm]	m_i [g]	x_i [%]	Coefficiente AFS _i	x_i/dp_i [1/mm]	$m_i * AFS_i$ [g]
6	3,360	3,360	0,0000	0,00	3	0,0000	0,00
12	1,680	2,520	0,0000	0,00	5	0,0000	0,00
20	0,840	1,260	0,0000	0,00	10	0,0000	0,00
30	0,590	0,715	0,0000	0,00	20	0,0000	0,00
40	0,420	0,505	0,0000	0,00	30	0,0000	0,00
50	0,297	0,359	0,0918	0,05	40	0,0051	3,67
70	0,210	0,254	7,0712	14,99	50	0,5589	353,56
100	0,149	0,180	26,1292	52,49	70	2,9165	1829,04
140	0,105	0,127	12,7151	24,95	100	2,0060	1271,31
200	0,075	0,090	3,5997	7,03	140	0,8014	503,96
270	0,053	0,064	0,2904	0,47	200	0,0909	58,08
fundo	fundo	0,027	0,0134	0,02	300	0,0101	4,02
Σ	-	-	49,9108	100,00	-	6,3889	4023,84
Módulo de finura AFS, M [%]				80,62			
Teor de finos [%]				7,82			
Concentração Granulométrica [%]				92,00			
\bar{dp} [μm]				157			

Anexo 1

Correspondência Eletrônica



DADOS GERAIS DA INDÚSTRIA DE FUNDIÇÃO

REFERÊNCIA/ANO	1980	1981	1982	1983	1984	1985	1986	1987	1988	1989	1990	1991	1992	1993	1994	1995	1996	1997	1998	1999	2000	2001	2002	2003
PRODUÇÃO (mil t)																								
ferro	1.511,5	1.163,8	1.031,8	887,9	1.207,4	1.317,2	1.536,0	1.342,9	1.489,4	1.422,5	1.235,9	1.166,3	976,7	1.217,5	1.492,2	1.364,3	1.337,4	1.421,9	1.336,8	1.365,7	1.580,7	1.529,1	1.736,0	1.949,2
aço	163,5	141,7	117,2	93,5	118,7	144,3	162,2	142,2	110,8	120,7	96,2	85,7	100,1	133,5	121,4	102,0	93,9	88,5	93,1	76,2	88,8	82,7	87,2	123,8
cobre	26,3	24,0	21,8	18,9	21,1	22,9	23,9	24,1	21,7	20,5	17,6	17,8	15,3	16,6	18,4	19,0	22,8	21,1	20,1	15,7	15,3	14,1	13,7	15,8
zinco	20,6	15,9	17,1	16,3	15,9	17,6	21,1	21,8	19,5	18,6	17,3	17,1	15,0	17,2	19,7	17,9	18,5	13,8	12,0	11,9	12,4	9,9	7,6	6,0
alumínio	63,1	51,0	53,4	55,8	66,0	76,3	84,2	75,7	79,9	84,4	76,4	72,4	69,0	91,9	104,0	99,2	96,0	106,9	102,3	96,1	107,9	119,3	122,0	150,0
magnésio	13,4	7,6	7,6	7,4	6,4	6,8	6,6	5,7	7,1	6,7	7,2	6,1	7,0	7,8	8,5	7,6	6,8	5,7	7,5	6,3	5,9	6,0	4,1	4,6
total	1.798,4	1.404,0	1.248,9	1.079,8	1.435,5	1.585,1	1.834,0	1.612,4	1.728,4	1.673,5	1.452,8	1.365,4	1.183,1	1.484,6	1.764,3	1.610,0	1.575,4	1.657,9	1.571,8	1.573,9	1.811,0	1.761,1	1.970,6	2.249,4
%	9,6	(21,9)	(11,0)	(13,5)	32,9	10,4	15,7	(12,1)	7,2	(3,2)	(13,2)	(6,0)	(13,4)	25,5	18,8	(8,7)	(2,1)	5,2	(5,2)	0,1	15,1	(2,8)	11,9	14,2

EXPORTAÇÃO

exportação direta (t)

ferro	65.798	50.824	55.736	46.285	81.362	111.670	137.686	84.608	106.424	123.172	131.103	122.061	109.256	128.190	150.674	170.098	187.615	205.209	223.964	219.850	232.658	204.172	265.152	317.276
aço	9.577	2.177	2.308	2.129	1.963	2.180	5.310	4.697	11.253	14.577	12.464	14.937	14.757	14.943	14.914	17.538	17.379	18.838	18.966	15.035	21.649	19.865	21.145	22.475
não ferrosos	484	2.248	3.149	2.970	448	746	673	439	186	-	4.977	8.647	9.764	12.570	15.759	15.645	15.341	9.864	11.831	14.143	19.247	14.443	17.714	21.844
total exportação direta	75.859	55.249	61.194	51.384	83.773	114.596	143.679	89.744	117.863	137.749	146.544	145.645	133.777	155.703	181.347	203.281	220.335	233.911	254.761	249.028	273.554	238.480	304.011	361.395
total em milhões US\$	76,6	60,2	65,7	53,6	77,8	90,6	116,9	92,8	117,4	134,0	179,8	197,2	183,0	221,8	248,2	277,3	339,5	341,5	401,4	355,8	398,1	337,1	446,9	564,6

FATURAMENTO

bilhões US\$	3,0	2,6	2,2	1,5	1,8	1,8	2,2	1,9	2,6	2,9	2,9	2,4	2,2	2,4	2,7	2,5	2,5	2,6	2,5	2,3	2,7	2,3	2,5	2,9
fatemp.médio ano (mil US\$)	34,8	34,0	32,8	24,4	27,3	23,8	25,7	22,6	32,0	35,4	40,5	41,2	42,0	46,2	50,7	47,6	55,3	58,2	59,2	60,1	66,4	53,6	57,7	63,2

NÚMERO DE EMPREGADOS

empregados em 31/dez	86.070	69.915	65.318	58.719	70.587	79.092	87.397	78.271	81.139	84.413	66.377	54.046	50.349	52.067	53.927	47.020	43.065	44.192	37.783	36.202	41.407	42.409	43.918	47.198
no médio anual	86.311	76.406	67.092	61.363	65.990	75.650	85.470	83.908	81.154	81.912	71.522	58.277	52.341	51.993	53.305	52.517	44.643	44.643	42.252	36.242	40.635	42.924	43.359	45.900
tempo médio ano	20,8	18,4	18,6	17,6	21,8	21,0	21,5	19,2	21,3	20,4	20,3	23,4	22,6	28,6	33,1	30,7	35,3	37,5	37,2	41,2	44,6	41,0	45,4	49,0
horas.homem médio/ton [2000PT.H]	96,0	106,8	107,4	113,7	91,9	95,5	93,2	104,1	93,9	97,9	98,5	85,4	88,5	70,0	60,4	65,2	56,7	53,3	53,8	48,6	44,8	48,7	44,0	40,8

NÚMERO DE FUNDIÇÕES

fundições	1.533	1.498	936	796	863	1.007	1.150	960	957	960	990	1.011	1.005	934	1.001	1.040	997	1.016	1.034	1.050	1.015	1.007	1.177	1.231
-----------	-------	-------	-----	-----	-----	-------	-------	-----	-----	-----	-----	-------	-------	-----	-------	-------	-----	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------

ABIFA / DADOS GERAIS / JSC