



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
Faculdade de Engenharia Mecânica

GUSTAVO AUGUSTO MASSARO

**Comparação das características de
desempenho de um rotor fechado de fluxo
radial, aplicado em bomba centrífuga,
produzido via fundição convencional e fundição
de precisão (*investment casting*)**

CAMPINAS
2017

GUSTAVO AUGUSTO MASSARO

**Comparação das características de
desempenho de um rotor fechado de fluxo
radial, aplicado em bomba centrífuga,
produzido via fundição convencional e fundição
de precisão (*investment casting*)**

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Eugênio José Zoqui

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO
FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO
ALUNO GUSTAVO AUGUSTO MASSARO E
ORIENTADO PELO PROF. DR. EUGÊNIO JOSÉ
ZOQUI.

.....
ASSINATURA DO ORIENTADOR

CAMPINAS
2017

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

Agência(s) de fomento e nº(s) de processo(s): Não se aplica.

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Luciana Pietrosanto Milla - CRB 8/8129

M382c Massaro, Gustavo Augusto, 1979-
Comparação das características de desempenho de um rotor fechado de
fluxo radial, aplicado em bomba centrífuga, produzido via fundição
convencional e fundição de precisão (investment casting) / Gustavo Augusto
Massaro. – Campinas, SP : [s.n.], 2017.

Orientador: Eugênio José Zoqui.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade
de Engenharia Mecânica.

1. Rotores. 2. Bomba centrífuga. 3. Fundição de precisão. 4. Hidráulica. I.
Zoqui, Eugênio José, 1965-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade
de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Comparison of the performance characteristics of a radial flow closed impeller, applied in a centrifugal pump, produced by conventional casting and investment casting

Palavras-chave em inglês:

Rotors

Centrifugal pump

Precision casting

Hydraulic

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Eugênio José Zoqui [Orientador]

Antonio Celso Fonseca de Arruda

Ana Paula Rosifini Alves Claro

Data de defesa: 17-08-2017

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

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

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADEMICO

**Comparação das características de
desempenho de um rotor fechado de fluxo
radial, aplicado em bomba centrífuga,
produzido via fundição convencional e fundição
de precisão (*investment casting*)**

Autor: Gustavo Augusto Massaro

Orientador: Prof. Dr. Eugênio José Zoqui

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

Prof. Dr. Eugênio José Zoqui
DEMM/FEM, Universidade Estadual de Campinas

Prof. Dr. Antônio Celso Fonseca de Arruda
DEMM/FEM, Universidade Estadual de Campinas

Profa. Dra. Ana Paula Rosifini Alves Claro
FEG, Universidade Estadual Paulista

A Ata da defesa com as respectivas assinaturas dos membros encontra-se no processo de vida acadêmica do aluno.

Campinas, 17 de agosto de 2017.

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais Flávio e Lenita, à minha esposa amada Mirian e ao meu filho querido Miguel.

Agradecimentos

À Deus, que me protegeu, me iluminou e a quem busquei apoio nas horas de dificuldades, incertezas e até mesmo de desespero.

À minha esposa amada Mirian e ao meu querido filho Miguel que sempre me incentivaram ao longo dos anos de dedicação aos estudos e pela freqüente compreensão.

Aos meus pais Flávio e Lenita, pessoas de fé e coragem, que tiveram papel importante nos exemplos, nos estímulos e nas cobranças por responsabilidade.

Ao empreendedor Eng. Vladislav Siqueira, amigo e grande incentivador.

À empresa fabricante de bombas IMBIL, por ter disponibilizado a bomba ensaiada, as peças estudadas e por ter disponibilizado os seus laboratórios de hidráulica e de materiais.

Ao meu orientador Prof. Dr. Eugênio José Zoqui, primeiramente por ter me acolhido em seu grupo de trabalho e pelos importantes conselhos e orientações ao longo desta pesquisa.

Ao amigo Dr. Davi Benati que teve um papel determinante na revisão deste texto e me apoiou em muito para a minha inserção no mundo acadêmico.

Ao amigo Sr. Claudio Gomes, pessoa notável pela serenidade e capacidade de ensinar, pelos ensinamentos quando eu era apenas um jovem cheio de sonhos.

Ao Sr. Gleidemilson da Costa Batista grande incentivador para a minha iniciação na área de engenharia.

Ao Sr. Igor Magalhães pelo apoio nos ensaios de abrasividade.

Ao Eng. Guilherme Henrique Aquino pelo apoio na modelagem matemática das peças e dos sistemas de alimentação e enchimento.

Ao Eng. Adriano Lucas por ajudar nas análises dos materiais estudados e pela preparação dos corpos de provas ensaiados.

Ao Mestre Lambertus Adrianus Lucas Ligtoet pelo apoio nas simulações hidráulicas apresentadas neste trabalho.

Ao amigo e Professor Eng. Dan Cartianu pelo incentivo, ensinamentos, materiais de consultas e ajuda na revisão de textos dos artigos elaborados.

Aos Srs. Arthur Camanho e Silvio Castro Alano, representantes da empresa ESI, pelo auxílio nas simulações metalúrgicas.

Resumo

A motivação para esse trabalho foi a busca por melhores alternativas de produção de bombas centrífugas, com vistas à elevação do padrão de qualidade dos componentes que as constituem, objetivando o aumento da eficiência no bombeamento e redução de custos quando colocadas em operação. Bombas centrífugas são utilizadas para o transporte de líquidos ou soluções e podem operar continuamente por longos períodos. Desta forma, o aumento da eficiência pode gerar redução expressiva no consumo de energia. Este trabalho descreve o projeto, produção e ensaios de um rotor radial fechado de uma bomba centrífuga, fabricado pelo processo de microfusão e compara os resultados com um rotor fabricado pelo processo de fundição convencional. Os seguintes ensaios foram realizados: rugosidade, pesagem, balanceamento dinâmico, desempenho da bomba centrífuga, composição química, micrografia, dureza e desgaste abrasivo. Como resultado final se chegou a um rotor microfundido com melhor acabamento superficial, com microestrutura mais homogênea, menor desbalanceamento inicial e com um desempenho hidráulico superior ao rotor obtido por fundição convencional. Desta forma, a despeito do maior custo da operação de produção via microfusão, os custos totais de fabricação praticamente se igualam à fundição convencional quando são consideradas as operações de acabamento. A principal contribuição deste trabalho é demonstrar a viabilidade de fabricação de rotores fechados de fluxo radial e de pequena passagem pelo método de microfusão a um custo competitivo e poder obter como principal benefício o incremento no rendimento hidráulico do bombeamento e consequente economia no consumo de energia da bomba em operação. O desenvolvimento do perfil hidráulico do rotor e a baixa rugosidade superficial, proporcionado pela flexibilidade do processo de fundição e a comutação para materiais construtivos de maior resistência que suportem alterações estruturais se mostraram como excelentes oportunidades para elevar a eficiência do rotor.

Palavras Chave: Rotor; bomba centrífuga; fundição de precisão; microfusão; cera perdida; eficiência hidráulica; eficiência energética.

Abstract

This study was motivated by the desire to find alternative methods for producing centrifugal pumps to improve the quality of the components used in them and so reduce their operating costs while increasing their efficiency. Centrifugal pumps are used to transport liquids and solutions and can remain in continuous use for long periods. Efficiency improvements can therefore lead to significant energy savings. This text describes the design, production and testing of an enclosed impeller for a centrifugal pump using investment casting. The impeller is compared with an impeller manufactured using conventional casting with a cold set sand mold and core. The results of the following tests were compared: roughness, weight, dynamic balancing, pump performance, chemical composition, micrographic analysis, hardness and abrasive wear. The impeller produced using investment casting had a better surface finish with a more homogeneous microstructure, less initial imbalance and better hydraulic performance than the impeller manufactured using conventional casting. Therefore, despite the higher production costs when investment casting is used, the overall manufacturing costs are practically the same as those for conventional casting when finishing operations are taken into account. The main contribution of this study has been to show that enclosed impellers with a small discharge area can be manufactured at a competitive cost using investment casting and that pumps with these impellers have superior pumping efficiency and therefore reduced energy consumption. The hydraulic profile and low surface roughness of the impeller made possible by the flexibility of the casting process and the use of stronger materials that can withstand structural changes proved essential in increasing the efficiency of the impeller.

Keywords: Impeller; centrifugal pump; precision casting; investment casting; lost-wax casting; hydraulic efficiency; energy efficiency.

Lista de Ilustrações

Figura 1. Fluxograma operacional de uma fundição (adaptado de PARIS, 2008).....	24
Figura 2. Esquema de fabricação convencional de uma carcaça para bomba com uso de moldes e machos colapsáveis (Esquema do autor).	26
Figura 3. Etapas de fabricação de um rotor - microfusão (Esquema do autor).	30
Figura 4. Tipos de bombas centrífugas: a) tipo OH2 único rotor em balanço; b) tipo BB5 barril com múltiplos rotores em linha; c) tipo OH3 vertical em linha; d) tipo BB3 com múltiplos rotores e carcaça bi-partida (GULICH, 2008).....	35
Figura 5. Bomba centrífuga em corte com especificação dos principais componentes, bomba conforme as normas ISO 2858:1975 e ANSI B73.1:2012 (Esquema do autor).....	36
Figura 6. Curva característica de um sistema de bombeamento (Esquema do autor).	37
Figura 7. Representação do fluxo do fluido em um rotor radial fechado, entrada e saída (Adaptado de ANSI/HI 14.6:2011).....	39
Figura 8. Esquema da disposição da palheta de um rotor fechado de fluxo radial	39
Figura 9. Carta de aplicação para uma linha com vários tamanhos de bombas (Catálogo Imbil, Modelo INI, edição 12/2015).	40
Figura 10. Tipos de rotores quanto à posição das suas palhetas: a) radial; b) semi-axial; c) axial (GULICH, 2008).....	41
Figura 11. Tipos de rotores: a) fechado; b) semi-aberto; c) aberto (GULICH, 2008).....	41
Figura 12. Precipitação do grafite no ferro, vermicular (a), lamelar (b) e nodular (c) (STEFANESCU, 1993).....	43
Figura 13. Diagrama de fases parcial do sistema Fe-Fe ₃ C (COLPAERT, 2008).....	44
Figura 14. Diagrama de energia livre de formação (adaptado de SHRIVER, 2008).	47
Figura 15. Formação da camada limite (GULICH, 2008).	54
Figura 16. Transição da camada limite do regime laminar para turbulento (GULICH, 2008).	55
Figura 17. Curva de desempenho - rotor radial fechado: a) descarga = 5mm; b) descarga = 9mm; c) descarga = 16mm (Catálogo Imbil, Modelo INI, edição 12/2015).....	57

Figura 18. Efeito do desgaste abrasivo em palhetas de rotor, na sucção (a) e na descarga (b) (GULICH, 2008).....	58
Figura 19 Geração de perfis ondulados pelos vórtices (GULICH, 2008).	59
Figura 20. Resultado da simulação hidráulica, projeto microfundido – pressão do fluido H ₂ O (Pa) (Cortesia Imbil).	61
Figura 21. Resultado da simulação hidráulica, projeto microfundido – velocidades do fluido H ₂ O (m/s) (Cortesia Imbil).	62
Figura 22. Resultado da simulação hidráulica variando a rugosidade superficial – rendimento em função da rugosidade (Esquema do autor).	63
Figura 23. Simulação metalúrgica – velocidade do fluido no vazamento da peça – fundição convencional. a) escala em m/s; b) visão geral do sistema; c) ampliação da zona de ataque (Cortesia ESI).	65
Figura 24. Vetores de velocidade durante o processo de vazamento – fundição convencional. a) escala em m/s; b) no tempo de 0,7s; c) no tempo 0,9s (Cortesia ESI).....	66
Figura 25. Variação da temperatura do fluido durante o processo de vazamento – fundição convencional. a) escala em °C; b) visão geral do sistema; c) ampliação do enchimento em 2,7s (Cortesia ESI).	67
Figura 26. Oxidação do metal durante o processo de vazamento – fundição convencional. a) escala em cm ² .s; b) visão geral do sistema; c) ampliação da zona de oxidação em 4,9s (Cortesia ESI).	68
Figura 27. Canais de ataque – peça convencional. a) projeto original; b) projeto adequado (Esquema do autor).....	68
Figura 28. Evolução da solidificação do metal e identificação dos pontos quentes na peça – fundição convencional. a) escala 0 a 1 da fração sólida; b) solidificação em 110s; c) solidificação em 200s; d) solidificação em 320s (Cortesia ESI).	69
Figura 29. Descontinuidades – fundição convencional (Cortesia ESI).	70
Figura 30. Velocidade do fluido no vazamento da peça – microfusão. a) escala em m/s; b) visão geral do sistema; c) ampliação da zona de ataque (Cortesia ESI).	72
Figura 31. Percurso do metal no tempo de 0,5s – microfusão. a) visão geral do sistema; b) ampliação da possível zona de degradação do revestimento (Cortesia ESI).	72

Figura 32. Canais de ataque – peça microfundida. a) projeto original; b) projeto adequado (Esquema do autor).....	73
Figura 33. Temperatura do metal no tempo de 5,2s – microfusão.	74
Figura 34. Simulação metalúrgica – pressão de ar na cavidade – microfusão.	74
Figura 35. Evolução da solidificação do metal – microfusão. a) escala 0 a 1 da fração sólida; b) solidificação em 82s; c) solidificação em 112s; d) solidificação em 252s (Cortesia ESI).	75
Figura 36. Pontos quentes e localização dos defeitos – fundição convencional. a) pontos quentes; b) localização dos defeitos (Cortesia ESI).....	76
Figura 37. Principais dimensões para o rotor fechado de fluxo radial, base para este estudo (Esquema do autor).....	77
Figura 38. Fluxograma das principais etapas do projeto (Esquema do autor).....	78
Figura 39. Esquema de fabricação do rotor – fundição convencional (Esquema do autor).	82
Figura 40. Resultados das etapas de fabricação do rotor fundido via fundição convencional (Esquema do autor).....	84
Figura 41. Esquema de fabricação do rotor – microfusão (Esquema do autor).	85
Figura 42. Resultados das etapas de fabricação do rotor microfundido (Esquema do autor).	89
Figura 43. Gráfico para tratamento térmico de normalização do aço carbono.....	90
Figura 44. Dimensões em mm dos corpos de provas para o ensaio de tração.....	93
Figura 45. Ensaio de abrasividade em execução.	96
Figura 46. Esquema do arranjo para ensaio de desempenho para bomba centrífuga (Cortesia Imbil).	97
Figura 47. Bomba durante o ensaio de desempenho.	98
Figura 48. Imagem dos rotores fabricados – Peças fundidas: a) rotor fundido - processo convencional e b) rotor fundido - processo de microfusão.....	101
Figura 49. Microestrutura do ferro fundido convencional, ASTM A48 CL30, sem ataque (a) e com ataque (b).	103
Figura 50. Microestrutura do microfundido conforme a ASTM A216 WCB, bruto de fusão (a) em comparação com o material normalizado (b) (ataque Nital 3%).	104
Figura 51. Gráfico de bolhas – comparativo dos dados dimensionais – fundição convencional e microfusão.	107

Figura 52. Gráfico comparativo de altura manométrica da bomba e rendimento – com rotor feito via fundição convencional e com rotor feito via microfusão.	111
Figura 53. Gráfico comparativo da influência da rugosidade e das outras influências do rotor no rendimento absoluto da bomba.	116
Figura 54. Vista explodida da bomba utilizada nesta pesquisa (Esquema do autor).....	119
Figura 55. Representatividade do custo por componente (Esquema do autor).	120
Figura 56. Resumo dos principais resultados (Esquema do autor).	124
Figura 57. Sequência recomendada para o desenvolvimento de um rotor (Esquema do autor)...	134

Lista de Tabelas

Tabela 1. Produção em peso de fundidos no Brasil entre janeiro a novembro de 2016 (ABIFA, 2017).	23
Tabela 2. Características processo convencional e de precisão (Adaptado de TWAROG, 1993).	31
Tabela 3. Tipos de verificações nas simulações (ESI, 2012)	34
Tabela 4. Propriedades mecânicas de alguns ferros fundidos conforme as normas ASTM A47, ASTM A48 e ASTM A536	45
Tabela 5. Propriedades mecânicas do aço carbono conforme a norma ASTM A216.	47
Tabela 6. Graus de rugosidade (adaptado da norma ISO 1302).	54
Tabela 7. Parâmetro de configuração do tamanho equivalente do grão para correlacionar com a rugosidade Ra (μm) (GULICH, 2008).	61
Tabela 8. Dados gerados pela simulação hidráulica via software CFX - Rendimento.	63
Tabela 9. Materiais utilizados para a confecção da casca cerâmica.	87
Tabela 10. Sequência dos revestimentos aplicados na confecção da casca cerâmica.	87
Tabela 11. Composição química obtida.	102
Tabela 12. Dados de dureza – rotor convencional e rotor microfundido.	105
Tabela 13. Resultados do ensaio de tração.	105
Tabela 14. Dimensão da largura de descarga do rotor.	106
Tabela 15. Peso dos rotores: bruto de fusão e acabado.	108
Tabela 16. Rugosidade superficial.	108
Tabela 17. Balanceamento dinâmico.	109
Tabela 18. Resultados do ensaio de desempenho – dados (Em negrito, ponto com o maior rendimento hidráulico).	110
Tabela 19 Valores calculados de AMT e rendimento a partir das equações polinomiais. Em negrito, ponto com o maior rendimento hidráulico.	112
Tabela 20. Dados do ensaio de abrasividade.	117
Tabela 21. Coeficiente de desgaste.	117
Tabela 22. Resumo do custo de fabricação – rotor convencional e rotor microfundido.	118

Tabela 23. Consumo de energia – rotor convencional e rotor microfundido.	121
---	-----

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

AMT – altura manométrica total	[m]
BEP – ponto de melhor eficiência	[%]
C – conjugado ou torque	[kgf.m]
CE – carbono equivalente	[%]
e, e₁ e e₂ – espessura da palheta do rotor	[mm]
g – aceleração da gravidade	[m/s ²]
H_{geo} – altura geométrica ou altura estática	[m]
LE – limite de escoamento	[MPa]
LRT – limite de resistência à tração	[MPa]
m – massa	[kg]
mca – metro de coluna de água	[mca]
n – rotação	[rpm]
NPSH – <i>net positive suction head</i>	[m]
NPSH_r – <i>net positive suction head required</i>	[m]
q^c – vazão mássica	[kg/s]
Q – vazão volumétrica	[m ³ /s ou m ³ /h]
P_{elétrica} – potência elétrica	[kW ou cv]
P_{hidráulica} – potência hidráulica	[kW ou cv]
P_{mecânica} – potência mecânica	[kW ou cv]
Ra – rugosidade superficial	[μm]
RA – redução de área	[%]
t – tempo	[s]
v – velocidade média do escoamento	[m/s]
V – volume	[m ³]
z – distância na vertical entre o centro do rotor até o centro do manômetro	[m]

Letras Gregas

ΔV – variação do volume	[m ³]
η – rendimento da bomba	[%]
η_{motor} – rendimento do motor	[%]
η_{transm} – rendimento da transmissão	[%]
ρ – densidade	[kg/m ³]

Siglas

3D – Três dimensões
ABIFA – Associação Brasileira de Fundição
ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM – <i>American Society for Testing and Materials</i>
CNC – Comando numérico controlável
FMI – <i>Future Market Insights</i>
IMBIL – Indústria e Manutenção de Bombas ITA Ltda
UNICAMP – Universidade Estadual de Campinas

Sumário

Capítulo 1 Introdução e justificativas	20
 Capítulo 2 Revisão da literatura.....	23
2.1 Processo	23
2.1.1 Fundição convencional.....	24
2.1.2 Fundição de precisão ou microfusão	27
2.1.3 Simulação computacional.....	32
2.2 Produto	34
2.2.1 Rotor.....	38
2.2.2 Material construtivo para rotores	42
2.3 Desempenho	48
2.3.1 Vazão mássica e vazão volumétrica	48
2.3.2 Pressão	50
2.3.3 Altura manométrica total	51
2.3.4 Potência hidráulica e mecânica	51
2.3.5 Rugosidade superficial	53
2.3.6 Rendimento de uma bomba.....	56
2.3.7 Desgaste abrasivo	58
 Capítulo 3 Simulações	60
3.1 Simulação da eficiência hidráulica	60
3.2 Simulação do processo de fundição convencional.....	64
3.3 Simulação do processo de microfusão.....	71
 Capítulo 4 Materiais e métodos	77
4.1 Fabricação dos rotores – fundição convencional.....	81
4.2 Fabricação dos rotores – microfusão	85

4.3 Avaliação visual.....	91
4.4 Avaliação da composição química.....	91
4.5 Caracterização microestrutural.....	91
4.6 Dureza superficial.....	92
4.7 Limite de resistência à tração	92
4.8 Peso do rotor fundido e acabado.....	93
4.9 Avaliação dimensional	94
4.10 Rugosidade superficial.....	94
4.11 Balanceamento dinâmico.....	94
4.12 Resistência ao desgaste abrasivo	95
4.13 Teste de desempenho da bomba centrífuga.....	96
4.14 Custos de fabricação	98
4.15 Consumo de energia	99
4.16 Retorno do investimento	100
 Capítulo 5 Resultados e discussão	 101
5.1 Avaliação visual.....	101
5.2 Avaliação da composição química.....	102
5.3 Caracterização microestrutural.....	103
5.4 Propriedades mecânicas	104
5.5 Avaliação dimensional	106
5.6 Peso do rotor fundido e acabado.....	107
5.7 Rugosidade superficial.....	108
5.8 Balanceamento dinâmico	109
5.9 Desempenho hidráulico.....	110
5.10 Resistência ao desgaste abrasivo	116
5.11 Custos de fabricação	118
5.12 Consumo de energia	121
5.13 Gestão dos resíduos.....	121
5.14 Retorno do investimento	124

5.15 Resumo dos resultados	124
Capítulo 6 Conclusão	126
Capítulo 7 Sugestões para trabalhos futuros.....	128
Referências	129
Anexos.....	133
A – Sequência recomendada para o desenvolvimento de um rotor.....	133

1 INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVAS

As bombas centrífugas são utilizadas para transporte de fluidos e podem operar continuamente por longos períodos. O aumento da sua eficiência pode gerar redução significativa no consumo de energia.

Segundo análise realizada pelo FMI (*Future Market Insights*) e projeções para o período de 2015 a 2025, o governo de países em desenvolvimento como China e Índia está se concentrando em urbanização, o que deverá alimentar a demanda por bombas centrífugas, particularmente nas indústrias de abastecimento água e de tratamento de águas residuais. O mercado de bombas dispõe de um grande número de fabricantes, principalmente chineses, que oferecem bombas a um baixo custo, acirrando a disputa entre fabricantes regionais e globais. Ocorre uma preferência crescente por bombas com vida útil prolongada e com maior eficiência energética (FMI, 2017).

A motivação para esse trabalho foi a busca por melhores alternativas de produção de bombas centrífugas, com vistas à elevação do padrão de qualidade dos componentes que as constituem, objetivando o aumento da eficiência no bombeamento e redução de custos quando colocadas em operação. Quanto maior o rendimento hidráulico de uma bomba, menor será a potência mecânica necessária e menor será a quantidade de energia para promover o deslocamento do fluido resultando em menor custo para operação.

O rotor é o principal elemento de uma bomba centrífuga e que tem a maior influência no seu rendimento hidráulico, portanto se adotou esse componente como sendo a peça base para este estudo. A concepção de fluxo radial fechado foi escolhida, pois em função da geometria é o tipo de maior dificuldade para obtenção no processo de fundição. Para a definição do tamanho, foram considerados os valores percentuais de rendimentos hidráulicos. De modo geral, bombas com rotores de passagens com menores dimensões dispõem de maiores perdas por fricção do que com rotores com passagens de maiores dimensões, o que influencia no rendimento; diante dessa condição, a passagem na descarga foi com dimensão de 5mm.

É usual a utilização do processo convencional de fundição em areia para a fabricação de rotores, em função disso esse processo foi adotado como referência.

O ponto de partida e a referência para a comparação foram os rotores fabricados via fundição convencional, para tanto se utilizou um projeto hidráulico existente e um processo de fabricação já desenvolvido e utilizado em escala comercial. O material utilizado na fabricação desses rotores foi o ferro fundido cinzento de acordo com a classe 30 da norma ASTM A48.

Como alternativa para fundição dos rotores considerou-se o processo de fundição de precisão, também conhecido como microfusão.

A microfusão foi escolhida como alternativa, pois se trata de um processo bastante versátil que favorece a fabricação de rotores fechados, que proporciona excelente acabamento superficial e pequena variação dimensional na peça fundida.

Para os rotores fundidos via microfusão, antes da sua fabricação, avaliaram-se as oportunidades para o desenvolvimento das características mecânicas e dos materiais construtivos que influenciariam na melhoria dos parâmetros hidráulicos como, por exemplo, a pressão de descarga e o consumo de energia, considerando sempre as possibilidades proporcionadas por esse processo de fundição.

A intenção inicial era aplicar o mesmo material utilizado na fabricação das peças fundidas convencionalmente, o ferro fundido cinzento ASTM A48 classe 30, no entanto, três motivos influenciaram para a comutação do ferro fundido para o aço carbono na fabricação das peças microfundidas:

- Possibilidade de quebra da peça no processo de limpeza da casca cerâmica: esse processo normalmente é realizado com a aplicação de fortes vibrações, e como o ferro fundido cinzento não apresenta região elástica, as palhetas do rotor de pequena espessura poderiam quebrar com facilidade. O aço carbono, diferentemente do ferro fundido cinzento, apresenta zona elástica e bom alongamento;
- Custos de fabricação: na microfusão os custos são próximos tanto para a peça fundida em ferro cinzento como para a peça em aço carbono ASTM A216 WCB, o que não implicaria no aumento do custo final do rotor pela troca do material construtivo, um dos objetivos deste trabalho;
- O aço carbono apresenta maior resistência mecânica: tal característica permite trabalhar com espessuras mais delgadas nas palhetas do rotor o que favorece a redução do volume de metal utilizado e peso final da peça fundida. As palhetas mais finas em geral melhoram a

qualidade do fluxo, em especial quando a bomba opera próxima da vazão de máxima eficiência (BEP).

Assim, este trabalho descreve o projeto, produção e testes de rotores do tipo radial fechado, produzidos por microfusão com o material aço carbono ASTM A216 classe WCB e compara a qualidade obtida e a eficiência com rotores fabricados por fundição convencional em areia com o material ferro fundido cinzento ASTM A48 classe 30.

O objetivo principal desse estudo foi avaliar a influência do processo de fundição de um rotor fechado de fluxo radial no desempenho de uma bomba centrífuga de único estágio e de pequeno porte com capacidade máxima de vazão $35\text{m}^3/\text{h}$, altura manométrica máxima de 60mca e rotação de trabalho de 3500rpm. As três premissas adotadas foram: aumentar a eficiência no bombeamento; aumentar a vida útil do equipamento e não elevar o custo atual do produto.

Para estabelecer parâmetros de comparação, os seguintes testes foram realizados: avaliação visual, composição química dos materiais empregados, análise da microestrutura, ensaio de tração, rugosidade, peso inicial e peso final após a usinagem, balanceamento dinâmico para verificar o desbalanceamento inicial, ensaio de desempenho hidráulico utilizando uma bomba padrão, desgaste abrasivo e dureza superficial. Avaliou-se também o consumo de energia elétrica utilizando ambos os rotores fabricados por processos distintos e os custos associados para a fabricação dessas peças, considerando a fundição e as operações de usinagem e acabamento.

Um objetivo secundário foi avaliar o sistema de alimentação e enchimento, das peças produzidas, com uso de *software* de simulação computacional. Para tanto se simulou o processo convencional de fundição existente e o processo de microfusão antes da fabricação dos ferramentais de injeção.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Aborda-se neste capítulo os processos de fabricação adotados, o produto estudado e as referências para comparação de desempenho.

Apresentam-se os conceitos sobre bombas centrífugas, de seus componentes e dos materiais construtivos. Não é objetivo um maior aprofundamento sobre mecânica dos fluidos, as informações são introdutórias para entendimento do estudo comparativo entre o rotor fabricado via fundição convencional e microfusão. Também são discutidos os processos de fundição convencional e de precisão. Como informações complementares aborda-se simulação computacional, rugosidade superficial e abrasividade.

2.1 Processo

Segundo a Associação Brasileira de Fundição (ABIFA), dados de Janeiro 2017, existem 1170 fundições convencionais ativas no Brasil e um total de 35 fundições de precisão cadastradas. A quantidade de fundições de precisão ainda é relativamente pequena quando comparada com a quantidade de fundições convencionais e representa 2,9% do total das fundições instaladas no Brasil. Na Tabela 1, são apresentadas as informações de volume de produção de fundidos no período entre janeiro a novembro de 2016.

Tabela 1. Produção em peso de fundidos no Brasil entre jan a nov de 2016 (ABIFA, 2017).

Processo	Material	Período	Média mensal (ton)	Representatividade (%)
Convencional	Ferro	Jan-Nov 2016	151.058,09	84,50
Convencional	Aço	Jan-Nov 2016	13.626,55	7,62
Convencional	Não ferrosos	Jan-Nov 2016	13.861,09	7,75
Microfusão	Todos	Jan-Ago 2016	215,50	0,12

O peso médio de peças fundidas por mês em 2016, considerando a produção no período de janeiro a novembro, foi cerca de 180 mil toneladas de peças limpas, onde a maior representatividade foi a do ferro fundido seguido pelas ligas não ferrosas e pelo aço fundido. A produção das fundições de precisão representou o menor peso, com apenas 0,12% do total produzido.

2.1.1 Fundição convencional

O processo de fabricação por fundição é aquele em que se obtêm peças pela aplicação de temperaturas acima do ponto de fusão do metal ou da liga desejada, com subsequente solidificação e resfriamento em um molde (PARIS, 2008). As atividades desse processo podem ser vistas na Figura 1.

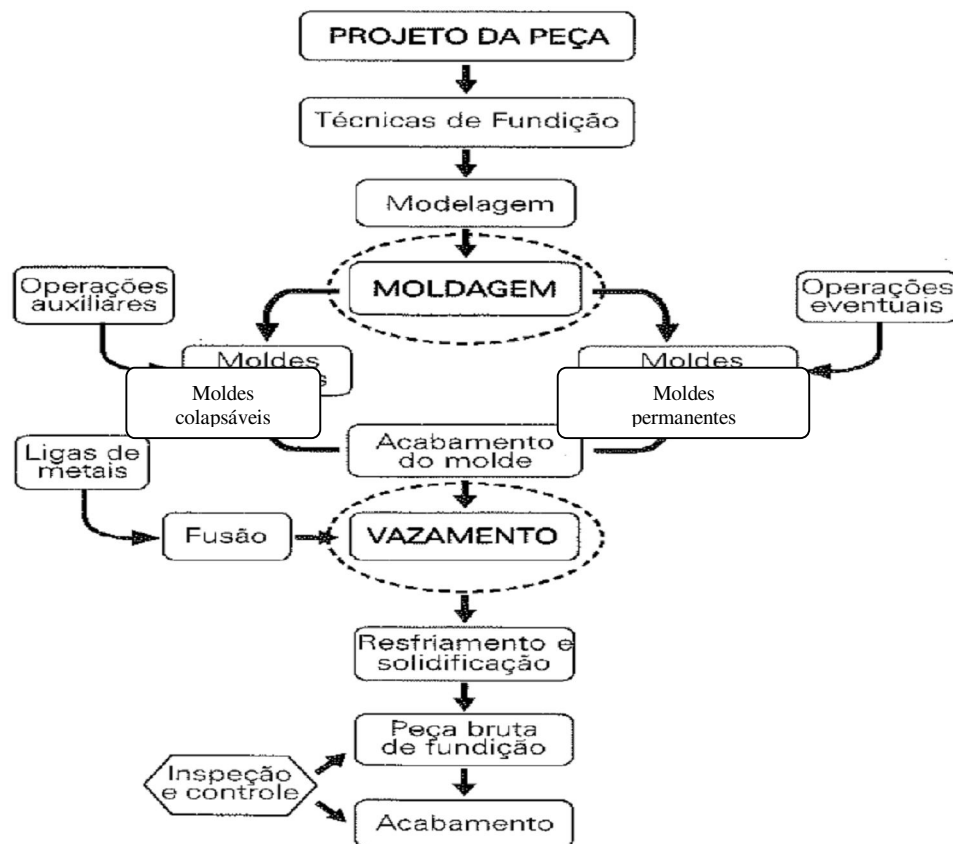


Figura 1. Fluxograma operacional de uma fundição (adaptado de PARIS, 2008).

Trata-se de um processo versátil que proporciona a fabricação de peças com alguns gramas até peças com peso de 50 toneladas ou mais, e é apropriado para fabricação de pequenos lotes ou grandes lotes de produção. Nenhum outro processo de fabricação de peças metálicas, seja com aplicação de tensão ou com aplicação de temperatura, oferece as possibilidades, praticamente ilimitadas, de fabricação de peças de tamanhos e geometrias complexas (PARIS, 2008).

A Figura 1 apresenta as atividades para a produção de peças fundidas pelo método convencional, com ênfase nas duas principais atividades: moldagem e vazamento. Tais atividades são fundamentais e necessitam dos maiores cuidados, pois em caso de desvios no processo podem gerar a perda da peça (refugo).

O molde, item que receberá o metal no estado líquido, poderá ser fabricado para uma única utilização ou para muitas utilizações. Quando o molde é utilizado uma única vez ele é chamado de molde colapsável, e é normalmente fabricado em areia com adição de ligantes e ou aglomerantes. Quando se utiliza o molde em mais de uma vez o mesmo é denominado permanente, e é construído em materiais que tenham um ponto de fusão superior ao do metal a ser fundido.

O molde permanente também é comumente chamado de coquilha e é largamente utilizado na fabricação de peças como alumínio e suas ligas, pois o molde é quase sempre fabricado em aço que tem ponto de fusão muito superior ao do alumínio. A complexidade da peça poderá impedir o uso de molde permanente pela dificuldade da obtenção de cavidades internas; nessas situações o uso do molde colapsável acaba sendo indispensável.

A Figura 2 apresenta a fabricação de uma carcaça ou voluta de uma bomba (material ferro fundido) obtida com uso de molde colapsável.

Moldes colapsáveis são largamente utilizados na produção do ferro e do aço fundido. Tanto os moldes quanto os machos são fabricados em areia, onde os grãos são unidos por uma resina industrial e a cura pode ser com tempo na temperatura ambiente ou com a inserção de calor. No exemplo da Figura 2, o peso da peça fundida, após as operações de acabamento, é de 217kg, o peso de metal utilizado é de 286kg e a diferença observada de 69 kg é equivalente aos canais de ataque e aos massalotes, necessários para que a alimentação da peça ocorra e para que não se tenha defeitos no interior da mesma quando da solidificação do metal. O peso do molde colapsável e dos machos é de 1180kg.

Como existe uma diferença entre o peso da peça fundida e o peso necessário de metal para a sua obtenção, estabelece-se a definição de rendimento metálico que é a razão do peso da peça pronta com o peso de metal necessário. Para a peça ilustrada na Figura 2, o rendimento metálico é de 76%. Em outras palavras, para se obter 76kg de peça pronta utiliza-se 100kg de metal.

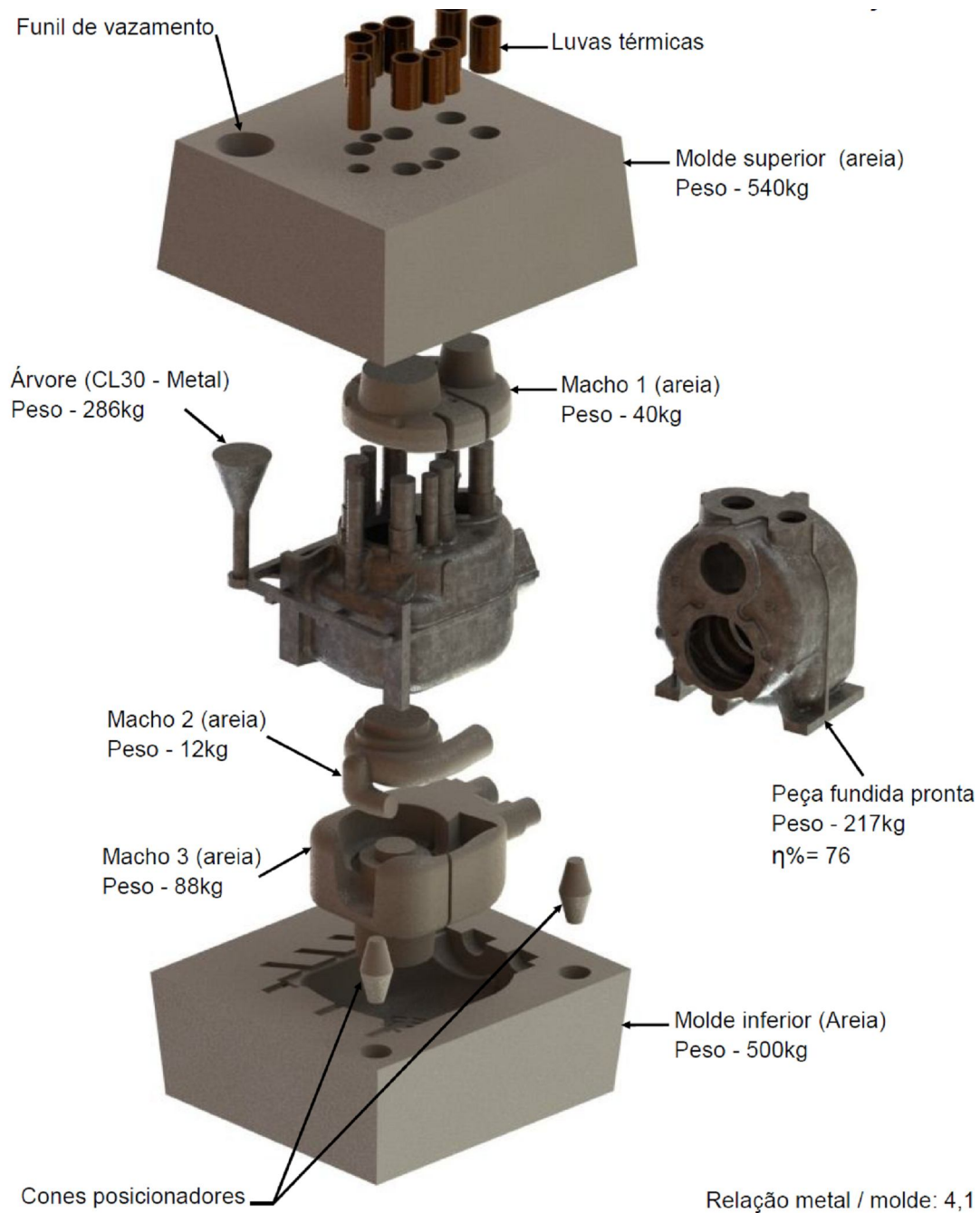


Figura 2. Esquema de fabricação convencional de uma carcaça para bomba com uso de moldes e machos colapsáveis (Esquema do autor).

Outro conceito introduzido no processo de fundição convencional é o da relação metal molde que significa calcular quantas vezes mais pesa o molde comparado com o peso do metal utilizado. Para a peça da Figura 2, por exemplo, utilizou-se 1180kg de mistura da areia e 286kg de metal, assim a relação metal molde nesse caso é de 4,1.

Economicamente avaliando, menor será o custo da peça quanto maior for o rendimento metálico e menor for a relação metal molde.

Os rotores para bombas centrífugas normalmente são fabricados em fundições convencionais pelos processos de moldagem em areia cura a frio ou areia verde, os machos são fabricados em cura a frio (ação do tempo na temperatura ambiente para promoção da cura) ou pelo processo *Shell* (ação do calor para promoção da cura), porém muitas limitações podem ser observadas nesses processos, como por exemplo, espessura mínima da palheta, dificuldade em reproduzir raios de pequena dimensão, reprodução fiel ao projeto hidráulico, necessidade de inclusão de ângulos de saída para favorecer a desmoldagem, rugosidade e acabamento superficial. Em rotores com passagens estreitas onde a relação de área com o volume é alta, os efeitos da limitação do processo de fabricação convencional podem ser percebidos com maior intensidade.

O processo de cura a frio consiste em misturar areia com resina e catalisador com um misturador que pode ser automático ou manual, preenchendo-se uma caixa montada sobre um modelo com essa mistura; com o tempo e na temperatura ambiente se terá a cura da mistura formando-se o molde, por essa característica é chamado moldagem cura a frio (PARIS, 2008).

2.1.2 Fundição de precisão ou microfusão

A microfusão ou fundição de precisão é uma técnica milenar utilizada para a obtenção de peças fundidas. Peças históricas foram identificadas como produzidas há 4.000 anos AC. Aplicava-se com sucesso na produção de fundidos para arte e jóias (BIDWELL, 1997). Na indústria, esse processo é utilizado em escala para fabricação de componentes críticos para o setor automotivo e para a fabricação de peças para válvulas dentre outras aplicações (TWAROG, 1993).

Pradyumna *et al.* (2015) discute que o processo de microfusão é o único processo de fundição capaz de produzir integralmente componentes como estatores e rotores complexos aplicados em turbinas aeroespaciais. Tais peças necessitam ter tolerâncias máximas de 0,30mm em regiões não usinadas e rugosidade superficial máxima de 1,6 μm RA. Para a fabricação de peças fechadas e com palhetas com perfil helicoidal, os autores comparam o uso de duas técnicas: injeção de duas peças em cera e posterior soldagem das mesmas e utilização de inserts solúveis para a obtenção de uma única peça em cera. A técnica de injeção de duas peças com posterior soldagem apresentou algumas desvantagens como dificuldade na soldagem da cera entre anel e as palhetas e provisão dos raios entre o anel e o final da palheta.

Em geral, rotores e estatores aplicados em turbinas podem ser considerados como peças similares às aplicadas em bombas centrífugas.

O processo de microfusão utiliza um molde produzido pelo recobrimento de um modelo destrutível com lama refratária. O modelo, usualmente fabricado em cera ou plástico é então fundido deixando a cavidade para o vazamento do metal líquido (PARIS, 2008).

Na Figura 3 apresentam-se as principais etapas do processo produtivo da microfusão.

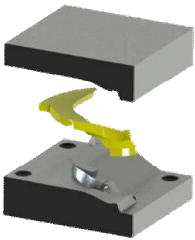
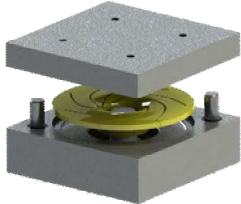
Sequência	Ilustração	Atividade
A		Matriz metálica Injeção do macho solúvel.
B		Matriz metálica Injeção do rotor em cera sobre o macho solúvel.

Figura 3. Etapas de fabricação de um rotor - microfusão (Esquema do autor).

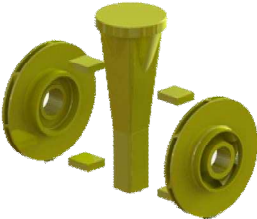
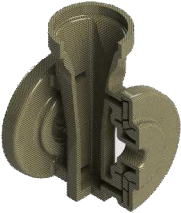
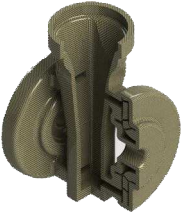
Sequência	Ilustração	Atividade
C		Peça em cera
		Remoção do macho solúvel do rotor em cera – obtenção das cavidades internas.
D		Peça em cera
		Montagem dos cachos. Inserção do canal de ataque e do massalote central.
E		Cera revestida
		Aplicação das camadas de revestimento. Copiar o perfil da peça em cera.
F		Casca cerâmica
		Remoção da cera do interior da casca cerâmica. Obtenção do molde cerâmico. Liquefação da cera.
G		Casca calcinada
		Calcinação da casca cerâmica. Eliminação da umidade e aumento da resistência mecânica da casca.
H		Vazamento
		Fusão do material metálico e vazamento do molde cerâmico.

Figura 3. Etapas de fabricação de um rotor - microfusão (Esquema do autor).

Sequência	Ilustração		Atividade
I		Peça metálica na árvore	Quebra da casca cerâmica. Obtenção da árvore metálica.
J		Peça metálica pronta	Corte do canal. Jateamento. Obtenção da peça microfundida.

Figura 3. Etapas de fabricação de um rotor - microfusão (Esquema do autor).

Quando a peça a ser fundida tem cavidades internas, pode-se utilizar machos em cera solúvel para facilitar a obtenção de tais cavidades, como pode ser visto na Figura 3-a. O macho solúvel nunca é utilizado isoladamente, necessita ser utilizado em conjunto com a cera reciclável, que é injetada sobre o macho solúvel, Figura 3-b, e para a posterior eliminação do macho solúvel para obtenção da cavidade da peça em cera, utiliza-se um banho ácido conforme Figura 3-c.

Um molde em cera é obtido exatamente como será a peça fundida, e para iniciar a operação de revestimento necessita-se montar a árvore com a inserção dos canais de descida, canais de ataque e massalotes; para tanto, realiza-se a soldagem com aquecimento das superfícies em cera e uma pequena pressão após o contato, Figura 3-d. O revestimento cerâmico se dá após realizar o enxague em uma solução desengraxante. Para os banhos cerâmicos, imerge-se o cacho de cera em um tanque com uma lama refratária seguido de um recobrimento com areia ou chamote, que se fixa na lama aplicada, Figura 3-e. Esse processo pode ser repetido por algumas vezes até que se tenha uma espessura cerâmica adequada aos esforços expostos na operação de vazamento do metal.

Após finalizar a etapa de revestimento, encaminha-se o molde em cera revestido em cerâmica para a autoclave, onde é realizada uma descarga de vapor para liquefação da cera e como produto final dessa etapa se tem uma casca cerâmica que receberá o metal nas etapas seguintes, Figura 3-f. A casca cerâmica nesse momento ainda não dispõe de boa resistência

mecânica e deve ser calcinada em um forno específico a altas temperaturas, Figura 3-g. Derrete-se o metal normalmente em um forno à indução e após um tempo de permanência da casca cerâmica no forno calcinador, retira-se a mesma e realiza-se o vazamento do metal na casca cerâmica ainda aquecida, Figura 3-h. Após o resfriamento, realiza-se a quebra do revestimento com ação de fortes vibrações, Figura 3-i. Posteriormente aplica-se um jateamento abrasivo na peça e realiza-se o corte dos canais como demonstrado na Figura 3-j.

Pattnaik *et al.* (2012) discute que a utilização de prototipagem rápida pode ser uma alternativa viável para a produção do modelo em cera para posterior recobrimento com cerâmica. Segundo os autores, essa técnica pode ser aplicada para reduzir o tempo total de fabricação além de diminuir os custos com ferramentais, que normalmente são elevados. A prototipagem rápida é capaz de converter um modelo CAD em três dimensões (3D) diretamente em um modelo físico sólido.

Na Tabela 2 são apresentadas as características mais comuns de cada um dos processos de fundição utilizados neste estudo, de acordo com a literatura. Pode-se verificar que no processo de microfusão as variações dimensionais são menores, bem como as deformações, e necessita-se de ângulos de saída reduzidos (utilizados para favorecer a remoção do molde). O tempo de ciclo é considerado alto, bem como o custo geral de fabricação para o microfundido e a rugosidade superficial se apresentam com valores mais de três vezes melhores. A microfusão permite uma alta fidelidade ao detalhe, principalmente o de pequena dimensão, o que não se consegue no mesmo nível utilizando os processos convencionais de fundição.

Tabela 2. Características processo convencional e de precisão (Adaptado de TWAROG, 1993)

Característica	Fundição Convencional	Microfusão
Variação dimensional	> 1,5 mm	> 0,3 mm
Desvio de forma e posição	> 1,5 mm	> 0,3 mm
Rugosidade (Ra)	> 10 μm	> 3 μm
Fidelidade aos detalhes	Baixa	Alta
Ângulo de saída (ferramental)	Mínimo 1,5°	0 a 0,5°
Tempo de ciclo	Baixo	Alto
Custos gerais de fabricação	Baixo	Alto

Pela excelente flexibilidade, precisão e acabamento superficial que o processo de microfusão proporciona, o seu uso em outros mercados pode ser um diferencial competitivo. Para o mercado de hidráulica, especificamente para o segmento de bombeamento, o rotor é o principal componente em que se pode obter ganho expressivo pelo uso dessa técnica (GULICH, 2008), seguido pela carcaça ou voluta.

Twarog (1993) expõe que o mercado de fundidos de precisão tem grandes perspectivas de crescimento no futuro, principalmente nos setores de alta tecnologia. O número de fundições de precisão ainda é pequeno frente às fundições convencionais, e a maior utilização dessa técnica é para o mercado aeroespacial e para o mercado automotivo.

2.1.3 Simulação computacional

Normalmente as matrizes destinadas para a injeção do macho solúvel e para a injeção do rotor em cera são fabricadas em alumínio, aço ou ferro fundido. A preferência pelo alumínio é maior em função da facilidade para a usinagem e também pelo peso reduzido da ferramenta depois de pronta, para que o manuseio seja facilitado. O peso específico do alumínio ($2,7\text{kg/dm}^3$) é indiscutivelmente menor do que de um aço ($7,8\text{kg/dm}^3$) ou de um ferro fundido ($7,3\text{kg/dm}^3$).

A fabricação das matrizes se dá com auxílio de máquinas operatrizes que podem variar o número de eixos de acordo com a complexidade da peça, podendo ser de 3, 4 ou 5 eixos que podem operar simultaneamente. Regiões onde a ferramenta cilíndrica utilizada pelos centros de usinagens não tem acesso ou não garante a geometria desejada, utiliza-se o processo de eletro-erosão por penetração, que opera com eletrodos previamente usinados no perfil desejado da peça em material com boa condução elétrica, usualmente se utiliza o cobre.

Diante do exposto acima, é fato que a fabricação de um molde para utilização no processo de microfusão tem um custo maior que um ferramental utilizado na fundição convencional, que pode ser fabricado com materiais de menor custo, como por exemplo: madeira e resina.

Como a matriz para injeção é permanente e de um alto custo para sua fabricação e nem sempre permite retrabalhos em função da sua complexidade, o ideal é desenvolver um projeto que não demande qualquer tipo de ajuste após a fabricação do lote piloto.

A necessidade de ajustes pode-se dar por variações dimensionais, deformações na peça fundida, defeitos superficiais causados pelo sistema de enchimento, defeitos internos (rechupes) causados pela ineficiência do sistema de alimentação, entre outros. Todos esses defeitos que geram possíveis ajustes na ferramenta, e que são indesejáveis, podem ser estudados, previstos e eliminados na fase de projeto.

O uso de simulações computacionais para a identificação dessas falhas potenciais e para criar alternativas em tempo de projeto até se obter um modelo computacional isento de problemas é aplicável.

Ravi (2008) define a simulação de fundição como uma poderosa ferramenta para visualização do processo de enchimento, solidificação e resfriamento. Possibilita identificar e eliminar em fase de projeto os possíveis defeitos como descontinuidades, inclusões de areia e juntas frias. Fatores como geometria da peça, material e processo são considerados e pode-se esperar como benefícios: redução de custos, baixo refugo, desenvolvimento rápido e maior satisfação do cliente.

A indústria de *softwares* e simulações recebe grandes investimentos e nos dias de hoje a confiabilidade dos resultados é muito alta e os parâmetros podem ser gradativamente ajustados de acordo com os resultados para que as simulações se aproximem do real (ESI, 2012).

Anglada *et al.* (2013) apresenta um processo de ajuste para melhorar a relação entre os resultados da simulação com as peças industrialmente produzidas. A técnica utilizada por ele prevê o ajuste por meio da modelagem inversa. Utilizando dados coletados experimentalmente, realizam-se modificações nas propriedades do material e nas condições de contorno utilizadas na simulação para que os resultados sejam iguais aos observados na prática. A base para comparação são os defeitos gerados em função da contração de solidificação.

As velocidades de enchimento devem ser apropriadas ao tamanho e a geometria da peça, velocidades muito altas podem gerar turbulências e consequentemente defeitos por quebra do revestimento, erosão ou até aprisionamento de gases no interior da peça. Velocidades baixas podem gerar perda acentuada de temperatura, e com isso falta de homogeneidade do metal líquido

criando as chamadas regiões de junta fria no metal, ou seja, o metal solidifica em uma dada região antes mesmo do enchimento total da peça. Peças com grandes áreas e pequenas espessuras devem ser submetidas a vazamentos com maiores temperaturas e velocidades.

Na Tabela 3, apresenta-se as principais verificações que são normalmente realizadas em simulações computacionais.

Tabela 3. Tipos de verificações nas simulações (ESI, 2012)

Tipo de verificação	Comentário
Velocidade de enchimento plano XZ	Possível identificar turbulências no enchimento
Velocidade de enchimento plano YZ	Possível identificar turbulências no enchimento
Riscos de oxidação do líquido	Zonas potenciais de oxidação
Evolução da fração sólida	Verifica-se como a solidificação acontece
Microporosidade fração volumétrica	Tamanho e localização dos microporos
Porosidade	Regiões de concentração de porosidades
Deformação durante resfriamento	Local e tamanho das deformações plásticas
Tensões na peça sólida	Local e valores das tensões

2.2 Produto

Uma bomba centrífuga é uma máquina de transporte de fluido que transforma energia cinética de rotação em energia hidrodinâmica de fluxo de fluido. A bomba direciona o fluxo através de suas lâminas ou pás fixadas num elemento rotativo, que são chamadas comumente de palhetas (FOX e MCDONALD, 2001).

Na Figura 4 apresentam-se alguns tipos de bombas centrífugas conforme a norma ISO 13709:2009, que são classificadas de acordo com as suas características construtivas.

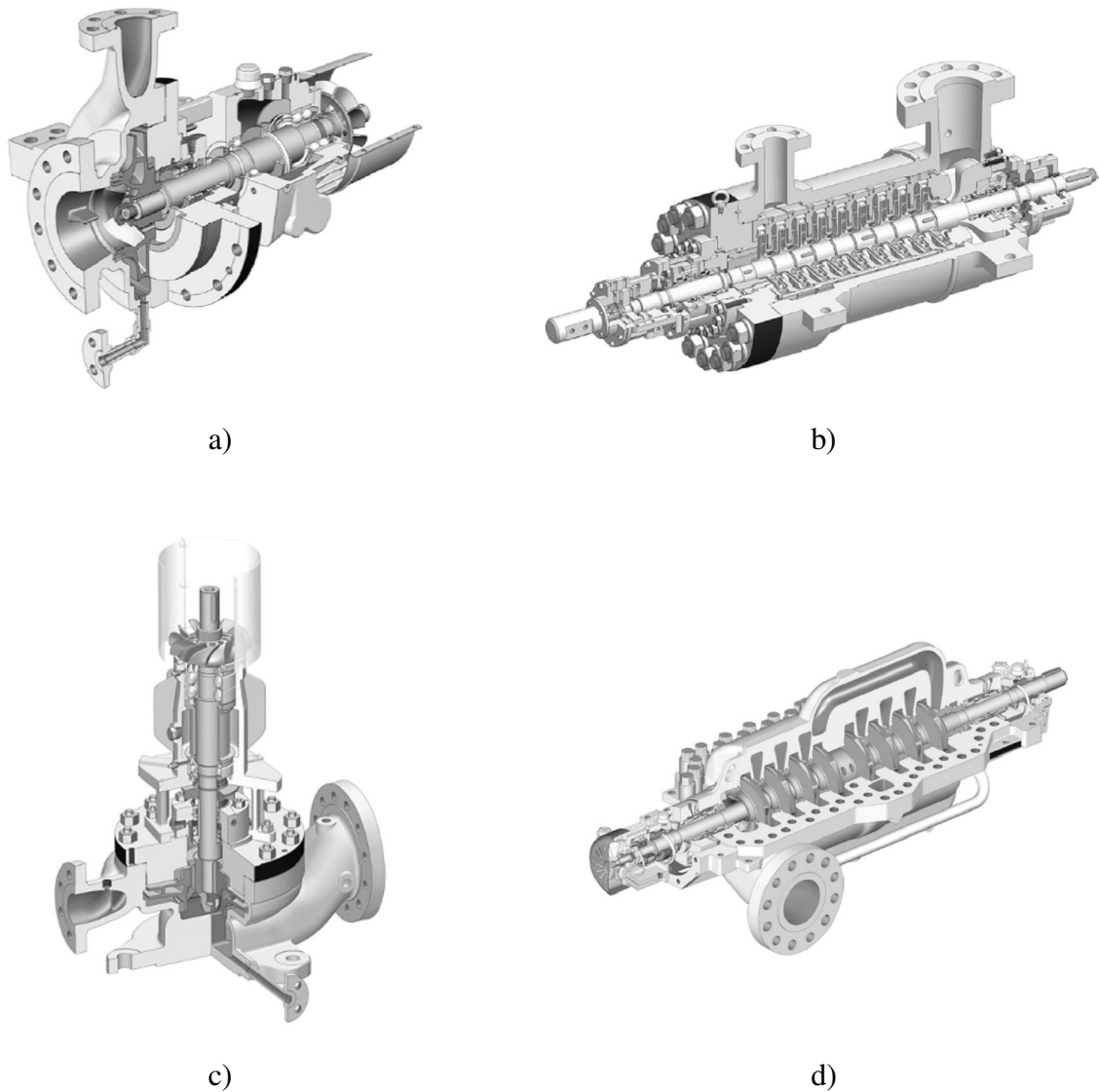


Figura 4. Tipos de bombas centrífugas: a) tipo OH2 único rotor em balanço; b) tipo BB5 barril com múltiplos rotores em linha; c) tipo OH3 vertical em linha; d) tipo BB3 com múltiplos rotores e carcaça bi-partida (GULICH, 2008).

Podem ter fluxo radial, axial ou misto. Nas máquinas de fluxo radial a trajetória do fluido é essencialmente radial, com mudanças significativas no raio, da entrada para a saída e às vezes são denominadas centrífugas. Nas máquinas de fluxo axial, a trajetória do fluido é aproximadamente paralela à linha de centro da máquina, e o raio do percurso não varia significativamente. Nas

máquinas de fluxo misto, o raio da trajetória de fluxo varia moderadamente (FOX e MCDONALD, 2001).

Os materiais para fabricação dos componentes da bomba devem ser determinados de acordo com as características do fluido a ser bombeado. Parâmetros como corrosividade, abrasividade, temperatura, viscosidade, pressão e velocidade devem ser considerados para a correta aplicação dos materiais construtivos dos componentes internos da bomba. Para os componentes externos deve-se considerar o ambiente de instalação e todas as intempéries possíveis.

A Figura 5 mostra uma bomba em corte de acordo com a norma dimensional ISO 2858:1975 e mecanicamente de acordo com a norma ANSI B73.1:2012, como exemplo. Na mesma figura relaciona-se a descrição dos principais componentes da bomba. Na configuração apresentada, o eixo onde se monta o rotor é suportado por dois rolamentos de esferas contidos em um mancal. Os principais elementos que determinam o desempenho hidráulico da bomba são o rotor e a carcaça ou voluta (GULICH, 2008). A entrada de fluido se dá horizontalmente enquanto a descarga do mesmo se dá perpendicularmente a entrada, ou seja, na posição vertical. Outras configurações das posições dos flanges de sucção e descarga podem ser feitas de acordo com a necessidade do local de instalação da bomba.

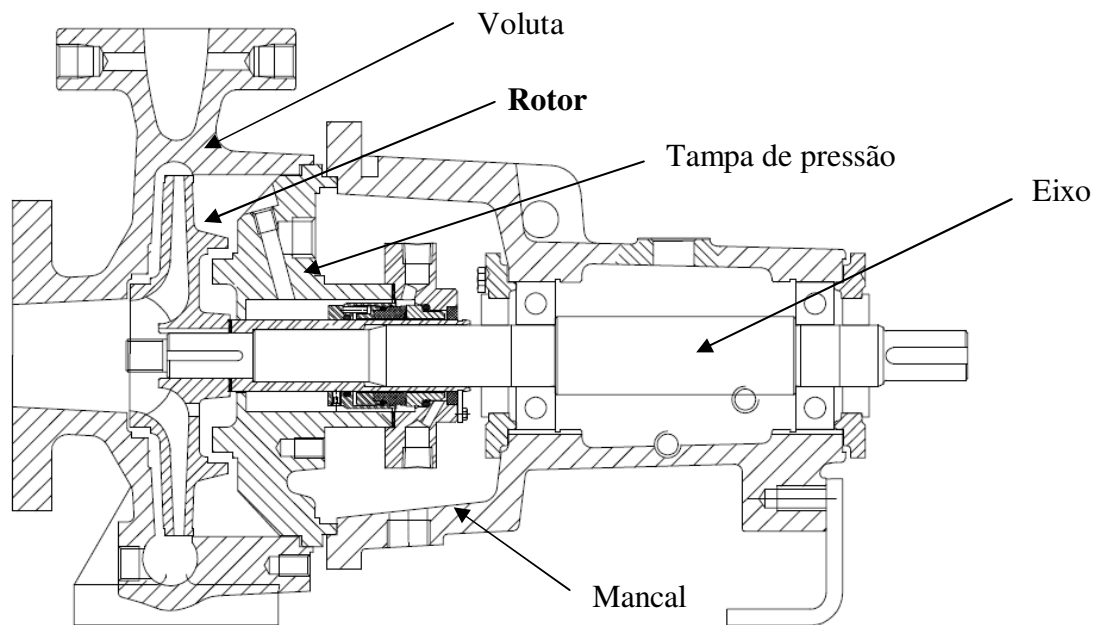


Figura 5. Bomba centrífuga em corte com especificação dos principais componentes, bomba conforme as normas ISO 2858:1975 e ANSI B73.1:2012 (Esquema do autor).

O modo pelo qual é feita a transformação do trabalho em energia hidráulica e o recurso para cedê-la ao líquido aumentando sua pressão e/ou velocidade permitem classificar as bombas em: deslocamento positivo, dinâmicas e especiais.

As aplicações mais comuns para uma bomba são: 1- transporte de fluidos de um local para o outro, como por exemplo, abastecimento de um reservatório com água originária de um rio; 2- abastecimento de processos que necessitam de pressões específicas para o seu funcionamento, como por exemplo, abastecimento de caldeiras para geração de vapor.

Na Figura 6 é mostrada a curva de um sistema (na cor verde), determinada pela somatória da altura geométrica H_{geo} e das perdas de carga localizadas e distribuídas. Em azul está representada uma curva (vazão x AMT) para uma bomba com diâmetro de rotor máximo. Em preto está representada uma curva (vazão x AMT) para uma bomba com diâmetro de rotor mínimo.

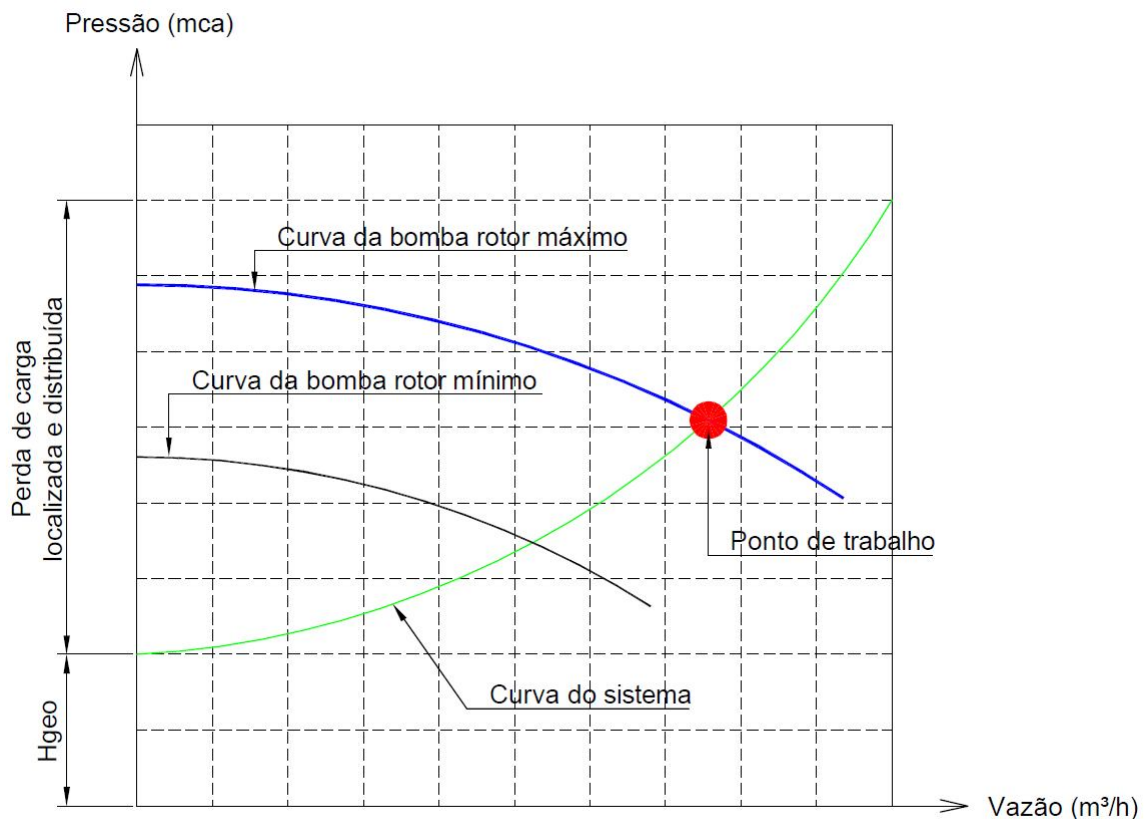


Figura 6. Curva característica de um sistema de bombeamento (Esquema do autor).

As curvas de operação das bombas centrífugas apresentam redução da AMT com o aumento da vazão.

O ponto de trabalho da bomba será na intersecção da curva do sistema com a curva da bomba. No exemplo, para o rotor máximo, o ponto de trabalho terá uma maior vazão e uma maior AMT comparando com a bomba com rotor mínimo.

Uma bomba centrífuga pode operar dentro de uma faixa de vazão e pressão e a seleção do tamanho da bomba, diâmetro do seu rotor e da sua rotação dependerá da curva do sistema em que a mesma será aplicada. A vazão desejada em conjunto com a curva do sistema determinará o ponto de trabalho ou ponto de funcionamento. A seleção da bomba será pela intersecção da sua curva com a curva do sistema.

A altura geométrica H_{geo} , também denominada altura estática ou desnível do fluido é a diferença da altitude (m) entre o ponto de coleta do fluido e o ponto de descarregamento do mesmo. A altura estática também poderá conter diferenças em pressão entre reservatórios de sucção e descarga.

Uma perda de carga localizada é resultante de um componente instalado na linha de sucção ou de descarga, como por exemplo, uma válvula de controle; uma perda de carga distribuída é resultante do atrito entre o fluido e as paredes da tubulação na linha de sucção ou descarga. Tais perdas aumentam com o incremento da velocidade no bombeamento, o que explica a forma ascendente da curva de sistema. A experiência mostra que as perdas de carga variam praticamente com o quadrado da velocidade e, portanto, com o quadrado da descarga, quando não há alteração na tubulação (MACINTYRE, 1997).

2.2.1 Rotor

O impulsor ou rotor é o elemento rotativo que fica contido na carcaça ou voluta da bomba. O escoamento penetra em cada máquina quase axialmente pelo olho do rotor e o fluxo é defletido e sai pela descarga do mesmo pelo diâmetro externo, como mostrado na Figura 7.

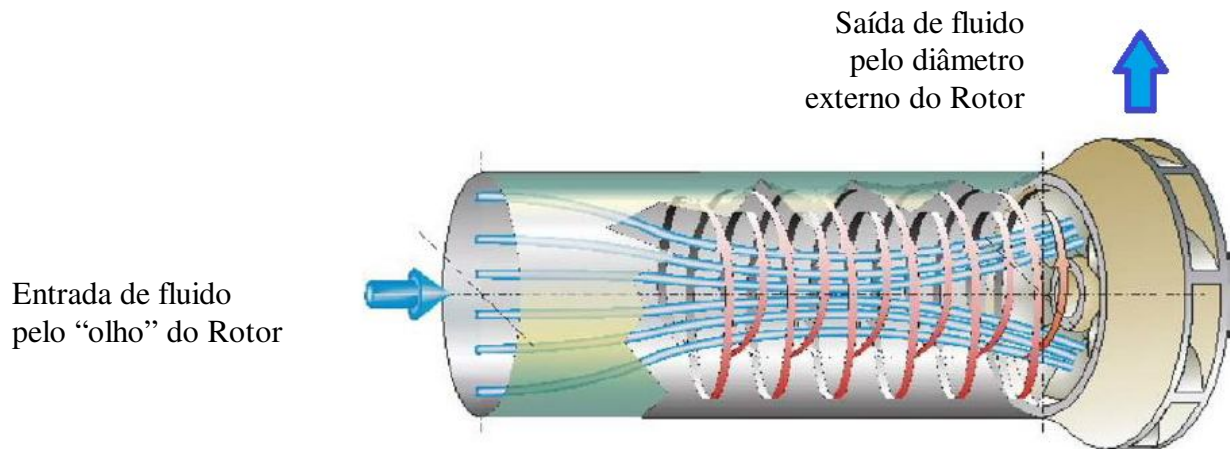


Figura 7. Representação do fluxo do fluido em um rotor radial fechado, entrada e saída (Adaptado de ANSI/HI 14.6:2011)

O rotor pode ser fechado ou aberto e as suas pás podem ser retas ou encurvadas para tornarem-se não radiais na saída. A pressão obtida no processo de bombeamento pode ser limitada utilizando-se apenas um rotor, porém é possível agregar mais rotores em uma única bomba para incrementar a pressão na descarga, bombas com essas características são classificadas como multiestágios (FOX e MCDONALD, 2001).

Na Figura 8 é apresentada a forma comum de uma palheta de rotor do tipo radial fechado.

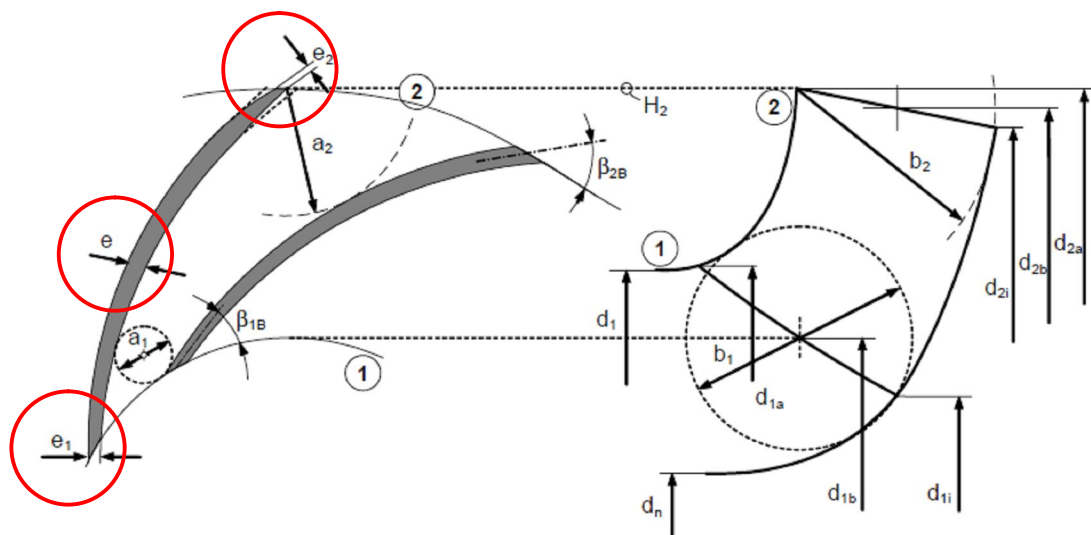


Figura 8. Esquema da disposição da palheta de um rotor fechado de fluxo radial e do seu perfil hidráulico. Em destaque as espessuras das palhetas e , e_1 e e_2 (GULICH, 2008).

O tipo de rotor, quantidade de palhetas, espessuras das palhetas, curvatura das mesmas, diâmetro externo, diâmetro do olho de entrada, largura da descarga, rugosidade superficial e a rotação de trabalho irão determinar, em conjunto com a voluta, a faixa de vazão útil da bomba e para cada vazão se terá uma pressão de descarga e um rendimento hidráulico.

As espessuras das palhetas e_1 e e_2 (destacados na Figura 8) devem ser otimizadas para ter o menor valor possível considerando os esforços a que são submetidas e o processo de fabricação adotado, pois a espessura otimizada da palheta favorecerá o rendimento hidráulico.

Embora um conjunto carcaça mais rotor seja projetado hidraulicamente para operar preferencialmente em uma vazão de máxima eficiência hidráulica (BEP), para flexibilizar a utilização da bomba pode-se operar em uma faixa de vazão. Utiliza-se também a redução do diâmetro do rotor ou a redução da rotação do eixo da bomba como artifício para ampliar a utilização de uma bomba para obter pressões diferentes em uma mesma vazão. Com a redução da velocidade periférica do rotor, ocorre a redução da pressão e do consumo de potência consequentemente. A Figura 9 mostra uma carta de aplicação característica de uma linha de bomba onde se pode verificar a faixa de aplicação de vários modelos de bombas.

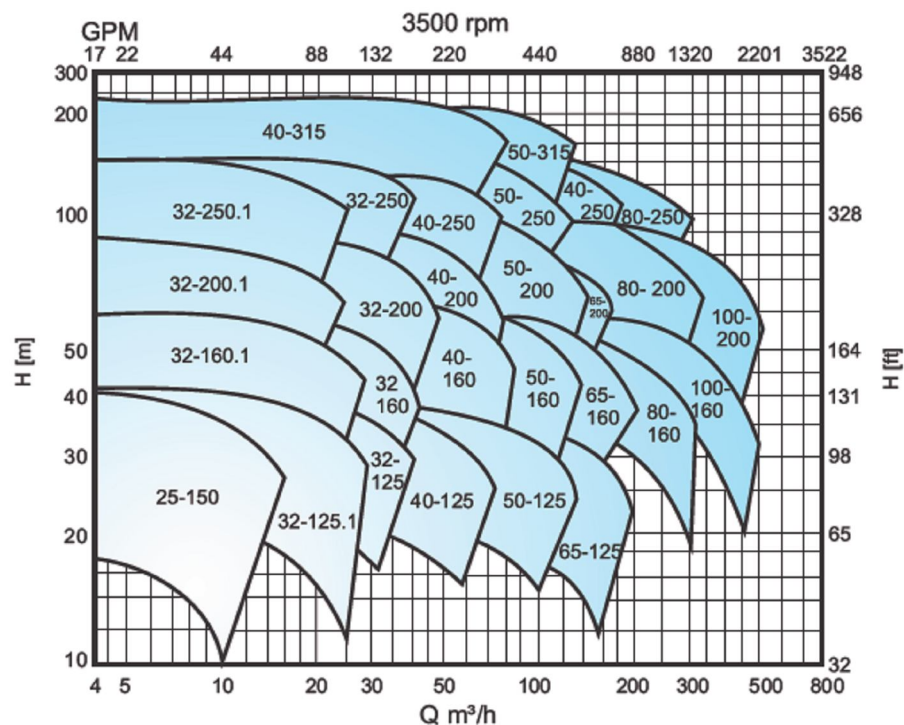


Figura 9. Carta de aplicação para uma linha com vários tamanhos de bombas (Catálogo Imbil, Modelo INI, edição 12/2015).

Para a Figura 9, no eixo X verifica-se a vazão da bomba (m^3/h) e no eixo Y a altura manométrica total (m). A curva superior para cada modelo de bomba representa o rotor com máximo diâmetro e a curva inferior representa o rotor com mínimo diâmetro.

Os tipos de rotores classificados quanto à posição das suas palhetas são demonstrados na Figura 10. Os rotores do tipo radial são aplicados para alturas elevadas podendo chegar a alturas de 800m dependendo das suas dimensões e rotação. Já os rotores semi-axiais são utilizados em alturas máximas de 100m e os rotores axiais são os que disponibilizam as menores alturas chegando a 12m (GULICH, 2008).

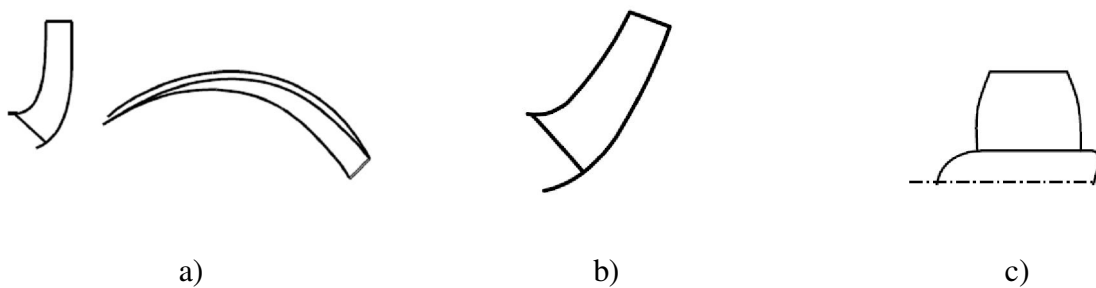


Figura 10. Tipos de rotores quanto à posição das suas palhetas: a) radial; b) semi-axial; c) axial (GULICH, 2008).

A Figura 11 apresenta a classificação dos rotores quanto a sua abertura. Três tipos possíveis são apresentados: rotores fechados, semiabertos e abertos. A aplicação do tipo de rotor está condicionada ao tipo de fluido a ser bombeado bem como a sua composição. Em um bombeamento de esgoto bruto, onde se tem sólidos em suspensão de dimensões significativas, o uso de um rotor fechado poderá gerar entupimentos e perda da eficácia do bombeamento, para uma condição como essa, a aplicação de um rotor aberto seria mais adequada e evitaria paradas indesejadas no processo de bombeamento.

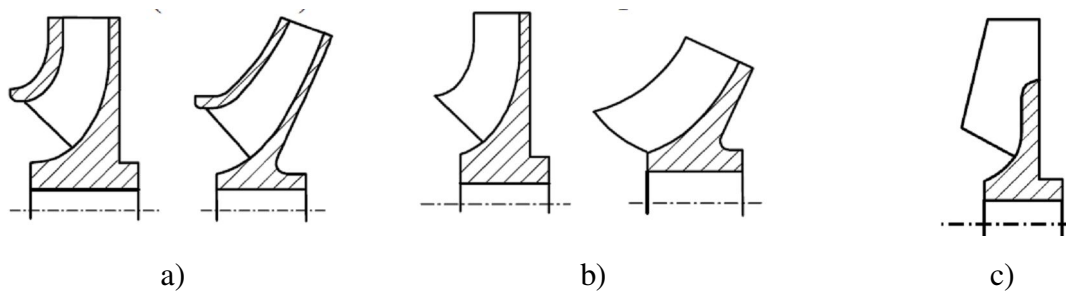


Figura 11. Tipos de rotores: a) fechado; b) semi-aberto; c) aberto (GULICH, 2008).

2.2.2 Materiais construtivos para rotores

Os materiais aplicados na construção de rotores variam de acordo com as características do fluido a ser bombeado e de acordo com os esforços a que são submetidos, bombas com alta capacidade de pressão demandam rotores com alta resistência mecânica, bombeamento de fluidos com sólidos em suspensão demandam rotores fabricados em materiais resistentes à abrasão e quando o fluido, nas condições de temperatura e pressão, apresenta características corrosivas, materiais resistentes à corrosão devem ser aplicados, como por exemplo, materiais com baixo teor de carbono (0,03%C) e elevado teor de cromo (17%Cr a 21%Cr).

Nas aplicações menos severas utiliza-se em grande escala o ferro fundido cinzento ou nodular pelo baixo custo de fabricação desses materiais. Em situações mais agressivas ou específicas utilizam-se aços inoxidáveis ou ligas não ferrosas, tais como alumínio e bronze. O aço ASTM A743 classe CA6NM é largamente recomendado em aplicações onde se tem cavitação no bombeamento em função das condições de NPSH (*Net Positive Suction Head*).

A NBR 7879 é uma norma brasileira publicada pela ABNT que referencia os materiais construtivos empregados para bombas hidráulicas de fluxo em função do líquido bombeado. Materiais como o ferro fundido, bronze, aço carbono e aço inox são especificados para classes básicas e opcionais de bombas. Uma tabela com o líquido bombeado correlaciona o tipo de material por componente bem como a classe do material construtivo. Trata-se de uma boa referência para a correta especificação do material compatível com o fluido a ser bombeado.

Para aplicações de bombas para os segmentos: petróleo, petroquímico e gás natural, a principal referência para seleção de materiais construtivos para os componentes de bombas é a norma americana ANSI/API 610:2010. Os anexos G e H dessa norma correlacionam por tipo de peça o material a ser aplicado de acordo com o fluido e as suas características. Ligas a base de níquel e o aço inoxidável duplex (ASTM A890:2013 e ASTM A995:2013) são comumente aplicados na fabricação das carcaças, tampas e rotores, componentes que tem contato direto com o fluido a ser transportado. No entanto o ferro fundido (ASTM A48:2012) e o aço carbono (ASTM A216:2016) também são especificados.

Os ferros fundidos são ligas a base de ferro e carbono e a sua caracterização é determinada pelo limite máximo da solubilidade do carbono no ferro. Assim, uma liga a base de ferro carbono é chamada de ferro fundido quando se excede a solubilidade do carbono no ferro. Esse limite de solubilidade é de 2,06% de carbono equivalente a uma temperatura de 1147°C, onde se tem uma única fase denominada austenita, então a partir desse valor de carbono equivalente, a liga Fe-C é chamada de ferro fundido e para valores abaixo de 2,06% é chamada de aço (SANTOS, 2006).

A Figura 12 traz algumas formas da precipitação do grafite no ferro fundido.

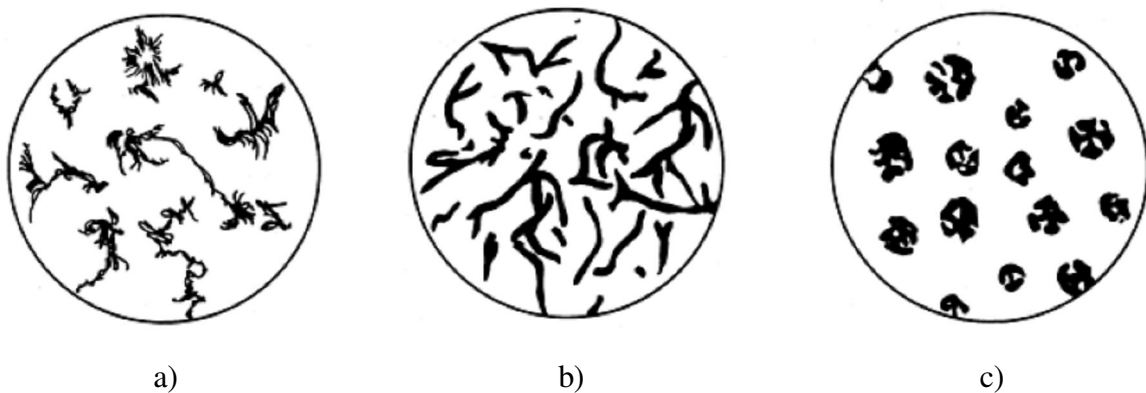


Figura 12. Precipitação do grafite no ferro, vermicular (a), lamelar (b) e nodular (c) (STEFANESCU, 1993).

Nos ferros fundidos, o carbono pode estar presente dissolvido em diversas fases, como cementita ou como grafita (COLPAERT, 2008). A classificação do ferro fundido normalmente é realizada em função da sua microestrutura. A forma como a grafita se precipita durante a solidificação permite classificar o ferro fundido como: lamelar, nodular ou vermicular. As propriedades mecânicas de um ferro fundido estão associadas principalmente à forma da grafita e as fases que se formam durante a solidificação.

Segundo Colpaert (2008), a equação 1 pode ser comprovada de forma empírica além de existirem fundamentos termodinâmicos que a suportem. Essa equação é utilizada para simplificar a avaliação do carbono equivalente (CE) e assim favorecer o uso de diagramas bidimensionais como, por exemplo, o diagrama de equilíbrio Fe-Fe₃C Figura 13.

$$CE = C + 1/3 (Si + P) \quad \text{(Equação 1)}$$

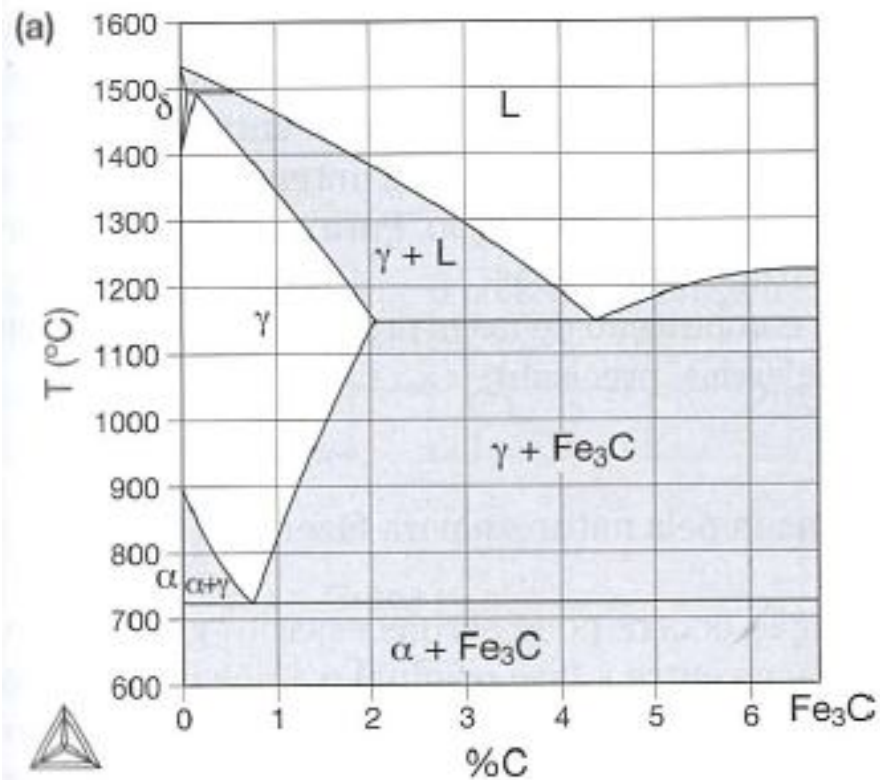


Figura 13. Diagrama de fases parcial do sistema Fe-Fe₃C (COLPAERT, 2008).

A ASTM regulamenta os requisitos para fabricação e aprovação de muitas ligas de Fe-C. A norma ASTM A48:2012 é largamente utilizada na indústria para o ferro fundido cinzento, já a norma ASTM A536:2014 é utilizada para o ferro nodular e a norma ASTM A47:2014 para o ferro maleável, porém outras normas estão disponíveis e podem ser utilizadas de acordo com a aplicação desejada.

O ferro fundido com grafita disposta em lamelas Figura 12-b normalmente não apresenta alongamento no ensaio de tração, o ferro fundido vermicular Figura 12-a apresenta alongamento, porém abaixo do encontrado no ferro fundido nodular onde a grafita se precipita na forma de nódulos Figura 12-c.

A Tabela 4 apresenta as principais características mecânicas de alguns ferros fundidos conforme as normas ASTM A47, ASTM A48 e ASTM A536.

Tabela 4. Propriedades mecânicas de alguns ferros fundidos conforme as normas ASTM A47, ASTM A48 e ASTM A536

Norma	Classe	Tipo	LRT (MPa) mín.	LE (MPa) mín.	Alongamento (%) mín.
ASTM A48	20	Lamelar	138	-	-
ASTM A48	30	Lamelar	207	-	-
ASTM A48	60	Lamelar	414	-	-
ASTM A47	32510	Maleável	345	224	10
ASTM A536	604018	Nodular	414	276	18
ASTM A536	654512	Nodular	448	310	12

Uma liga de ferro carbono é caracterizada como aço quando o teor de carbono está situado entre 0,008% a 2,06%. O valor máximo de carbono é determinado em função da total dissolução no ferro, que ocorre a 1147°C. Segundo Chiaverini (1965), o teor máximo de carbono depende da presença ou não nos aços de elementos de liga ou da presença dos elementos residuais em teores superiores aos normais.

O aço é uma liga de natureza relativamente complexa e sua definição não é simples, visto que, a rigor, os aços comerciais não são ligas binárias: de fato, apesar dos seus principais elementos de liga serem o ferro e o carbono, eles contêm sempre outros elementos secundários, presentes devido aos processos de fabricação (CHIAVERINI, 1965).

De acordo com a norma ASTM A216, o carbono equivalente (CE) para um aço carbono pode ser calculado de acordo com a equação 2.

$$CE = C + (1/6 \text{ Mn}) + [1/5 (\text{Cr} + \text{Mo} + \text{V})] + [1/15 (\text{Ni} + \text{Cu})] \quad (\text{Equação 2})$$

Os aços podem ser classificados como: aço eutetóide, que apresenta 0,8% de carbono, aços hipoeutetóides, que apresentam teor de carbono menor que 0,8% e aços hipereutetóides, que apresentam teor de carbono acima de 0,8% (SANTOS, 2008)

A perlita é uma formação de lamelas de ferrita ao lado de lamelas de cementita, que é comumente encontrada nos aços e nos ferros fundidos.

Um aço hipoeutetóide apresenta um teor de carbono de 0,02% a 0,8%, partindo da faixa da temperatura de austenitização do material, durante o resfriamento em condições de equilíbrio termodinâmico, forma-se a ferrita primária e, dependendo do teor de carbono do material, pode-se formar subsequentemente perlita.

Um aço hipereutetóide apresenta um teor de carbono maior que 0,8% até 2,06%, partindo da faixa da temperatura de austenitização do material, durante o resfriamento em condições de equilíbrio termodinâmico, forma-se a cementita primária e dependendo do teor de carbono do material pode-se formar subsequentemente perlita.

Uma diferença importante entre o ferro fundido e o aço carbono é justamente o teor de carbono presente na liga Fe-C. Nos ferros fundidos o teor de carbono é mais alto e uma parcela do carbono se precipita na forma de grafita, o que não ocorre no aço. Além da diferença na forma em que o carbono se precipita, outra diferença importante no processo de fabricação desses materiais também tem relação com o percentual de carbono da liga. Em temperaturas elevadas, acima de 700°C aproximadamente, o oxigênio presente na atmosfera combina com maior facilidade com o carbono do que com o ferro, como pode ser verificado no diagrama de energia livre de formação da Figura 14; isso ocorre no ferro fundido que tem um teor significativo de carbono e essa combinação não traz problemas ao material fundido.

Nos aços, principalmente nos aços eutetóides e nos aços hipoeutetóides, no processo de fusão do material, o oxigênio presente na atmosfera tende a combinar com o ferro pela pouca presença de carbono e ocorre um processo de oxidação do banho, situação que poderá gerar defeitos na peça a ser fundida. Por essa e outras características, o aço é considerado como mais difícil para se obter que o ferro fundido, além de necessitar de temperaturas mais elevadas para a sua fusão. Normalmente um processo de desoxidação do banho é necessário, utilizando elementos como cálcio ou silício, por exemplo, para que não se tenha defeitos na peça fabricada em aço, o que é dispensável para o ferro fundido, como explicado.

A oxidação é um termo consagrado para designar um tipo de corrosão, porque na maioria das vezes, o oxigênio, constituinte normal da atmosfera participa da reação (TANAKA, 1979).

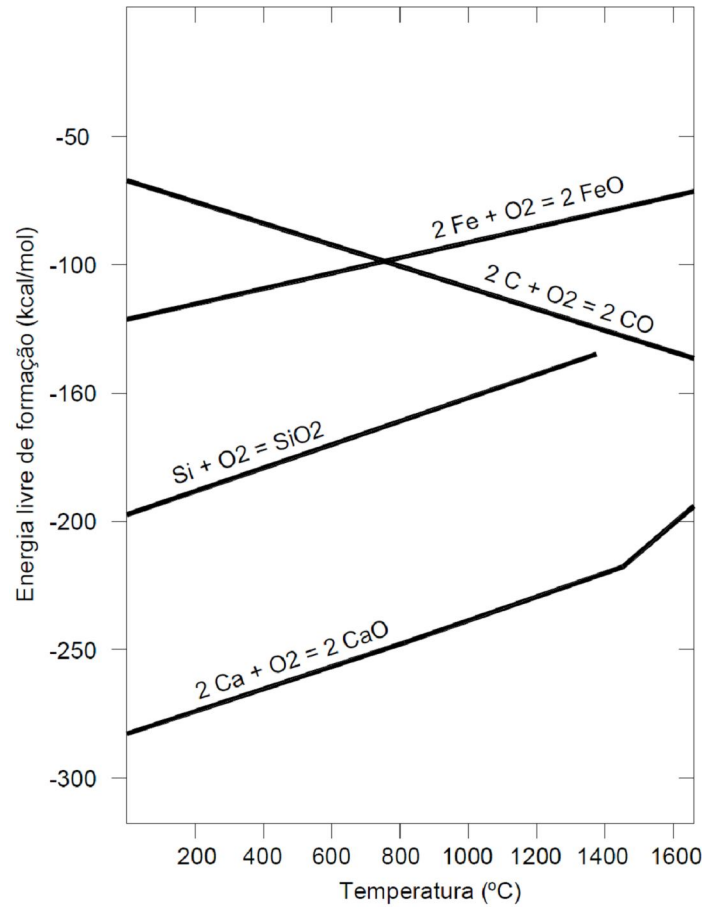


Figura 14. Diagrama de energia livre de formação (adaptado de SHRIVER, 2008).

Uma norma muito utilizada pela indústria que regulamenta o aço carbono fundido é a ASTM A216:2016, que apresenta três classes de materiais: WCA, WCB e WCC. As propriedades mecânicas são apresentadas na Tabela 5. O alongamento nos aços é maior que o alongamento nos ferros fundidos bem como o limite de resistência à tração (Tabela 4 *versus* Tabela 5).

Tabela 5. Propriedades mecânicas do aço carbono conforme a norma ASTM A216.

Norma	Classe	LRT	LE	Alongamento	RA
		(MPa)	(MPa) mín.	(%) mín.	(%) mín.
ASTM A216	WCA	415 a 585	205	24	35
ASTM A216	WCB	485 a 655	250	22	35
ASTM A216	WCC	485 a 655	275	22	35

2.3 Desempenho

A avaliação do desempenho de uma bomba se dá principalmente pela verificação da sua vazão, altura manométrica total e consumo de potência. Avaliações relacionadas à vida útil do equipamento também são normalmente realizadas.

2.3.1 Vazão mássica e vazão volumétrica

Um fluido é uma substância que se deforma continuamente sob a aplicação de uma tensão de cisalhamento, não importa quão pequena ela possa ser. Assim, os fluidos compreendem as fases líquida e gasosa das formas físicas nas quais a matéria existe.

Um sistema é definido como uma quantidade de massa fixa e identificável; as fronteiras do sistema separam-no do ambiente. As fronteiras do sistema podem ser fixas ou móveis; contudo, não há transferência de massa entre as mesmas. Calor e trabalho poderão cruzar as fronteiras do sistema, mas a quantidade de matéria dentro delas permanecerá constante (FOX e MCDONALD, 2001).

A vazão mássica de um sistema pode ser determinada utilizando a equação 3 (ANSI/HI 14.6:2011). Controlando o tempo e medindo a massa no intervalo, pode-se determinar a vazão mássica do sistema.

$$q^c = \frac{m}{t} \quad (\text{Equação 3})$$

Onde:

q^c = vazão mássica (kg/s)

m = massa avaliada (kg)

t = tempo de controle (s)

A densidade de um fluido é determinada em função da sua massa e do seu volume de acordo com a equação 4 (ANSI/HI 14.6:2011). Para a determinação da vazão volumétrica, considerando a vazão mássica, faz-se necessário conhecer a densidade do fluido.

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (\text{Equação 4})$$

Onde:

ρ = densidade (kg/m³)

m = massa avaliada (kg)

V = volume de controle em (m³)

A vazão volumétrica de um sistema pode ser determinada utilizando a equação 5 ANSI/HI 14.6:2011).

$$Q = \frac{q^c}{\rho} \quad (\text{Equação 5})$$

Onde:

Q = vazão volumétrica (m³/s)

q^c = vazão mássica calculada (kg/s)

ρ = densidade do fluido (kg/m³)

Controlando o tempo, medindo a massa no intervalo e considerando a densidade do fluido incompressível determina-se a vazão volumétrica do sistema.

As curvas de bombas centrífugas normalmente são apresentadas com a vazão em m³/h, para converter a unidade de vazão de m³/s para m³/h, utiliza-se a equação 6.

$$\frac{Qm^3}{h} = \frac{Qm^3}{s} \times 3600 \quad (\text{Equação 6})$$

Os regimes de escoamento são classificados em laminar e turbulento. No regime laminar o escoamento é caracterizado pelo movimento suave e em lâminas ou camadas. A estrutura do escoamento no regime turbulento é caracterizada por movimentos tridimensionais aleatórios de partículas fluidas, em adição ao movimento médio (FOX e MCDONALD, 2001).

O número de Reynolds (Re) é um parâmetro adimensional, e para sua determinação considera-se a massa específica do fluido, a velocidade média do escoamento, o diâmetro do tubo e a viscosidade do fluido. O escoamento em um tubo é classificado como laminar quando $Re \leq 2300$ e poderá ser turbulento para valores maiores (FOX e MCDONALD, 2001).

Para um escoamento permanente laminar, a velocidade num ponto permanece constante com o tempo, enquanto em um escoamento em regime turbulento têm-se flutuações aleatórias da velocidade instantânea em torno da velocidade média. O tipo de escoamento influenciará no rendimento do sistema avaliado. Para um escoamento em regime turbulento haverá mais perdas hidráulicas em função dessas flutuações aleatórias da velocidade.

2.3.2 Pressão

Quando um corpo está imerso num fluido, como a água, o fluido exerce, em cada ponto da superfície do corpo, uma força perpendicular à superfície. Esta força do fluido, por unidade de área da superfície, é a pressão P do fluido.

Qualquer substância, sólida, líquida ou gasosa, tem um módulo de compressibilidade ($\Delta V/V$). Os líquidos e sólidos são relativamente incompressíveis e por outro lado os gases são facilmente comprimidos (TIPLER, 2000). Este trabalho aborda o transporte de fluidos líquidos, adotados como incompressíveis.

2.3.3 Altura manométrica total - AMT

As curvas para seleção de bombas apresentam a altura manométrica total (AMT) em um dos seus eixos, normalmente no eixo vertical e no eixo horizontal se tem a vazão (Q).

A altura manométrica de uma bomba é a subtração da pressão avaliada na descarga com a pressão na sua sucção, também se corrige a diferença entre o ponto de tomada da pressão para a linha de centro do rotor da bomba e compensa-se a redução ou ampliação dos diâmetros das tomadas de pressão. Pode-se determinar a AMT de uma bomba utilizando a equação 7 (FOX e MCDONALD, 2001).

$$AMT = \left(\frac{P}{\rho \times g} + \frac{V^2}{2 \times g} + z \right)_{descarga} - \left(\frac{P}{\rho \times g} + \frac{V^2}{2 \times g} + z \right)_{sucção} \quad (\text{Equação 7})$$

Onde:

AMT = altura manométrica total (m)

$P / (\rho \times g)$ = pressão indicada no manômetro ou transdutor de pressão (m)

g = aceleração da gravidade (m/s^2)

V = velocidade média de escoamento (m/s)

z = altura do centro do rotor em relação ao centro do manômetro (m)

2.3.4 Potência hidráulica e mecânica

Para uma bomba, a potência hidráulica é definida como a taxa de energia mecânica recebida pela corrente de fluido em escoamento.

Com isso, a potência hidráulica ($P_{\text{hidráulica}}$) disponibilizada por uma bomba pode ser determinada, conforme a equação 8, considerando a vazão avaliada (Q), a altura manométrica total calculada (AMT) e a densidade do fluido bombeado (ρ) (FOX e MCDONALD, 2001).

$$P_{\text{hidráulica}} = Q \times \rho \times g \times \text{AMT} \quad (\text{Equação 8})$$

Onde:

$P_{\text{hidráulica}}$ = potência hidráulica (W)

Q = vazão volumétrica em (m³/s)

AMT = altura manométrica total (m)

ρ = densidade do fluido (kg/m³)

g = aceleração da gravidade (9,81m/s²)

A avaliação da potência mecânica em bombas centrífugas normalmente se dá por dois métodos:

1. Medição do torque entre as pontas de eixo do elemento acionador com a bomba, utilizando um transdutor de torque;
2. Em caso de uso de motor elétrico como acionador, medição da potência elétrica consumida e compensação do rendimento do motor para se obter a potência mecânica disponibilizada no eixo do motor. O rendimento do elemento de transmissão (acoplamento, redutor ou polias e correias, por exemplo) também deve ser descontado para não gerar erro na avaliação do rendimento hidráulico da bomba. Para determinar a $P_{\text{mecânica}}$ a partir de um torque medido, utiliza-se a equação 9.

$$P_{\text{mecânica}} = \frac{C \times n}{716} \quad (\text{Equação 9})$$

Onde:

$P_{\text{mecânica}}$ = potência mecânica (cv)

C = conjugado ou torque (kgf.m)

n = rotação (rpm)

Para determinar a $P_{\text{mecânica}}$ a partir da medição da potência elétrica consumida por um motor, utiliza-se a equação 10.

$$P_{\text{mecânica}} = P_{\text{elétrica}} \times (\eta_{\text{motor}}/100) \times (\eta_{\text{transmissão}}/100) \quad (\text{Equação 10})$$

Onde:

$P_{\text{elétrica}}$ = potência elétrica (cv)

$P_{\text{mecânica}}$ = potência mecânica (cv)

η_{motor} = rendimento do motor (%)

$\eta_{\text{transmissão}}$ = rendimento da transmissão (%)

2.3.5 Rugosidade superficial

Rugosidade é uma irregularidade fina na textura da superfície, resultante do processo de produção ou da condição do material (OBERG, 2012).

A rugosidade média (R_a) é a média aritmética dos valores absolutos dos desvios de altura do perfil medido dividido pelo comprimento avaliado expressa em micrometros (μm).

Segundo Oberg (2012), uma rugosidade de 12,5 a 25 μm é normalmente encontrada em peças fundidas convencionalmente com moldes em areia; para a microfusão a faixa média de rugosidade encontrada é de 1,6 a 3,2 μm , para usinagem em fresamento a faixa varia de 0,8 a 6,3 μm e para uma operação de eletropolimento são obtidas rugosidades de 0,1 a 0,8 μm .

A norma ISO 1302:2002 estabelece os graus de rugosidade de N1 até N12 conforme a Tabela 6, onde N1 é o grau onde a superfície é menos rugosa e N12 representa uma superfície mais rugosa. Quanto maior o grau da rugosidade, mais rugosa então será a superfície.

Tabela 6. Graus de rugosidade (adaptado da norma ISO 1302).

Grau da rugosidade	Ra (μm)	Grau da rugosidade	Ra (μm)	Grau da rugosidade	Ra (μm)
N1	0,025	N5	0,400	N9	6,300
N2	0,050	N6	0,800	N10	12,500
N3	0,100	N7	1,600	N11	25,000
N4	0,200	N8	3,200	N12	50,000

Gulich (2008) classifica os rotores e difusores em três classes de qualidade: G1 com rugosidade superficial grau N8, e para tanto recomenda uso de fundidos de precisão ou uso de machos cerâmicos; G2 com rugosidade superficial grau N8 a N9 e uso de machos cerâmicos; G3 com rugosidade superficial grau N9 a N10 para fundidos convencionais em molde de areia.

Em projetos de componentes para bombas como volutas, difusores e rotores, bem como em simulações hidráulicas, o grau de rugosidade é um parâmetro importante de entrada, já que existe uma relação direta com o desempenho do equipamento bombeador. O processo para obtenção da peça deve ser levado em consideração, uma vez que existem diferenças significativas para que a materialização do equipamento seja possível dentro dos parâmetros considerados em tempo de projeto.

A formação da camada limite, interface entre a superfície e o fluido é representada na Figura 15.

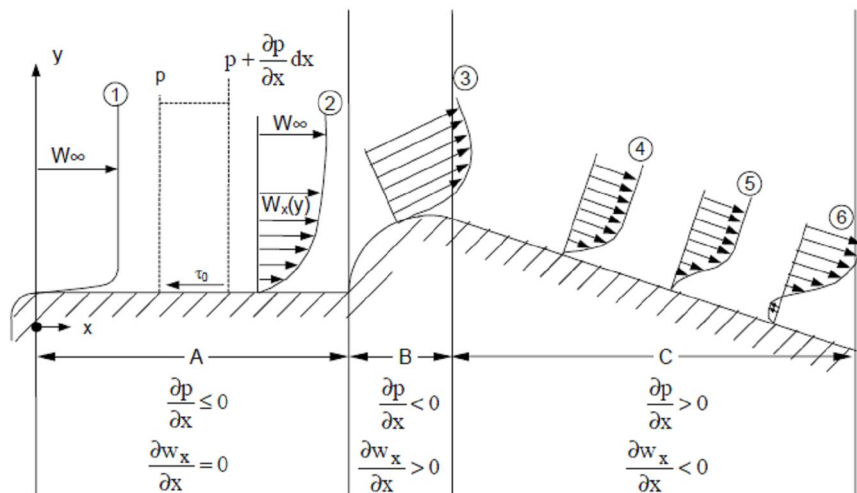


Figura 15. Formação da camada limite (GULICH, 2008).

A rugosidade na parede do rotor reduz a velocidade da camada limite, criando assim maiores perdas hidráulicas. Os vetores de velocidade do fluido tendem a inverter de sinal na proximidade com a superfície (GULICH, 2008). Na Figura 15 é demonstrado como ocorre a inversão do vetor de velocidade, mudança do sentido na posição 6.

A camada limite foi definida por Prandtl como uma região delgada adjacente a uma fronteira sólida, o escoamento pode ser analisado dividindo-os em duas regiões: uma perto das fronteiras sólidas e a outra cobrindo o restante do escoamento (FOX e MCDONALD, 2001).

A transição do regime laminar para turbulento na camada limite, Figura 16, depende do número de Reynolds, da rugosidade da superfície, da turbulência do fluxo e da curvatura da palheta (GULICH, 2008).

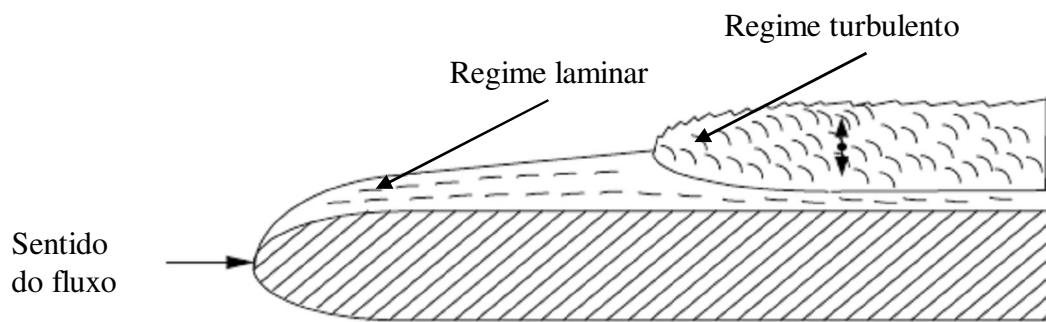


Figura 16. Transição da camada limite do regime laminar para turbulento (GULICH, 2008).

Na entrada da palheta do rotor a espessura da camada limite tende a zero e cresce com o comprimento do percurso com o fluxo crescente. A camada limite tem regime laminar na entrada que se torna turbulento após um determinado percurso, enquanto uma subcamada permanece laminar (GULICH, 2008).

Na região transiente de laminar para turbulento, entretanto, fluxos laminares podem gerar menos perdas, e então ser mais eficientes. Em fluxos turbulentos, as perdas dependem muito da rugosidade relativa no canal.

A rugosidade na palheta do rotor modificará a velocidade da camada limite e também a forma do fluxo. Essas características do bombeamento influenciarão no desempenho hidráulico da bomba. Assim, quanto mais rugosa for à superfície da palheta do rotor, maior será a influência na redução da velocidade na camada limite e maior será a influência na transição do regime laminar para turbulento, bem como na espessura da subcamada que permanecerá laminar.

2.3.6 Rendimento de uma bomba

O rendimento de uma bomba é a razão entre a potência hidráulica gerada e a potência mecânica avaliada na ponta do eixo da bomba em operação e demonstra a eficiência da transformação da energia mecânica transmitida em energia hidráulica obtida. Não é possível obter um rendimento igual ou superior a 100% para uma bomba, pois no processo de transformação da energia existem perdas. Os maiores rendimentos obtidos em bombas centrífugas estão situados entre 70 a 92% para rotores de fluxo radial fechado (GULICH, 2008).

Para uma bomba, a taxa de energia mecânica recebida é maior do que a taxa de aumento de carga produzida pelo rotor. A potência mecânica ($P_{\text{mecânica}}$) necessária para acionar a bomba é relacionada à potência hidráulica ($P_{\text{hidráulica}}$) de acordo com a equação 11, para a determinação do rendimento da bomba (FOX e MCDONALD, 2001).

$$\eta = \frac{P_{\text{hidráulica}}}{P_{\text{mecânica}}} \quad (\text{Equação 11})$$

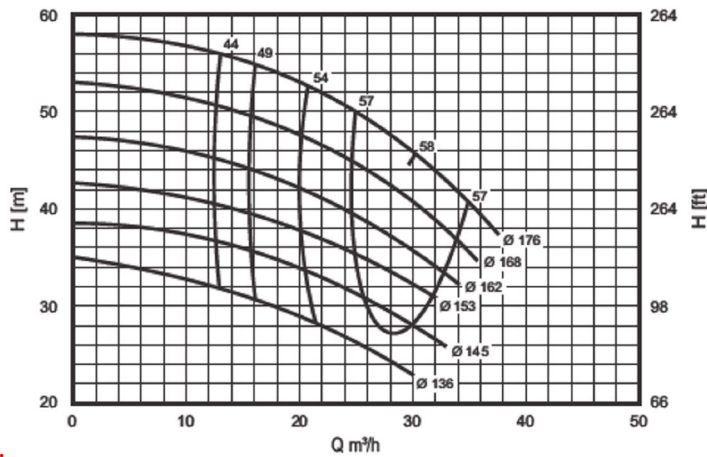
Onde:

η = rendimento da bomba (%)

$P_{\text{hidráulica}}$ = potência hidráulica (cv)

$P_{\text{mecânica}}$ = potência mecânica (cv)

A seguir apresentam-se curvas de rotores similares com passagens de descarga distintas. Para bombas com rotores de diâmetros externos próximos, do mesmo tipo (radial fechado, de mesma rotação de trabalho e de mesma quantidade de pás) verifica-se uma diferença significativa no rendimento máximo obtido quando se reduz a espessura da descarga. Um rotor de 16mm de passagem na descarga quando montado em um bomba, a mesma apresenta rendimento máximo de 80,5% (Figura 17-c), enquanto que para uma bomba com rotor de 9mm de passagem na descarga o rendimento máximo reduz para 67% (Figura 17-b) e quando a passagem de descarga é de 5mm o rendimento máximo atinge 58% (Figura 17-a).



a)

Largura da descarga:

5mm

Número de pás:

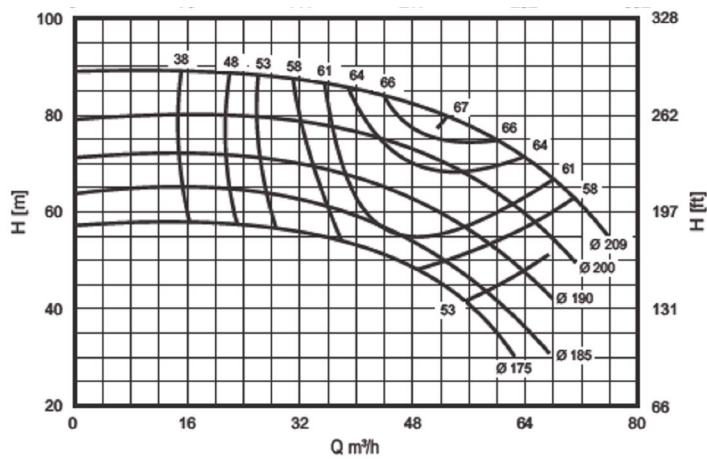
6

Diâmetro externo:

176mm

Rendimento máximo:

58%



b)

Largura da descarga:

9mm

Número de pás:

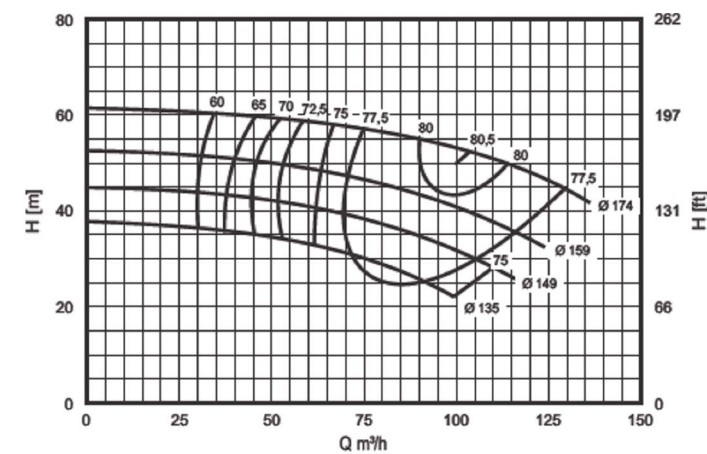
6

Diâmetro externo:

209mm

Rendimento máximo:

67%



c)

Largura da descarga:

16mm

Número de pás:

6

Diâmetro externo:

174mm

Rendimento máximo:

80,5%

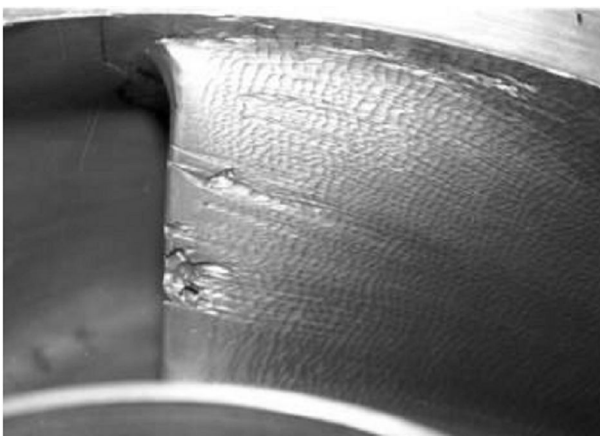
Figura 17. Curva de desempenho - rotor radial fechado: a) descarga = 5mm; b) descarga = 9mm; c) descarga = 16mm (Catálogo Imbil, Modelo INI, edição 12/2015).

Verifica-se que a influência da área superficial interna do rotor, dentre outras variáveis, no rendimento da bomba aumenta com a diminuição da passagem de descarga, o que justifica a redução do rendimento. Contudo, tal influência poderá ser maior ou menor dependendo da rugosidade observada na superfície do rotor.

2.3.7 Desgaste abrasivo

O desgaste hidro-abrasivo consiste na perda de material, principalmente nas palhetas do rotor, que é induzida por partículas sólidas dissolvidas no líquido. A abrasão gera ondulações nas superfícies como demonstrado na Figura 18, e com isso ocorre modificações na rugosidade da superfície. Normalmente o grau de rugosidade aumenta em função da formação das ondulações, e como já discutido, com o aumento da rugosidade na superfície aumentam as perdas hidráulicas, diminuindo o rendimento do bombeador.

Um caso típico onde ocorre essa sistemática de desgaste hidro-abrasivo é o bombeamento de águas oriundas de rios ou de poços, onde se carrega junto com a água, pequena concentração de grãos de areia.



a)



b)

Figura 18. Efeito do desgaste abrasivo em palhetas de rotor, na sucção (a) e na descarga (b) (GULICH, 2008).

As partículas em suspensão no fluido são pressionadas contra a superfície do metal pelas forças centrífugas geradas pelos vórtices, fenômeno que é demonstrado na Figura 19 (GULICH, 2008). Cada partícula em contato com o componente contribui para que a abrasão ocorra.

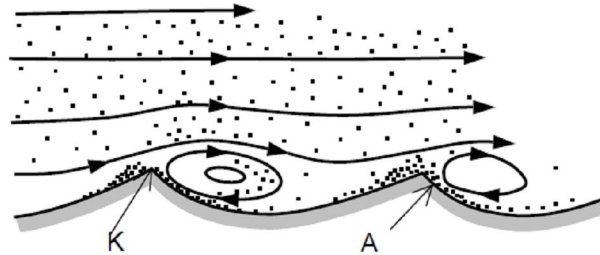


Figura 19 Geração de perfis ondulados pelos vórtices (GULICH, 2008).

A redução no efeito desse fenômeno hidro-abrasivo pode ser pela eliminação da entrada de partículas sólidas na sucção da bomba ou com o uso de materiais construtivos mais resistentes à abrasão. O controle da entrada de partículas sólidas não é um processo simples, pois envolve um sistema de filtragem do fluido, o que implicará na instalação de mais equipamentos no sistema de sucção da bomba. O uso de materiais mais resistentes na fabricação do rotor pode ser uma solução simples e econômica, pois não há necessidade de ampliar a infraestrutura do sistema de bombeamento.

A resistência ao desgaste abrasivo de um material não tem relação apenas com a sua dureza, depende também da sua microestrutura, ou seja, dos constituintes, da forma e do tamanho dos mesmos.

Penagos (2015) discute duas técnicas para comparação da resistência a abrasão de materiais distintos. Uma técnica chamada de dois corpos consiste em submeter uma amostra do material a ser avaliado em contato com uma lixa abrasiva em rotação, aplicando uma força e avalia-se a massa inicial e a massa final após a prática, essa técnica é regulamentada pela norma ASTM G132:1996. A outra técnica, chamada de três corpos, consiste em submeter uma amostra do material a ser avaliado em contato com uma roda de borracha em rotação, aplicando uma força e entre esses dois componentes insere-se um fluxo constante de areia com granulometria controlada e avalia-se a massa inicial e a massa final após a prática, essa técnica é regulamentada pela norma ASTM G65:2004.

Em seu trabalho no LFS-USP (Laboratório de fenômenos de superfície – USP), Penagos (2015) mostra que a prática conforme a norma ASTM G65 é mais severa que a prática de dois corpos conforme a norma ASTM G132. Portanto, decidiu-se utilizá-la para que se consiga demonstrar com maior sensibilidade as diferenças.

3 SIMULAÇÕES

Executaram-se três simulações computacionais, sendo: 1- simulação da eficiência hidráulica; 2- simulação metalúrgica para o processo convencional de fundição; 3- simulação metalúrgica para o processo de microfusão.

O objetivo principal para a realização da simulação hidráulica foi verificar a influência da rugosidade superficial no rendimento hidráulico do rotor e, conseqüentemente, da bomba.

A execução da simulação metalúrgica para o processo convencional teve como objetivo avaliar a eficiência do sistema de alimentação, já desenvolvido, e apontar possíveis melhorias.

A simulação metalúrgica para a microfusão foi realizada na etapa de desenvolvimento do projeto da árvore metálica, ou seja, antes da fabricação das matrizes utilizadas na injeção da peça em cera. A simulação apresentada neste trabalho é referente à última versão do sistema de alimentação projetado.

3.1 Simulação da eficiência hidráulica

O software adotado para a realização da simulação hidráulica foi o Ansys CFX versão 13 e o modelo matemático foi o do rotor microfundido, com a espessura das palhetas ajustadas. Na Tabela 7 apresentam-se os tamanhos de grãos equivalentes, parâmetros para configuração do Ansys CFX, à rugosidade superficial R_a (μm).

Tabela 7. Parâmetro de configuração do tamanho equivalente do grão para correlacionar com a rugosidade Ra (μm) (GULICH, 2008).

Rugosidade da superfície Ra (μm)	Tamanho de grão equivalente	Rugosidade da superfície Ra (μm)	Tamanho de grão equivalente
0,0	0,0	12,0	30,7
3,0	7,5	15,0	38,4
6,0	15,2	18,0	38,4
9,0	23,0	25,0	64,0

As simulações foram executadas em três diferentes vazões: $25\text{m}^3/\text{h}$, $30\text{m}^3/\text{h}$ e $35\text{m}^3/\text{h}$ a uma rotação de 3500rpm. Variou-se a rugosidade superficial a partir de uma superfície polida até $25\mu\text{m}$ Ra.

Na Figura 20 apresenta-se o resultado da simulação hidráulica com as faixas de pressão desde o núcleo do rotor, entrada do fluido, até a periferia do mesmo, onde ocorre a descarga do fluido. Para essa imagem, a rotação da bomba foi de $n=3500\text{rpm}$ e a vazão $Q=30\text{m}^3/\text{h}$. A diferença de pressão observada na simulação entre o núcleo e a periferia do rotor é de 536.823 Pa, ou seja, $5,47\text{kgf}/\text{cm}^2$.

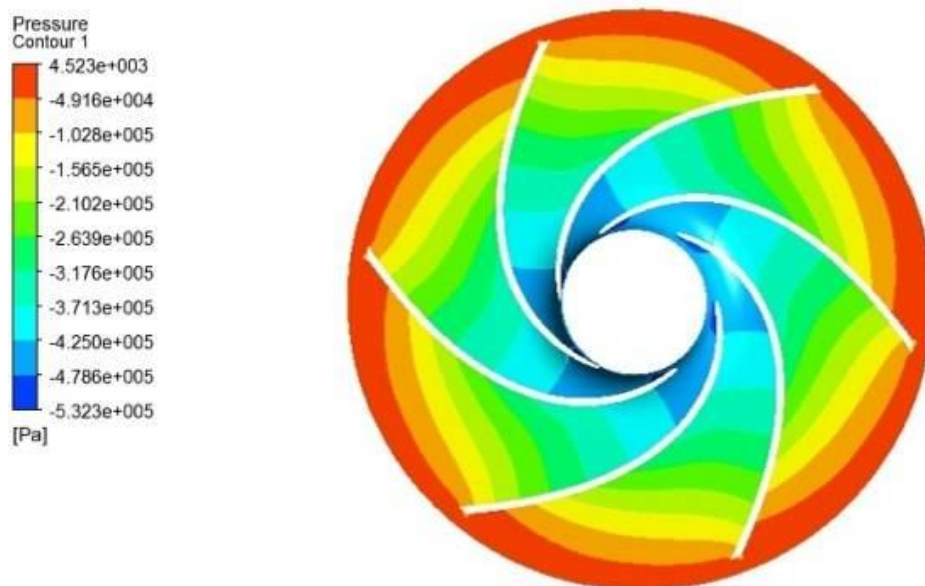


Figura 20. Resultado da simulação hidráulica, projeto microfundido – pressão do fluido H_2O (Pa) (Cortesia Imbil).

Além das verificações das pressões internas do rotor, também se avaliou as velocidades incidentes em cada região do mesmo. Na Figura 21 pode-se verificar a maior velocidade do fluido igual a 16,86m/s na região próxima ao diâmetro externo. As rugosidades nas regiões de maiores velocidades terão maior influência no desempenho hidráulico do rotor.

As menores velocidades, em torno de 4,21m/s, são observadas próximas ao núcleo do rotor onde também se tem as menores pressões. No que tange acabamento superficial, pode-se supor que para atingir melhores rendimentos hidráulicos, devem-se ter maiores cuidados com a rugosidade superficial nas regiões internas da periferia do rotor.

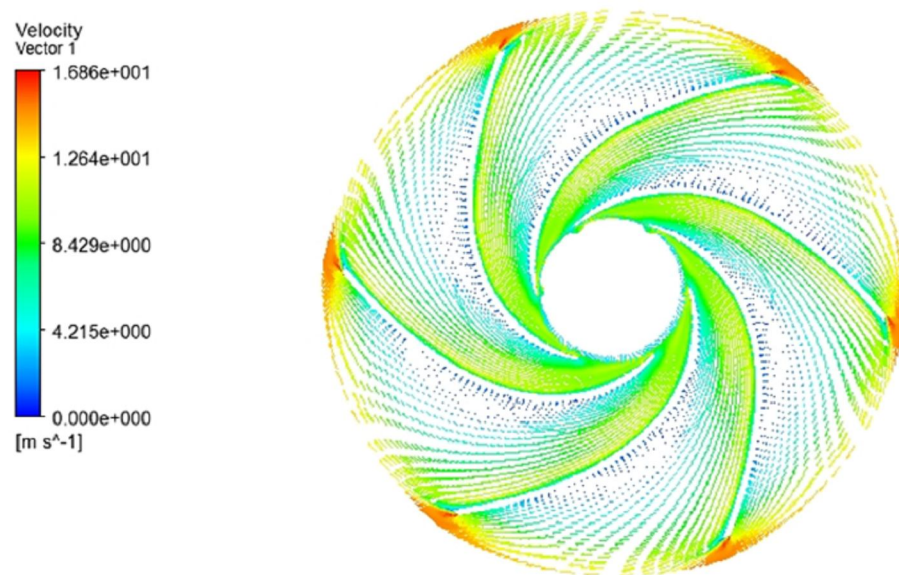


Figura 21. Resultado da simulação hidráulica, projeto microfundido – velocidades do fluido H₂O (m/s) (Cortesia Imbil).

Os dados de rendimento resultantes da simulação são apresentados na Tabela 8. Considerou-se o rotor individualmente, sem o efeito da voluta no estudo.

Tabela 8. Dados gerados pela simulação hidráulica via software CFX - Rendimento.

Rugosidade da superfície Ra (μm)	Rendimento (%) hidráulico para a vazão de 25m ³ /h	Rendimento (%) hidráulico para a vazão de 30m ³ /h	Rendimento (%) hidráulico para a vazão de 35m ³ /h
0	98,1	97,8	97,5
3	97,8	97,4	96,8
6	97,6	97,0	96,3
9	97,4	96,7	96,0
12	97,3	96,5	95,9
15	97,3	96,4	95,8
18	97,3	96,7	95,7
25	97,1	96,3	95,7

Com a piora do acabamento superficial, tem-se a redução no rendimento hidráulico e a influência do acabamento superficial aumenta para as vazões maiores. Isso ocorre em função do aumento da velocidade no interior do rotor. Essa condição pode ser observada no gráfico exibido na Figura 22.

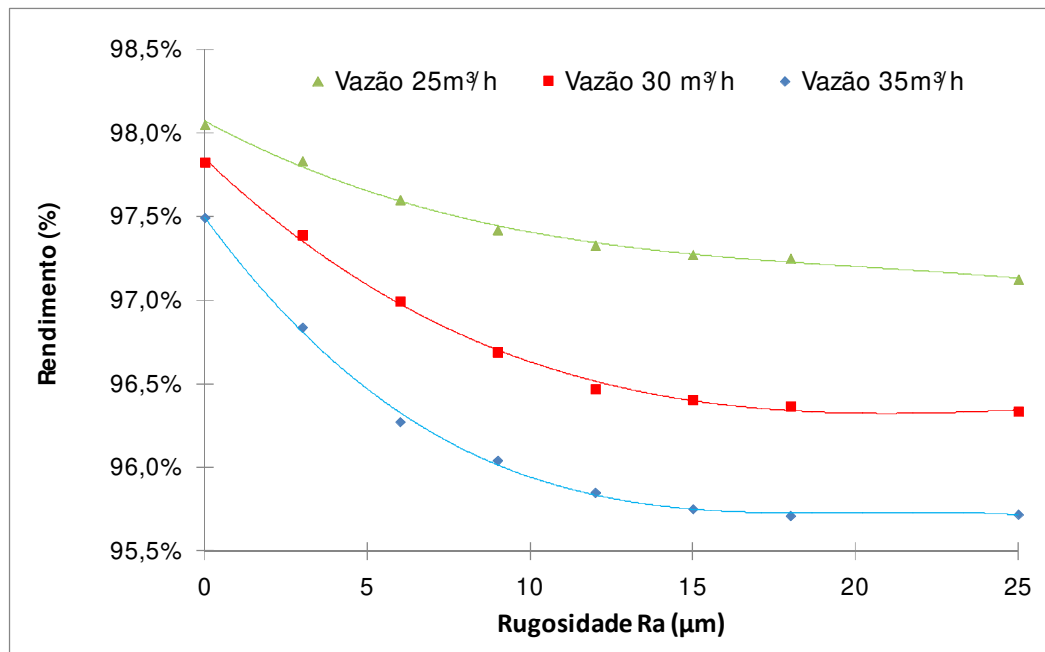


Figura 22. Resultado da simulação hidráulica variando a rugosidade superficial – rendimento em função da rugosidade (Esquema do autor).

Para as menores vazões e para os menores valores de rugosidade se tem os melhores rendimentos.

3.2 Simulação do processo de fundição convencional

O modelo matemático em três dimensões (3D) foi elaborado a partir do software SolidWorks versão 2012 e considerou-se um projeto de alimentação existente utilizado em escala de produção. Os canais de alimentação, massalotes e saída de gases foram desenhados juntamente com a peça. A simulação se deu com o software da ESI ProCast, onde os parâmetros considerados foram:

Peça: Rotor convencional

Software: ESI ProCAST

Temperatura do molde: Ambiente 25°C

Temperatura de vazamento: 1420°C

Material: ASTM A48 CL30

Tempo de enchimento: 5s a 6s

Pressão vazamento: Gravidade

Tipo de luva: Isolante

Potencial médio de expansão: 70%

Com as simulações realizadas pelo software ProCAST, obteve-se um total de seis resultados, sendo eles: 1. Velocidade do fluido durante o processo de vazamento da peça (Figura 23); 2. Vetores de velocidade durante o processo de vazamento (Figura 24); 3. Variação da temperatura do fluido durante o processo de vazamento (Figura 25); 4. Oxidação do metal durante o processo de vazamento (Figura 26); 5. Evolução da solidificação do metal e identificação dos pontos quentes na peça (Figura 28); 6. Identificação das descontinuidades (Figura 29). A Figura 23 traz o resultado da simulação de enchimento da peça onde se pode observar a velocidade de entrada do fluido e possíveis turbulências.

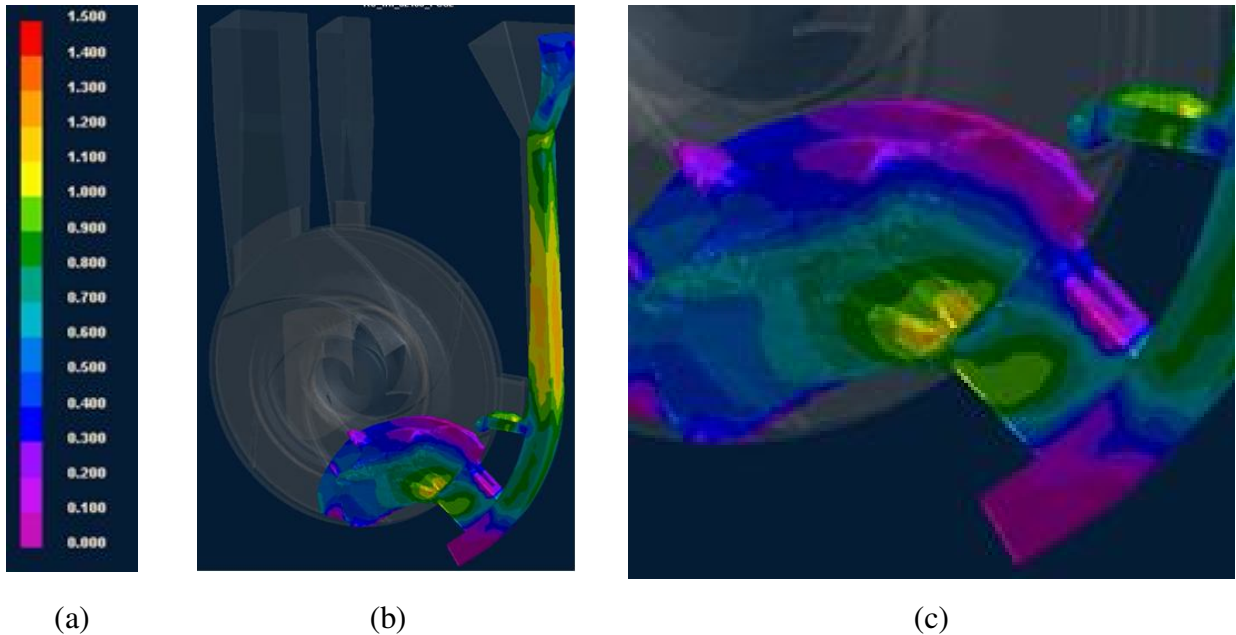


Figura 23. Simulação metalúrgica – velocidade do fluido no vazamento da peça – fundição convencional. a) escala em m/s; b) visão geral do sistema; c) ampliação da zona de ataque (Cortesia ESI).

As velocidades verificadas no canal de descida foram as mais altas observadas na Figura 23, atingindo valores máximos de 1,2m/s, o que é desejável. Na entrada da peça, as velocidades máximas encontradas ficaram abaixo de 1,0m/s o que comprova que o canal de ataque está sendo pressurizado e o mesmo está regulando a entrada do metal na peça para que não se tenha altas velocidades. Todos os valores encontrados nessa simulação são considerados como normais e satisfatórios e não se faz necessário nenhuma alteração.

Com uma análise mais detalhada e ampliada, considerando a direção dos vetores de velocidades na região de entrada do metal no primeiro canal de ataque, em ampliação na Figura 24, pode-se identificar uma região onde o fluxo do metal não é laminar e consequentemente uma turbulência acaba por aprisionar uma parcela de oxigênio à esquerda da entrada do metal na peça. Tal situação pode promover o aprisionamento de bolhas de ar ou até mesmo promover a oxidação do metal naquela região.

Para essa situação recomenda-se alterar o canal de ataque, modificando a posição do canal de ataque inferior de modo que o mesmo tangencie no quadrante inferior do diâmetro externo da

peça. Com essa alteração na posição do canal de ataque, o fluxo ficará laminar e evitará os possíveis defeitos indesejáveis.

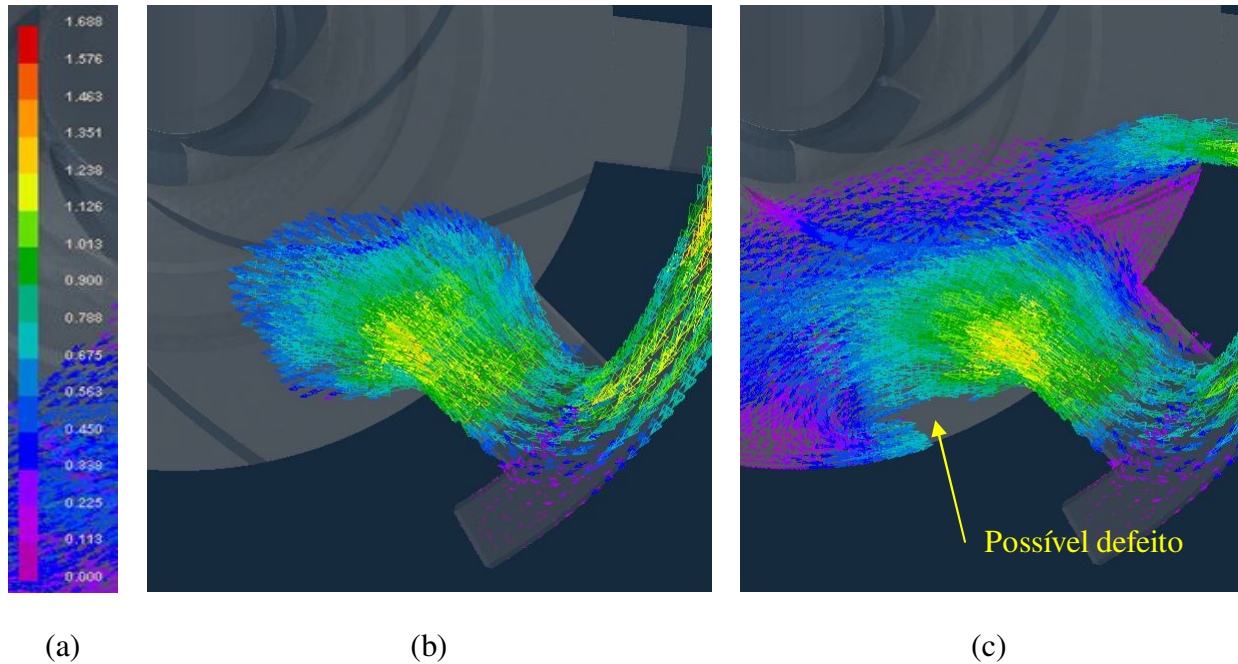


Figura 24. Vetores de velocidade durante o processo de vazamento – fundição convencional. a) escala em m/s; b) no tempo de 0,7s; c) no tempo 0,9s (Cortesia ESI).

A redução da temperatura durante o processo de vazamento é um ponto de preocupação na fase de projeto do sistema de alimentação da peça e da determinação da temperatura inicial para o vazamento, pois caso a temperatura reduza além da temperatura de início de solidificação, antes que a peça esteja completamente preenchida com o metal, podem-se ter defeitos como a falta de preenchimento. Para a peça estudada, que dispõe de um carbono equivalente de 4,04% (calculado em função da composição química do material utilizando a equação 1), a temperatura para início da solidificação do metal é de 1150°C, considerando o diagrama de fases parcial do sistema Fe-Fe₃C (Figura 13). No resultado da simulação apresentado na Figura 25, verifica-se que a menor temperatura avaliada durante o vazamento foi de 1270°C, ou seja, superior à temperatura de início de solidificação. Assim, tanto a temperatura inicial para vazamento e o tempo de enchimento podem ser considerados adequados para a peça estudada.

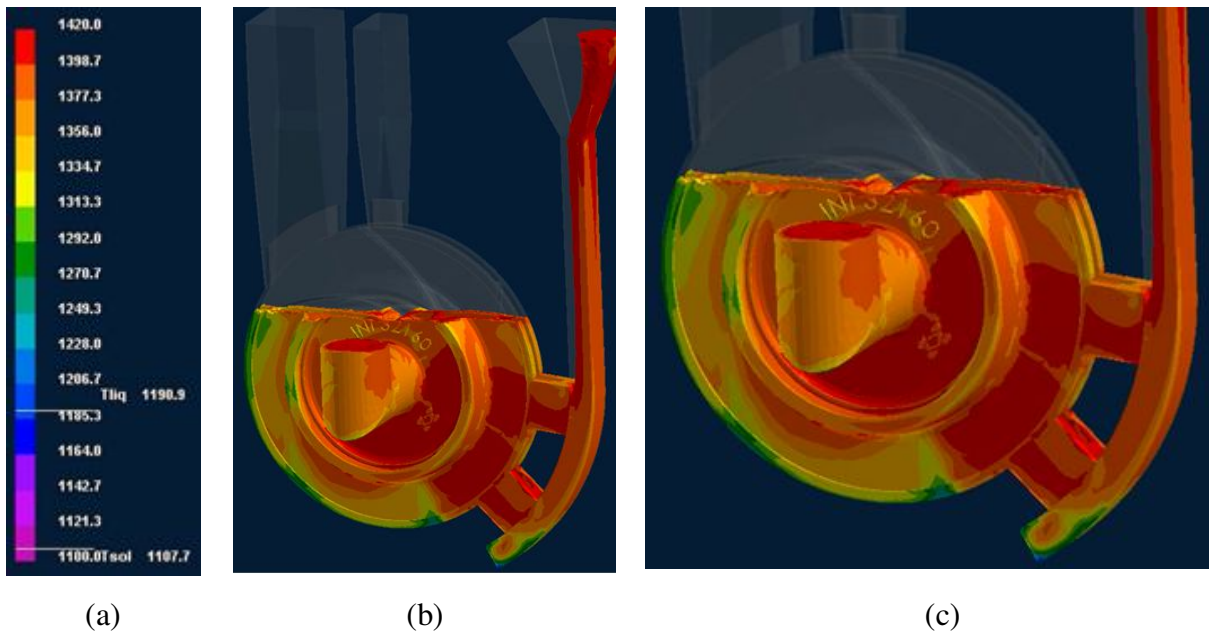


Figura 25. Variação da temperatura do fluido durante o processo de vazamento – fundição convencional. a) escala em °C; b) visão geral do sistema; c) ampliação do enchimento em 2,7s (Cortesia ESI).

A simulação de provável oxidação no metal é apresentada na Figura 26, justamente a maior tendência da formação de oxidação é no ponto do aprisionamento de ar citado anteriormente. Essa situação influenciará nas propriedades mecânicas do material naquela região e poderá impossibilitar a utilização da peça. Com a alteração proposta no canal de ataque, a provável oxidação será eliminada.

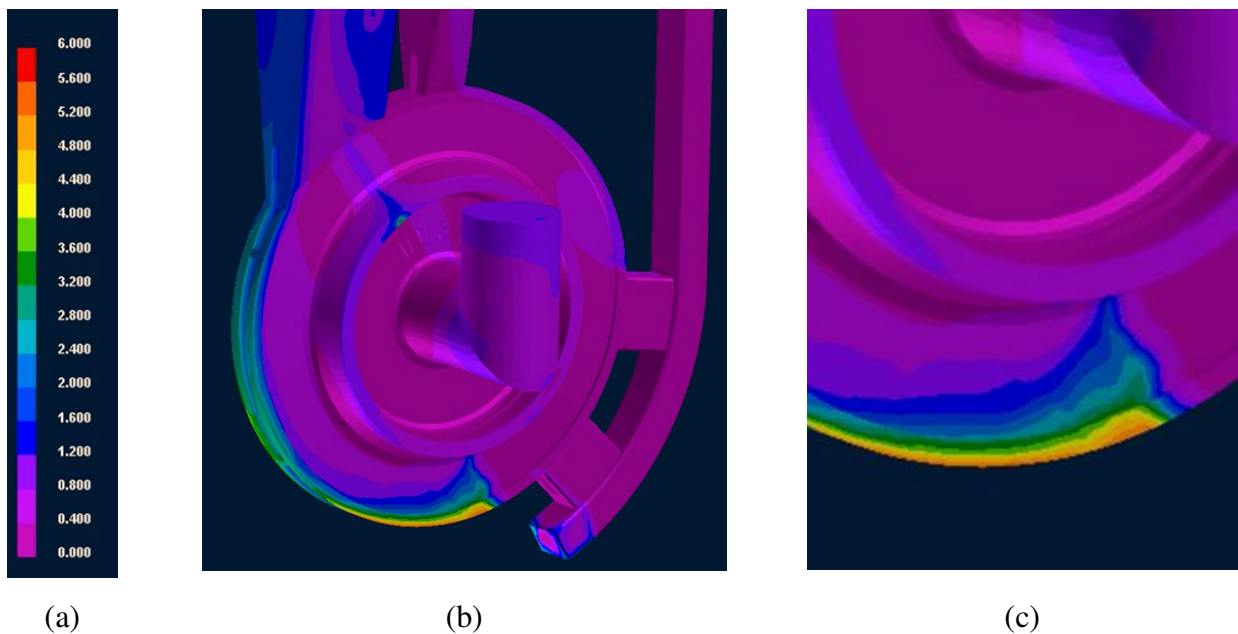


Figura 26. Oxidação do metal durante o processo de vazamento – fundição convencional. a) escala em $\text{cm}^2.\text{s}$; b) visão geral do sistema; c) ampliação da zona de oxidação em 4,9s (Cortesia ESI).

A Figura 27 apresenta o projeto original dos canais de ataque e a alternativa para eliminação da provável oxidação do metal.

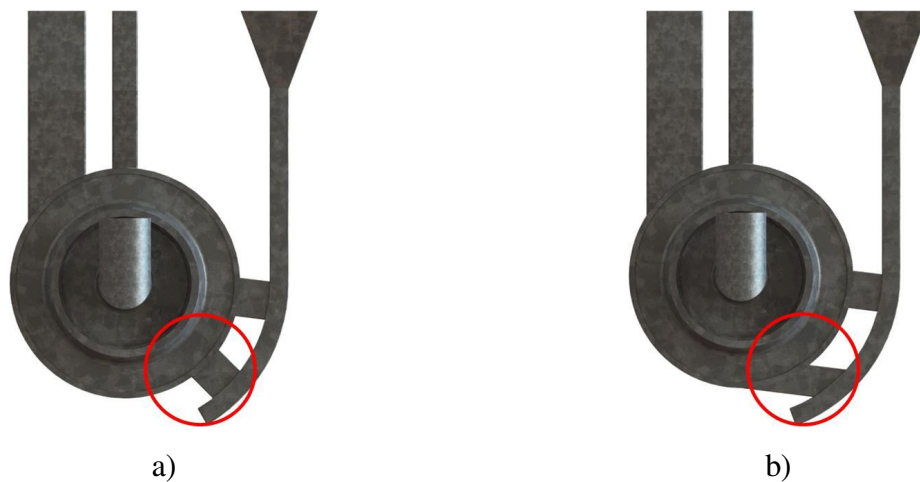


Figura 27. Canais de ataque – peça convencional. a) projeto original; b) projeto adequado (Esquema do autor).

O ataque inferior deverá tangenciar com o quadrante inferior do diâmetro externo do rotor (Figura 27b).

Após todas as verificações relacionadas ao processo de enchimento da peça, executaram-se as verificações necessárias para a validação do processo de solidificação da peça, como a forma da solidificação do metal (Figura 28), a eficiência da massalotagem e dos possíveis defeitos provenientes da contração do metal durante a solidificação.

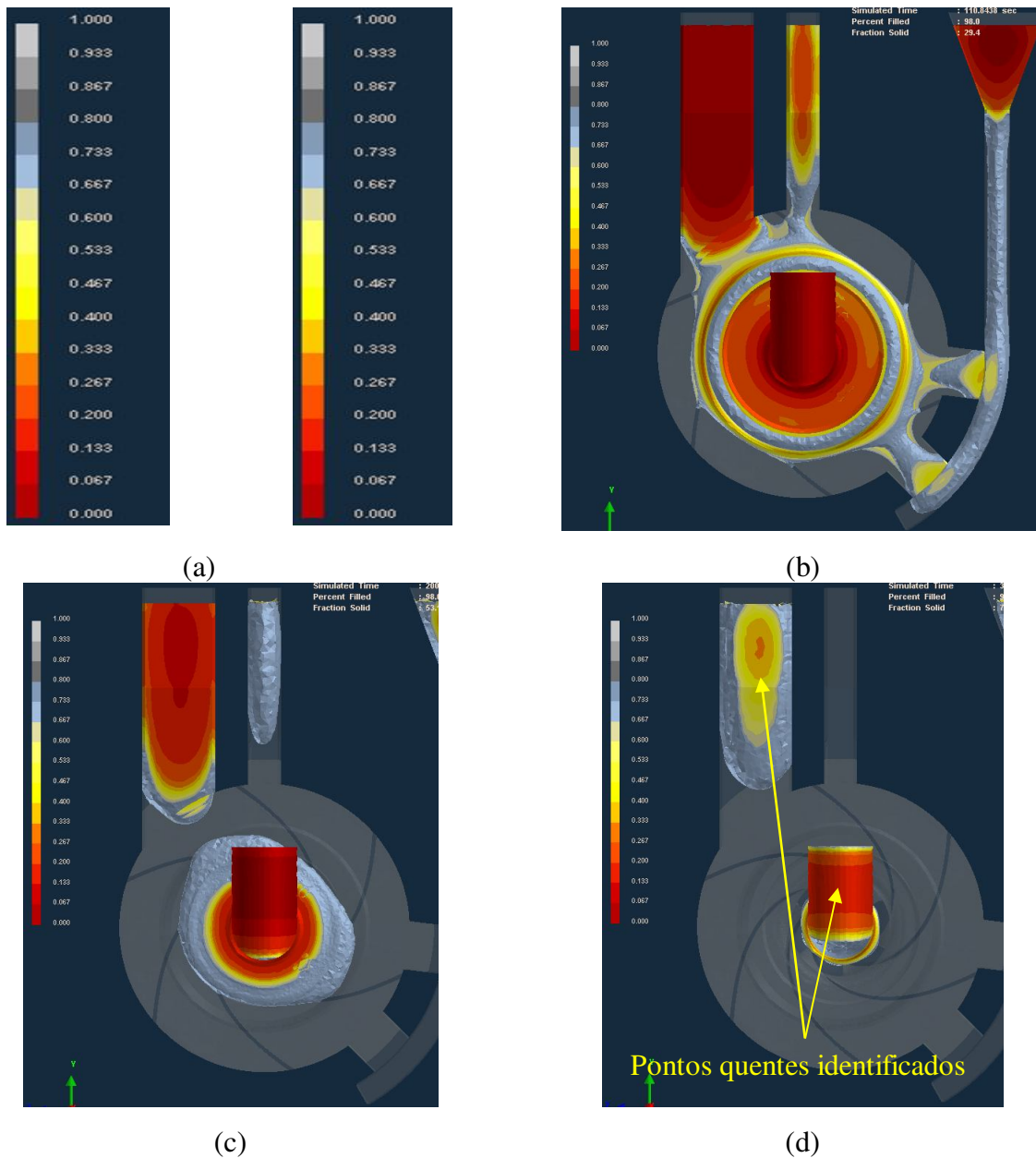


Figura 28. Evolução da solidificação do metal e identificação dos pontos quentes na peça – fundição convencional. a) escala 0 a 1 da fração sólida; b) solidificação em 110s; c) solidificação em 200s; d) solidificação em 320s (Cortesia ESI).

A simulação do processo de solidificação da peça (Figura 28) traz uma visão de como é a transição da fração líquida para a fração sólida em todas as seções da peça, e com isso é possível identificar pontos isolados com alta fração líquida que podem gerar discontinuidades em função da contração de solidificação final.

Na peça estudada, verificou-se que os pontos quentes, últimos a se solidificarem estão contidos no massalote e na região projetada para saída de gases, ou seja, fora da peça e isso é desejável, pois isentará a peça de discontinuidades no seu interior (Figura 28).

Na Figura 28-c o tempo desde o início do vazamento é de 200 segundos e a fração sólida é de 53%. Na Figura 28-d o tempo é de 320 segundos e a fração sólida é de 72%. A fração sólida em 100% é atingida após 820 segundos, ou seja, 13,7 minutos após o início do vazamento.

Na Figura 29 se tem o resultado do final da solidificação, onde as possíveis discontinuidades são mostradas na cor roxa. As discontinuidades apresentadas compreendem um tamanho a partir de 1% do volume de metal.

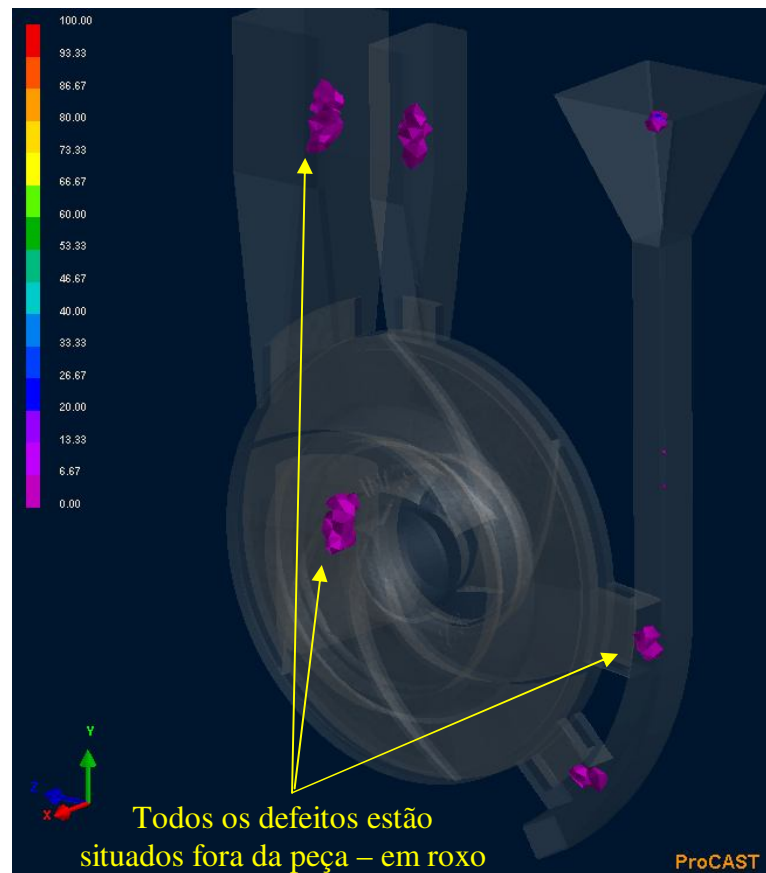


Figura 29. Descontinuidades – fundição convencional (Cortesia ESI).

Todos os pontos de descontinuidades identificados estão situados fora da peça, o que comprova a eficácia do sistema de alimentação da peça estudada, não sendo necessárias adequações no massalote e nas saídas de gases aplicadas.

Nas simulações, as duas saídas de gases posicionadas na parte superior do rotor se mostraram eficazes, porém o rendimento metálico da árvore foi baixo, influenciado principalmente pelas grandes dimensões dessas saídas.

3.3 Simulação do processo de microfusão

A preparação do modelo matemático, exportação do arquivo e tratamento do mesmo se deu como citado na simulação do processo de fundição convencional, considerando as mudanças no molde da peça. Os parâmetros considerados foram:

Peça: Rotor microfusão

Software: ESI ProCAST

Temperatura do molde: 1000°C

Temperatura de vazamento: 1620°C

Material: ASTM A216 WCB

Tempo de enchimento: 5s a 6s

Pressão vazamento: Gravidade

Espessura da casca: 5mm

Tipo de luva: Não aplicável

Tempo da saída da casca do forno até início do vazamento: 15s

As velocidades que o fluido atinge durante o processo de vazamento da peça são exibidas como resultado da simulação na Figura 30. Nessa imagem o tempo é de 1,9s.

A velocidade antes do ataque (parte do sistema de alimentação que conecta o canal de descida “T” com a peça) foi a menor, em torno 0,27m/s enquanto no ataque a velocidade foi de aproximadamente 1,0m/s.

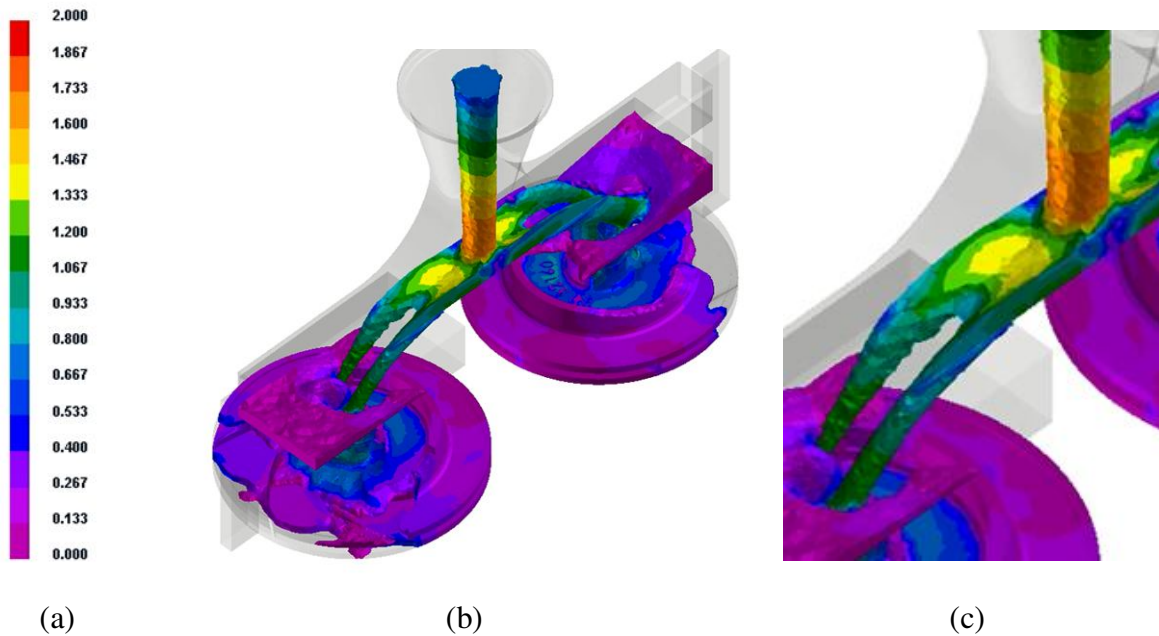


Figura 30. Velocidade do fluido no vazamento da peça – microfusão. a) escala em m/s; b) visão geral do sistema; c) ampliação da zona de ataque (Cortesia ESI).

Como o vazamento é realizado por cima da peça, outra constatação importante nessa análise é que a dimensão do canal “T” está adequada e propicia a saída dos gases pela sua parte superior. O percurso do metal durante a operação de vazamento foi avaliada, e no tempo de 0,5s, verificou-se que ocorre impacto em uma região com ângulo reto na casca cerâmica, Figura 31.

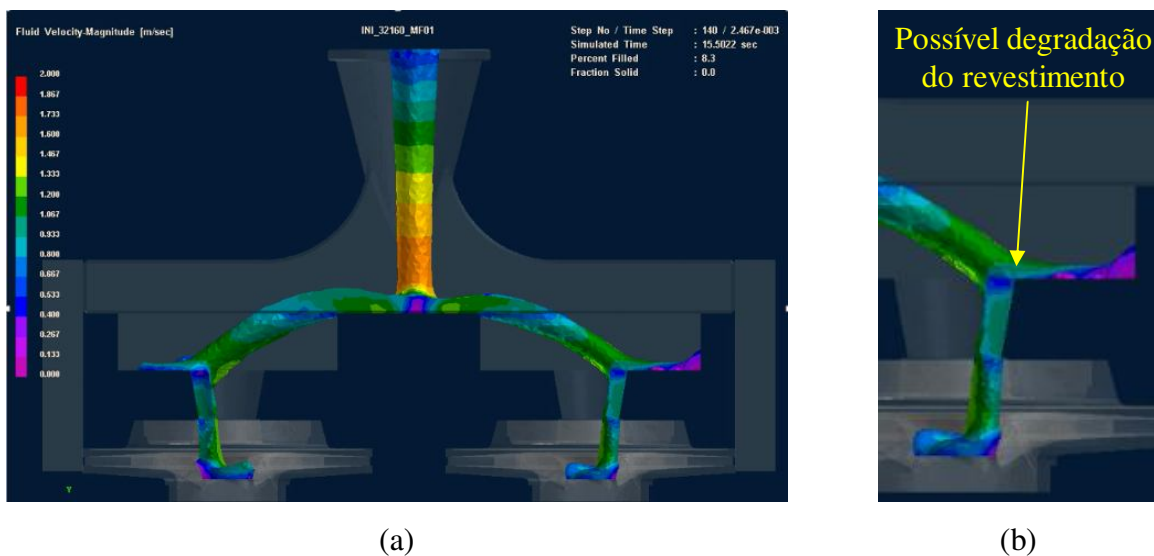


Figura 31. Percurso do metal no tempo de 0,5s – microfusão. a) visão geral do sistema; b) ampliação da possível zona de degradação do revestimento (Cortesia ESI).

Essa situação poderá gerar a degradação do revestimento cerâmico e quebrá-lo. Com a evolução do vazamento a bacia secundária é preenchida e o metal não mais incide diretamente na casca.

Como alternativa para resolver esse problema, pode-se deslocar a bacia secundária alguns centímetros para o centro da árvore metálica de modo que o fluxo de metal atinja o centro do canal de ataque ao invés do canto vivo.

A possível solução para esse problema é apresentada na Figura 32-b. Na Figura 32-a em comparação, tem-se o projeto inicial do sistema de alimentação.

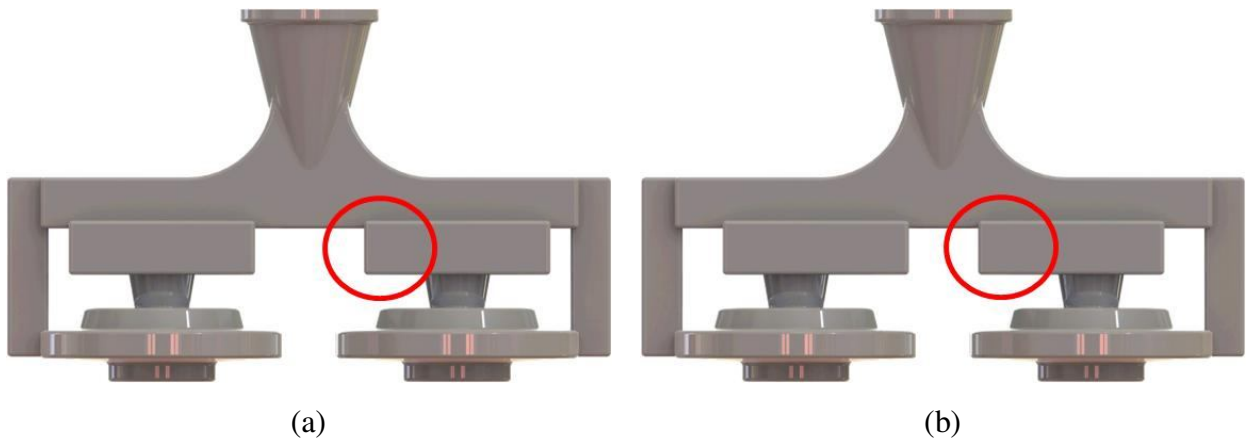


Figura 32. Canais de ataque – peça microfundida. a) projeto original; b) projeto adequado (Esquema do autor).

O tempo total para o completo enchimento da peça com o metal líquido foi de 6s, e em nenhum momento verificou-se temperatura abaixo de 1500°C, como visto na Figura 33. Essa condição irá proporcionar o perfeito enchimento da peça com boa homogeneidade.

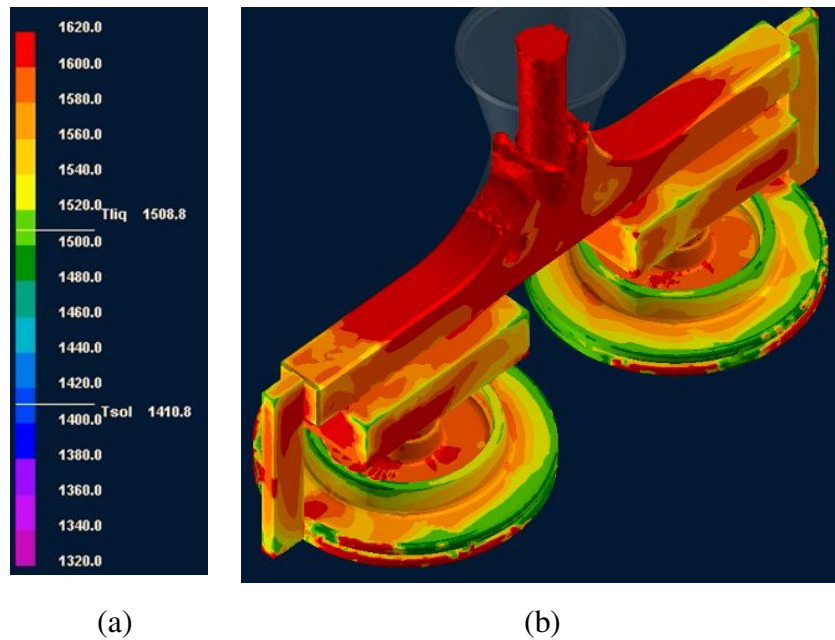


Figura 33. Temperatura do metal no tempo de 5,2s – microfusão.
a) escala em °C; b) visão geral do sistema (Cortesia ESI).

Na Figura 34 são exibidas as pressões de ar na cavidade no final do processo de enchimento, no período de 2,2s a 3,0s.

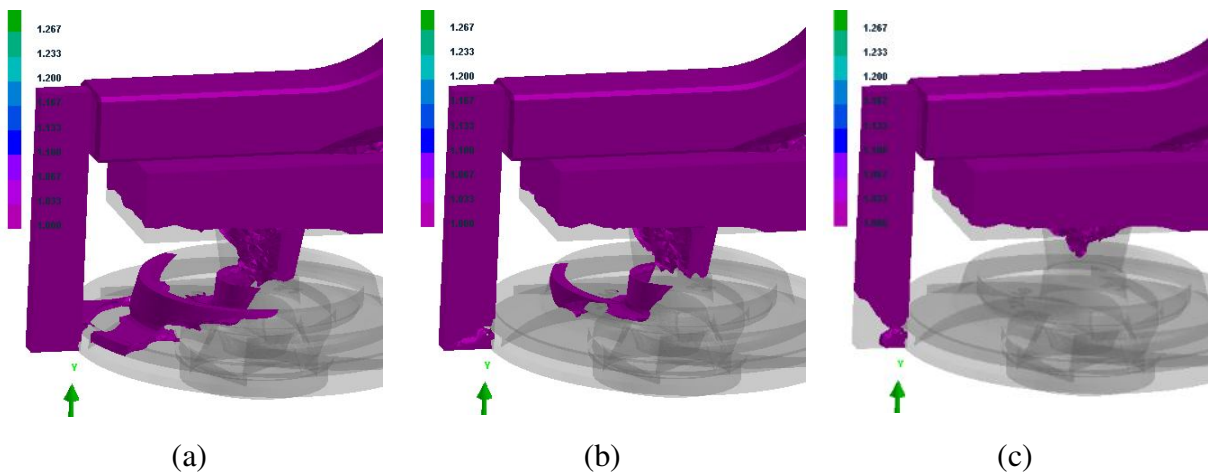
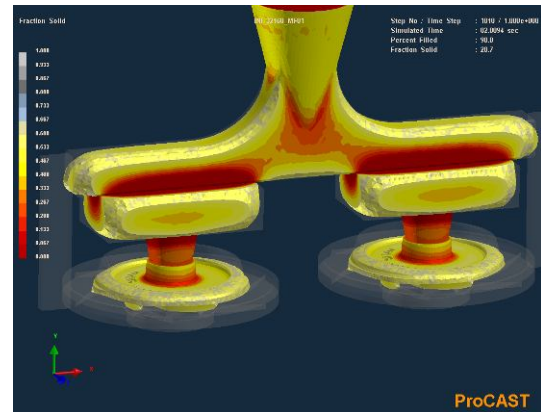
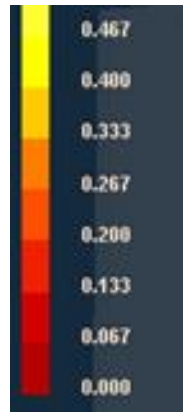
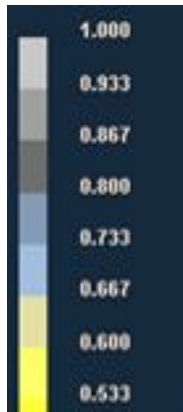


Figura 34. Simulação metalúrgica – pressão de ar na cavidade – microfusão.
a) no tempo de 2,2s; b) no tempo de 2,5s; c) no tempo de 3,0s (Cortesia ESI).

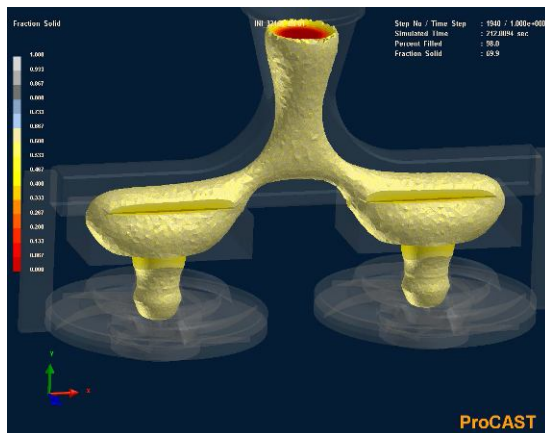
O projeto das saídas de gases se mostrou eficaz, a régua montada na lateral conseguiu direcionar todos os gases contidos no interior da casca para a atmosfera.

Na Figura 35 é apresentada a sequência da transformação da fração líquida para a fração sólida. Os massalotes, como projetado, foram os últimos a se solidificarem. Em 252s a peça já não mais contém fração líquida presente.

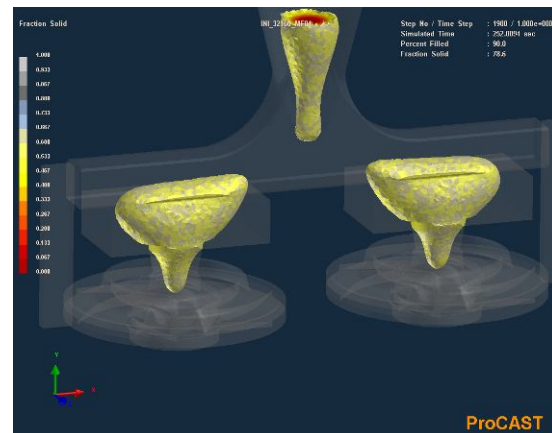


(a)

(b)



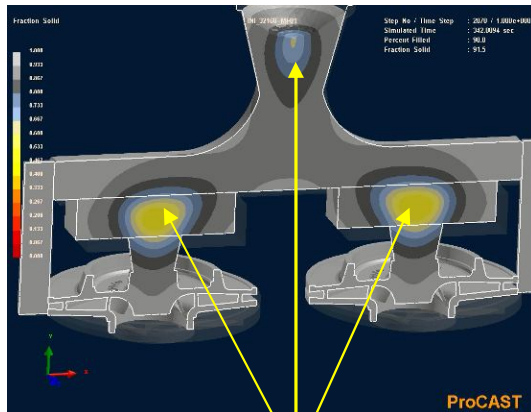
(c)



(d)

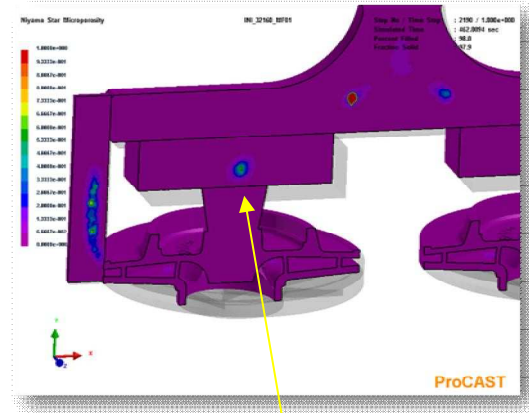
Figura 35. Evolução da solidificação do metal – microfusão. a) escala 0 a 1 da fração sólida; b) solidificação em 82s; c) solidificação em 112s; d) solidificação em 252s (Cortesia ESI).

O projeto dos massalotes também se mostrou eficaz, nenhum defeito proveniente da contração de solidificação foi verificado, os pontos quentes e os possíveis poros ficaram contidos fora da peça como ilustrados na Figura 36. Assim as duas peças fundidas na árvore metálica, pela simulação, estarão isentas de defeitos de origem metalúrgica.



Pontos quentes identificados

(a)



Todos os defeitos estão
situados fora da peça - azul

(b)

Figura 36. Pontos quentes e localização dos defeitos – fundição convencional. a) pontos quentes;
b) localização dos defeitos (Cortesia ESI).

Como resultado da análise da solidificação também se constatou que as tensões não foram superiores as admissíveis pelo material empregado e não se verificou defeitos como trincas ou deformações na peça microfundida.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Para a realização do estudo comparativo foram escolhidos cinco rotores em cada processo de fabricação, utilizando-se um total de 10 peças. Também se extraiu um total de cinco corpos de provas durante a fabricação das peças para cada processo de fundição para utilização nos ensaios auxiliares que serão discutidos.

As principais dimensões do rotor estudado estão expostas na Figura 37. O rotor em questão é do tipo fechado de fluxo radial e dispõe de seis palhetas para operação no sentido horário que são distribuídas de forma equidistante.

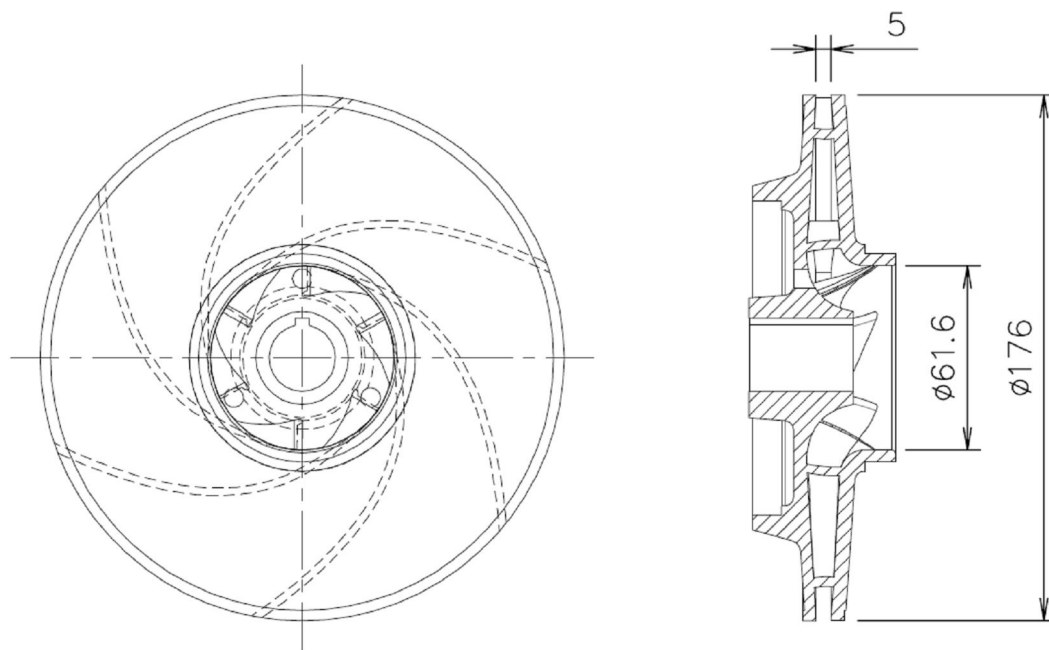


Figura 37. Principais dimensões para o rotor fechado de fluxo radial, base para este estudo (Esquema do autor).

A Figura 38 apresenta um fluxograma com a sequência seguida para a obtenção das amostras fundidas, rotores e corpos de provas. Também relaciona os ensaios executados e os cálculos para se ter parâmetros de comparação entre as peças obtidas por ambos os processos de fundição.

O ensaio de maior importância, desempenho hidráulico, serviu de referência para a determinação do consumo de energia elétrica da bomba em funcionamento.

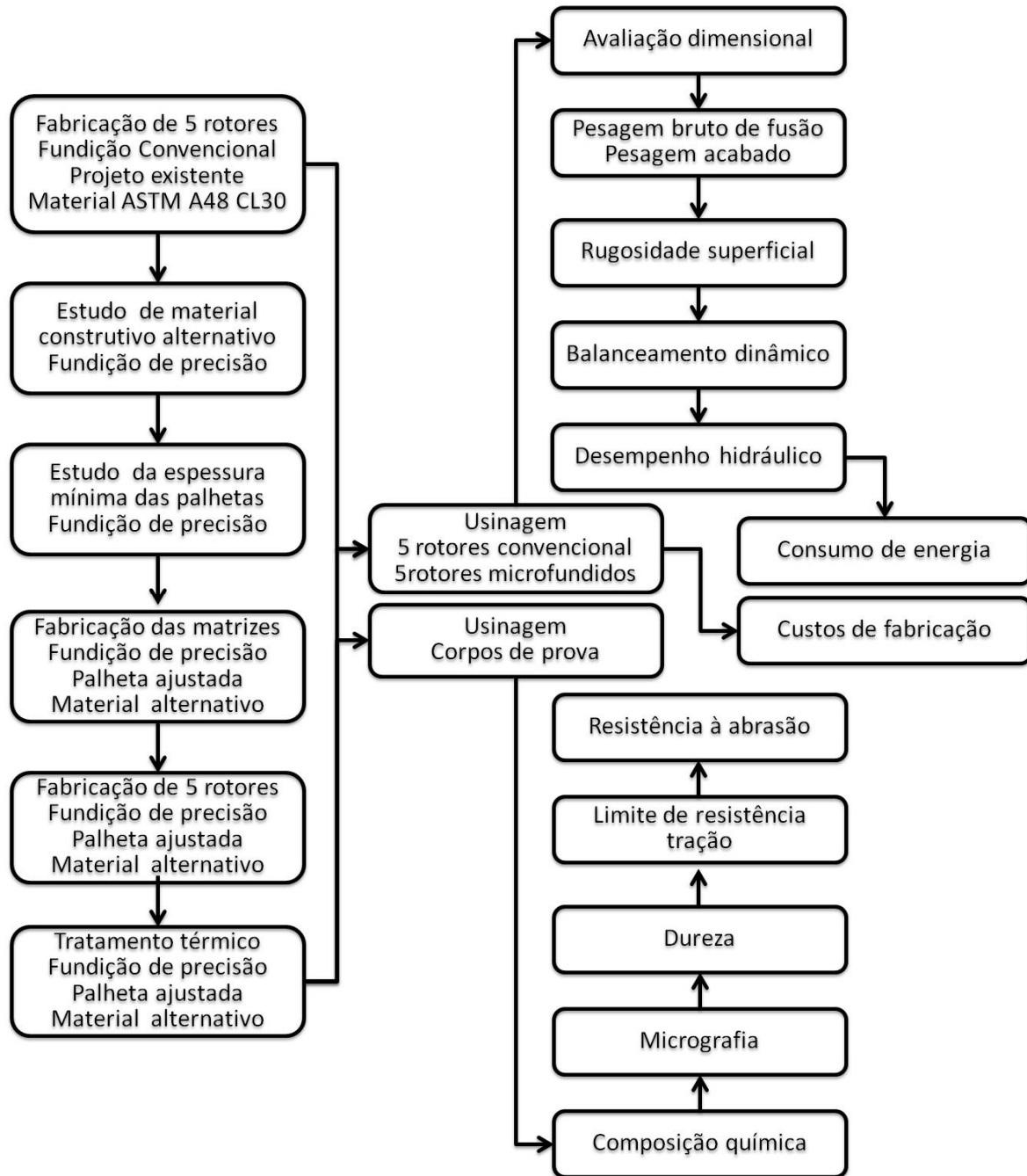


Figura 38. Fluxograma das principais etapas do projeto (Esquema do autor).

As peças adotadas como referência para a comparação foram fabricadas pelo método convencional de fundição, sendo produzidas com moldes e machos em areia e utilizou-se um modelo de rotor já desenvolvido e produzido em escala comercial; apenas a posição do canal de

ataque inferior foi ajustada conforme ilustrado na Figura 27 e nenhuma outra modificação foi realizada no projeto e no processo existente, como mostra a Figura 39.

Para as peças produzidas na microfusão, conforme descrito no item 3.3, elaborou-se um modelo matemático em três dimensões com a utilização do software de modelagem SolidWorks, realizou-se o estudo de enchimento e solidificação a partir do software de simulação ProCast da ESI. Houve o ajuste da espessura da palheta do rotor em função da comutação do material construtivo e, principalmente, pela menor diferença entre a temperatura do molde e a temperatura do metal líquido.

No processo de fundição convencional o molde na temperatura ambiente recebe o metal líquido a aproximadamente 1450°C, já no processo de microfusão o molde é aquecido a aproximadamente 1000°C para então receber o metal líquido. Um menor gradiente térmico entre o molde e o metal líquido proporciona uma melhor fluidez no enchimento da peça e menor perda de temperatura, o que favorece completar perfeitamente as pequenas espessuras.

Construiu-se, então, um conjunto de matriz em alumínio para injeção e fabricação das peças microfundidas, para tanto, aplicou-se ângulo de 0,5° para desmoldagem da cera, acréscimo de 2% nas dimensões para compensação da contração de solidificação e sobremetal de 1,5mm nas faces e raios nas regiões que necessitam de usinagem para acabamento, como por exemplo, diâmetro do cubo, anéis de desgaste e diâmetro externo.

Para se ter parâmetros de comparação entre as peças fabricadas por ambos os processos de fundição, os seguintes ensaios foram realizados:

- a) Avaliação visual: realizou-se uma comparação visual entre as peças fundidas pelos diferentes processos de fundição;
- b) Pesagem: realizou-se a pesagem antes e após a operação de usinagem;
- c) Avaliação dimensional: verificou-se a dimensão da espessura de descarga, de grande importância para o desempenho do rotor;
- d) Rugosidade superficial: realizou-se a medição da rugosidade nas superfícies das peças fundidas por ambos os processos, que terá influencia no atrito com o fluido a ser bombeado;

- e) Balanceamento dinâmico: verificou-se o desbalanceamento inicial e final. Realizou-se o ajuste por remoção de material para o atendimento dos requisitos da norma ISO 1940;
- f) Composição química: para ambos os materiais aplicados, ferro cinzento e aço carbono, mediu-se os principais elementos químicos presentes nas ligas fundidas;
- g) Micrografia: efetuaram-se as micrografias, sem ataque superficial e com ataque (Nital 3%) para avaliação do tipo e tamanho dos constituintes presentes na microestrutura. Para o aço carbono executou-se a micrografia antes e após o tratamento térmico de normalização.
- h) Dureza: mediu-se a dureza para ambos os materiais estudados;
- i) Tração: realizou-se o ensaio de tração para verificar o atendimento aos requisitos de propriedades mecânicas previstos pela norma ASTM A48 e ASTM A216;

Para se ter parâmetros de comparação do desempenho, utilizou-se uma mesma bomba centrífuga com as mesmas folgas entre anéis para todos os ensaios; primeiro montou-se o lote de rotor fundido convencionalmente e, posteriormente, montou-se o lote de rotor microfundido. Os seguintes ensaios foram realizados:

- a) Ensaio de desempenho, vazão x pressão: utilizou-se uma bancada específica para ensaios de bombas centrífugas e realizou-se o ensaio conforme a norma ANSI/HI 14.6;
- b) Ensaio de desempenho, vazão x potência consumida: mediu-se a potência elétrica consumida pelo motor; considerou-se o seu rendimento e o da transmissão e verificou-se a potência consumida pela bomba para cada vazão avaliada;
- c) Ensaio de desempenho, vazão x rendimento: estabeleceu-se o rendimento da bomba considerando a potência hidráulica, calculada a partir da vazão e das pressões, e a potência consumida para acionamento da bomba;
- d) Resistência à abrasão: realizou-se o ensaio de abrasividade de acordo com a norma ASTM G65 com abrangência aos dois tipos de materiais empregados.

Para se apurar possíveis ganhos com a utilização do rotor microfundido em comparação com o rotor convencional, os seguintes cálculos foram realizados:

- a) Custos de fabricação: determinaram-se os custos para fabricação das peças fundidas convencionalmente e das peças fundidas via microfusão, considerando os custos de matéria prima, o tempo para execução de cada atividade e das taxas horas de cada etapa do processo. Além dos custos de fabricação do fundido, também se avaliaram os custos de usinagem pelo tempo para execução de cada atividade e das taxas horas de cada etapa do processo. Como se observou diferença entre o sobremetal necessário para o tipo de fundido (convencional e microfundido), conclui-se que o custo de usinagem não seria o mesmo;
- b) Consumo de energia: estabeleceu-se o consumo de energia em kW.h para um período de 8 horas de operação por dia e para um período de 24 horas de operação por dia para um ano de funcionamento (365 dias);
- c) Retorno do investimento: determinou-se o retorno do investimento considerando o custo de fabricação do componente rotor e o custo de operação da bomba em função do consumo e preço da energia elétrica.

4.1 Fabricação dos rotores – fundição convencional

Os moldes e machos, conforme Figura 39, utilizados na fabricação da peça convencional foram feitos com areia quartzosa com granulometria 50-60 AFS, teor de 99% de SiO_2 e com teor menor que 0,1% de argila.

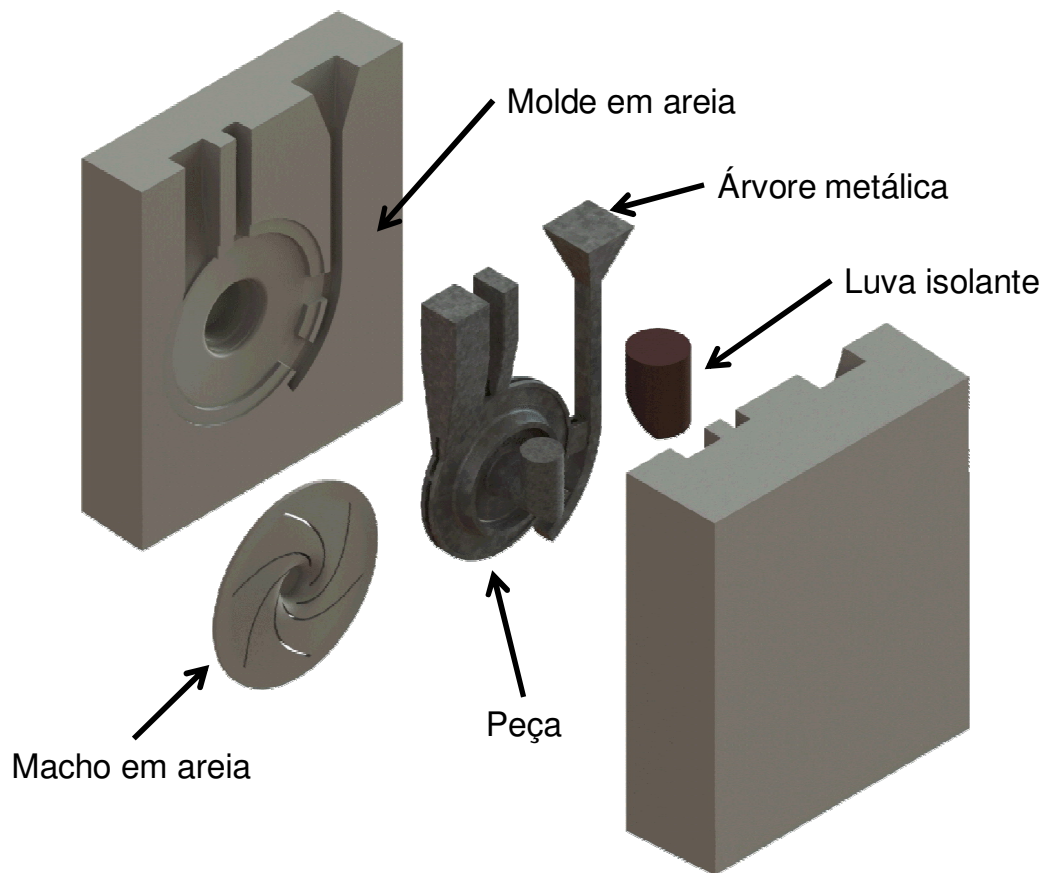


Figura 39. Esquema de fabricação do rotor – fundição convencional (Esquema do autor).

Misturou-se a areia com resina fenólica uretânica balanceada (50% da parte 1 e 50% da parte 2) numa proporção de 1,2% em massa. Para a mistura dos machos utilizou-se um misturador do tipo mó e para a mistura dos moldes utilizou-se um misturador do tipo contínuo de 12 toneladas por hora de capacidade.

A resina fenólica uretânica é utilizada no estado líquido e em duas partes, parte 1 e parte 2, que são bombeadas até o misturador contínuo, onde se acrescenta automaticamente a areia e o catalisador. A cura se dá na temperatura ambiente após um determinado tempo de espera.

O peso dos moldes e dos machos somados foi de 38,1kg e a relação metal molde foi igual a 5,1. A sequência de fabricação praticada para a obtenção dos rotores fundidos convencionalmente é apresentada na Figura 40.

A luva utilizada no massalote central foi do tipo isolante. Na periferia do rotor utilizaram-se duas saídas para favorecer a dissipação dos gases gerados durante o processo de vazamento da

peça. Os canais de ataques foram posicionados na parte inferior do rotor justamente para facilitar a evolução de gases durante a operação de enchimento da peça.

Fabricou-se uma peça por molde, onde o peso da árvore metálica calculado foi de 7,5kg e a peça limpa foi de 3,7kg, com isso o rendimento metálico para essa configuração foi de 49%.

O macho obtido e o molde em areia, no processo convencional de fundição, estão apresentados na Figura 40-e e Figura 40-l. O molde fechado com o macho em seu interior é ilustrado na Figura 40-n e a árvore metálica é mostrada na Figura 40-p; na Figura 40-r tem-se a peça limpa, após a execução da operação de corte e rebarbação.



(a) caixa de macho



(b) preparação mistura



(c) enchimento do macho



(d) cura do macho



(e) descanso do macho



(f) pintura do macho

Figura 40. Resultados das etapas de fabricação do rotor fundido via fundição convencional (Esquema do autor).



(g) estufagem do macho



(h) placas modelo



(i) enchimento do molde



(j) estripagem do molde



(k) molde em areia



(l) pintura do molde



(m) montagem do macho



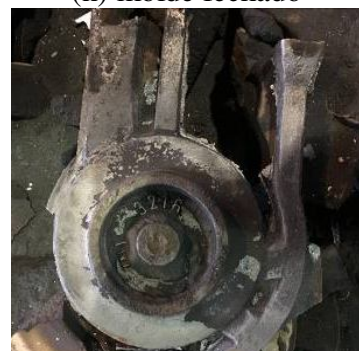
(n) molde fechado



(o) vazamento do metal



(p) desmoldagem de peça



(q) entrada para jateamento



(r) peça rebarbada

Figura 40. Resultados das etapas de fabricação - fundição convencional (Esquema do autor).

A norma NBR 7879:1983 apresenta que uma classe básica de bomba tem sua carcaça e seu rotor produzido em ferro fundido. Assim, o material padrão utilizado na fabricação do rotor pela fundição convencional foi o ferro fundido cinzento, atendendo a norma ASTM A48 CL30. O ferro fundido pode ser aplicado em uma velocidade periférica máxima de 40m/s e o rotor considerado neste estudo opera em uma velocidade periférica máxima de 32m/s, ou seja, dentro do limite máximo recomendado.

Para as peças e corpos de prova em ferro fundido cinzento, nenhum tratamento térmico foi realizado por não ser necessário de acordo com a norma ASTM A48.

4.2 Fabricação dos rotores – microfusão

A casca cerâmica projetada está ilustrada na Figura 41. Para a otimização do sistema de alimentação, duas peças foram adicionadas ao canal de descida em “T”.

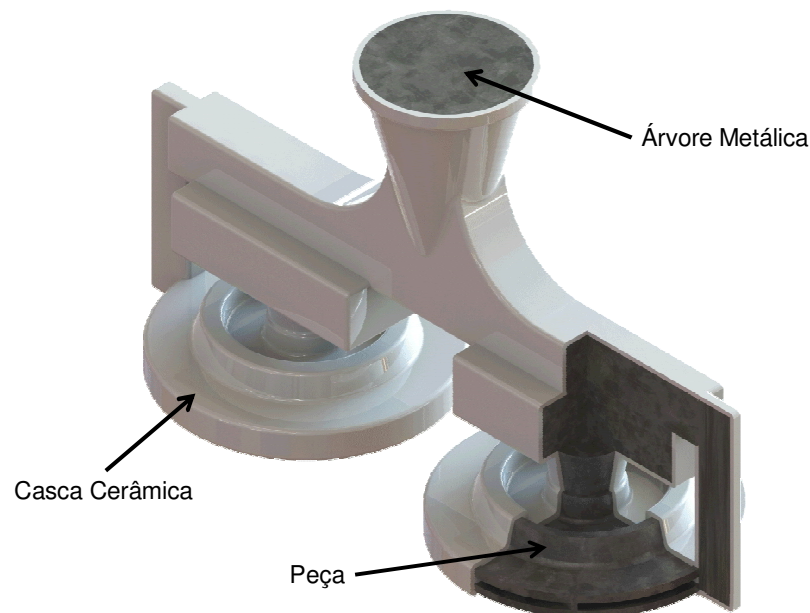


Figura 41. Esquema de fabricação do rotor – microfusão (Esquema do autor).

Como a casca cerâmica é aquecida antes do vazamento do metal, o canal de ataque foi posicionado na parte superior da peça, pois existe uma menor preocupação com a evolução dos gases nesse processo.

Uma vez definido o projeto do fundido e elaborado um modelo matemático em três dimensões (3D), duas matrizes metálicas foram projetadas e construídas para a sua utilização no processo de injeção de cera. Uma matriz foi construída para a injeção do macho solúvel e a outra matriz foi construída para a injeção da peça em cera reciclável.

Para a construção das matrizes utilizou-se uma máquina de usinagem vertical CNC com precisão de posicionamento de 0,01mm equipada com quatro eixos. Em locais onde o raio da ferramenta de usinagem não proporcionava a reprodução da superfície desejada, utilizou-se o processo de eletroerosão por penetração (eletrodo preparado antecipadamente com o perfil desejado).

Injetaram-se seis peças em cera solúvel para obtenção de cada palheta, que foram montadas em uma matriz para receber a injeção da cera reciclável. Após a injeção da peça e resfriamento, a mesma foi colocada em um tanque com solução de ácido clorídrico para remoção do macho solúvel. O canal em “T” foi injetado em separado e o cacho em cera foi montado manualmente com auxílio de um ferro aquecido para a soldagem dos dois rotores no canal. Posteriormente, o cacho em cera passou por uma solução desengraxante e foi lavado em água seguido de secagem com ar comprimido.

Utilizou-se como primeiro revestimento uma areia de zirconita com granulometria de 140 AFS, teor de 65% de $ZrO_2 + HfO_2$ e 35% SiO_2 . A areia de zirconita é mais fina e mais resistente em altas temperaturas e a diferença da granulometria entre processos (fundição convencional e microfusão) é necessária. No processo convencional, por se utilizar o molde em temperatura ambiente no vazamento do metal, ocorre grande geração de gases e o molde precisa ter boa permeabilidade para que haja tempo hábil para que os gases se dissipem e não fiquem aprisionados no interior da peça; portanto, a areia utilizada é mais grossa.

Já no processo de microfusão o molde é aquecido a uma temperatura de 1000°C para então receber o metal, o que torna menor a geração de gases em relação no processo convencional. Além disso, a casca cerâmica tem espessura menor (em torno de 5 a 8mm) enquanto o molde convencional tem paredes superiores a 50mm por conta da resistência à quente.

A casca cerâmica, por ter menor espessura, terá uma menor barreira e com isso maior facilidade para que os gases se dissipem. Os tipos de materiais utilizados para a confecção da casca cerâmica estão relacionados na Tabela 9.

Tabela 9. Materiais utilizados para a confecção da casca cerâmica.

Identificação	Material	Identificação	Material
1	Sílica coloidal 98MD110	6	Areia de zirconita 140#
2	Polímero 6300	7	Farinha de zirconita 200#
3	Polímero 6305	8	Argila sinterizada 30-70#
4	Polímero GMP01	9	Argila sinterizada 20-40#
5	Sílica eletrofundida WDS3	10	Argila 140#

A sequência dos revestimentos com os banhos líquidos e materiais sólidos respectivamente aplicados, está relacionada na Tabela 10.

Tabela 10. Sequência dos revestimentos aplicados na confecção da casca cerâmica.

Estágio	Banho líquido	Material sólido
	Identificação do material	Identificação do material
Primeiro	1, 3 e 7	6
Segundo ao sexto	1, 4 e 5	-
Sétimo	1, 3 e 5	8
Oitavo ao décimo	1, 3 e 5	9
Décimo primeiro	1, 2 e 10	-

A sílica coloidal 98MD110 é uma suspensão aquosa de partículas de dióxido de silício e atua na mistura como ligante refratário. Os polímeros 6300 e 6305 são compostos a base de látex, sendo o 6300 com base rígida e o 6305 com base flexível. Assim, o polímero 6305 é utilizado na última operação do revestimento para a selagem dos banhos.

A sílica eletrofundida é uma areia de quartzo SiO_2 processada. A areia de zirconita é um ortossilicato tetragonal de zircônio que dispõe de baixo coeficiente de expansão térmica, boa

estabilidade química e elevada difusibilidade térmica. Já a farinha de zirconita é uma variação da areia de zirconita apresentada, com uma granulometria mais fina.

A argila sinterizada é um silicato aluminoso que apresenta boa refratariedade e baixa dureza.

Após a aplicação e secagem dos revestimentos na árvore em cera ocorreu o processo de remoção da cera do interior da casca com o uso de uma autoclave. Com a descarga de vapor, ocorreu a liquefação da cera e obteve-se a casca cerâmica.

O processo seguinte foi a calcinação da casca cerâmica na temperatura de 1000°C em um forno a gás; o vazamento ocorreu imediatamente após a calcinação com a casca aquecida. O metal foi derretido com uso de um forno elétrico à indução e o vazamento foi realizado manualmente com auxílio de uma panela com garfo.



(a) injeção do macho solúvel



(b) palhetas solúveis



(c) macho solúvel montado



(d) matriz do rotor



(e) montagem macho solúvel



(f) rotor em cera com macho



(g) remoção da cera solúvel



(h) rotor em cera - limpo



(i) aplicação sílica coloidal

Figura 42. Resultados das etapas de fabricação do rotor microfundido (Esquema do autor).



(j) aplicação revestimento



(k) aplicação revestimento



(l) montagem do cacho



(m) aplicação revestimento



(n) secagem



(o) deceragem em autoclave



(p) calcinação



(q) vazamento do metal



(r) quebra da casca cerâmica



(s) entrada no jateamento



(t) entrada na rebarbação



(u) peça rebarbada

Figura 42. Resultados das etapas de fabricação do rotor microfundido (Esquema do autor).

Foram fabricadas duas peças por molde e o peso da árvore metálica calculado foi de 10,2kg, o peso de cada peça limpa foi de 2,6kg e com isso o rendimento metálico para essa configuração foi de 51%.

Para o processo de microfusão, na Figura 42-c tem-se a montagem dos machos solúveis, previamente injetados, e na Figura 42-f é mostrada a peça em cera reciclável ainda com os machos solúveis em seu interior. Já na Figura 42-h é apresentada a peça em cera pronta para ser montada no cacho com o sistema de alimentação e na sequência se tem o cacho em cera pronto para receber os revestimentos, Figura 42-l. A casca cerâmica é mostrada dentro do forno de calcinação na Figura 42-p a árvore metálica está exibida na Figura 42-s logo após ser realizada a operação da quebra do revestimento cerâmico. E por fim se tem na Figura 42-u a peça limpa, após a execução da operação de corte e rebarbação.

A peça microfundida foi produzida em aço carbono de acordo com a norma ASTM A216 classe WCB. As peças e corpos de prova fabricados em aço carbono receberam um tratamento térmico de normalização após a operação de rebarbação e antes das operações de usinagem.

Como ilustrado na Figura 43, partindo da temperatura ambiente, subiu-se a temperatura até 920°C numa razão de 150°C por hora, manteve-se uma hora no patamar de 920°C e então se resfriou as peças e amostras fora do forno com auxílio de um banco de ventiladores, ou seja, ao ar forçado. O forno utilizado nessa etapa do processo foi um forno elétrico, com resistências, equipado com controlador automático e registrador.

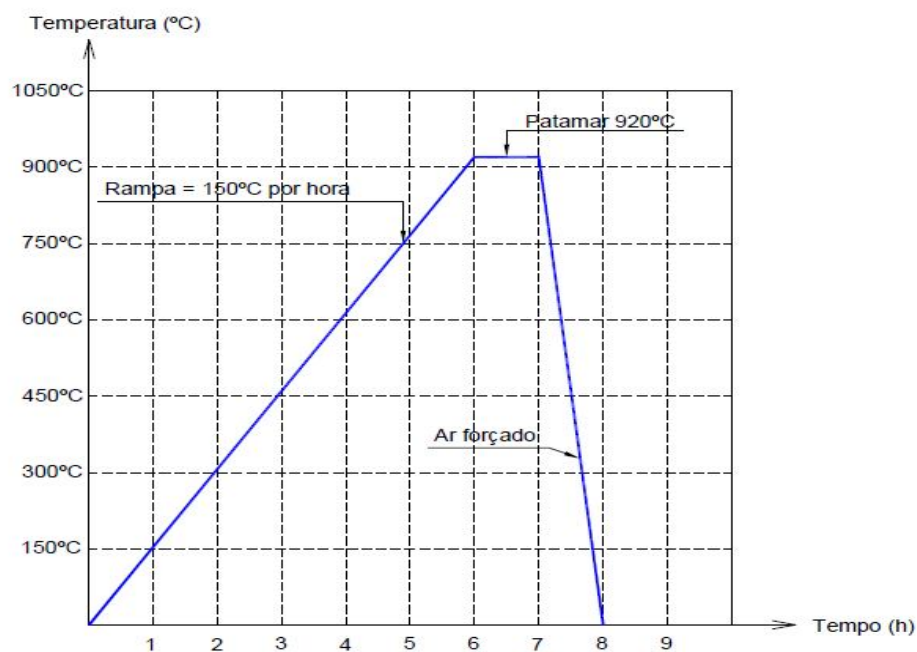


Figura 43. Gráfico para tratamento térmico de normalização do aço carbono (Esquema do autor).

4.3 Avaliação visual

A avaliação visual se deu comparativamente colocando-se próximas as duas peças obtidas em cada processo de fundição. Levou-se em consideração deformações e defeitos superficiais.

4.4 Avaliação da composição química

A avaliação dos percentuais em peso de cada elemento se deu com ensaio de espectrometria por emissão ótica. A amostra de ferro fundido cinzento foi coquilhada para melhor confiabilidade do resultado, pois o carbono, sem o coquilhamento, apresenta-se em forma de lamelas o que poderia ocasionar erros na medição pela falta de homogeneidade na área da queima. Para a amostra em aço carbono esse cuidado não foi necessário.

As amostras foram extraídas com diâmetro de 40mm e receberam um lixamento mecânico para regularizar a superfície antes da realização do ensaio.

Utilizou-se um espectrômetro por emissão ótica, marca Shimadzu modelo OES-5500II, equipado com dezessete canais, um para cada elemento químico avaliado. Cada amostra, num total de dez, foi ensaiada três vezes para a realização da média e do cálculo do desvio padrão.

4.5 Caracterização microestrutural

Uma amostra de ferro fundido cinzento, uma de aço carbono no estado bruto de fusão e uma de aço carbono tratado termicamente passaram por avaliação da microestrutura.

As amostras com 15mm de diâmetro e 30mm de comprimento passaram pela preparação com lixamento e polimento. Utilizaram-se as lixas com granulação 80, 220, 320, 400 e 600 e o polimento se deu com a utilização de alumina em suspensão Al_2O_3 1 μm . Avaliaram-se as amostras

sem ataque e com ataque (nital 3%). Para os ensaios micrográficos utilizou-se um microscópio, marca Leica modelo DMILM, invertido com ampliação máxima de 500X.

4.6 Dureza superficial

Partindo-se das amostras fabricadas nas mesmas corridas dos dois lotes de rotores, usinaram-se cinco amostras de cada tipo de material.

As amostras para o ensaio de dureza foram torneadas com diâmetro de 15mm e com comprimento de 30mm.

O ensaio de dureza se deu com a utilização de um durômetro de bancada, marca Pantec modelo RASMRB1, e a escala adotada foi a Rockwell B (HRB); para tanto, aplicou-se uma carga de 100kgf por período de cinco segundos para cada impressão. A esfera utilizada foi metálica com diâmetro de 1/16". Foram realizadas três medições para cada amostra sendo um total de quinze amostras avaliadas.

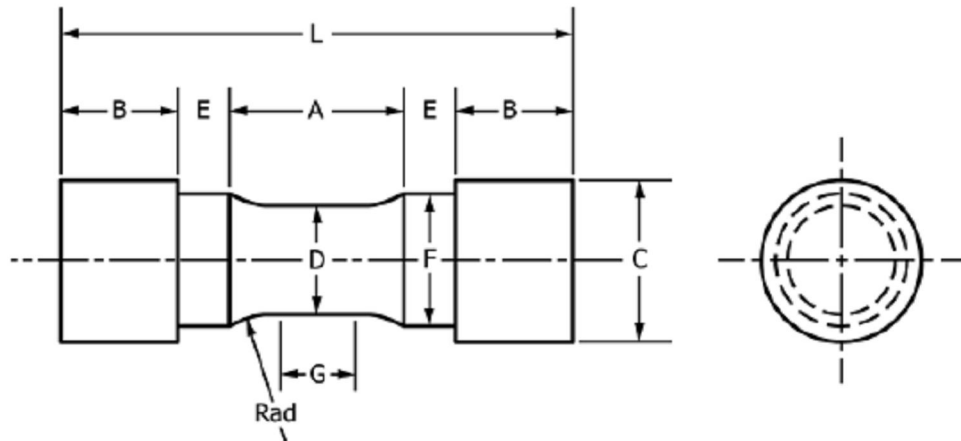
Os valores obtidos de dureza em Rockwell B (HRB) foram convertidos para a escala Brinell (HB). Calculou-se a média e o desvio padrão com os dados coletados para cada tipo de material e para o aço carbono verificou-se a dureza antes e após o tratamento térmico.

4.7 Limite de resistência à tração

Também utilizando as amostras fabricadas nas mesmas corridas dos dois lotes de rotores, usinaram-se os corpos de prova para a realização do ensaio de tração.

Os corpos de provas para avaliação do ferro fundido cinzento foram fabricados com as dimensões regulamentadas como disposto na especificação B da norma ASTM A48, conforme Figura 44. Para os corpos de prova para avaliação do aço carbono utilizou-se a mesma norma, porém com a especificação A.

Nesse ensaio avaliou-se o limite de resistência à tração, limite de escoamento, alongamento e redução de área. O equipamento utilizado para a realização desse ensaio é da marca EMIC modelo DL 10000.



Tipo	A	B	C	D	E	F	G	L	R
A	32	Opcional	20	13	6	16	13	95	25
B	38	Opcional	20	20	6	24	19	100	25

Figura 44. Dimensões em mm dos corpos de provas para o ensaio de tração (Adaptado da norma ASTM A48).

4.8 Peso do rotor fundido e acabado

A pesagem individual das cinco peças produzidas em cada lote se deu nos seguintes momentos do processo de fabricação: 1- após as operações de rebarbação, peça bruta; 2- após todas as operações de usinagem, peça acabada; 3- após a operação de balanceamento dinâmico, peça balanceada.

A pesagem se deu com utilização de uma balança digital com capacidade máxima de 10kg e resolução de 0,002kg.

4.9 Avaliação dimensional

Para se avaliar variações dimensionais nas peças fundidas, escolheu-se a cota de 5mm (Figura 37) e realizou-se cinco medições em cada peça fundida, num total de cinco peças microfundidas e cinco peças fundidas convencionalmente. Essa cota foi escolhida, pois a passagem de descarga tem grande influência no desempenho hidráulico do rotor.

As medições foram realizadas com a utilização de um paquímetro analógico de 150mm com resolução de 0,02mm.

4.10 Rugosidade superficial

Em todas as peças fundidas mediu-se a rugosidade na superfície externa do rotor; em função do difícil acesso às palhetas, não foi possível fazer as medições na superfície das mesmas. Utilizou-se um rugosímetro digital, marca Mitutoyo modelo Surftest 211, e as medições foram feitas no padrão Ra e o resultado foi exibido em μm . Para cada peça realizou-se três medições e se calculou a média e o desvio padrão, considerando todas as peças fabricadas em cada processo de fundição.

4.11 Balanceamento dinâmico

Considerando que balancear é um procedimento durante o qual a distribuição de massa é verificada e se necessário corrigida para assegurar que desbalanceamentos residuais mantenham os níveis de vibração dentro de limites de segurança, todos os rotores passaram por essa verificação. A correção do desbalanceamento inicial foi realizada através de remoção de massa para atingir o grau 2,5 previsto pela norma ISO 1940.

As equações 12 e 13 foram utilizadas para a realização do cálculo da massa residual considerando o peso do rotor, rotação de trabalho e o raio de correção.

$$\text{Uper total} = \frac{G \times \text{Peso rotor} \times 1000}{\frac{n}{10}} \quad (\text{Equação 12})$$

Onde:

G = grau de balanceamento adotado (adm)

Uper total = admissível (g.mm)

Peso rotor = peso do rotor (kg)

n = rotação de trabalho (rpm)

$$\text{Resíduo} = \frac{\text{Uper total}}{r_c} \quad (\text{Equação 13})$$

Onde:

Resíduo = admissível (g)

r_c = raio de correção (mm)

4.12 Resistência ao desgaste abrasivo

Em complemento aos ensaios realizados para comparação dos materiais construtivos do rotor, realizou-se o ensaio de abrasividade conforme a norma ASTM G65 prática B. O ensaio de abrasão consiste em, por um tempo de 10 minutos, aplicar uma carga de 130N na amostra contra uma roda de borracha à rotação constante de 200rpm e entre os mesmos manter um fluxo de areia de 300 a 400 gramas por minuto. Mede-se a massa inicial e a massa final da amostra com uma balança de resolução 0,0001g. Determina-se, então, a massa perdida (mg) e calcula-se o volume perdido (mm^3) considerando a densidade avaliada pelo método de Arquimedes. Os corpos de provas foram preparados com controle da composição química, tratamento térmico (quando aplicável), fresamento e retificação das faces. Quanto menor o volume removido, maior será a resistência à abrasão do material ensaiado.

Na Figura 45 se tem a imagem do equipamento utilizado na realização dos ensaios de abrasividade para o ferro fundido cinzento e para o aço carbono.

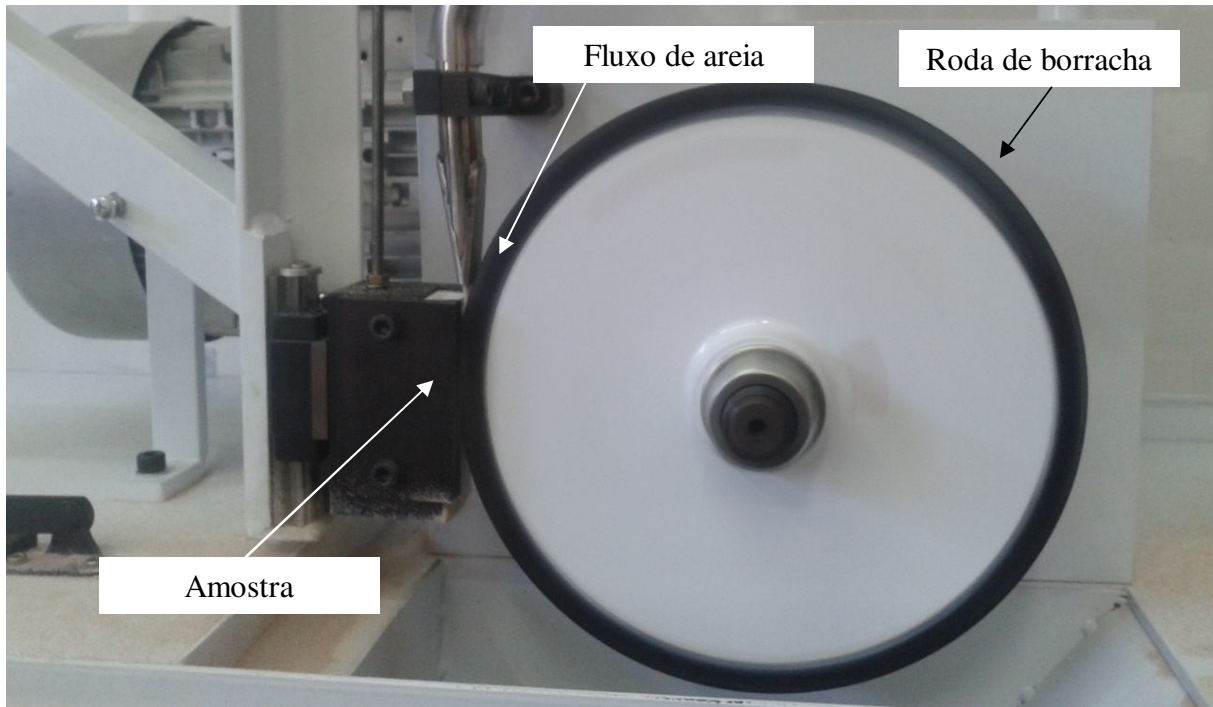


Figura 45. Ensaio de abrasividade em execução.

4.13 Teste de desempenho da bomba centrífuga

Adotou-se, como referência para realização dos testes de funcionamento da bomba, a rotação de 3500rpm, pois se trata da maior rotação disponível em motores elétricos assíncronos (dois pólos); com acoplamento direto nessa rotação, tem-se altas velocidades durante o bombeamento, o que maximiza os efeitos do acabamento superficial no interior do rotor em relação às perdas no bombeamento. Ainda, os motores elétricos são os mais utilizados para acionamento de bombas centrífugas nas aplicações industriais e residenciais.

Para bombas centrífugas o teste de desempenho é o mais importante dentre todos os testes realizados no processo de fabricação do equipamento. Um ensaio de desempenho completo prevê a avaliação da bomba em toda a sua faixa de operação, desde a vazão nula até a máxima vazão de

projeto. A faixa de vazão escolhida para os ensaios está compreendida entre vazão nula até 35m³/h. A norma mais usual e que regulamenta a execução dos ensaios de performance é a HI 14.6 (*Rotodynamic pumps for hydraulic performance acceptance tests*). Os resultados apresentados nessa pesquisa foram obtidos através de ensaios atendendo aos requisitos da norma citada acima.

A Figura 46, traz a representação esquemática do arranjo de teste utilizado para o ensaio de desempenho da bomba. Para a medição da vazão utilizou-se um tubo medidor de 2" do tipo eletromagnético, para a medição da pressão na sucção utilizou-se um transdutor de pressão de -10mca a 40mca, para a medição da pressão na descarga utilizou-se um transdutor de pressão de 0mca a 100mca, para a medição da rotação utilizou-se um tacômetro digital 0-5000rpm e para a medição da potência ativa utilizou-se um transdutor de potência trifásico.

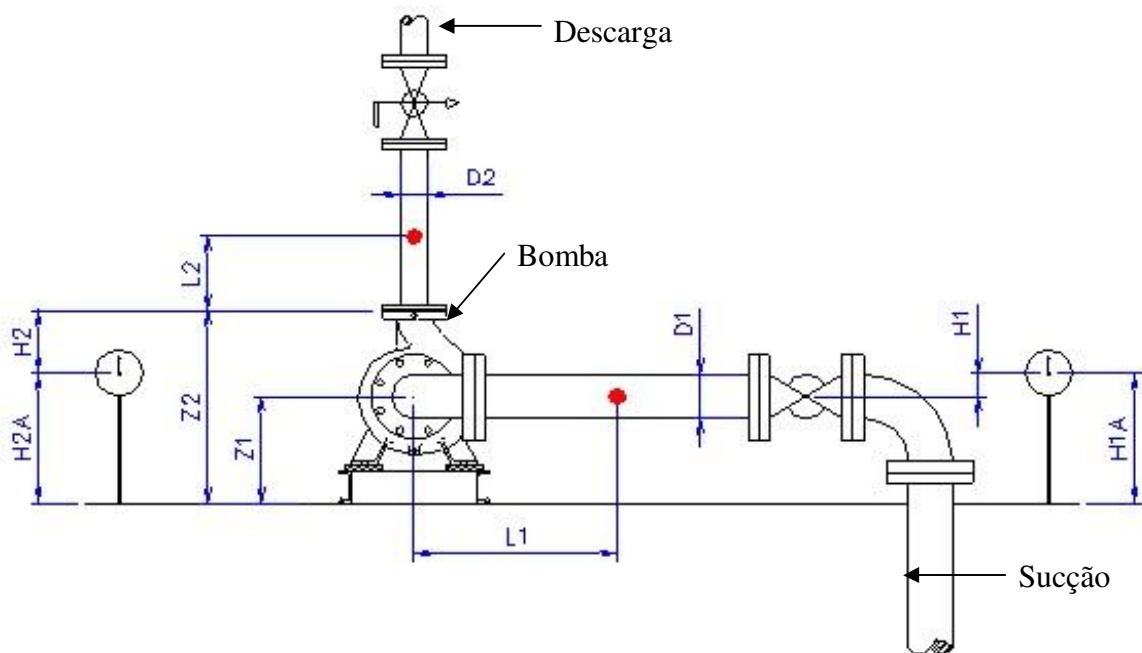


Figura 46. Esquema do arranjo para ensaio de desempenho para bomba centrífuga (Cortesia Imbil).

Utilizou-se a mesma bomba para a execução de todos os ensaios, substituindo-se apenas os rotores e mantendo as mesmas folgas diametraais entre os anéis de desgaste. A rotação de teste foi de 3500rpm e ambos os rotores foram fabricados com diâmetro original, ou seja, 176mm.

A variação da vazão, para o levantamento da curva de vazão x AMT, se deu com auxílio de uma válvula de controle do tipo globo.

A Figura 47 apresenta a bomba centrífuga durante o ensaio de desempenho, montada no laboratório de ensaios para bombas. Em detalhe as tomadas das pressões de sucção e descarga por meio de anéis piezométricos.



Figura 47. Bomba durante o ensaio de desempenho.

4.14 Custos de fabricação

O objetivo da avaliação dos custos de fabricação para ambos os rotores produzidos, via fundição convencional e microfusão, é comparar os mesmos percentualmente.

Para a elaboração do custo de fabricação da peça fundida, considerou-se:

- a) Quantidade e custos dos insumos de fundição para a produção do molde;
- b) Quantidade e custos das horas necessárias para a produção do molde;

- c) Quantidade e custos dos insumos de fundição para a fundição do metal;
- d) Quantidade e custos das horas necessárias para o vazamento do metal;
- e) Quantidade e custos das horas necessárias para a rebarbação do rotor;
- f) Quantidade e custos das horas necessárias para o tratamento térmico;
- g) Histórico do percentual de refugo durante processo de fabricação.

Para a elaboração do custo de usinagem, se considerou:

- h) Quantidade e custos das horas necessárias para o torneamento;
- i) Quantidade e custos das horas necessárias para a abertura do rasgo de chaveta;
- j) Quantidade e custos das horas necessárias para execução dos furos de alívio;
- k) Quantidade e custos das horas necessárias para o balanceamento dinâmico.

Os custos foram calculados considerando um lote mínimo de produção igual a dez peças para que o tempo de preparação da máquina de usinagem fosse diluído.

4.15 Consumo de energia

No ensaio de desempenho, para cada vazão avaliada mediu-se a potência ativa consumida pelo motor instalado na bomba e a potência consumida pela bomba foi calculada conforme a equação 8.

O consumo de energia é avaliado em kW.h, assim considerando a potência consumida pela bomba em kW e o tempo de uma hora, ter-se-á o consumo em kW.h. Para se obter o consumo em um período basta multiplicar o número de horas desejada pela potência consumida pela bomba.

Para este estudo considerou-se as seguintes situações:

- a) Operação da bomba durante 8 horas por dia em um ano;
- b) Operação da bomba durante 24 horas por dia em um ano.

Para a avaliação do consumo de energia considerou-se a vazão de melhor eficiência da bomba.

4.16 Retorno do investimento

O cálculo do retorno do investimento considera o custo da bomba com rotor convencional e com rotor microfundido, o consumo de energia elétrica de ambas as bombas (que dispõem de rendimentos distintos), e o custo da energia elétrica média para uma indústria com sistema trifásico no estado de São Paulo.

Como resultado, expõe-se uma relação de quantos dias de operação da bomba são necessários para pagar o investimento inicial devido à economia no valor da conta de energia elétrica.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentadas as peças obtidas pelos processos de fundição convencional e microfusão, além de todos os resultados dos ensaios executados com foco na comparação entre esses processos. Os resultados dos cálculos de consumo de energia elétrica, custos de fabricação e retorno de investimento também são demonstrados.

5.1 Avaliação visual

Comparando as peças obtidas por ambos os processos de fundição, microfusão e convencional, nota-se que a peça obtida pelo processo de microfusão apresentou menor deformação e uma superfície mais regular como pode ser visto na Figura 48.

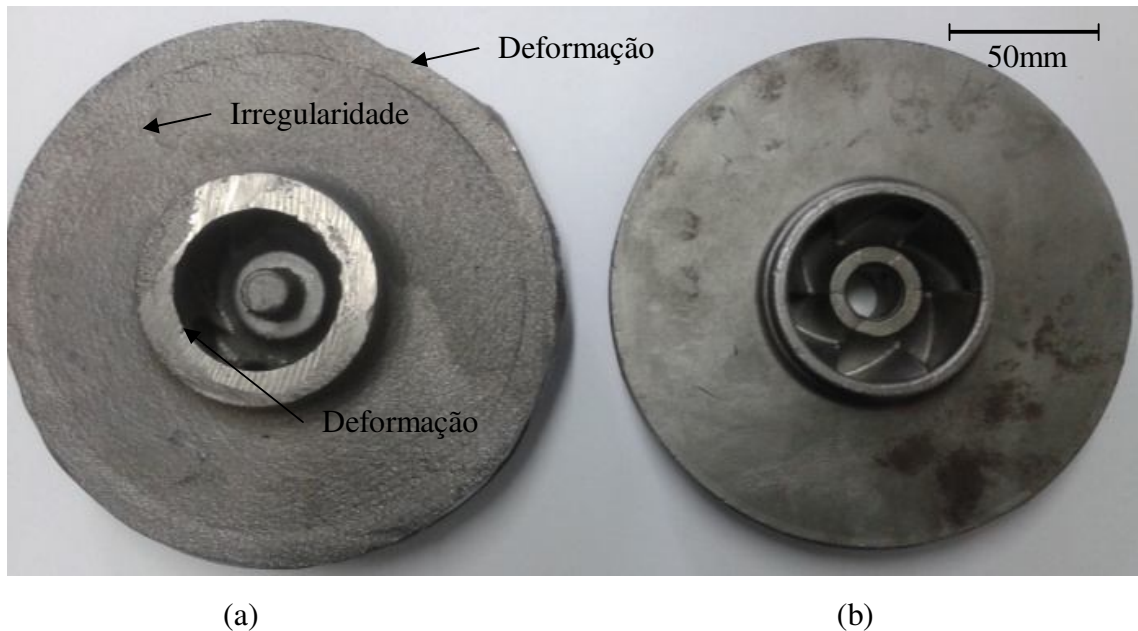


Figura 48. Imagem dos rotores fabricados – Peças fundidas: a) rotor fundido - processo convencional e b) rotor fundido - processo de microfusão

5.2 Avaliação da composição química

Os resultados das composições químicas são mostrados na Tabela 11, e os valores dos carbonos equivalentes foram calculados de acordo com as equações 1 e 2 apresentados no item 2.2.2.

Carbono equivalente para o ferro fundido cinzento ASTM A48 CL30:

$$CE = 3,47\% + [1/3 * (1,71\% + 0,01)]$$

$$CE = 4,04\%$$

De acordo com o CE, o ferro fundido cinzento foi classificado como hipoeutético.

Temperatura para início da solidificação = 1150°C.

Carbono equivalente para o aço carbono ASTM A216 WCB:

$$CE = 0,25\% + (1/6 * 0,55\%) + [1/5 * (0,21\% + 0,01)] + (1/15 * 0,03\%)$$

$$CE = 0,38\%$$

De acordo com o CE, o aço carbono foi classificado como hipoeutetóide.

Temperatura para início da solidificação = 1493°C.

Tabela 11. Composição química obtida.

Elemento	Fundido conv.	Desvio Padrão	Microfundido	Desvio Padrão
	A48 CL30 % peso		A216 WCB % peso	
C	3,47	0,12	0,25	0,02
Si	1,71	0,05	0,27	0,05
Mn	0,44	0,02	0,55	0,02
S	0,12	0,04	0,01	0,00
Cr	0,19	0,04	0,21	0,05
Mo	0,01	0,00	0,01	0,00
Cu	0,32	0,04	0,06	0,03
Fe	Balanço	-	Balanço	-

Todos os elementos químicos avaliados estão dentro dos limites recomendados pelas normas citadas da representação percentual em peso (ASTM A48 CL30 e ASTM A216 WCB).

5.3 Caracterização microestrutural

Na Figura 49 é possível observar a disposição da grafita em forma de lamelas para o rotor convencional fabricado conforme a norma ASTM A48 CL30. Observa-se que o material do rotor convencional se constitui de uma matriz perlítica e veios de grafita, podendo ser classificado como tipo VII e grafita com distribuição do tipo A, segundo a ASTM, como esperado para este tipo de material.

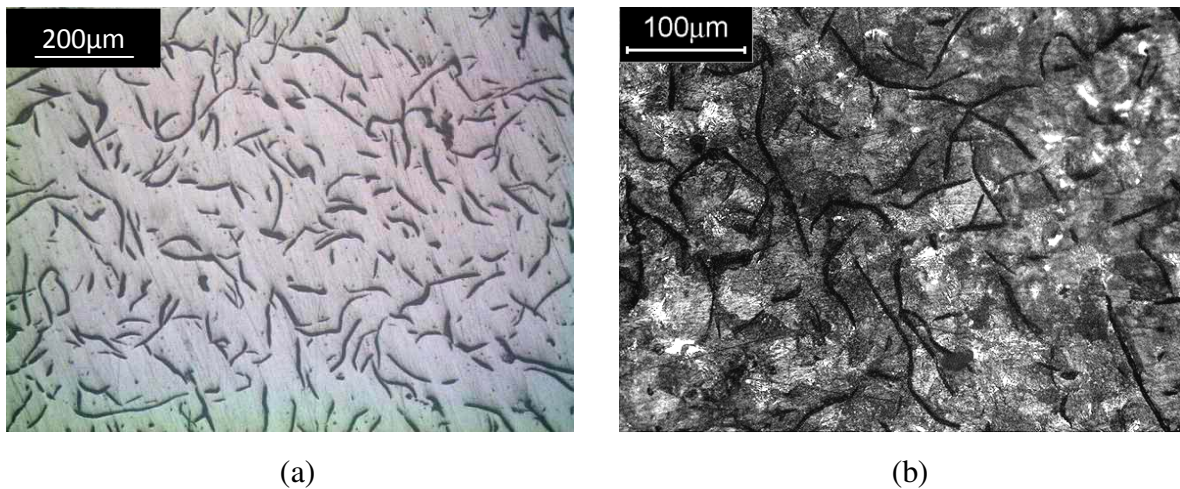


Figura 49. Microestrutura do ferro fundido convencional, ASTM A48 CL30, sem ataque (a) e com ataque (b).

A Figura 50-b mostra o material microfundido, aço ASTM A216 WCB hipoeutetóide, já na condição normalizada apresentando grãos de ferrita e grãos de perlita homogeneamente distribuídos em função do tratamento térmico de normalização. Apenas como ilustração, a Figura 50-a apresenta a microestrutura do rotor microfundido em aço ASTM A216 WCB na condição bruta de fusão. Neste caso a estrutura apresenta-se de forma bastante heterogênea com grãos de

ferrita e perlita pobremente distribuídos na matriz. O tratamento de normalização é imprescindível para o bom comportamento mecânico do produto final.

Desta forma, após submeter o rotor microfundido ao tratamento térmico de normalização, houve sensível mudança na microestrutura, (Figura 50-b). Nessa condição, o material apresentou uma microestrutura mais refinada, pois no processo de normalização houve a austenitização do material, (realizada a cerca $T = 920\text{ }^{\circ}\text{C}$) seguida de resfriamento ao ar que promove a nucleação e crescimento de novos grãos. Com o controle da temperatura e do tempo, os novos grãos cresceram em menor proporção comparando com o material em estado bruto de fusão.

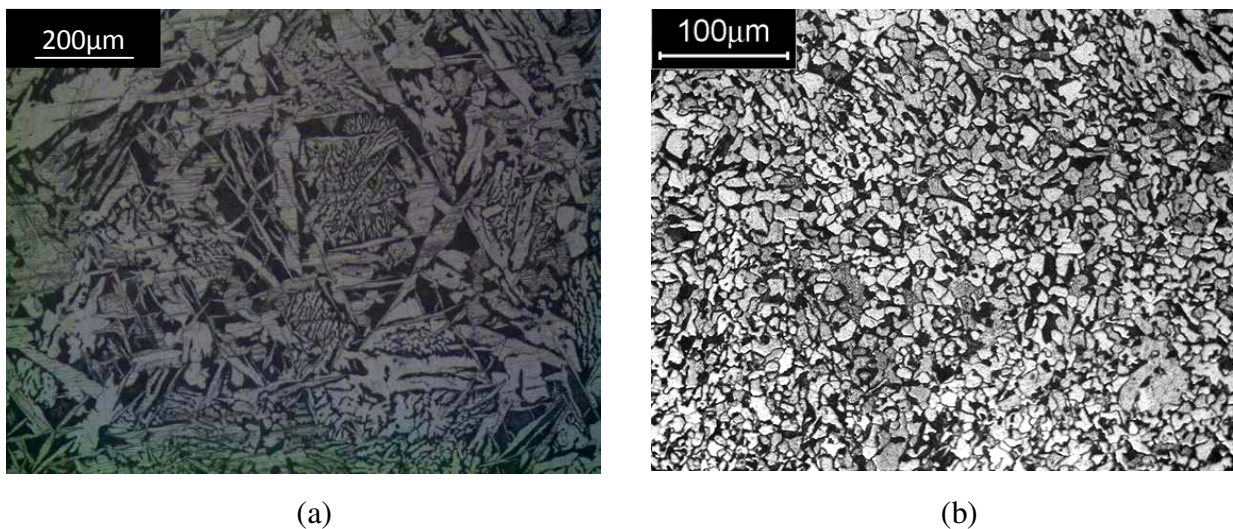


Figura 50. Microestrutura do microfundido conforme a ASTM A216 WCB, bruto de fusão (a) em comparação com o material normalizado (b) (ataque Nital 3%).

5.4 Propriedades mecânicas

Os valores de dureza obtidos para as amostras fundidas estão disponíveis na Tabela 12. O ferro fundido apresentou a maior dureza, valor de 184HB. O aço fundido no estado normalizado apresentou uma dureza de 147HB, superior que o aço fundido no estado bruto de fusão 134HB. Os baixos valores de dureza encontrados no aço carbono bruto de fusão se dão pela grande presença de ferrita na matriz e principalmente pelas grandes dimensões dos grãos ferríticos.

Para o aço carbono normalizado, em comparação com o ferro fundido cinzento, a maior dureza para o ferro fundido cinzento é em função de a matriz ser predominantemente perlítica e no aço carbono predominantemente ferrítica, uma vez que a ferrita dispõe de menor dureza que a perlita. A matriz predominantemente ferrítica para o aço carbono é verificada pela pequena presença de carbono (aço hipoeutetóide).

Tabela 12. Dados de dureza – rotor convencional e rotor microfundido.

Material	Situação	Dureza Brinell (HB)	Desvio Padrão
ASTM A48 CL30	Bruto de fusão	184	12,5
ASTM A216 WCB	Bruto de fusão	134	4,2
ASTM A216 WCB	Normalizado	147	5,5

Como demonstrado na Tabela 13, o aço carbono apresentou bom alongamento, valor médio de 26,2% e expressiva redução de área, 37,5% após o ensaio. Tais valores permitem caracterizar o aço carbono como um material dúctil.

Tabela 13. Resultados do ensaio de tração.

Material	LE (MPa)	Desvio Padrão	LRT (MPa)	Desvio Padrão	Along. (%)	Desvio Padrão	RA (%)	Desvio Padrão
A48 CL30	-	-	219	7,9	-	-	-	-
A216 WCB	265	4,6	538	5,6	26,2	1,8	37,5	1,1

O ferro fundido cinzento por ser um material frágil, não apresentou escoamento, alongamento e nenhuma redução de área. Essa característica se dá principalmente pela elevada concentração de carbono, segregado em sua maioria na forma de lamelas como visto na Figura 49-a.

O limite de escoamento médio observado para o aço carbono foi de 265MPa, superando o mínimo especificado de 250MPa pela norma ASTM A216 WCB. No ferro cinzento atingiu-se o limite de resistência à tração de 219MPa contra um mínimo de 200MPa especificado pela norma

ASTM A40 CL30 e para o aço carbono atingiu-se 538MPa, valor considerado como satisfatório uma vez que a norma ASTM A216 WCB apresenta o intervalo aceitável de 485 a 655MPa.

5.5 Avaliação dimensional

Na Tabela 14 são apresentados os resultados da medição da passagem de descarga em cinco peças fabricadas pelo processo convencional de fundição e em cinco peças fabricadas pelo processo microfusão. Observa-se que o desvio padrão e a variação são sensivelmente menores no processo de microfusão.

Tabela 14. Dimensão da largura de descarga do rotor.

Processo	Dimensão	Desvio	Variação
	Média (mm)	Padrão	(%)
Convencional	5,97	0,35	5,81
Microfusão	5,25	0,04	0,82

Uma visão gráfica da amplitude e concentração das dimensões observadas nas amostras é exibida no gráfico de bolhas da Figura 51. A amplitude dimensional nas amostras fundidas convencionalmente é maior que nas amostras microfundidas e em ambos os processos a maior concentração das dimensões estão próximas aos valores máximos avaliados.

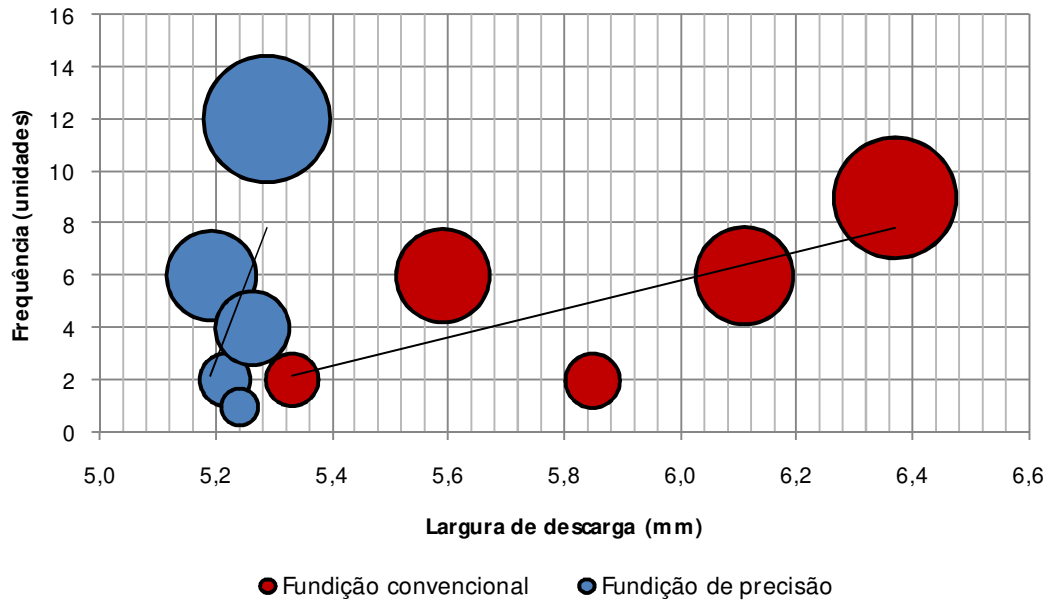


Figura 51. Gráfico de bolhas – comparativo dos dados dimensionais – fundição convencional e microfusão.

5.6 Peso do rotor fundido e acabado

Principalmente pela alta estabilidade dimensional e de forma propiciada pelo processo de microfusão, o sobremetal necessário para a usinagem pôde ser reduzido; com isso, reduziu-se o peso da peça fundida como exibido na Tabela 15. Também se verificou redução adicional no peso final da peça usinada, por se trabalhar com espessuras menores das palhetas. A redução do peso influenciará na potência consumida pela bomba e elevará o seu rendimento. O menor esforço no eixo proporcionará também uma maior vida útil aos rolamentos da bomba.

Tabela 15. Peso dos rotores: bruto de fusão e acabado.

Processo	Peso Bruto (kg)	Desvio Padrão	Peso Usinado (kg)	Desvio Padrão	Material removido (kg)	Desvio Padrão
Convencional	3,80	0,11	2,77	0,16	1,03	0,10
Microfusão	2,61	0,08	2,40	0,05	0,21	0,05

5.7 Rugosidade superficial

A avaliação da rugosidade apresentou uma diferença substancial na qualidade superficial das peças de acordo com a Tabela 16.

Tabela 16. Rugosidade superficial.

Processo	Média Ra (μm)	Desvio Padrão
Convencional	12,43	1,85
Microfusão	3,98	0,37

Enquanto a peça microfundida atingiu uma média de 3,98 μm Ra, equivalente a uma superfície torneada, a peça obtida pela fundição convencional apresentou uma média de 12,43 μm Ra, ou cerca de três vezes maior que a microfundida. Assim, a peça microfundida proporcionará um menor atrito ao fluido durante o bombeamento do que a peça fundida convencionalmente.

5.8 Balanceamento dinâmico

Embora os rotores saiam com certo desbalanceamento residual, de acordo com a norma ISO 1940, o grau 2,5 é aceitável. O desbalanceamento inicial antes de qualquer intervenção ajuda mostrar a qualidade do fundido. Se o desbalanceamento inicial é baixo irá demandar pouco ajuste e consequentemente pouco tempo e baixo custo para a remoção de massa e para enquadramento aos limites aceitáveis. Os resultados exibidos na Tabela 17 demonstram que o rotor microfundido demandou remover 7,28g para o seu ajuste, enquanto o rotor obtido pela fundição convencional demandou a remoção de 26,60g.

Tabela 17. Balanceamento dinâmico.

Processo	Desbalan- ceamento inicial (g)	Desvio Padrão	Desbalan- ceamento final (g)	Material removido (g)	Desvio Padrão
Convencional	26,75	4,57	0,15	26,60	4,57
Microfusão	7,43	2,36	0,15	7,28	2,36

Outro aspecto a ser considerado é que existe uma relação entre equidistância das palhetas com o desbalanceamento inicial; se o valor do desbalanceamento encontrado é baixo, sugere-se uma melhor equidistância entre pás, o que proporcionará uma melhor estabilidade hidráulica durante o bombeamento e menor propagação de vibração no equipamento.

O rotor tem seis palhetas e com isso seis entradas de fluido e seis áreas de descarga. Em caso de desvio nesta equidistância entre as palhetas, certamente haverá diferença de volume entre as seis partes de fluido no interior do rotor.

Em operação, na rotação de 3500rpm, haverá por segundo um total de 58,3 ciclos de carregamento e descarregamento dos seis volumes no interior do rotor, e com a diferença entre esses volumes ocorrerá uma vibração superior do que se tivermos esse processo com volumes iguais.

5.9 Desempenho hidráulico

Na Tabela 18 são apresentados os resultados obtidos no ensaio de desempenho com a bomba montada com os rotores fundidos convencionalmente e com a bomba montada com os rotores microfundidos.

É importante ressaltar que os ensaios de desempenho foram realizados utilizando-se uma única bomba e realizando apenas a troca dos rotores; inicialmente montaram-se os rotores convencionais e posteriormente os rotores microfundidos. As folgas diamétricas entre anéis de desgaste foram mantidas iguais em todos os ensaios realizados, de modo que a variável fosse apenas o rotor.

Tabela 18. Resultados do ensaio de desempenho – dados (Em negrito, ponto com o maior rendimento hidráulico) .

Bomba montada com rotor convencional			Bomba montada com rotor microfundido		
Vazão	AMT	Rendimento	Vazão	AMT	Rendimento
(m³/h)	(mca)	(%)	(m³/h)	(mca)	(%)
0,00	60,87	0,00	0,00	62,32	0,00
6,94	60,51	27,62	7,59	61,99	30,41
10,52	59,41	37,11	11,66	61,48	41,08
14,63	57,77	43,25	15,90	60,14	48,27
20,52	53,73	50,00	21,02	57,35	52,12
25,35	49,24	50,30	25,36	53,82	53,49
29,86	43,25	50,70	29,97	49,59	52,01
33,86	36,08	46,04	34,71	43,08	47,62

Os resultados são ilustrados graficamente nas Figura 52. Apresenta-se a variação da pressão de descarga em função da vazão e a variação do rendimento também em função da vazão.

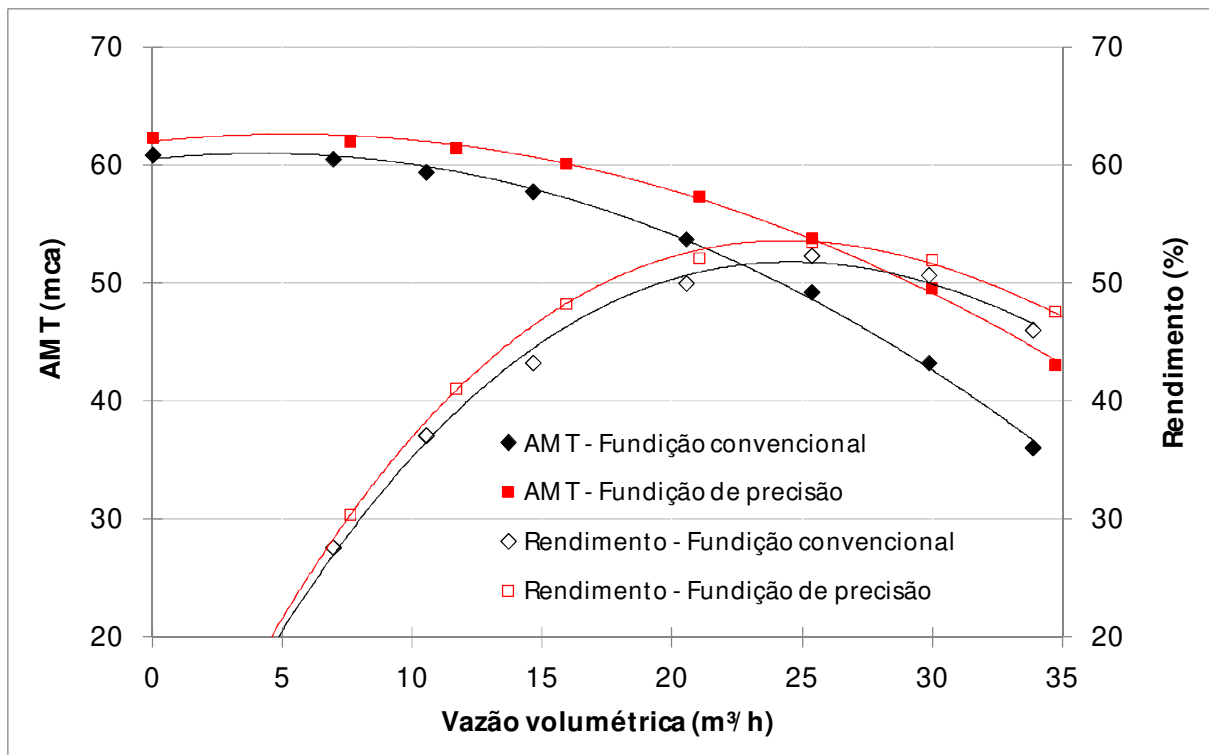


Figura 52. Gráfico comparativo de altura manométrica da bomba e rendimento – com rotor feito via fundição convencional e com rotor feito via microfusão.

Para que a comparação seja realizada em vazões exatas, determinaram-se as equações polinomiais a partir das curvas de tendências:

Equação polinomial – desempenho com rotor fundido convencionalmente:

$$\text{Vazão x AMT: } y = -0,0275x^2 + 0,2302x + 60,492$$

$$\text{Vazão x rendimento: } y = -0,0729x^2 + 3,6625x + 5,9002$$

Equação polinomial – desempenho com rotor microfundido:

$$\text{Vazão x AMT: } y = -0,022x^2 + 0,2327x + 61,983$$

$$\text{Vazão x rendimento: } y = -0,0735x^2 + 3,7064x + 7,1819$$

Aplicando as equações estabelecidas acima, com base nas curvas de tendência geradas, montou-se a Tabela 19.

Tabela 19 Valores calculados de AMT e rendimento a partir das equações polinomiais. Em negrito, ponto com o maior rendimento hidráulico.

Vazão (m ³ /h)	AMT (mca)			Rendimento (%)		
	Fundição Convencional	Fundição de Precisão	Variação %	Fundição Convencional	Fundição de Precisão	Variação %
0	60,49	61,98	2,46	0,00	0,00	0,00
1	60,69	62,19	2,47	9,49	10,81	13,96
2	60,84	62,36	2,49	12,93	14,30	10,57
3	60,94	62,48	2,54	16,23	17,64	8,67
4	60,97	62,56	2,61	19,38	20,83	7,47
5	60,96	62,60	2,69	22,39	23,88	6,64
6	60,88	62,59	2,80	25,25	26,77	6,03
7	60,76	62,53	2,93	27,97	29,53	5,58
8	60,57	62,44	3,08	30,53	32,13	5,22
9	60,34	62,30	3,25	32,96	34,59	4,94
10	60,04	62,11	3,44	35,24	36,90	4,71
11	59,70	61,88	3,66	37,37	39,06	4,53
12	59,29	61,61	3,90	39,35	41,07	4,38
13	58,84	61,29	4,17	41,19	42,94	4,25
14	58,32	60,93	4,46	42,89	44,67	4,15
15	57,76	60,52	4,79	44,44	46,24	4,06
16	57,14	60,07	5,14	45,84	47,67	3,99
17	56,46	59,58	5,53	47,09	48,95	3,94
18	55,73	59,04	5,95	48,21	50,08	3,89
19	54,94	58,46	6,41	49,17	51,07	3,86
20	54,10	57,84	6,92	49,99	51,91	3,84
21	53,20	57,17	7,46	50,66	52,60	3,83
22	52,25	56,45	8,05	51,19	53,15	3,82
23	51,24	55,70	8,70	51,57	53,55	3,83
24	50,18	54,90	9,40	51,81	53,80	3,84
25	49,06	54,05	10,17	51,90	53,90	3,86
26	47,89	53,16	11,01	51,84	53,86	3,89
27	46,66	52,23	11,93	51,64	53,67	3,93
28	45,38	51,25	12,94	51,30	53,34	3,98
29	44,04	50,23	14,05	50,80	52,85	4,04
30	42,65	49,16	15,28	50,17	52,22	4,10

Máximo	60,97	62,60	51,90	53,90
Mínimo	42,65	49,16	9,49	10,81

Pode-se constatar que a vazão de $25\text{m}^3/\text{h}$ é a de melhor rendimento da bomba (BEP). Nessa vazão, a bomba testada com o rotor fundido convencionalmente apresentou um rendimento de 51,90% e uma AMT de 49,06mca. Para a bomba testada com o rotor fundido pela microfusão, a mesma apresentou um rendimento de 53,90% e uma AMT de 54,05mca. O ganho observado no rendimento foi de 2,00% absolutos utilizando-se o rotor fundido pela microfusão e relativamente o ganho foi de 3,86%. Para a AMT, o ganho observado foi ainda maior. Para a bomba testada com o rotor fundido pela microfusão, a mesma apresentou um incremento na pressão de 10,17% relativos à bomba testada com o rotor fundido convencionalmente, considerando a vazão de melhor eficiência (BEP) de $25\text{m}^3/\text{h}$.

Uma vez que o rendimento irá determinar o consumo de energia elétrica da bomba em operação, trabalhando com um maior rendimento para a bomba montada com o rotor microfundido, também se terá um menor consumo de energia elétrica e, conseqüentemente, o custo para a sua operação será menor que a bomba montada com rotor fundido convencionalmente.

De acordo com os dados experimentais apresentados, pode-se verificar que se obteve uma pressão de descarga superior utilizando o rotor microfundido. Nota-se que, conforme se aumenta a vazão, maior é a diferença na pressão.

As diferenças observadas podem ser atribuídas:

a) principalmente pela diferença na rugosidade superficial observada nas regiões internas do rotor. Nos rotores oriundos da microfusão a rugosidade média foi de $3,98\mu\text{m}$ contra uma rugosidade média de $12,43\mu\text{m}$ nos rotores obtidos pela fundição convencional. Uma menor rugosidade implica em menor atrito durante o deslocamento do fluido, o que aumenta a pressão de descarga e favorece o fluxo com menor necessidade de potência maximizando a eficiência do bombeamento;

b) à redução da espessura nas palhetas executadas na fase de projeto do rotor fundido pela microfusão, onde a espessura média adotada para esse processo foi de 1,6mm contra uma espessura média de 3,0mm no projeto original do rotor fundido pelo processo convencional;

c) para o rotor microfundido houve uma maior preservação dos raios mínimos e maior fidelidade aos perfis hidráulicos projetados, uma vez que os desvios dimensionais e de forma nos rotores microfundidos foram menores.

Considerando os dados da simulação hidráulica da vazão x rendimento (Tabela 8), variando-se a rugosidade superficial do rotor e os valores de rugosidade medidos nas peças fundidas é possível projetar a influência da rugosidade no desempenho hidráulico das bombas testadas.

Vale ressaltar que não é possível medir, no ensaio de desempenho, apenas o rendimento do rotor. O rendimento avaliado é o da bomba. Já na simulação hidráulica é possível avaliar o rendimento isolado do rotor.

Contudo, como os ensaios de desempenho foram realizados utilizando uma mesma bomba e com folgas diametrais iguais entre os anéis de desgaste, as diferenças de rendimentos observadas podem ser atribuídas às diferenças nos rotores.

a) Para uma vazão de $25\text{m}^3/\text{h}$:

Na peça microfundida obteve-se uma rugosidade média na superfície de $3,98\mu\text{m}$, assim o rendimento simulado mais próximo dessa rugosidade é de 97,84% para o rotor.

Na peça fundida convencionalmente obteve-se uma rugosidade média na superfície de $12,43\mu\text{m}$, assim o rendimento simulado mais próximo dessa rugosidade é de 97,32% para o rotor.

Portanto, a diferença absoluta simulada, considerando as diferenças de rendimento observadas nas peças, é de 0,52%.

Para a bomba montada com rotor microfundido o rendimento avaliado foi de 53,90% e para a bomba montada com rotor convencional o rendimento avaliado foi de 51,90% a diferença absoluta foi de 2,00%.

Considerando que a carcaça da bomba bem como os outros componentes permaneceram inalterados, pode-se supor que a influência da rugosidade do rotor foi de 0,52% na diferença de rendimento da bomba e que os demais 1,48% devem-se a outros fatores como o peso do rotor, geometria hidráulica e volume de fluido nas câmaras internas.

b) Para uma vazão de 30m³/h:

Na peça microfundida obteve-se uma rugosidade média na superfície de 3,98μm, assim o rendimento simulado mais próximo dessa rugosidade é de 97,39% para o rotor.

Na peça fundida convencionalmente obteve-se uma rugosidade média na superfície de 12,43μm, assim o rendimento simulado mais próximo dessa rugosidade é de 96,47% para o rotor.

Portanto, a diferença absoluta simulada, considerando as diferenças de rendimento observadas nas peças, é de 0,92%.

Para a bomba montada com rotor microfundido o rendimento avaliado foi de 52,22% e para a bomba montada com rotor convencional o rendimento avaliado foi de 50,17% a diferença absoluta foi de 2,05%.

Considerando que a carcaça da bomba bem como os outros componentes, permaneceram inalterados, pode-se supor que a influência da rugosidade do rotor foi de 0,92% na diferença de rendimento da bomba e que os demais 1,13% devem-se a outros fatores como o peso do rotor, geometria hidráulica e volume de fluido nas câmaras internas.

c) Para uma vazão de 35m³/h:

Na peça microfundida obteve-se uma rugosidade média na superfície de 3,98μm, assim o rendimento simulado mais próximo dessa rugosidade é de 96,84% para o rotor.

Na peça fundida convencionalmente obteve-se uma rugosidade média na superfície de 12,43μm, assim o rendimento simulado mais próximo dessa rugosidade é de 95,85% para o rotor.

Portanto, a diferença absoluta simulada, considerando as diferenças de rendimento observadas nas peças, é de 0,99%.

Para a bomba montada com rotor microfundido o rendimento avaliado foi de 46,87% e para a bomba montada com rotor convencional o rendimento avaliado foi de 44,79% a diferença absoluta foi de 2,08%.

Considerando que a carcaça da bomba bem como os outros componentes permaneceram inalterados, pode-se supor que a influência da rugosidade do rotor foi de 0,99% na diferença de rendimento da bomba e os demais 1,09%, devem-se a outros fatores como o peso do rotor, geometria hidráulica e volume de fluido nas câmaras internas.

Na Figura 53 apresenta-se graficamente as diferenças no rendimento da bomba variando-se a vazão e considerando a influência da rugosidade e demais fatores, conforme discutido.

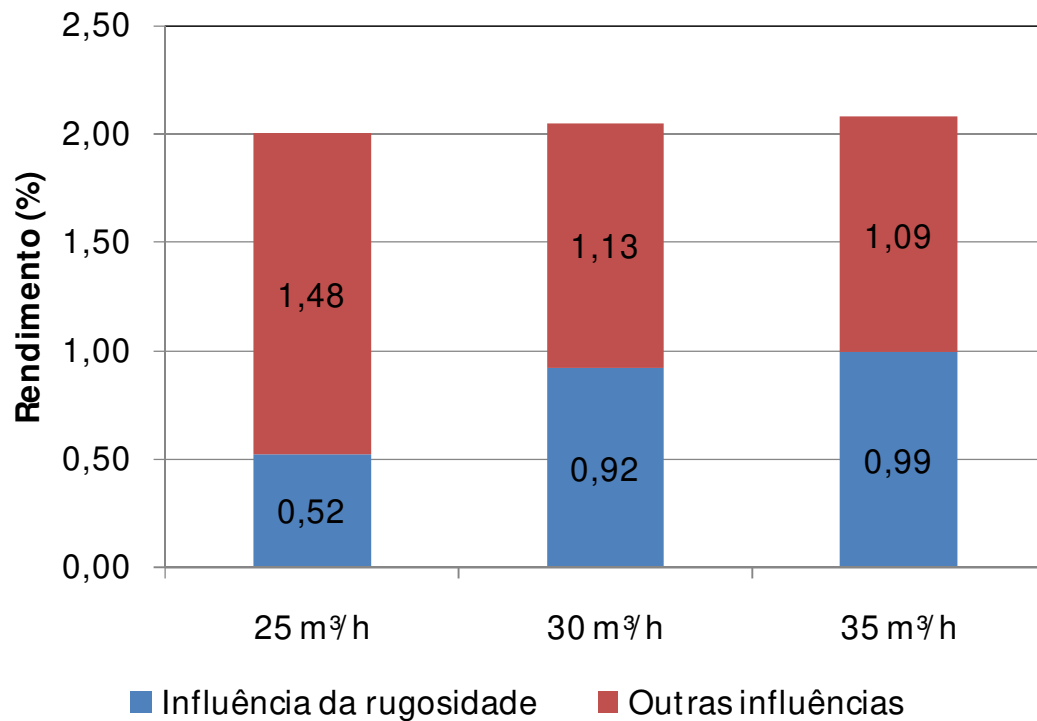


Figura 53. Gráfico comparativo da influência da rugosidade e das outras influências do rotor no rendimento absoluto da bomba.

Observa-se que, com o aumento da vazão, aumenta-se a variação no rendimento absoluto entre os resultados da bomba ensaiada com rotor convencional e com a bomba ensaiada com rotor microfundido.

Também com o aumento da vazão a influência da rugosidade superficial dos rotores passa a ser maior do que em vazões menores. Isso se explica, pois com o aumento da vazão, aumenta-se a velocidade do fluido e ocorre maior atrito com as paredes internas do rotor. A influência dos demais fatores passa a ter menor representatividade com o aumento da vazão volumétrica.

5.10 Resistência ao desgaste abrasivo

De acordo com os resultados exibidos na Tabela 20, o aço carbono apresentou melhor resistência ao desgaste abrasivo. O volume perdido durante a prática foi de 271mm³ enquanto o

ferro fundido perdeu 578mm³. Em operação, o rotor microfundido, feito em aço carbono, se comportará melhor em aplicações com sólidos em suspensão no bombeamento e sua vida útil será maior que o rotor fabricado em ferro fundido.

Tabela 20. Dados do ensaio de abrasividade.

Material	Massa perdida mg	Desvio Padrão	Volume perdido mm ³	Desvio Padrão
ASTM A48 CL30	4103	314	578	44
ASTM A216 WCB	2078	102	271	15

Como verificado nos ensaios de desempenho, uma menor rugosidade superficial proporcionará um melhor desempenho hidráulico. Considerando que um material mais resistente à abrasão levará mais tempo para sofrer o desgaste abrasivo, quanto mais resistente for esse material, mais tempo a bomba irá operar com melhores rendimentos e consumirá menor quantidade de energia elétrica.

Além de aumentar a vida útil do rotor, o material mais resistente à abrasão também influenciará no custo de operação contínua da bomba durante o seu ciclo de vida.

Os coeficientes de desgaste, calculados pelos dados levantados durante a prática de abrasividade, são apresentados na Tabela 21. Quanto maior o coeficiente de desgaste (k), menos resistente ao desgaste abrasivo será o material. Para o ferro fundido cinzento, $k=31,0 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{N.m}$ e para o aço carbono, $k=14,7 \times 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{N.m}$.

Tabela 21. Coeficiente de desgaste.

Material	Coeficiente de desgaste $k \text{ (mm}^3/\text{N.m)} \times 10^{-4}$	Desvio Padrão
ASTM A48 CL30	31,0	2,4
ASTM A216 WCB	14,7	0,7

5.11 Custos de fabricação

Para se ter uma referência entre custos dos processos, a Tabela 22, tomando como base a peça fundida convencionalmente com custo de 100%, (processo atual otimizado) e para a peça microfundida o custo relativo. O elevado percentual de matérias-primas importadas e utilizadas na fabricação do microfundido fará com que o custo varie de acordo com a variação do dólar americano (US\$).

Na avaliação dos custos, além dos materiais utilizados, foram consideradas as etapas de fundição, tratamento térmico para o aço carbono, torneamento, furação, brochamento do rasgo de chaveta e balanceamento dinâmico.

Tabela 22. Resumo do custo de fabricação – rotor convencional e rotor microfundido.

Operações		Rotor convencional	Rotor microfundido
		Custo (%)	Custo (%)
Fundição	Macharia	9,9	8,4
	Moldagem	13,4	27,1
	Vazamento	9,9	11,5
	Rebarbação	5,0	3,8
	Refugo	5,2	1,0
Subtotal		43,4	51,9
Usinagem	Torneamento	29,4	23,2
	Furação	10,8	10,8
	Chavetamento	6,2	6,2
	Rebarbação	1,1	1,1
	Balanceamento	9,1	5,7
Subtotal		56,6	47,0
Total		100	98,9

Para o rotor de referência, fundido convencionalmente, o custo da peça fundida representou 43,4% do custo total da peça acabada. Como exibido na Figura 55, o custo que o rotor representou no custo total da bomba foi de 11%; considerando que a diferença de custos dos rotores entre processos é de 1,1%, o custo total da bomba montada com rotor microfundido será praticamente o mesmo ao da bomba montada com rotor obtido via fundição convencional.

A vista explodida da bomba estudada é apresentada na Figura 54. O rotor é mostrado na posição D e a voluta é mostrada na posição A. Esses dois componentes são os mais importantes para o desempenho hidráulico da bomba em operação.

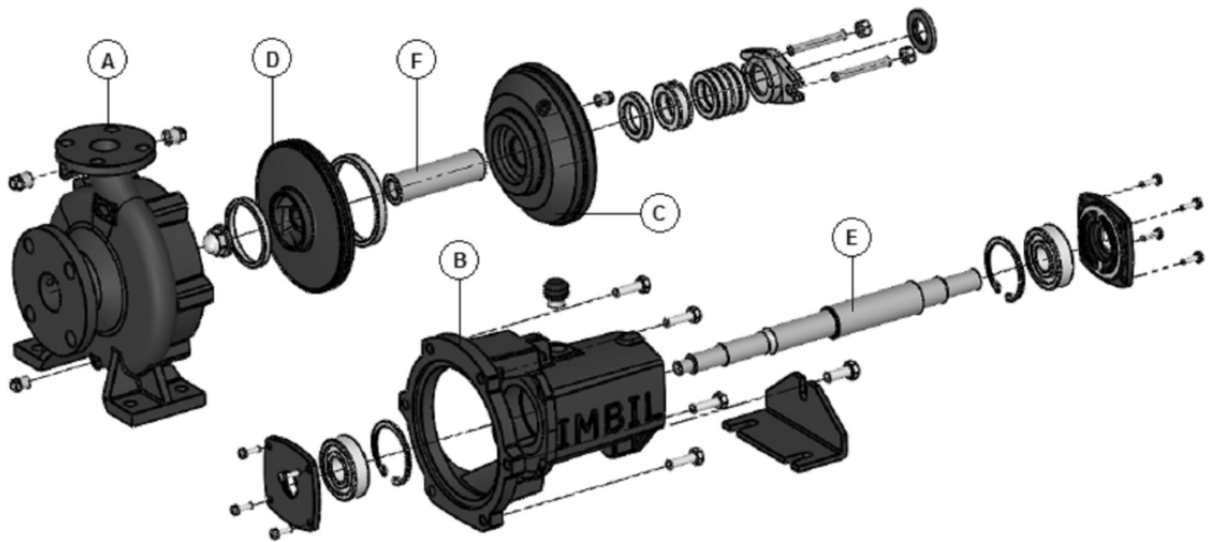


Figura 54. Vista explodida da bomba utilizada nesta pesquisa (Esquema do autor).

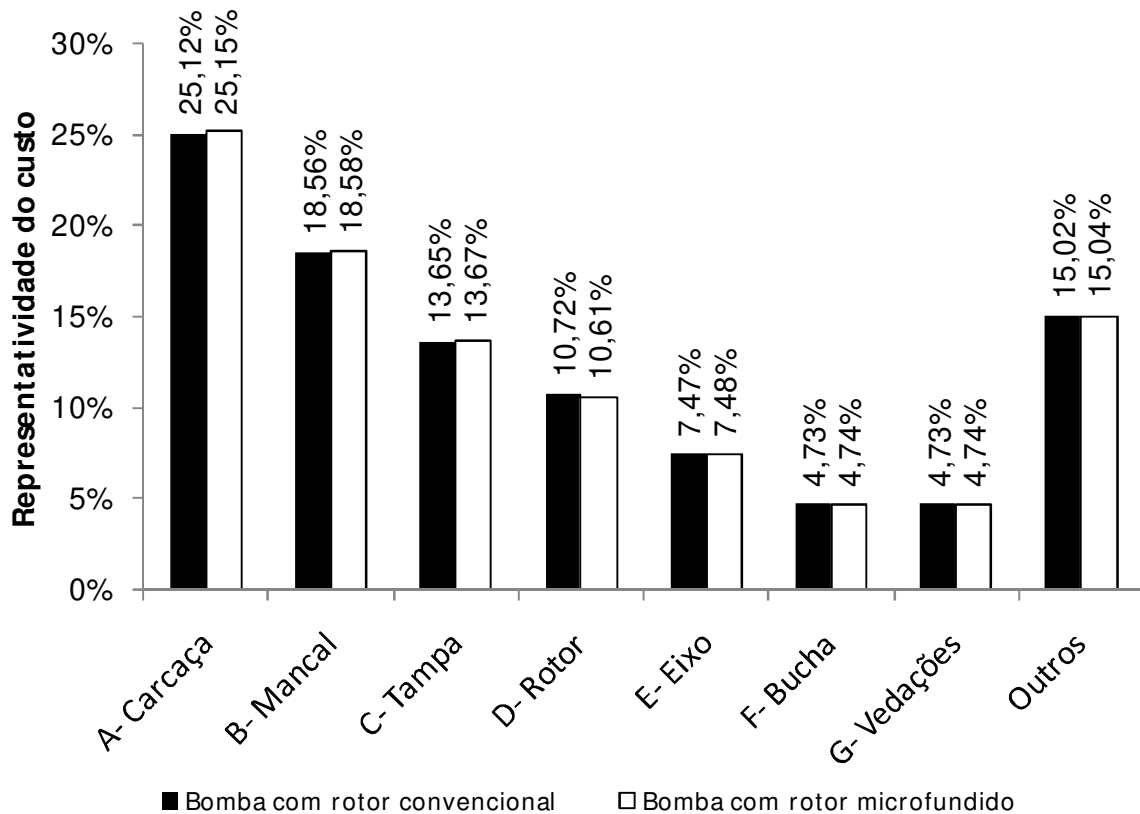


Figura 55. Representatividade do custo por componente (Esquema do autor).

Os custos avaliados no processo de microfusão mostraram-se viáveis quando comparados com os custos da fundição convencional. O principal motivo observado foi o alto custo para a fabricação do macho em areia no processo convencional, que demandou elevado tempo para fabricação, extremo cuidado com o acabamento pela fragilidade do mesmo, processo de pintura dificultado pelas pequenas cavidades das palhetas e secagem em estufa. No processo de microfusão, pelo uso de material do revestimento cerâmico de secagem rápida, dispensou-se a necessidade de uso de macho cerâmico, que é usualmente aplicado para geometrias complexas e pequenas passagens, condição que tornou o processo mais econômico e viável. Os internos da peça em cera foram obtidos com o uso de macho solúvel, injetado em uma matriz específica na operação antecessora à injeção da peça em cera reciclável.

5.12 Consumo de energia

Em função da diferença de rendimento hidráulico, para uma vazão de bombeamento de 25 m³/h, considerando a operação de 24 horas por dia durante o ano todo (365 dias), a economia de energia pode chegar a 2.305 kWh. Os dados de consumo calculados estão exibidos na Tabela 23.

Tabela 23. Consumo de energia – rotor convencional e rotor microfundido.

Processo	Regime de operação	Regime de operação
	8 horas por dia	24 horas por dia
	365 dias por ano	365 dias por ano
	(kW.h)	(kW.h)
Bomba com rotor convencional	20.704	62.113
Bomba com rotor microfundido	19.936	59.809
Redução avaliada	768	2.305

A redução no consumo de energia é expressiva quando se utiliza o rotor microfundido ao invés do rotor convencional, como se pôde evidenciar no teste de desempenho da bomba, e o custo para possibilitar essa atualização é viável.

5.13 Gestão dos resíduos

No processo de fundição convencional o principal resíduo sólido gerado é a areia de fundição que normalmente contém fenol além de outros componentes.

Em geral a areia de fundição é classificada como classe II A – não inerte, conforme a norma NBR 10004:2004.

Entre os processos de destinação pode-se destacar:

- I. Reutilização no próprio processo de fundição após o destorroamento e regeneração da areia. Um processo de regeneração mecânica, por exemplo, pode favorecer a reutilização da areia em aproximadamente 80%. A perda ao fogo, o teor de finos e a resistência à frio são referências importantes para determinar a eficácia do sistema de regeneração e da fração possível de utilização da areia regenerada no processo de moldagem;
- II. Aterro industrial para resíduos não perigosos – No estado de São Paulo, para descartar o resíduo de areia de fundição para o aterro industrial licenciado, após a classificação do resíduo, conforme NBR 10004 é necessária a solicitação junto a CETESB (Companhia Ambiental do Estado de São Paulo) do CADRI (certificado de movimentação de resíduos de interesse ambiental), após a emissão do CADRI a empresa geradora do resíduo estará autorizada a destinar para o aterro industrial. Durante o processo de destinação é necessário a emissão do MTR (manifesto para transporte de resíduo) e nota fiscal de transporte pelo gerador e posteriormente a emissão do CDR (certificado de destinação de resíduo) pelo receptor;
- III. Reaproveitamento como agregado fino em substituição às matérias-primas convencionais na produção de artefatos de concreto e pavimentos asfálticos (Conforme Decisão de Diretoria CETESB nº 152/2007/C/E DE 08/08/2007) – No estado de São Paulo, para reaproveitar o resíduo de areia de fundição na produção de artefatos de concreto ou pavimentos asfálticos, após a classificação do resíduo, conforme NBR 10004 é necessária a solicitação junto a CETESB do parecer técnico, após a emissão do parecer técnico favorável é necessário o desenvolvimento de um fornecedor que possa reutilizar esse material em seu processo produtivo e em seguida solicitar a CETESB a licença prévia, licença de instalação e licença de operação tendo como matéria-prima a areia de fundição, posteriormente a empresa geradora deverá solicitar a CETESB a emissão do CADRI, após a emissão do CADRI a empresa geradora do resíduo estará autorizada a destinar para fabricação de blocos ou pavimentos asfálticos. Durante o processo de destinação é necessário a emissão do MTR (manifesto para transporte de resíduo) e nota fiscal de transporte pelo gerador e

posteriormente a emissão do CDR (certificado de destinação de resíduo) pelo receptor.

No processo de microfusão os dois principais resíduos gerados são: o resíduo do banho de ácido clorídrico (utilizado para remoção do macho solúvel) e o entulho refratário (casca cerâmica).

O resíduo do banho ácido é classificado como classe I – perigoso, conforme NBR 10004:2004.

Entre os processos de destinação pode-se destacar:

- I. Tratamento físico-químico por empresa autorizada - No estado de São Paulo, para descartar o resíduo líquido (efluente) classe I para tratamento físico-químico externo, após a classificação do resíduo, conforme NBR 10004 é necessária a solicitação junto a CETESB do CADRI, após a emissão do CADRI a empresa geradora do resíduo estará autorizada a destiná-lo. Durante o processo de destinação é necessário a emissão do MTR (manifesto para transporte de resíduo) e nota fiscal de transporte pelo gerador e posteriormente a emissão do CDR (certificado de destinação de resíduo) pelo receptor.

Em geral o entulho refratário é classificado como classe II B – inerte, conforme a norma NBR 10004:2004.

Entre os processos de destinação pode-se destacar:

- I. Aterro industrial para resíduos não perigosos – No estado de São Paulo, para descartar o entulho refratário para o aterro industrial licenciado, após a classificação do resíduo, conforme NBR 10004 é necessária a solicitação junto a CETESB (Companhia Ambiental do Estado de São Paulo) do CADRI (certificado de movimentação de resíduos de interesse ambiental), após a emissão do CADRI a empresa geradora do resíduo estará autorizada a destinar para o aterro industrial. Durante o processo de destinação é necessário a emissão do MTR (manifesto para transporte de resíduo) e nota fiscal de transporte pelo gerador e posteriormente a emissão do CDR (certificado de destinação de resíduo) pelo receptor.

5.14 Retorno do investimento

O retorno do investimento, foi considerado como imediato para o rotor estudado, de passagem de 5mm e diâmetro de 176mm, pois não demanda investimento adicional.

No regime de operação (8 horas por dia) em um ano, a economia com energia corresponde a 33,5% do valor da bomba e em um regime de operação de 24 horas por dia pode-se chegar a 100,4% do valor da bomba, ou seja, em um ano de operação é possível adquirir uma nova bomba considerando-se apenas a economia com energia pela troca do rotor.

5.15 Resumo dos resultados

A Figura 56 traz de forma sintética os principais resultados obtidos com a comutação do processo de fabricação do rotor. Para base de comparação, considerou-se como 100% os valores dos resultados do rotor fabricado pela fundição convencional e são mostrados os valores relativos obtidos para o rotor fabricado pela microfusão.

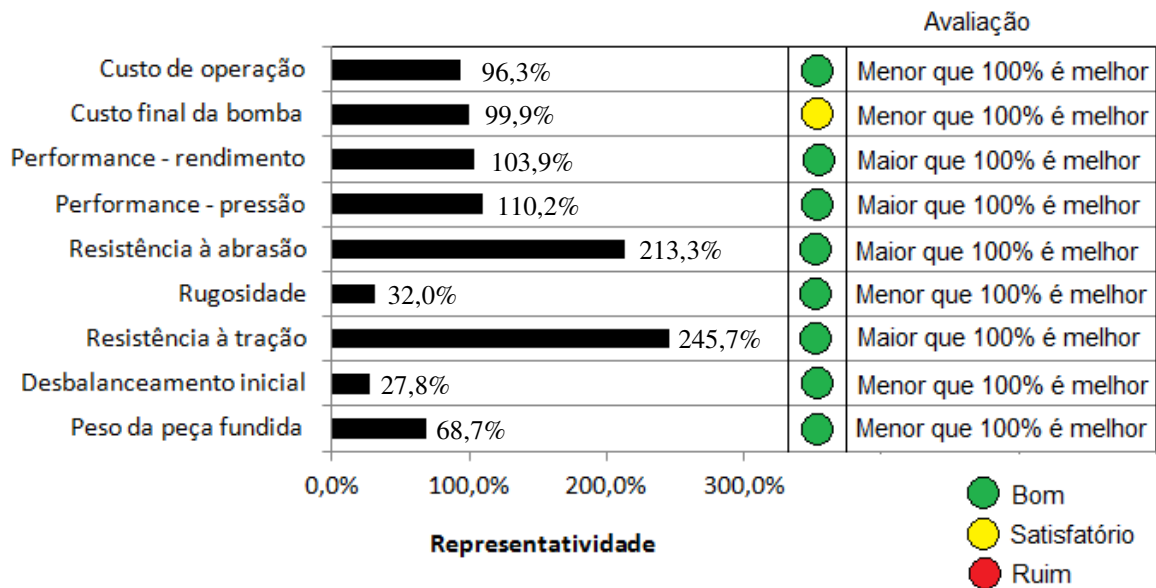


Figura 56. Resumo dos principais resultados (Esquema do autor).

O peso da peça microfundida foi de 68,7%, o desbalanceamento inicial para o rotor microfundido foi menor, representando 27,8% considerando como referência o desbalanceamento inicial do rotor convencional.

A resistência à tração para o material aplicado no rotor microfundido foi mais que o dobro superior e a rugosidade observada para o rotor microfundido foi 32,0% do valor encontrado no rotor convencional.

No ensaio de performance, a pressão na bomba com o rotor microfundido foi de 110,2% e o rendimento 103,9% considerando como referência os resultados da bomba com rotor convencional.

O custo final da bomba com rotor microfundido foi de 99,9% considerando como 100% o custo da bomba com rotor convencional e referente ao custo de operação o mesmo representou 96,3%.

6 CONCLUSÃO

Considerando os dados avaliados neste trabalho ficou evidente a viabilidade do processo de microfusão para a fabricação de rotores de fluxo radial fechado, de pequena passagem e de pequena dimensão, para bombas centrífugas. No mercado de bombas, os rotores são fabricados na sua grande maioria pelo processo convencional de fundição, portanto existem muitas oportunidades para o uso dessa técnica de fundição. As principais conclusões deste estudo foram:

- a) Com a maior flexibilidade disponibilizada pelo processo de microfusão foi possível aperfeiçoar o modelo hidráulico do rotor visando uma maior eficiência na operação. Foi possível reproduzir com esse processo, fidelidade aos detalhes, raios curtos e curvaturas complexas, as palhetas ficaram menos espessas ajustando-se as espessuras mínimas com dimensão de 1,6mm. No processo de fundição convencional, pelas limitações de preenchimento, as espessuras mínimas eram de dimensão 3,0mm e pela concepção do projeto da caixa de macho não era possível colocar raios entre o final da palheta e o perfil da parede lado sucção do rotor;
- b) Os rotores microfundidos apresentaram melhor aspecto visual e menor deformação do que os rotores fundidos convencionalmente;
- c) Tanto o peso bruto de fusão como da peça usinada foram menores para os rotores microfundidos, o que influenciou na melhoria da eficiência hidráulica do rotor em operação;
- d) A rugosidade superficial obtida na peça microfundida é menor que da peça objeto da comparação, o que impacta diretamente na eficiência hidráulica do bombeamento, pois ocorre redução no atrito;

- e) O uso do aço carbono como material construtivo do rotor ao invés de ferro fundido cinzento proporcionou uma maior resistência da peça ao desgaste abrasivo. Essa maior resistência também irá prolongar o tempo de funcionamento em faixas de melhor rendimento, uma vez como demonstrado, que com a piora da rugosidade ocorre redução da eficiência do bombeamento;
- f) O ajuste da espessura nas palhetas do rotor microfundido foi possível pela casca cerâmica ser fundida a uma temperatura de 1000°C, o que ajuda para que a temperatura durante o vazamento não reduza muito e também pelo material alternativo aplicado, o aço carbono, dispor de maior resistência mecânica;
- g) Com o uso do rotor microfundido em comparação com o uso do rotor convencional, a bomba apresentou uma maior pressão de descarga e um menor consumo de potência, ou seja, o desempenho hidráulico utilizando o rotor microfundido foi superior. Como a eficiência hidráulica é melhor, o consumo de energia é menor para atender o mesmo ponto de operação da bomba;
- h) O custo de fabricação da peça fundida é superior para o microfundido, porém quando se consideram as operações de usinagem e balanceamento dinâmico, posteriores, os custos totais praticamente se igualam. Isso porque o sobremetal de usinagem é menor para o microfundido bem como o tempo para balanceamento e o refugo de fundição é maior para o rotor convencional. Quando a avaliação do custo total da bomba é realizada, nota-se que os custos praticamente são inalterados;
- i) O custo de operação da bomba teve redução significativa quando se utilizou o rotor microfundido, pois o consumo de energia foi menor. Para o rotor estudado o consumo de energia representa 96,3% quando comparado com a bomba utilizando rotor convencional;

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- a) Estudar a influência no NPSHr da bomba utilizando um rotor com a qualidade superficial obtida pelo processo de microfusão e comparar com um rotor fabricado pelo processo convencional de fundição;
- b) Estender este estudo para rotores de maiores dimensões tanto na largura de passagem quanto para o diâmetro externo e mensurar os possíveis ganhos energéticos;
- c) Avaliar as possibilidades e influências de se produzir volutas pelo método de microfusão e comparar com os métodos tradicionais de produção;
- d) Estudar opções para melhoria nas etapas do processo produtivo de microfusão, discutido neste trabalho, com vista à redução dos custos totais de fabricação;
- e) Avaliar a utilização de matérias primas nacionais na fabricação principalmente das cascas cerâmicas para a microfusão, com vista à redução dos custos totais de fabricação;
- f) Estudar novos projetos de sistemas de alimentação e enchimento para rotores microfundidos com objetivo de aumentar o rendimento metálico da peça;
- g) Estudar a resistência à corrosão para os materiais aplicados na fabricação dos lotes de peças em microfusão e fundição convencional.

Referências

ABIFA – Informativos de Desempenho. **Desempenho do setor de fundição Novembro/2016**. Disponível em < www.abifa.org.br/indices-setoriais/>. Acesso em: 25 de janeiro de 2017.

ANGLADA E.; MELÉNDEZ A.; MAESTRO L.; DOMIGUEZ I. **Adjustment of Numerical Simulation Model to the Investment Casting Process**, Elsevier, Spain, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7879**: Bombas Hidráulicas de Fluxo - classes segundo os materiais empregados. Rio de Janeiro, 1983.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 10004**: Resíduos sólidos - Classificação. Rio de Janeiro, 2004.

AMERICAN NATIONAL STANDARD. **ANSI/HI 14.6-2011**: Rotodynamic Pumps for Hydraulic Performance Acceptance Tests. United States, 2011.

AMERICAN NATIONAL STANDARD. **ANSI B73.1**: Specification for Horizontal End Suction Centrifugal Pumps for Chemical Process. United States, 2012.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A216/A216M-14**: Standard Specification for Steel Castings, Carbon, Suitable for Fusion Welding, for High-Temperature Service. United States, 2015.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A247-10**: Standard Test Method for Evaluating the Microstructure of Graphite in Iron Castings. United States: ASTM, 2010.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A47/A47M-99**: Standard Specification for Ferritic Malleable Iron Castings. United States, 2014.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A48/A48M-03**: Standard Specification for Gray Iron Castings. United States, 2012.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A536**: Standard Specification for Ductile Iron Castings. United States, 2014.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A743/A743M-13**: Standard Specification for Castings, Iron-Chromium, Iron-Chromium-Nickel, Corrosion. United States, 2014.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A890**: Standard Specification for Castings, Iron-Chromium-Nickel-Molybdenum Corrosion-Resistant, Duplex (Austenitic/Ferritic) for General Application. United States, 2013.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A995**: Standard Specification for Castings, Austenitic-Ferritic (Duplex) Stainless Steel, for Pressure-Containing Parts. United States, 2013.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM G65-04**: Standard Test Method for Measuring Abrasion Using the Dry Sand/Rubber Wheel Apparatus. United States, 2010.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM G132-96**: Standard Test Method for Pin Abrasion Testing. United States, 1996.

BIDWELL, H. T. (Ed.). **Investment Casting Handbook**. Dallas, Texas: Investment Casting Institute, 1997. 123 p.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços-Carbono e Aços-Liga**. São Paulo: ABM, 1965. 456 p.

COLPAERT, Hubertus; revisão técnica André Luiz V. da Costa e Silva. **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns**. São Paulo: Edgard Blucher, 2008. 652 p.

FOX, Robert W.; MCDONALD, Alan T. **Introdução à Mecânica dos Fluidos** Rio de Janeiro: LTC, 2001. 500 p.

FMI - Future Market Insights. **Centrifugal Pumps Market: Micro Disc Pumping and Variable Frequency Drive Technologies to Accelerate Centrifugal Pumps Demand: Global Industry Analysis and Opportunity Assessment**, 2015 - 2025. Disponível em <www.futuremarketinsights.com/reports/centrifugal-pumps-market>. Acesso em: 02 de maio de 2017.

GULICH, J. F. **Centrifugal Pumps**, Berlin: Springer, 2008. 922 p.

IMBIL. **Catálogo INI**: Catálogo de produtos, modelo INI. São Paulo - Brasil, 2015.

INTERNATIONAL STANDARD ISO. **ISO 1302**: Geometrical Product Specifications (GPS) — Indication of surface texture in technical product documentation. Switzerland, 2002.

INTERNATIONAL STANDARD ISO. **ISO 13709**: Centrifugal pumps for petroleum, petrochemical and natural gas industries. Switzerland, 2009.

INTERNATIONAL STANDARD ISO. **ISO 1940-1**: Mechanical vibration – Balance quality requirements for rotors in a constant (rigid) state. Switzerland, 2003.

INTERNATIONAL STANDARD ISO. **ISO 2858**: End-suction centrifugal pumps (rating 16 bar) – Designation, nominal duty point and dimensions. Switzerland, 1975.

NOVIKOV, I. **Teoria dos tratamentos térmicos dos metais**, Tradução Joel Regueira Teodósio. Rio de Janeiro: UFRJ, 1994. 550 p.

OBERG, Erick; JONES, Franklin D.; HORTON, Holbrook L.; RYFFEL, Henry H. **Machinery's Handbook 29th Edition**. New York: Industrial Press, 2012. 2788 p.

PARIS, Aleir Antonio Fontana. **Tecnologia da Fundição**. Santa Maria-RS: Independente, 2008. 185 p.

PATTNAIK S.; KARUNAKAR D. B.; JHA P. K. **Developments in investment casting process – A review**, Elsevier, India, 2012.

PENAGOS, J.J.; ONO F.; ALBERTIN E.; SINATORA A. **Structure refinement effect on two and three-body abrasion resistance of high chromium cast irons**, Elsevier, Brazil, 2015.

PRADYUMNA R.; SRIDHAR S.; SATYANARAYANA A.; SINGH A. C.; BAIG M. A. H. **Wax Patterns for Integrally Cast Rotors/Stators of Aeroengine Gas Turbines**, Elsevier, India, 2015.

RAVI B. **Casting Simulation and Optimization: Benefits, Bottlenecks, and Best Practices**, Indian Foundry Journal, India, 2008.

SANTOS, Rezende Gomes. **Transformações de Fases**. Campinas-SP: Unicamp, 2006. 432 p.

SHRIVER, D. F; ATKINS, P. W. **Química Inorgânica**. Porto Alegre-RS: Bookman, 2008. 4848 p.

STEFANESCU, D.M. **Classification and Basic Metallurgy of Cast Iron**, p.13-38. In: Properties and Selection: Irons, Steels and High-Performance Alloys, ASM Handbook v.1. Ohio, USA: ASM International, 1993. 2521p.

TIPLER, Paul A. **Física 1 Mecânica, Oscilações e Ondas, Termodinâmica**. Rio de Janeiro: LTC, 2000. 651 p.

TANAKA, Deniol K.; FENILI Célio; GIORGI, Francisco Di; WINNISCHOFER, Godofredo E.; OLIVIERI, José Carlos; JOSÉ, Munir; CHAVES, Risomá; WOLYNEC, Stephan; KAJIMOTO, Zebhour P. **Corrosão e proteção contra corrosão de metais**. São Paulo - SP: IPT, 1979. 279 p.

TWAROG, D. L. et alli. **Handbook on the investment casting process**. Des Plaines, Illinois: AFS, 1993. 74 p.

VANDER VOORT, G. F. **Atlas of time-temperature diagrams for irons and steels**. United States: ASM International, 1991. 766 p.

ANEXO A – Sequencia recomendada para o desenvolvimento de um rotor

As etapas recomendadas para o desenvolvimento eficaz de um novo rotor são apresentadas na Figura 57.

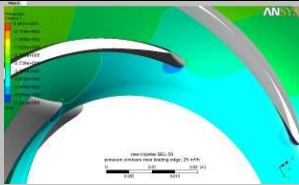
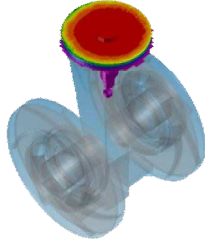
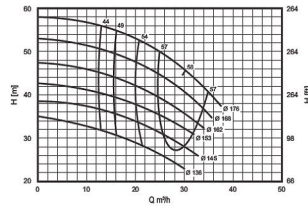
Etapas	Ilustração	Atividade
1 Planejar (P)		Simulação hidráulica para validação da geometria do rotor. Alternativa: CFX Ansys
2 Planejar (P)		Simulação metalúrgica para validação do sistema de enchimento e solidificação. Alternativa: ProCast ESI
3 Executar (D)		Fabricação da peça protótipo. Injeção da cera em matriz permanente ou via impressão 3D (prototipagem).
4 Executar (D)		Usinagem da peça protótipo.
5 Verificar (C)		Teste de funcionamento do rotor protótipo montado em uma bomba.

Figura 57. Sequência recomendada para o desenvolvimento de um rotor (Esquema do autor).

6
Agir
(A)



Comparação dos resultados obtidos com o desejado. Se OK liberar a produção, se não OK retornar na sequência 1.

Figura 57. Sequência recomendada para o desenvolvimento de um rotor (Esquema do autor).

As etapas são baseadas no ciclo PDCA, onde as etapas 1 e 2 caracterizam o P (*Plan*) planejamento do projeto com estabelecimento dos objetivos, as etapas 3 e 4 o D (*Do*) implementar o que foi planejado, a etapa 5 o C (*Check*) monitorar o resultado e a etapa 6 o A (*Act*) executar ações para melhorar o desempenho, conforme necessário (NBR ISO 9001:2015).

O planejamento do projeto se dá a partir do estabelecimento dos objetivos. Para uma bomba centrífuga, a vazão e a altura manométrica total são requisitos de entrada. Dois tipos de simulações computacionais são aplicados, uma para certificar o atendimento dos requisitos de operação, Figura 57-1, e outra para validar a possibilidade para obtenção da peça fundida, Figura 57-2. A implementação do que foi planejado se dá pela fabricação de matrizes ou a utilização de protótipos impressos para a obtenção da peça fundida, Figura 57-3, e posterior usinagem, Figura 57-4. A verificação do atendimento aos requisitos, base para o planejamento, dá-se por testes de funcionamento, como por exemplo, o ensaio de desempenho, Figura 57-5. Caso os requisitos sejam atendidos integralmente, o desenvolvido é validado e ocorre a liberação para fabricação em escala comercial, Figura 57-6; caso contrário, faz-se necessário aplicar melhorias e o fluxo deverá ser refeito.