





## **Fundição de hélices de navios em bronze de alumínio**

*João André Morais Gomes dos Santos*

### **Dissertação de Mestrado**

Orientadora na FEUP: Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Teresa Margarida Guerra Pereira Duarte

Orientador no INEGI: Prof. Dr. Rui Jorge de Lemos Neto

**Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica**

**Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto**

Fevereiro de 2016





*À família e aos amigos*



## RESUMO

---

A presente dissertação aborda o processo de fundição por gravidade de hélices de navios, em bronze de alumínio, em moldações de areia auto-secativa.

É tido como objetivo do trabalho, a idealização e dimensionamento de um sistema de gitagem e alimentação para uma moldação de apartação vertical com sistema de enchimento em nascente de uma pá de uma hélice de passo variável proveniente da Fundilusa com a liga de cobre CU3. Os princípios referidos procuram obter uma peça fundida sã, reduzindo a propensão ao aparecimento de inclusões de filmes de óxidos, através do controlo do processo de enchimento e minimização da velocidade de entrada do metal líquido na cavidade da moldação.

Inicialmente, é realizada uma revisão bibliográfica relativa às hélices marinhas, às características e propriedades do cobre e suas ligas e à fundição por gravidade onde são abordados vários tópicos, desde o processo de moldação, passando pela fusão e vazamento do metal até ao processo de enchimento e solidificação. Posteriormente é concebido e dimensionado um sistema de gitagem e alimentação para a peça em estudo.

O desenvolvimento do sistema de gitagem é levado a cabo utilizando fórmulas indicadas para o cálculo das áreas de secção crítica para ligas de cobre. O sistema de alimentação é projetado através do método dos módulos e é selecionada uma camisa de isolamento para um maior aproveitamento do alimentador. Após o dimensionamento e modelação 3D, serão validados futuramente os sistemas de alimentação e de gitagem com auxílio do *Procast*, um *software* de engenharia assistida por computador, assim que o mesmo se encontre disponível.

As simulações de cálculo numérico de enchimento e de solidificação serão realizadas nos *layouts* tridimensionais criados, permitindo verificar um enchimento correto da peça em nascente respeitando a velocidade crítica para o tipo da liga em estudo durante o ataque à peça, possibilitando verificar que o sistema de alimentação projetado cumpre a sua função, alimentando de forma correta a peça durante a sua solidificação, possibilitando a obtenção de uma peça sã e livre de rechupes.



## CASTING OF ALUMINIUM BRONZE SHIP PROPELLERS ABSTRACT

---

The present dissertation discusses the process of casting a ship's propellers applied to "no-bake" sand systems for aluminium bronze alloys.

The principal aim of this piece, is the idealization and development of a gating and feeding system *layout* to a vertical mould with bottom-gating to cast a CU3 alloy blade from Fundilusa's controllable-pitch propeller production center. The referred principles attempt to obtain high-quality castings, reducing the tendency of inclusions or structural anomalies through the control of the gating process parameters such as the velocity of metal entering into the mould cavity.

Initially, a bibliographic review on the ship's propellers is undertaken, copper, its alloys and gravity filling sand casting process, which addresses various topics, from moulding process, through melting and pouring the alloy, to the filling and solidification process and finally proceed to design and development of a gating and feeding system.

Development of the gating system *layouts* was carried out using the specific mathematical formulas created to define the critical cross sectional area in the copper alloys gating systems. The feeding system is developed through the modulus method and it's used as an insulation sleeve to increase the efficiency of the feeder. After sizing and design process, the *layouts* will be tested and validated with *Procast*, an engineering computer-aided *software*, as soon as possible.

The filling and solidification simulations will be performed on the three-dimensional layouts created, allowing to verify a corrected bottom-gating filling, with velocities under the critical velocity of this type of alloys, during the time that liquid metal enters into the mould cavity. Should be also possible to verify that the feeding system designed fulfils its function, feeding the casting during its solidification correctly and making it possible to obtain a sound casting without shrinkage defects.



## AGRADECIMENTOS

---

Inicialmente, quero agradecer ao Professor Doutor Rui Neto, orientador no INEGI, pela oportunidade que me concedeu em trabalhar consigo e pela disponibilidade que teve sempre comigo ao longo deste trabalho. A sua experiência foi crucial para o desenvolvimento deste trabalho e para mim como futuro engenheiro mecânico.

À Professora Doutora Teresa Duarte, orientadora na FEUP, por todo o apoio, disponibilidade e amabilidade que foram concedidos durante a realização deste trabalho. A sua ajuda e dedicação foram uma mais valia, tanto pelas sugestões como pelos conhecimentos transmitidos durante o trabalho.

A toda a equipa do INEGI, por ter disponibilizado os meios necessários para a realização desta dissertação. Um especial agradecimento aos elementos do CETECOFF: Armanda Marques, Fernando Seabra, Margarida Machado e André Cavaleiro pela ajuda prestada. Não podendo deixar de agradecer ao Eng.º Bártolo Paiva pela disponibilidade e companheirismo que sempre demonstrou durante toda esta etapa e ao Eng.º Paulo Machado por toda a sua paciência e apoio prestado em todos os assuntos relacionados com a minha dissertação.

Ao Eng.º Vítor Freitas e ao Eng.º Nuno Araújo pelo suporte prestado ao longo da realização da dissertação e pela visita à Fundilusa.

A todos os meus amigos, por toda a amizade e apoio demonstrado ao longo desta caminhada. Aos amigos de Barcouço e também aos amigos de curso quer de Coimbra, quer do Porto. Ao Isaac, Sérgio, André, João e Pedro companheiros da FEUP. Um enorme e sentido obrigado.

Aos meus amigos, Eng.º Daniel Caetano e Eng.º Rui Soares, companheiros diários nesta longa jornada, pelos momentos de trabalho e de distração.

A toda a minha família e em especial, deixo um imenso agradecimento à minha mãe Maria Albertina, ao meu pai António, à minha irmã Rita e às minhas avós Glória e Eulália, que são o pilar base da minha vida e me ensinaram a ser quem sou.

O autor agradece à operação **NORTE-01-0145-FEDER-000022 – SciTech - Science and Technology for Competitive and Sustainable Industries**, projeto de I&D cofinanciado pelo Programa Operacional Regional do Norte ("NORTE2020"), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER).







---

## ÍNDICE DE CONTEÚDOS

---

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	APRESENTAÇÃO DAS EMPRESAS .....	1
1.2	ENQUADRAMENTO, MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS .....	2
1.3	ORGANIZAÇÃO E TEMAS ABORDADOS NA PRESENTE DISSERTAÇÃO .....	3
<b>2</b>	<b>ESTADO DA ARTE .....</b>	<b>5</b>
2.1	INTRODUÇÃO.....	5
2.2	HÉLICES DE NAVIOS.....	6
2.2.1	<i>Hélices de passo fixo</i> .....	8
2.2.2	<i>Hélices de passo variável</i> .....	8
2.3	PROCESSO DE FUNDIÇÃO COM MOLDAÇÃO EM AREIA .....	10
2.3.1	<i>Introdução</i> .....	10
2.3.2	<i>Descrição do processo</i> .....	11
2.3.3	<i>Modelo</i> .....	13
2.3.4	<i>Areias auto-secativas</i> .....	14
2.4	COBRE E SUAS LIGAS .....	27
2.4.1	<i>Introdução</i> .....	27
2.4.2	<i>Propriedades do cobre puro</i> .....	27
2.4.3	<i>Ligas de cobre</i> .....	29
2.4.4	<i>Caracterização dos bronzes de alumínio</i> .....	31
2.4.5	<i>Caracterização da liga utilizada</i> .....	37
2.5	FUSÃO DA LIGA .....	42
2.5.1	<i>Fornos de fusão</i> .....	42
2.5.2	<i>Controlo de fusão</i> .....	44
2.5.3	<i>Gases na liga</i> .....	46
2.6	VAZAMENTO DA LIGA .....	56
2.7	SISTEMA DE GITAGEM E ALIMENTAÇÃO .....	57
2.7.1	<i>Elementos do projeto do sistema de gitagem</i> .....	59
2.7.2	<i>Princípios de escoamento de fluidos</i> .....	63
2.7.3	<i>Elementos do sistema de gitagem no processo de enchimento</i> .....	67
2.7.4	<i>Processo de solidificação</i> .....	69
2.7.5	<i>Alimentador</i> .....	73
2.7.6	<i>Filtros</i> .....	77
2.8	DEFEITOS TÍPICOS DAS PEÇAS OBTIDAS POR FUNDIÇÃO .....	79
2.9	SIMULAÇÃO NUMÉRICA .....	81
2.9.1	<i>Simulação numérica nos processos de fundição</i> .....	81
2.9.2	<i>Programas de simulação numérica</i> .....	82
2.9.3	<i>Critério de Niyama</i> .....	83
<b>3</b>	<b>PARTE EXPERIMENTAL .....</b>	<b>85</b>
3.1	INTRODUÇÃO.....	85

3.2	ANÁLISE DA LIGA CU3.....	86
3.2.1	<i>Microestrutura da liga CU3</i> .....	88
3.3	PÁ DE HÉLICE DE PASSO VARIÁVEL EM ESTUDO .....	91
3.4	PROCESSO DE FUNDIÇÃO UTILIZADO NA FUNDILUSA .....	92
3.4.1	<i>Sistema de alimentação</i> .....	92
3.4.2	<i>Sistema de gitagem</i> .....	93
3.4.3	<i>Filtragem</i> .....	93
3.5	PROJETO DO SISTEMA DE GITAGEM E ALIMENTAÇÃO .....	94
3.5.1	<i>Determinação dos pontos quentes da peça</i> .....	95
3.5.2	<i>Layout 1</i> .....	96
3.5.3	<i>Layout 2</i> .....	102
3.5.4	<i>Simulação de solidificação</i> .....	105
3.5.5	<i>Simulação de enchimento</i> .....	105
<b>4</b>	<b>ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS .....</b>	<b>107</b>
4.1	SISTEMAS DE ALIMENTAÇÃO E GITAGEM .....	107
4.1.1	<i>Sistema de alimentação</i> .....	107
4.1.2	<i>Sistema de gitagem</i> .....	107
4.2	RENDIMENTO DO PROCESSO .....	108
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>109</b>
<b>6</b>	<b>TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>111</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>113</b>
	<b>ANEXO A: RELATÓRIO DE MATERIAL CU3 FUNDILUSA .....</b>	<b>119</b>
	<b>ANEXO B: RELATÓRIO DE AREIA E RELAÇÃO DE ÉSTERES .....</b>	<b>123</b>
	<b>ANEXO C: DESIGN OF GATING SYSTEM - BUET, DHAKA .....</b>	<b>127</b>
	<b>ANEXO D: PROPRIEDADES DA LIGA.....</b>	<b>135</b>
	<b>ANEXO E: GAMA DE FILTROS SEDEX .....</b>	<b>139</b>
	<b>ANEXO F: GAMA DE CAMISAS DE ISOLAMENTO KALMIN .....</b>	<b>143</b>
	<b>ANEXO G: RESISTÊNCIA À FLEXÃO - PROVETE DE AREIA.....</b>	<b>147</b>
	<b>ANEXO H: GEOMETRIA E DIMENSÕES DOS ALIMENTADORES .....</b>	<b>151</b>
	<b>ANEXO I: DESENHO TÉCNICO DO LAYOUT 1 E DO LAYOUT 2 .....</b>	<b>155</b>

---

**ÍNDICE DE FIGURAS**


---

Figura 1 - Fenómeno de cavitação em hélices: a) hélice danificada por cavitação; b) cavitação numa hélice [7], [8].....	6
Figura 2 - Família dos materiais das hélices [9].....	7
Figura 3 - Características gerais da macroestrutura de uma pá em corte [9]. ....	8
Figura 4 - Hélice de passo fixo de 3,6 m de diâmetro [10]. ....	8
Figura 5 - Cubo de uma hélice de passo variável [10]. ....	9
Figura 6 - Pá de uma hélice de passo variável [10].....	9
Figura 7 - Fluxograma do processo normal de obtenção de peças vazadas em moldação de areia [3].....	11
Figura 8 - Provetes para análise de material: a) moldações dos provetes; b) vazamento dos provetes; c) extração dos provetes fundidos da moldação. ....	12
Figura 9 - Maquinagem da peça fundida: a) corte e remoção do alimentador; b) maquinagem em torno CNC de hélice de passo fixo; c) maquinagem de uma pá de hélice de passo variável em fresadora CNC.....	12
Figura 10 - Modelos em madeira fabricados na Fundilusa: a) sobreposição de camadas de madeira; b) maquinagem do modelo num robô CNC; c) processo de acabamento do modelo em madeira.....	13
Figura 11 - Curva típica de endurecimento das areias auto-secativas, adaptado de [12]. ....	15
Figura 12 - Moldação de uma hélice de passo fixo: a) modelo da pá; b) moldação inferior; c) moldação superior; d) moldação inferior pintada com tinta refratária.....	17
Figura 13 - Moldação de uma pá de hélice de passo variável: a) moldação inferior; b) moldação superior. ....	18
Figura 14 - Equipamento para ensaio da granulometria com peneireiros normalizados [3].....	20
Figura 15 - Classificação dos grãos quanto à forma, adaptado de [14].....	21
Figura 16 - Influência da granulometria na permeabilidade [3].....	22
Figura 17 - Representação gráfica de dilatação de areias de moldação [3].....	23
Figura 18 - Influência dos pontos de ligação do aglomerante na resistência da moldação [3]. ....	24
Figura 19 - Prensa horizontal para ensaios de resistência mecânica de areias aglomeradas: a) à compressão; b) ao corte; c) à flexão; d) à tração [3]. ....	24
Figura 20 - Misturador contínuo de areia.....	25
Figura 21 - Equipamentos utilizados na preparação das areias de moldação [3].....	26
Figura 22 - Estrutura FCC [20]. ....	27
Figura 23 - Cobre puro [20]. ....	28

Figura 24 - Influência da temperatura nas propriedades mecânicas do cobre [20].	28
Figura 25 - Arame de cobre sem oxidação (esquerda) e arame de cobre com oxidação (direita) [19].	29
Figura 26 - Camada protetora do bronze na Estátua da Liberdade [22].	29
Figura 27 - Árvore ilustrativa do Cobre e das suas ligas [23].	30
Figura 28 - Gráfico de dispersão típico num teste de fadiga de uma liga de bronze de alumínio-níquel [9].	33
Figura 29 - Propriedades mecânicas e físicas que alguns elementos alteram na liga [35].	36
Figura 30 - a) Diagrama de equilíbrio Cu-Al; b) Efeito da percentagem de alumínio nas propriedades mecânicas nas ligas cobre-alumínio [34].	40
Figura 31 - a) Secção vertical da liga ternária cobre-alumínio-ferro com 3% de ferro; b) Secção vertical da liga quaternária cobre-alumínio-ferro-níquel com 5% de ferro e 5% de níquel [34].	40
Figura 32 - Microestrutura típica do bronze de alumínio-níquel (x200) [9].	41
Figura 33 - Microestrutura de bronze de alumínio-níquel com identificação das fases [38].	41
Figura 34 - Vista em corte de um forno de indução de cadinho onde são visíveis as bobinas de cobre arrefecidas a água e os componentes estruturais do forno, adaptado de [12].	43
Figura 35 - Vista em corte de um forno de indução de cadinho, adaptado de [12].	44
Figura 36 - Efeito de alguns elementos de liga na solubilidade do hidrogénio no cobre [12].	46
Figura 37 - Solubilidade do hidrogénio à pressão atmosférica no cobre puro [16].	47
Figura 38 - Diagrama de equilíbrio do vapor de água com cobre líquido (1083 °C) [16].	48
Figura 39 - Diagrama de fase do cobre - oxigénio; O ponto eutético ocorre a 0,39% de massa de oxigénio [16].	48
Figura 40 - Figura esquemática de um teste de pressão reduzida [12].	49
Figura 41 - Teste de pressão reduzida realizado na Fundilusa: a) máquina de testes; b) realização do teste de pressão reduzida.	50
Figura 42 - Efeito de pressões diferentes na câmara de teste em amostras de ligas de cobre com a mesma quantidade de gás dissolvido no metal líquido: a) 7 kPa apresenta superfície encolhida; b) 6,5 kPa apresenta a superfície elevada em forma de cogumelo; c) 6 kPa apresenta rotura da superfície [12].	50
Figura 43 - Quantidade de gás purgado necessário para desgasificar 450 kg de cobre [12].	51
Figura 44 - Representação esquemática de um sistema de desgasificação por rotor em contínuo, adaptado de [12].	52
Figura 45 - a) resultados de remoção de hidrogénio com um sistema de rotor; b) comparação de eficiência entre um sistema de desgasificação por rotor e um sistema de desgasificação por lança, adaptado de [12].	52
Figura 46 - Efeito de purga de azoto a várias taxas de fluxo na remoção de gás na liga de bronze de alumínio C95400 [16].	53
Figura 47 - Diagrama de hidrogénio/oxigénio no cobre líquido [12].	54
Figura 48 - Comparação da eficiência dos dois métodos de desgasificação [12].	55
Figura 49 - Diagrama de fases do cobre - oxigénio [12].	55
Figura 50 - Esquema de funcionamento do processo de fundição de Durville [34].	57
Figura 51 - Constituintes de um sistema de gitagem e de alimentação, adaptado de [41].	58

Figura 52 - Ilustração esquemática do comportamento do escoamento em curvas no sistema de gitagem, adaptado de [13].	60
Figura 53 - Ilustração esquemática do comportamento do escoamento em variações bruscas de secção, adaptado de [13].	60
Figura 54 - Sistema de gitagem vertical em nascente, adaptado de [12].	61
Figura 55 - Ilustração das desvantagens de um sistema de gitagem: a) pressurizado; b) não pressurizado [41].	62
Figura 56 - Esquema de progressão da frente de solidificação de dois tipos de ligas metálicas [43].	63
Figura 57 - Altura metalúrgica em função do tipo de gitagem selecionada [43].	64
Figura 58 - Perfil do fluido metálico: a) em queda-livre; b) numa coluna de vazamento de secção constante, aspiração de ar induzido pelo fluxo do líquido; c) numa coluna de vazamento cónica, adaptado de [12].	65
Figura 59 - Mecanismos de estrangulamento do fluido [12].	66
Figura 60 - Número de Reynolds; a) $N_R < 2000$ , escoamento laminar; b) $2000 \leq N_R < 20000$ , escoamento turbulento; c) $N_R \geq 20000$ , escoamento turbulento severo [12].	67
Figura 61 - Bacia de vazamento com geometria ideal [16].	67
Figura 62 - Diferentes tipos de bacias de vazamento [3].	68
Figura 63 - Diferentes tipos de contração durante o arrefecimento do metal [43].	70
Figura 64 - Representação esquemática do modo de solidificação de uma liga com um curto intervalo de solidificação, adaptado de [12].	71
Figura 65 - Representação esquemática da formação de rechupe ao longo da solidificação de uma liga do grupo 1, adaptado de [16].	72
Figura 66 - Configuração de microrechupes típicos de ligas do grupo 1, ligas que solidificam em "pele" [13].	72
Figura 67 - Formas de alimentadores mais comuns utilizados na prática industrial de fundição [3].	74
Figura 68 - Volume máximo de utilização de cada tipo de alimentador [41].	75
Figura 69 - Filtros cerâmicos Foseco Sedex SiC [48].	77
Figura 70 - Diagrama esquemático do caudal de metal líquido através de um filtro [48].	78
Figura 71 - Defeitos típicos de peças vazadas [3].	79
Figura 72 - Gráfico de ensaio de tração de um provete normalizado de liga CU3 [Anexo A].	86
Figura 73 - Provette normalizado EN ISO 6892-1 de liga CU3.	86
Figura 74 - Secções dos provetes analisadas.	87
Figura 75 - Amostras preparadas para serem analisadas.	87
Figura 76 - Durómetro automático.	88
Figura 77 - a) microscópio ótico <i>Olympus PMG 3</i> ; b) ataque eletrolítico da liga com óxido de crómio ( $CrO_3$ ).	89
Figura 78 - Diagrama de fase da liga em estudo [16].	91
Figura 79 - Pá de hélice de passo variável em estudo.	91
Figura 80 - Alimentador atmosférico cilíndrico lateral.	92
Figura 81 - Zona de ataque à peça: a) área de ataque; b) canal de ataque.	94
Figura 93 - Imagem virtual do <i>layout</i> 1.	96

Figura 94 - Posicionamento do alimentador.....	101
Figura 95 - Imagem virtual do <i>layout 2</i> .....	102

---

**ÍNDICE DE TABELAS**


---

Tabela 1 - Séries de peneiros mais usados nos ensaios de granulometria [3].	20
Tabela 2 - Propriedades do cobre puro [21].	28
Tabela 3 - Designação UNS (USA) para cobre e ligas de cobre [25].	31
Tabela 4 - Propriedades mecânicas típicas de bronzes de alumínio para fundições comerciais [26].	33
Tabela 5 - Erosão por cavitação em água salgada, concentração de 3% NaCl [26].	35
Tabela 6 - Taxa de erosão por cavitação em água doce [26].	35
Tabela 7 - Composição química da liga CU3 [36].	38
Tabela 8 - Propriedades mecânicas típicas da liga CU3 [36].	38
Tabela 9 - Composição química da liga C95800 [29].	38
Tabela 10 - Propriedades mecânicas típicas da liga C95800 [29].	38
Tabela 11 - Propriedades físicas típicas da liga C95800 [29].	38
Tabela 12 - Valores de coeficientes de segurança <i>K</i> segundo <i>Gabel</i> [3].	76
Tabela 13 - Valores do coeficiente <i>C</i> segundo <i>Gabel</i> [3].	76
Tabela 14 - Comparação entre o Método das Diferenças Finitas (MDF) e o Método dos Elementos Finitos (MEF) [50].	81
Tabela 15 - Composição química de uma liga CU3 da Fundilusa.	86
Tabela 16 - Propriedades mecânicas da liga CU3 da Fundilusa.	86
Tabela 17 - Medição de dureza HB 10 - $\varnothing$ 2,5 mm / 62,5 kgf.	88
Tabela 18 - Imagens das microestruturas da liga CU3 do provete não tracionado.	89
Tabela 19 - Propriedades da peça.	93
Tabela 23 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.	98
Tabela 24 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.	99
Tabela 25 - Propriedades da peça.	99
Tabela 26 - Propriedades do alimentador.	100
Tabela 27 - Propriedades do colo do alimentador.	100
Tabela 28 - Propriedades do alimentador com camisa de isolamento.	101
Tabela 29 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.	103
Tabela 30 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.	104
Tabela 31 - Propriedades da peça.	104
Tabela 32 - Propriedades do alimentador com camisa de isolamento.	104





**LISTA DE SÍMBOLOS**

$A$	Área da face superior da moldação; Área de secção de passagem de caudal
$A_{ataque}$	Área de ataque
$B$	Densidade do fluxo magnético
$C$	Fator de correção; Coeficiente de descarga
$C_e$	Calor específico médio
$C_l$	Calor latente de fusão do metal
$d$	Massa específica do metal líquido; Diâmetro de secção
$F$	Força de abertura metalostática; Força que atua sobre o provete
$f$	Índice de granulometria das areias
$g$	Aceleração da gravidade
$G_s$	Gradiente térmico
$H$	Altura da bacia de alimentação; Intensidade do campo magnético
$h$	Altura; Diferença de cotas do metal
$h_p$	Altura de perdas por atrito
$i$	Índice de permeabilidade
$K$	Coeficiente de segurança; Condutibilidade térmica da moldação
$K_C$	Constante característica da liga
$M$	Fator característico do peneiro
$M_{al}$	Módulo do alimentador
$M_g$	Módulo geométrico
$M_p$	Módulo da peça
$n$	Fator de segurança
$N$	Valor de Niyama
$N_R$	Número de Reynolds
$p$	Pressão
$P$	Pressão do fluido em escoamento
$Q$	Caudal
$R_p$	Resistência da areia aglomerada à compressão
$S$	Secção do provete; Superfície da peça
$S_t$	Área de secção

$T$	Taxa de arrefecimento
$t$	Tempo; Tempo de vazamento
$T_0$	Temperatura inicial da moldação
$T_{im}$	Temperatura da interface metal/moldação
$T_l$	Temperatura de início de solidificação do metal
$T_L$	Temperatura Liquidus
$T_S$	Temperatura Solidus
$T_v$	Temperatura de vazamento
$v$	Velocidade do escoamento
$V$	Volume do alimentador; Volume da peça
$V_C$	Velocidade crítica
$W$	Massa de metal a vazar
$\alpha$	Difusividade térmica da moldação
$\beta$	Contração volumétrica da liga
$\mu$	Permeabilidade magnética; Viscosidade dinâmica; Rendimento do alimentador
$\rho$	Massa específica do fluido
$\rho'$	Massa específica do metal

---

**LISTA DE ABREVIATURAS**

---

Ag	Prata
Al	Alumínio
AMS	American Foundrymen's Society
As	Arsénio
Be	Berílio
C	Carbono
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i>
CETECOFF	Unidade de Fundição e Novas Tecnologias - INEGI
CNC	<i>Computer Numeric Control</i>
CO <sub>2</sub>	Dióxido de carbono
CPP	Hélice de passo variável ( <i>Controlable Pitch Propeller</i> )
Cr	Crómio
CrO <sub>3</sub>	Óxido de crómio
Cu	Cobre
Cu <sub>2</sub> S	Calcocita
Cu <sub>5</sub> FeS <sub>4</sub>	Bornita
CuFeS <sub>2</sub>	Calcopirita
CuO	Óxido de cobre
CuO <sub>2</sub>	Óxido de cobre
DEGI	Departamento de Engenharia Gestão Industrial
DEMec	Departamento de Engenharia Mecânica
DIN	<i>Deutsche Industrie Norm</i>
FA	Álcool furfurílico
FCC	Estrutura cúbica de face centrada
FCT	Fundação para a Ciência e a Tecnologia
Fe	Ferro
FEPA	<i>Federation of European Producers of Abrasives</i>
FEUP	Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
FPP	Hélice de passo fixo ( <i>Fixed Pitch Propeller</i> )

GM	Granulometria Média
GU	Grau de Uniformidade
H	Hidrogénio
H <sub>2</sub> O	Água
HB	Dureza Brinell
HR <sub>F</sub>	Dureza Rockwell na escala F
I&D	Investigação e Desenvolvimento
IACS	<i>International Association of Classification Societies</i>
INEGI	Instituto de Ciências e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
ITT	Unidade de Inovação e Transferência de Tecnologia - INEGI
MDF	Método das Diferenças Finitas
MEF	Método dos Elementos Finitos
Mg	Magnésio
Mn	Manganésio
MnO <sub>2</sub>	Dióxido de Manganês
Na <sub>2</sub> O	Óxido de sódio
Na <sub>2</sub> SiO <sub>3</sub>	Silicato de Sódio
NaCl	Cloreto de Sódio
Nb	Nióbio
Ni	Níquel
P	Fósforo
Pb	Chumbo
PF	Fenol-formaldeído
<i>ppi</i>	Média de poros por polegada linear
ppm	Partes por milhão
S	Enxofre
Si	Silício
SiO <sub>2</sub>	Dióxido de silício - Sílica
Sn	Estanho
SO <sub>2</sub>	Dióxido de enxofre
Te	Telúrio
UF	Ureia-formaldeído
UNS	<i>Unified Numbering System</i>
Zn	Zinco
Zr	Zircónio

# 1 INTRODUÇÃO

---

## 1.1 Apresentação das empresas

### **Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial (INEGI)**

O INEGI nasceu em 1986 no seio do Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec) e de Engenharia Gestão Industrial (DEGI) da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP). É um Instituto de novas tecnologias, situado na interface Universidade e Indústria e vocacionado para a realização de atividade de investigação e de inovação de base tecnológica e transferência de tecnologia orientada para o tecido industrial. De forma a fomentar o aumento de competitividade da Indústria Nacional, o INEGI - CETECOFF (Unidade de Fundação e Novas Tecnologias) tem vindo a desenvolver as suas competências nas áreas de Fabrico Aditivo; Fabrico Rápido de Ferramentas; Protótipos e Pré-séries em Metal e Plástico.

O INEGI tem como missão contribuir para o aumento da capacidade competitiva do tecido económico e social, através da inovação de base científica e tecnológica aplicada aos processos, produtos e modelos de negócio, bem como através do desenvolvimento das melhores práticas de gestão das atividades de I&D, transferência de tecnologia e inovação. As competências do INEGI estão centradas na mecânica experimental, no desenvolvimento de produto e sistemas, nos materiais e tecnologias de fabrico, nas energias renováveis e engenharia industrial. O INEGI acolhe 116 doutorados e mais de 100 membros associados, sendo o maior grupo de I&D e de ITT, unidade de Inovação e Transferência de Tecnologia, em Engenharia Mecânica, em Portugal. Tem 86 associados, nomeadamente a universidade, associações empresariais, entidades públicas e 76 empresas privadas. O património associativo é superior a 3 milhões de euros. Tem mais de 200 colaboradores e um volume de negócios de 8 milhões de euros. Mais de 50% resulta de contratos e serviços de Investigação, Desenvolvimento, Inovação e Consultoria não financiados. No período 2008-2013 executou mais de 80 projetos financiados pela FCT, com um valor superior a 4,6 milhões de euros, mais de 190 projetos financiados por fundos estruturais e pela indústria, totalizando mais de 12 milhões de euros e participou também em 40 projetos Europeus com um financiamento superior a 3,7 milhões de euros. No mesmo período publicou mais de 1200 artigos referenciadas no SCOPUS.

A política de qualidade do INEGI assenta em promover a melhoria contínua do desempenho da Organização na concretização dos seus objetivos estratégicos e operacionais, procurando permanentemente elevar o nível de satisfação de todas as partes interessadas, assumindo o Sistema de Gestão de Qualidade como um instrumento essencial a esse desiderato.



## **Fundilusa - Fundições de Portugal, Lda.**

A Fundilusa sediada na Zona Industrial de Vila Nova de Cerveira, foi criada em 1989, com apenas com sete empregados, produzindo hélices para barcos, não parando de crescer até ao momento.

Trata-se de uma empresa que se rege por valores básicos (determinação, empenho, eficiência e coesão), preocupada sempre em estar na vanguarda, tendo como filosofia uma relação de parceria e lealdade sustentável, através de acordos de longo prazo, proporcionando a máxima proteção, qualidade e entrega. Os principais pontos fortes da Fundilusa são a visão estratégica, a experiência e o *know-how* do negócio. O reconhecimento externo, a filosofia laboral, a resposta rápida, a capacidade e a flexibilidade para soluções à medida e uma base sólida de clientes, fazem com que a Fundilusa seja uma empresa do ramo com grande facilidade de adaptação no mesmo.

É o único fabricante nacional de hélices, pás de hélices e núcleos/ cubos de hélices de grande porte (até 20 toneladas) para a indústria naval, usando exclusivamente como matéria-prima uma liga de cobre alumínio, também conhecida como bronze de alumínio ou cupro alumínio CU3. Esta empresa exporta 100% dos seus produtos, fundindo 5000 toneladas por ano e apresentando um volume de faturação de aproximadamente 29 milhões de euros por ano. O processo de fundição instalado na Fundilusa é a fusão em fornos de indução com moldações em areia auto secativa de silicato de sódio éster, para minimizar a libertação de gases existentes noutras variantes de areia auto secativa. As hélices e componentes propulsores fabricados pela Fundilusa têm na sua generalidade formas complexas e são de grandes dimensões, em moda o diâmetro das hélices produzidas situa-se entre os 2 e os 3,8 metros.

Os principais clientes da Fundilusa são marcas de renome da indústria naval ou operantes a nível mundial tais como a Ilhapor (Portugal), Man Diesel (Dinamarca), Ber Propulsion (Suécia), Rolls-Royce (Suécia), Otto Pienning (Alemanha), Rolls- Royce OY AB (Finlândia), Rolls-Royce Marine (Noruega) e Schottel Schiffmaschine (Alemanha), sendo por isso uma referência a nível ibérico e mesmo a nível europeu.



## **1.2 Enquadramento, motivação e objetivos**

Esta dissertação foi realizada para a obtenção do grau de mestre em Engenharia Mecânica pela Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, no ramo de Produção, Conceção e Fabrico.

Este projeto surge de uma parceria entre o INEGI e a Fundilusa - Fundições Portuguesas, Lda., na procura de uma solução alternativa para o sistema de gitagem e alimentação existente no processo de fundição de hélices de navios em areia auto-secativa, para promover uma produção com menos defeitos aumentando a qualidade dos produtos de modo a minimizar os desperdícios de material e obter um aumento no rendimento do processo de fundição.

Na generalidade das fundições é prática comum utilizar-se regras clássicas de traçado para o cálculo de sistemas de gitagem e alimentação, as quais permitem assegurar uma solidificação dirigida da peça fundida. Estas regras de traçado consistem, essencialmente, em ter espessuras gradativamente crescentes na direção dos alimentadores, evitar esquinas vivas e zonas massivas isoladas, etc. Apesar da existência de regras de traçado de peças exclusivas para bronzes de alumínio, estas não são utilizadas pelos grandes comerciantes de hélices, os quais são os responsáveis pelo desenho das peças que são produzidas pela Fundilusa.

Uma vez que a Fundilusa não tem total liberdade para alterar a geometria dos componentes, a etapa de projeto de sistemas de gitagem e alimentação não é trivial. Neste momento, a Fundilusa não tem nenhum método em vigor para o projeto de sistemas de gitagem e alimentação e utiliza, regra geral, sistemas sobredimensionados em virtude dos escassos diâmetros comercialmente disponíveis para os canais de descida e distribuição em material refratário. Este modo de trabalho empírico é muito

ineficiente e deve ser corrigido, tendo por base algumas regras de traçado e cálculo de sistemas (como o ataque em nascente), bem como ferramentas computacionais de simulação de fundição.

Assim, o objetivo principal passa pelo dimensionamento de um sistema de gitagem e de alimentação tendo em conta os parâmetros definidos pelas regras clássicas de projeto (o volume da peça, a altura metaloestática, a relação de gitagem, etc.), e a realização de estudos numéricos de simulação. Estes estudos passam por 6 passos:

- Simulação da peça isolada para determinar os pontos quentes e determinar onde colocar o(s) alimentador(es);
- Cálculo dos módulos do(s) alimentador(es);
- Simulação da peça com alimentador(es);
- Projeto do sistema de gitagem de enchimento;
- Simulação do processo de enchimento;
- Simulação do processo de solidificação após enchimento.

### **1.3 Organização e temas abordados na presente dissertação**

Este documento encontra-se dividido em seis capítulos. O capítulo 1 é um capítulo introdutório à presente dissertação, onde são apresentadas as entidades envolvidas no decorrer deste trabalho e as principais motivações para a realização do mesmo.

O capítulo 2 apresenta um estudo do estado da arte necessário para a realização deste projeto. Este encontra-se subdividido em oito partes. A primeira parte remete para um estudo de hélices onde são apresentados tipos e materiais de hélices. A segunda parte apresenta um estudo cuidado do processo de fundição com moldação em areia auto-secativa. A terceira parte é referente ao cobre, as suas ligas e a liga em estudo. A quarta parte expõe o processo de fusão da liga em estudo e alguns problemas de gases na liga. Na quinta parte são apresentados alguns fatores importantes quando se fala no vazamento da liga. Na sexta parte, face à necessidade do projeto, é apresentada toda a informação necessária referente ao sistema de gitagem e alimentação, bem como do processo de solidificação. Na sétima parte são apresentados defeitos comuns em peças vazadas. Na última parte deste capítulo é feita uma breve referência à simulação numérica associada aos processos de fundição e alguns dos programas disponíveis na área.

O capítulo 3 trata sobretudo do projeto e dimensionamento de sistemas de gitagem e alimentação para a obtenção de uma pá de uma hélice de passo variável. Neste capítulo são apresentados vários *layouts*, sendo ainda apresentada toda a metodologia utilizada para a obtenção dos mesmos. São ainda apresentados e discutidos os resultados conseguidos através de simulação numérica.

No capítulo 4 é realizada uma análise e discussão de resultados obtidos para cada um dos *layouts* apresentados, sendo realizada uma comparação entre eles.

No capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões sobre o trabalho realizado. Para concluir a dissertação são indicadas, no capítulo 6, algumas sugestões de trabalhos futuros.





## 2 ESTADO DA ARTE

---

### 2.1 Introdução

As hélices de navios são elementos sujeitos a grande desgaste e a condições de funcionamento bastante severas, sendo portanto necessário um material que cumpra alguns requisitos tais como uma grande resistência a condições de funcionamento em ambientes corrosivos como água salgada e boas propriedades mecânicas [1].

Uma liga que preenche estes requisitos é o bronze de alumínio, sendo esta a mais utilizada na produção de hélices de navios.

Geralmente são produzidas através da tecnologia de fundição com processo de moldação em areia [2].

O processo de fundição tem como objetivo fundamental, dar forma geométrica adequada ao metal, vertendo-o no estado fundido dentro de uma cavidade designada por moldação (conjunto de elementos em materiais apropriados que definem a moldação, no caso em estudo, areia), para após solidificação se obter a peça moldada. Segundo Arquimedes "o líquido toma a forma do vaso que o contém" [3].

No processo de fundição, o sistema de gítagem desempenha um papel importante para a obtenção de peças de alta qualidade sem a presença de defeitos, controlando o modo de enchimento da moldação. A sua principal função é conduzir o metal líquido para a cavidade na moldação e assegurar um enchimento completo, suave e uniforme. Para ser projetado um bom sistema de gítagem é necessário conhecer o comportamento do fluido durante o processo de enchimento. Este processo apresenta-se de forma complexa, visto que diversas variáveis são tidas em conta. O escoamento do metal líquido, depois de ser vazado, sofre fenómenos de turbulência, transferência de calor, arrefecimento e solidificação. As propriedades de fusão do metal, como a densidade, viscosidade e tensão superficial, estão constantemente a mudar durante o enchimento, aumentando a complexidade do projeto.

Um sistema de gítagem otimizado que tenha em conta todos estes parâmetros é obtido por via experimental, tentativa e erro, para uma geometria de fundição. Contudo, este método é bastante moroso na obtenção de uma geometria correta e no dimensionamento dos canais do sistema de gítagem, acartando custos para a entidade criadora. Um outro processo passa pela aplicação de um modelo matemático aproximado ao processo de enchimento, de forma a serem obtidos resultados aproximados antes de se proceder à realização da fundição. Uma vez que o processo de fundição de experimentação é substituído por um modelo matemático para simulação numérica, é possível poupar o tempo e a matéria-prima que seriam necessários para o processo físico de fundição [4].

## 2.2 Hélices de navios

As hélices são dispositivos mecânicos constituídos por um conjunto de pás, que convertem movimento rotacional em impulso, através de uma diferença de pressão criada entre a parte dianteira e traseira das pás, dentro do fluido em que se encontram criando uma aceleração do fluido na parte traseira das pás. Estes dispositivos são projetados segundo leis do domínio da mecânica dos fluidos como o princípio de Bernoulli e a terceira lei de Newton e geralmente estão acoplados a algum tipo de motor.

A propulsão mecânica de navios começou com a máquina a vapor. Nestes navios, as rodas de água eram o mecanismo de propulsão mais utilizado. No princípio do século XX os navios movidos a rodas de água estavam completamente ultrapassados. As hélices em parafuso substituíram a roda de água devido à sua grande eficiência, reduzido tamanho e baixa complexidade no sistema de transmissão. Os projetos iniciais deviam muito ao desenho do parafuso comum, daí o seu nome. Mais tarde, os projetos de hélices começaram a consistir-se em duas pás que, de perfil, tinham o tamanho equivalente ao de uma rotação de um parafuso correspondente em diâmetro (daí a designação de passo de hélice). Este *design* era o mais comum, mas os criadores experimentaram diferentes tamanhos de perfil e várias pás. A evolução do *design* da hélice estabilizou no ano de 1880, sendo utilizado até hoje [5].

Durante o seu funcionamento as hélices estão sujeitas a condições de serviço bastante severas. São elementos que estão expostos a ambientes corrosivos, transmitem potências muito elevadas e podem entrar em contacto com objetos sólidos.

Um fenómeno que é muito comum nas hélices de navios é a cavitação, Figura 1. A cavitação pode ocorrer quando se tenta transmitir demasiada potência à hélice. A grandes velocidades de rotação ou sob grandes cargas (coeficiente de sustentação elevado nas pás), a pressão do lado da entrada de escoamento nas pás pode descer abaixo da pressão de vapor da água criando uma bolsa de vapor, que deixa de transmitir força à água eficientemente. Este efeito dissipa a energia, torna a hélice ruidosa devido ao colapsar das bolhas de vapor e erode a superfície das pás devido às ondas de choque localizadas contra a superfície. Um efeito semelhante dá-se pelo nome de ventilação, este ocorre quando uma hélice que opera perto da superfície da água atrai o ar para as pás formando pequenas bolhas, causando uma perda de impulso e uma vibração acrescida do veio, sem no entanto causar qualquer dano à superfície das pás. Ambos os efeitos podem ser amenizados se for aumentada a profundidade a que a hélice está submersa: a cavitação é reduzida porque a pressão hidrostática aumenta a margem da pressão de vapor; a ventilação é reduzida pois está mais longe das ondas da superfície e de outras bolsas de ar que poderiam ser atraídas para o escoamento [6].

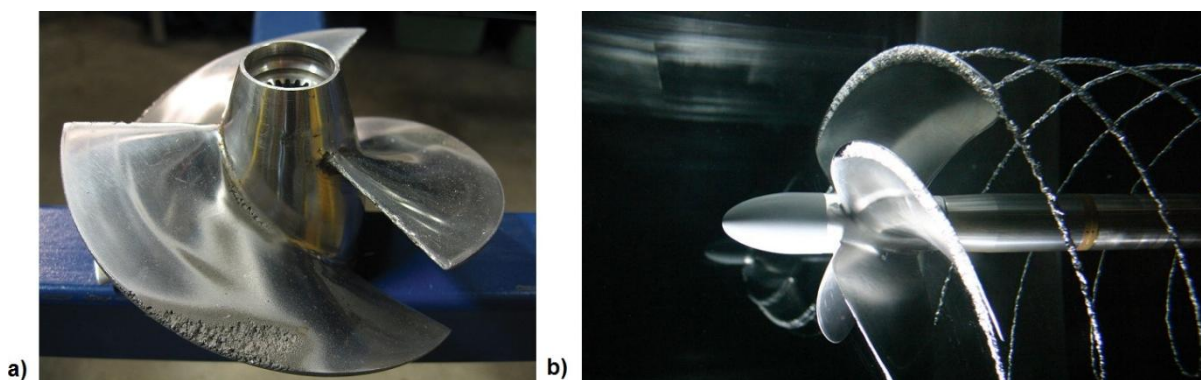


Figura 1 - Fenómeno de cavitação em hélices: a) hélice danificada por cavitação; b) cavitação numa hélice [7], [8].

Os materiais mais usados na construção de hélices de navios hoje em dia pertencem às classes dos bronzes e dos aços inoxidáveis. Na Figura 2 são apresentados os materiais usados, até aos dias de hoje, no fabrico das hélices.

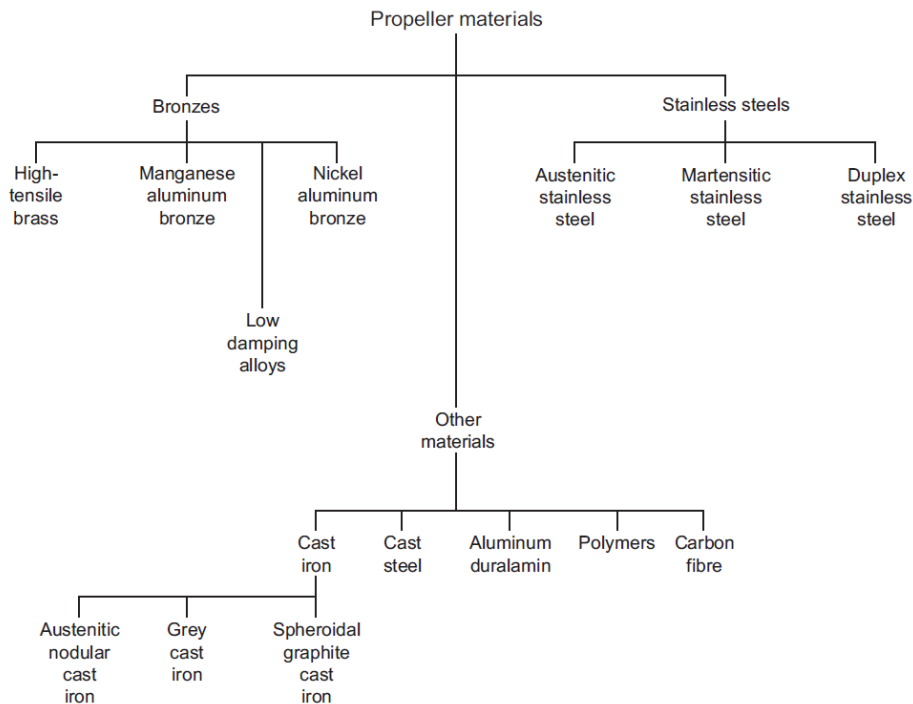


Figura 2 - Família dos materiais das hélices [9].

A produção de hélices era baseada em ferro fundido, no entanto com o passar do tempo este material viria a ser substituído. Na década de 1960 o latão de alta resistência, também chamado de bronze de manganês, dominava o mercado com cerca de 64% de todas as hélices produzidas e começavam a aparecer as hélices de bronze de alumínio-manganês e bronze de alumínio-níquel. Na década de 1970 viriam a aparecer e a ganhar popularidade as hélices de aço inoxidável, porém estas começaram a perder popularidade para os bronzes de alumínio-níquel em meados de 1980. Os bronzes de alumínio-níquel começaram a dominar quase por completo o mercado, que atualmente conta com cerca de 82% da produção de hélices, devido às suas boas propriedades contra a corrosão e cavitação. O aço inoxidável continua a ser utilizado em cerca de 3%, mas apenas para hélices de classe de gelo. Estas são utilizadas em quebra gelos (hélices na proa dos navios para navegação em águas frias) [9].

As propriedades mais importantes nos materiais para produção das hélices são:

- Alta resistência à corrosão em águas salgadas;
- Alta resistência à erosão por cavitação;
- Boa resistência à fissuração;
- Boa resistência mecânica em relação ao peso;
- Boas características de reparação incluindo soldabilidade;
- Boas características de fundição.

Os bronzes de alumínio possuem todas estas propriedades.

A maioria das hélices são feitas através de fundição, porém o metal fundido não apresenta homogeneidade ao longo da peça devido a taxas de arrefecimento diferentes. Quanto maior a taxa de arrefecimento, menores são os tamanhos dos cristais ou grãos do material e quanto menor a taxa de arrefecimento, mais perto se está das condições de equilíbrio. A microestrutura formada na parte mais interior de uma pá, por exemplo, terá uma microestrutura diferente de uma região mais exterior devido a estas taxas de arrefecimento diferentes (Figura 3). A diferença entre as microestruturas formadas assume um papel importante nas propriedades da pá em serviço, baixando a sua resistência. As taxas de arrefecimento podem ser controladas de acordo com a liga a ser fundida de forma a que a variação da microestrutura não seja muito grande. Podem também existir rechupes no interior da peça se os alimentadores não forem bem dimensionados, ou seja, se estes não contiverem metal líquido suficiente para fornecer à peça durante a solidificação da mesma [9].

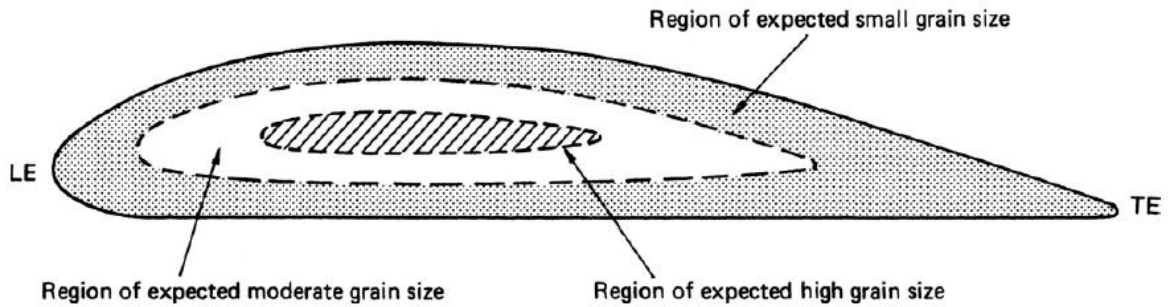


Figura 3 - Características gerais da macroestrutura de uma pá em corte [9].

### 2.2.1 Hélices de passo fixo

As hélices de passo fixo, como a apresentada na Figura 4, são utilizadas tradicionalmente nos navios de grande porte e podem ser constituídas por um monobloco, em que toda a hélice consiste numa peça única. Estas possuem um passo ou ângulo constante definido pela sua geometria de construção, apresentando portanto uma grande eficiência a uma certa velocidade de rotação.



Figura 4 - Hélice de passo fixo de 3,6 m de diâmetro [10].

Este tipo de hélices fundidas na Fundilusa chegam a atingir 5,5 m de diâmetro e 15 toneladas. A maior hélice de passo fixo concebida até hoje, é constituída por seis pás possuindo 9,6 m de diâmetro e 130 toneladas [11].

### 2.2.2 Hélices de passo variável

Este tipo de hélices contém um mecanismo, hidráulico ou de engrenagens, no cubo que permite variar o ângulo das pás podendo assim manter a rotação do motor e variar a velocidade de deslocamento. A implementação deste mecanismo impede o fabrico da hélice como um monobloco, por isso o cubo e as pás são fabricados separadamente sendo posteriormente montadas por meio de engrenagens que controlam o ângulo de ataque da hélice.

Embora este tipo de hélices exijam uma maior complexidade tanto no cálculo como no fabrico, oferece vantagens como maior manobrabilidade devido à adição da possibilidade de manter a velocidade de rotação do motor durante a manobra, permitindo um maior controlo do impulso.



Na Figura 5 e na Figura 6 são apresentados um cubo e uma pá de uma hélice de passo variável.



Figura 5 - Cubo de uma hélice de passo variável [10].



Figura 6 - Pá de uma hélice de passo variável [10].

As pás concebidas na Fundilusa para hélices de passo variável, podem atingir as 8 toneladas e os cubos 9 toneladas após maquinagem [11].

## 2.3 Processo de fundição com moldação em areia

### 2.3.1 Introdução

A tecnologia da fundição é um dos processos de produção mais antigos utilizado pelo Homem, permitindo obter peças de todas as formas geométricas, de qualquer dimensão e praticamente em qualquer metal ou liga.

O objetivo fundamental da fundição é o de dar forma geométrica adequada ao metal, para isso, o metal é vertido para uma cavidade designada por moldação no estado fundido, sendo retirado após o arrefecimento do metal, com o formato da peça desejado. Desta forma são obtidas peças com propriedades determinadas e com a forma, dimensões, acabamento e tolerâncias definidas na fase de projeto.

Quando a qualidade superficial ou as propriedades das peças vazadas não correspondem às solicitações do projeto, é necessário proceder a operações de "acabamento" ou de "tratamento térmico" posterior, conforme os casos [3].

Uma classificação possível para os processos de fundição baseia-se no tipo de moldação e do modelo utilizado, dando origem a três grupos:

- Processos com moldação perdida e modelo permanente;
- Processos com moldação perdida e modelo perdido;
- Processos com moldação permanente.

No grupo dos processos com moldação perdida e modelo permanente existe ainda uma subclassificação:

- Processos de fundição com moldação em areia;
- Processos de fundição com moldação em agregado refratário.

O processo mais adequado para a produção de uma peça fundida depende principalmente das suas dimensões, da complexidade, do detalhe geométrico, do tipo e qualidade do metal a vazar [12].

O processo de fundição com moldação em areia auto-secativa é um processo que se enquadra nos processos de moldação perdida e modelo permanente. Após a solidificação do metal é necessário destruir a moldação para retirar a peça vazada. Para cada peça obtida é necessária uma nova moldação com base num modelo permanente [13].

As moldações perdidas utilizadas na fundição são constituídas, em geral, por partículas de materiais refratários, as quais são aglomeradas para manterem uma forma pré-definida, o exterior ou o interior da peça a ser vazada. As partículas refratárias aglomeradas são denominadas correntemente em fundição por "areias de fundição" ou simplesmente "areia" [3].

O processo de moldação em areia pode ainda ser dividido de acordo com o ligante presente na moldação:

- Areias naturais;
- Areias sintéticas.

As areias naturais contêm argilas suficientes na sua composição que servem de ligantes. As areias sintéticas são lavadas de forma a remover estas argilas e outras impurezas, analisadas e classificadas conforme o grão e ligadas posteriormente com argilas ou outros materiais de forma a serem atingidos vários requisitos das peças a serem fundidas [12].

A fundição com moldação em areia é um processo de fundição que permite uma grande flexibilidade, quer ao nível de tamanho da peça a fundir, como ao nível do formato e qualidade exigida, sendo portanto possível obter peças pequenas e simples utilizadas na indústria elétrica ou mais complexas como hélices de navios de algumas toneladas que equipam modernos transatlânticos.

### 2.3.2 Descrição do processo

O processo normal de fundição tem como sequência de produção: Projeto do componente a ser vazado; Projeto das ferramentas de fundição, caixas de machos e modelos para reproduzir as formas internas das moldações; Fundir e elaborar o metal ou liga metálica; Vazá-la através de canais na(s) cavidade(s) interna(s) das moldações. São também vazados provetes em moldações abertas, visível na Figura 8, por cada fusão para análise posterior de características do metal fundido. Após o vazamento devem ser controladas as contrações do metal e as velocidades de arrefecimento e solidificação para se obterem as peças sãs e de boa qualidade. Após o processo de fundição e arrefecimento da peça fundida, a moldação é destruída e a peça é retirada da mesma. Posteriormente são cortados os sistemas de gitagem e de alimentação da peça, seguindo para maquinagem em tornos ou fresadoras com controlo numérico computadorizado (CNC) onde é retirada a sobre espessura da peça. Finalmente é realizado um acabamento manual por mão-de-obra qualificada de forma a garantir a geometria pretendida. Esta sequência é apresentada na Figura 7 [3]. A Figura 9 mostra partes do processo de maquinagem da peça fundida.

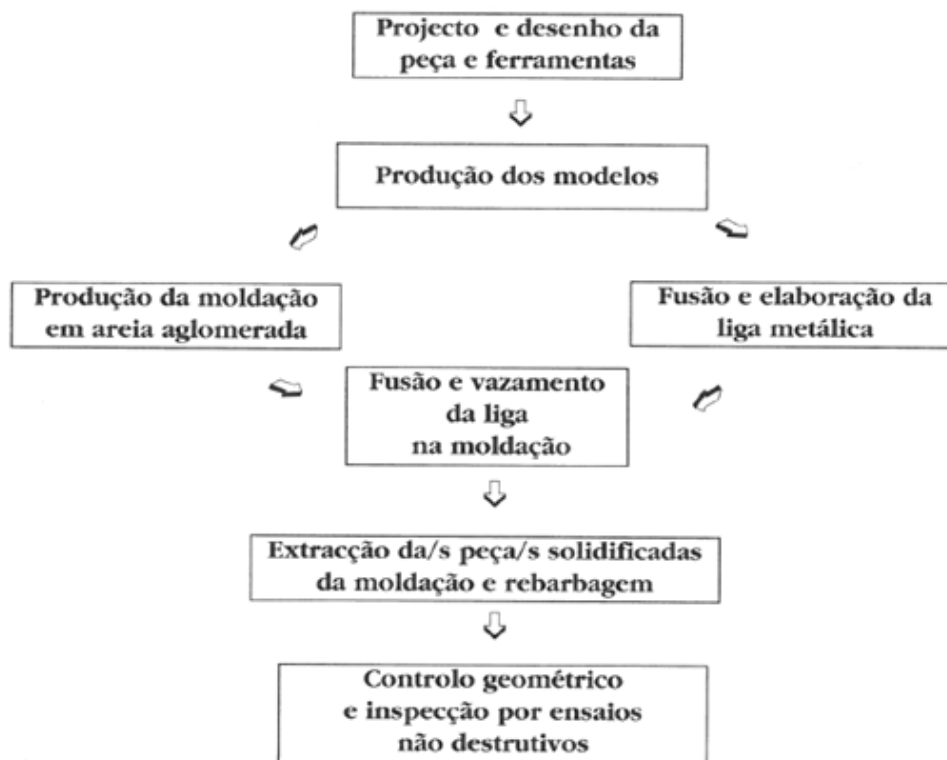


Figura 7 - Fluxograma do processo normal de obtenção de peças vazadas em moldação de areia [3].

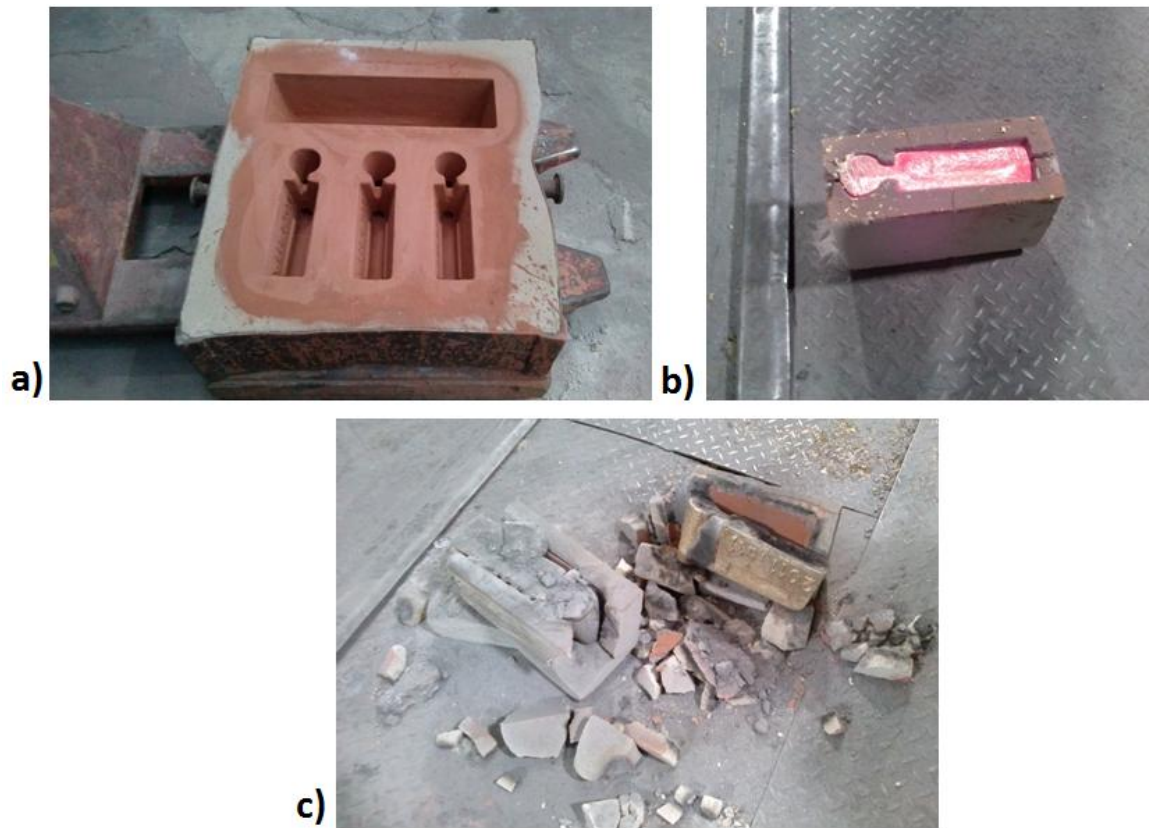


Figura 8 - Provetes para análise de material: a) moldações dos provetes; b) vazamento dos provetes; c) extração dos provetes fundidos da moldação.

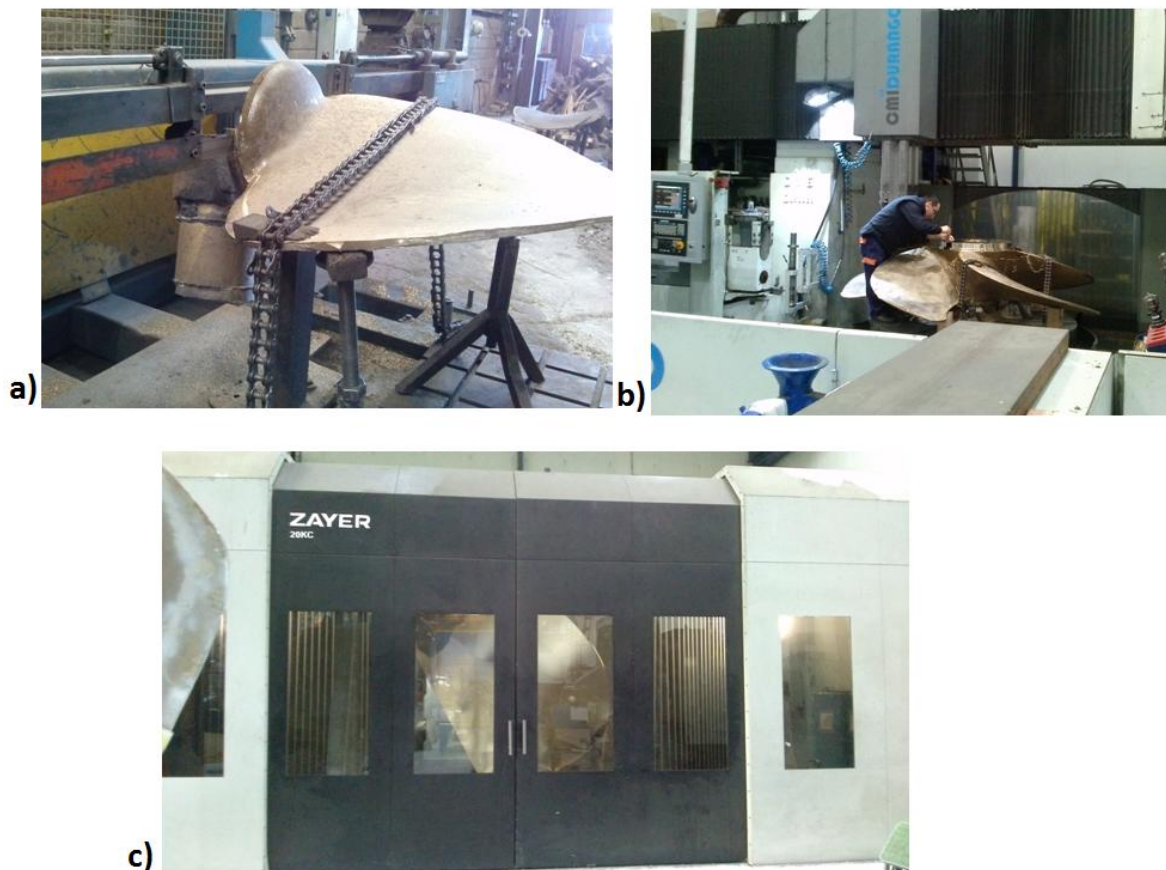


Figura 9 - Maquinagem da peça fundida: a) corte e remoção do alimentador; b) maquinagem em torno CNC de hélice de passo fixo; c) maquinagem de uma pá de hélice de passo variável em fresadora CNC.



### 2.3.3 Modelo

Os modelos são réplicas tridimensionais da peça a fundir que servem para construir as moldações. Os modelos das hélices são criados por sobreposição e colagem de camadas de madeira aglomerada (Figura 10 a)), criando uma forma aproximada ao modelo projetado. Posteriormente estes modelos são maquinados por robô CNC (Computer Numeric Control), como é mostrado na Figura 10 b). Após a maquinação CNC, é utilizada mão-de-obra qualificada para proceder ao acabamento de forma a oferecer superfícies de baixa rugosidade ao modelo (Figura 10 c)).



Figura 10 - Modelos em madeira fabricados na Fundilusa: a) sobreposição de camadas de madeira; b) maquinação do modelo num robô CNC; c) processo de acabamento do modelo em madeira.

Devido à contração da liga a fundir durante o seu arrefecimento e à necessidade de maquinação posterior à fundição, os modelos são feitos com uma dimensão um pouco superior à desejada na peça fundida. Sabendo a taxa de contração da liga a ser fundida, os construtores de modelos sabem o quanto maior este terá de ser em relação à peça a ser fundida. Inicialmente esta diferença de dimensões era seguida através de regras pré-definidas para cada material, hoje são usados *softwares* computacionais de forma a obter as percentagens corretas de contração da liga diminuindo o excesso de material na peça. Porém prever a taxa de contração da liga é uma tarefa complicada pois esta depende de muitas variáveis no processo de fundição. Por exemplo, numa fundição de ferro fundido em moldações de areia verde (areia ligada por argilas e água), as paredes da moldação podem deslocar-se com a pressão criada pelo metal líquido, causando expansão da cavidade da moldação compensando assim alguma percentagem de contração do metal. Por várias razões como esta, torna-se muito difícil prever quanto a liga vai contrair, no entanto um construtor de modelos na indústria de fundição, se trabalhar num processo de fundição em particular durante um longo período de tempo, com a experiência que vai adquirindo, consegue prever de forma mais precisa a contração da liga e a relação de tamanho entre a peça a ser fundida e o modelo necessário.

## 2.3.4 Areias auto-secativas

### 2.3.4.1 Introdução

Areias auto-secativas (*No-bake sands*) são areias quimicamente ligadas. Este processo destaca-se pela capacidade de cura à temperatura ambiente. Existem sistemas orgânicos e à base de silicato de sódio. Este processo recorre a co-reagentes e catalisadores para controlar a taxa da reação química de cura. A taxa de cura determina o tempo máximo de trabalho e a estabilidade dimensional da moldação ou macho.

O tempo máximo de trabalho é entendido como sendo o tempo no qual a mistura de areia revestida com resina conserva as propriedades necessárias para ser moldável, como a fluabilidade.

A taxa de cura é determinada pelo tipo de resina utilizada, pelo tipo e quantidade de catalisador utilizado e particularmente pela temperatura e humidade do meio onde ocorre o processo. De facto, alguns ligantes libertam água aquando do processo de cura, pelo que ambientes com elevada humidade retardam o processo de cura.

A faixa de temperaturas ideal para o processamento deste tipo de areias é de 25 °C a 30 °C, sendo que o limite mínimo e máximo é de 10 °C e 45 °C, respetivamente.

A temperatura é um parâmetro importante a controlar neste tipo de processo. Uma temperatura de trabalho muita baixa retarda o processo de cura e uma temperatura elevada leva a uma cura muito rápida. Apenas uma variação de 10 °C na temperatura, faz com que o tempo da reação duplique.

Existem vários processos de areias auto-secativas, tais como:

- Sistemas à base de furano, que se subdividem em:
  - UF/FA - Ureia-formaldeído e álcool furfurílico;
  - PF/FA - Fenol-formaldeído e álcool furfurílico;
  - UF/PF/FA - Combinação de ureia-formaldeído e fenol-formaldeído com álcool furfurílico.
- Resinas fenólicas endurecidas com éster;
- Sistemas à base de Fenólico Uretano;
- Silicatos de sódio endurecidos com éster.

Os sistemas auto-secativos de base orgânica destacam-se essencialmente pela capacidade de se atingir boas propriedades da moldação com quantidades de ligante muito baixas, em alguns casos inferior a 1%. No caso dos sistemas à base de silicatos, o conteúdo de ligante situa-se entre os 3 a 4%. O processo utilizado na Fundilusa de areias auto-secativas são os silicatos de sódio endurecidos com éster [12], [13].

### 2.3.4.2 Silicatos de Sódio endurecidos com éster

Este processo utiliza silicato de sódio, sendo que a ligação é desenvolvida pela reação da mistura com um éster orgânico, como por exemplo acetato de glicerina.

É um processo com uma capacidade de produtividade relativamente baixa e com potenciais problemas associados a dificuldade de abate e de regeneração da areia. É ainda um processo bastante influenciável pelos teores de humidade e temperaturas, como descrito acima.

Este processo consiste no uso de silicato de sódio como ligante e um éster orgânico líquido como agente endurecedor. É comum serem usadas taxas de altas de  $\text{SiO}_2:\text{Na}_2\text{O}$  de 2,5 a 3,2:1 em que as misturas chegam a ter 3 a 4% de ligante. Os ésteres utilizados neste processo são diacetatos de glicerol, triacetatos de glicerol e diacetato de etilenoglicol, todos eles líquidos de baixa viscosidade. No caso em estudo são utilizados dois ésteres, o Sincro 703 e o Sincro 2500, de forma a compensar as variações de temperatura mantendo o mesmo tempo de trabalho, como pode ser visível no Anexo B, o silicato de sódio utilizado é o Amasilic 110 proveniente da Foseco.

O éster é adicionado com base na quantidade de silicato de sódio, entre 10 a 15%, e deve ser adicionado à areia antes do ligante de silicato de sódio [12].

A taxa de cura depende da razão  $\text{SiO}_2:\text{Na}_2\text{O}$  do ligante de silicato de sódio e da composição do éster. Os fornecedores de éster produzem-nos de forma a que estes permitam tempos controlados de trabalho desde alguns minutos até uma hora ou mais. O reação de endurecimento é desenvolvida através da formação de um gel de sílica proveniente do silicato de sódio. Sendo um processo a frio, nenhum gás ou calor é utilizado. Quando é adicionado à areia misturada contendo silicato de sódio alcalino, o éster orgânico sofre um processo de hidrolisação a uma taxa de reação controlada, reagindo com o silicato de sódio formando um gel de sílica que cria as ligações entre as partículas de areia. O mecanismo de cura pode ser apresentado sob uma forma simplificada:

Silicato de Sódio ( $\text{Na}_2\text{SiO}_3$ ) + Éster Líquido (endurecedor) → Polímero curado

A areia misturada deve ser usada antes da reação de endurecimento começar. Toda a areia que exceda o tempo de trabalho torna-se seca e/ou em pó, não devendo ser usada para evitar moldações ou núcleos frágeis e penetrações do material a ser vazado nos mesmos.

O processo de cura demora várias horas até estar completo, em que moldações maiores chegam a precisar de 16 a 24 horas. A Figura 11 demonstra a curva típica dos tempos das areias auto-secativas, nomeadamente o de trabalho, de desmoldação, de vazamento e o tempo onde a rigidez máxima é atingida. A rigidez e a resistência que este processo oferece às moldações pode ser superior ao processo de cura com  $\text{CO}_2$ .

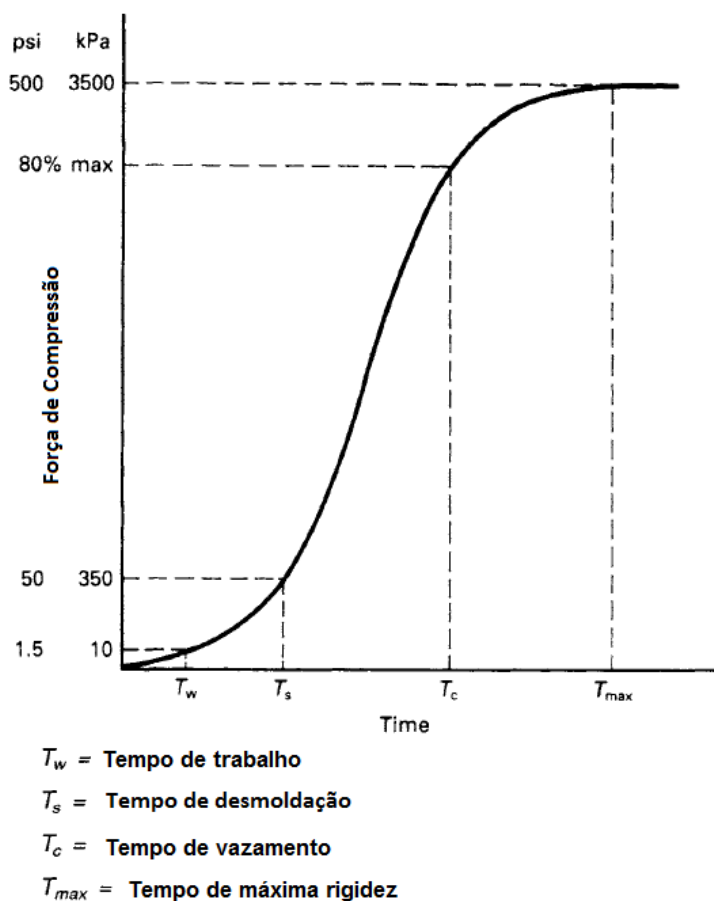


Figura 11 - Curva típica de endurecimento das areias auto-secativas, adaptado de [12].

As emissões de gases e os odores libertados neste processo são baixos durante a mistura, vazamento, arrefecimento e vibração da areia embora dependa da quantidade de aditivos orgânicos adicionados à mistura da areia. Defeitos na fundição das peças, como por exemplo, expansões térmicas, são mínimas. As penetrações na moldação são, por norma, mais severas do que nos outros sistemas de endurecimento auto-secativos (*No-Bake systems*) no entanto estas podem ser controladas através de aditivos na areia [12].

Estes aditivos podem ser celulose ou cereal. Existem diversos tipos de celulose que são usados na indústria de fundição, tais como espiga de milho triturada, casca de aveia, farinha de madeira, casca de noz ou casca de arroz. O uso destes aditivos permitem uma maior libertação dos grãos de areia devido ao seu baixo ponto de fusão, são rapidamente incinerados dando lugar a vazios. Com isto, é aumentada a facilidade de abate, são reduzidas as rachadelas e os pontos quentes e a fluabilidade, capacidade da mistura da areia preencher todos os detalhes do modelo, é aumentada. Porém, um uso excessivo destes aditivos pode levar a problemas de fragilidade da moldação originando defeitos nas peças fundidas como penetrações do metal na moldação, baixa qualidade superficial da peça fundida, inclusões de areia, entre outros. Os aditivos à base de cereal ou amido, designados na indústria como farinhas, baseiam-se em hidratos de carbono naturais extraídos de vários grãos de plantas, normalmente milho. Este aditivo contribui para um aumento de resistência da moldação. Contudo, a sua utilização leva a um aumento da libertação de gases e consequentes problemas associados [13].

### 2.3.4.3 Descrição do processo de moldação

Para se obter uma peça fundida é necessário fabricar inicialmente a moldação. A moldação define-se como o ato de criar um negativo do modelo no material refratário, neste caso areia de sílica, para onde será vazada a liga.

Após a construção do modelo, são construídas as moldações, inferior e superior. Estas meias moldações são geralmente colocadas dentro de caixilhos metálicos ou de madeira para facilitar o seu manuseamento, sendo o seu correto posicionamento assegurado por pinos guias e casquilhos com tolerâncias apertadas. São ainda colocados grampos para assegurar que o conjunto aguenta a pressão metalostática e as forças de impulsão causadas pelo metal líquido. Se a moldação não estiver devidamente fechada, sendo que a força exercida pelo metal líquido é suficiente para a abrir, o metal líquido pode sair da moldação ou causar movimentação da areia causando defeitos na peça fundida. Torna-se portanto importante saber calcular a força de abertura da moldação para que um sistema de fecho correto seja utilizado. A força aplicada na moldação é devida à pressão metalostática do metal líquido. Esta pressão deve-se à altura do metal nos canais de alimentação e de gitagem ser superior à altura da moldação. Existem também algumas forças adicionais, por exemplo a força proveniente do momento do metal ao encher a cavidade da moldação, apresentando uma grande dificuldade no seu cálculo pode ser adicionado 50% ao fator de segurança da força metalostática [14], [15].

A força de abertura metalostática pode ser calculada através da equação (2.1).

$$F = \frac{A \times H \times d \times n}{1000} \quad (2.1)$$

Onde:

- $F$  - força de abertura metalostática [kgf];
- $A$  - área da face superior da moldação em contacto com o metal [cm<sup>2</sup>];
- $H$  - altura da bacia de alimentação acima da altura média da face superior da moldação [cm];
- $d$  - massa específica do metal líquido [g/cm<sup>3</sup>];
- $n$  - fator de segurança.

No caso das hélices de passo fixo (Figura 12), o modelo de apenas uma pá é posto sobre numa base de suporte com um aro metálico externo (ou de madeira), caixilho, e um eixo central vertical de revolução onde vão ser reproduzidas o número de pás necessárias para a hélice. A caixa é enchida com areia na parte inferior do modelo de forma a fazer a "cama" ao mesmo e a areia é compactada sob o modelo. O modelo da pá roda com centro no eixo vertical e o processo é repetido até a caixa estar cheia. Após a areia compactada da moldação inferior endurecer, é realizada a moldação superior da mesma forma, é introduzida areia na caixa da moldação superior e calcada. Caso a moldação seja de uma pá de uma hélice de passo variável (Figura 13), a moldação é feita como descrito acima exceto a

utilização do eixo de rotação e a repetição do modelo na moldação. A compactação da areia pode ser feita de forma manual ou automática, como será explicado mais à frente no capítulo 2.3.4.5.1. No caso em estudo procede-se à compactação manualmente. Como discutido previamente, a areia tem tempo de trabalho limitado o que torna o processo de enchimento um processo delicado. No processo de moldação é necessário ter em conta os ângulos de saída para possibilitar a saída do modelo do interior da moldação. Depois de bem calcada a areia e quando esta já apresenta características do seu tempo de desmoldação, a moldação é aberta e é retirado o modelo do interior da moldação, tendo o cuidado de não a danificar.

Para finalizar este processo, a moldação é revestida por uma tinta refratária TENO TEC 6800r na cavidade da moldação. A principal função da tinta refratária é a criação de uma camada intermediária entre areia e o metal, visando conferir um bom acabamento à cavidade da moldação e, por conseguinte, à peça. A tinta é constituída de uma substância refratária (grafite, alumina ou zircão), uma substância aglomerante e um solvente. A pintura pode ser feita por pincel, pistola ou imersão, sendo imprescindível que a camada aplicada seja fina e que o solvente seja totalmente evaporado, evitando que a tinta seja mais uma fonte de defeitos na peça fundida.



Figura 12 - Moldação de uma hélice de passo fixo: a) modelo da pá; b) moldação inferior; c) moldação superior; d) moldação inferior pintada com tinta refratária.



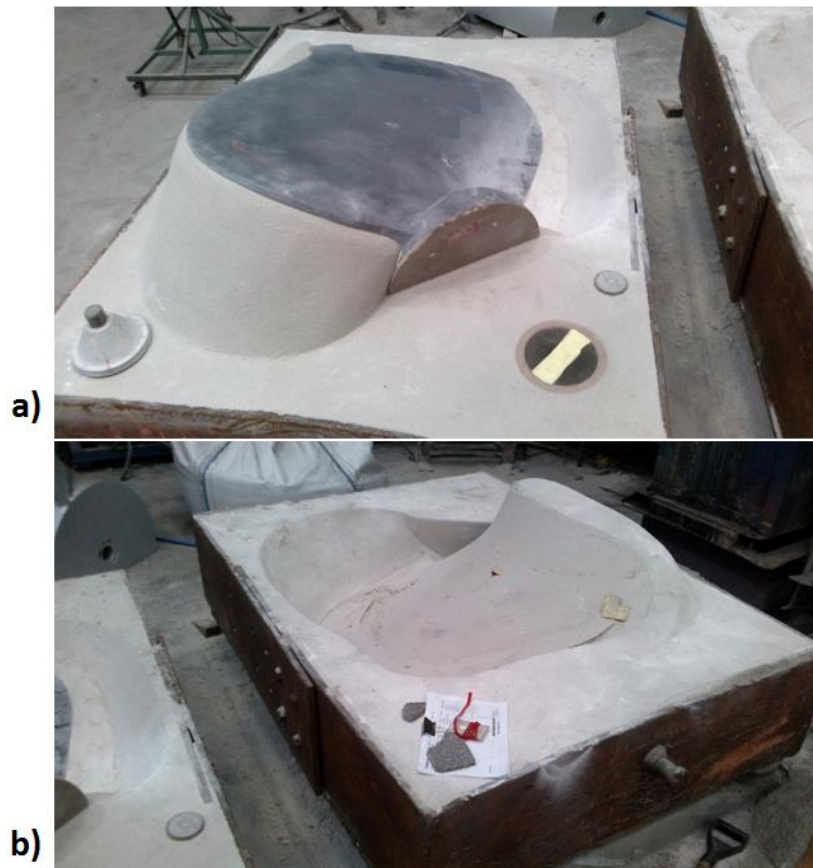


Figura 13 - Moldação de uma pá de hélice de passo variável: a) moldação inferior; b) moldação superior.

#### 2.3.4.4 Propriedades da areia

As areias de fundição, ou apenas areia, são produzidas pela desagregação de cristais de rocha, pela ação dos agentes atmosféricos como sejam a água da chuva, o vento, o calor e o frio. O tamanho, a forma e a distribuição dos grãos da areia são uma consequência dos processos envolvidos na sua formação [3].

Pela decomposição do granito são produzidas as areias de sílica ( $\text{SiO}_2$ ), que são as mais usadas em fundição. Existem também outras areias como por exemplo as de zircónia e as de olivina, que são utilizadas como substitutas da sílica.

Como referido no capítulo 2.3.1, existem dois tipos de areias, as naturais e as sintéticas. As naturais contêm argilas suficientes, por natureza, que servem de ligante quando misturadas com água como por exemplo bentonite e cimento. As areias sintéticas são lavadas de forma a serem removidas as argilas naturais e outras impurezas de forma serem obtidos graus de pureza de sílica muito altos, são analisadas e classificadas quanto à granulometria, sendo adicionados ligantes (aglomerantes) e aditivos de forma a obter uma areia específica para o processo de fundição em causa.

No processo de moldação para fundição, as areias utilizadas podem ser diversas, no entanto existem certas propriedades que são exigidas, tais como [3]:

- Estabilidade térmica e dimensional a elevadas temperaturas;
- Distribuição de forma e tamanho de partículas adequado, garantindo propriedades como a permeabilidade, densidade, dilatação e bom acabamento superficial da peça a fundir;
- Permitir a livre passagem dos gases formados pela evaporação da água e combustão dos ligantes, aditivos e outros compostos;
- Não apresentar reatividade química com o metal fundido;

- Não apresentar uma molhabilidade fácil com o metal em fusão, para evitar penetração do metal na moldação;
- Estar livre de partículas com substâncias de baixo ponto de fusão;
- Estar livre de produtos que gerem gases às altas temperaturas envolvidas;
- Estarem disponíveis a custos baixos;
- Apresentarem uma composição uniforme;
- Terem compatibilidade com os aglomerantes;
- Facilidade de compactação e abate da moldação;
- Capacidade de ser regenerada.

O tipo de areia e a sua granulometria afetam diretamente as propriedades tais como a refractariedade, a permeabilidade e a expansão da moldação de areia. A quantidade de aglomerante e a sua mistura na areia influencia a resistência mecânica da moldação. O tamanho do grão da areia e a sua distribuição influenciam a qualidade superficial da peça vazada, sendo que areias de grão fino originam melhores acabamentos superficiais, porém reduzem a permeabilidade e aumentam a necessidade de mais aglomerante, por apresentarem uma maior superfície específica. O grau de pureza de uma areia influencia diretamente a propriedade de refractariedade e limita a utilização de materiais aglomerantes. A existência de sais de sódio e potássio, ou de óxidos de ferro, reduz o grau de refractariedade da areia, aumentando a possibilidade de queima ou fusão dos materiais da moldação na interface com a liga metálica vazada [3].

A areia utilizada nas moldações realizadas na Fundilusa é proveniente da Sibelco de nome SP30, e as suas características são apresentados no Anexo B.

#### **2.3.4.4.1 Tamanho de grão**

O tamanho de grão da areia usada na moldação afeta a qualidade das peças fundidas. Quando o grão é grosso, permite a penetração do metal vazado entre os grãos da areia obtendo-se assim um mau acabamento superficial da peça fundida. Se o grão for demasiado fino, o acabamento superficial da peça é bom, no entanto é necessário maior quantidade de aglomerante na areia e baixa a permeabilidade da areia, podendo causar defeitos na fundição devido aos gases acumulados na cavidade de moldação. A granulometria da areia é determinada pelo peso da areia, em percentagem, depois de lavada e seca retida numa série de peneiros normalizados (Figura 14) que são agitados durante 15 minutos [14].

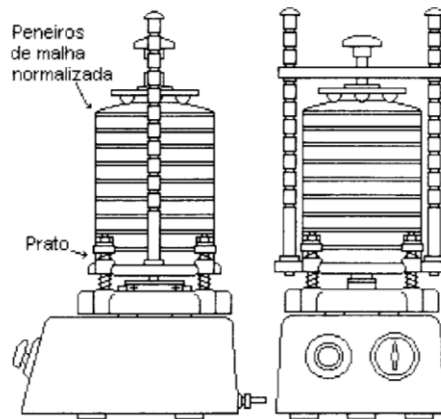


Figura 14 - Equipamento para ensaio da granulometria com peneiros normalizados [3].

A abertura da malha da série dos peneiros nos ensaios das areias está normalizada segundo normas americanas ou DIN, como indicado na Tabela 1.

Tabela 1 - Séries de peneiros mais usados nos ensaios de granulometria [3].

Série	Americana		Série	DIN
<b>Peneiro n°:</b>	<b>Abertura da malha [mm]</b>	<b>Factor multipl. M</b>	<b>Peneiro n°:</b>	<b>Abertura da malha [mm]</b>
6	3,36	3	4	1,50
12	1,68	5	6	1,00
20	0,84	10	10	0,60
30	0,59	20	16	0,40
40	0,42	30	20	0,30
50	0,297	40	30	0,20
70	0,210		40	0,15
100	0,149	70	60	0,10
140	0,105	100	80	0,075
200	0,074	140	100	0,06
270	0,053	200		
Prato	-	300		

Define-se *granulometria média* (GM) como sendo a abertura teórica da malha pela qual passaria 50% da areia. Define-se *grau de uniformidade* (GU) como sendo a diferença entre a percentagem que passaria no peneiro teórico de malha 2/3 de GM e a percentagem que passaria no peneiro teórico de malha 3/4 de GM. A dimensão de grão e a sua dispersão são definidas por meio de curvas traçadas com base na análise granulométrica. Em fundição, é adotado ainda um indicador de *índice de granulometria* ( $f$ ), equação (2.2), que é obtido multiplicando o valor de resíduo em cada peneiro por um fator multiplicativo característico desse peneiro ( $M$ ), somando todos os produtos assim obtidos e dividindo a soma final pela percentagem de areia da mistura inicial. O índice de granulometria é sensivelmente proporcional à superfície específica da areia (superfície total da areia por unidade de peso). Quanto mais fina é a areia maior será o índice de granulometria e maior será a sua superfície específica [3].



$$f = \frac{\sum \% q \cdot M}{\sum \% q} \quad (2.2)$$

Onde:

- f - índice de granulometria;
- M - fator característico do peneiro.

#### 2.3.4.4.2 Forma do grão

A forma do grão é definida em termos de angularidade e esfericidade. Quanto à angularidade variam entre muito angular, angular, sub-angular, sub-arredondada, arredondada e muito arredondada. Dentro de cada categoria de angularidade são divididos quanto à esfericidade que pode ser de alta, média ou baixa esfericidade. Estes parâmetros são estimados numa análise microscópica e consequente comparação com uma tabela, por exemplo, como a apresentada na Figura 15.

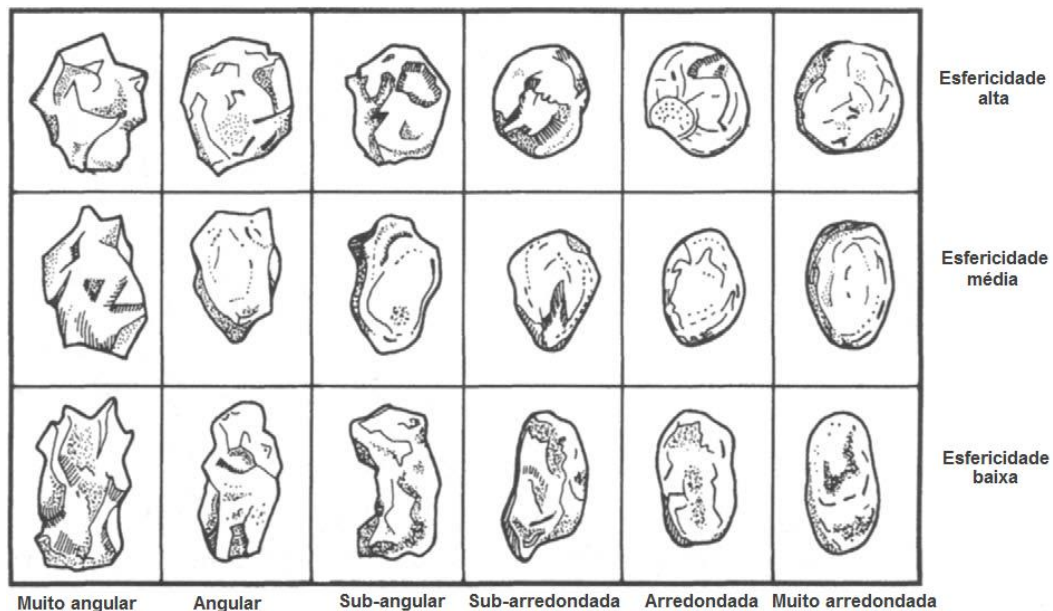


Figura 15 - Classificação dos grãos quanto à forma, adaptado de [14].

Os grãos mais arredondados necessitam de menos quantidade de ligante comparativamente a grãos de outra forma e igual tamanho, por possuírem uma área de superfície menor. São também mais estáveis e mantêm o seu tamanho e forma durante os ciclos de moldação. Os grãos de forma mais angular têm tendência a um maior desgaste, sendo que a sua forma tende a ficar mais arredondada durante vários ciclos de moldação. Existe também uma maior dificuldade em cobrir grãos angulares muito finos. Os grãos sub-angulares são em tudo idênticos aos grãos angulares mas com os cantos arredondados, exibindo propriedades intermédias entre as dos arredondados e angulares [3].

Os grãos compostos são pequenos conjuntos de grãos agrupados, que possuem grande fragilidade e por conseguinte devem ser evitados [3], [14].

Relativamente à facilidade de compactação, os grãos de forma mais angular oferecem mais resistência à compactação que os grãos de forma mais arredondada.

Por outro lado, grãos arredondados muito finos que originam moldações muito compactadas e densas podem originar problemas de permeabilidade e de consequente redução de saída de gases, o que se traduz em defeitos de expansão. As melhores areias de fundição possuem grãos de forma arredondada com uma esfericidade média a alta, resultando numa moldação com boa fluabilidade e permeabilidade, e com alta resistência associada a uma baixa quantidade de ligante [13].

### 2.3.4.4.3 Refratariedade

Refratariedade é a capacidade que a areia apresenta em suportar as temperaturas de vazamento dos metais sem que esta se funda ou sofra mudanças físicas, sendo que quanto mais elevado for o ponto de fusão de uma areia, melhor será a sua refratariedade. A Sílica pura funde aos 1710°C, porém, a temperatura de fusão para as areias de sílica é difícil de determinar devido às impurezas presentes que baixam o valor de temperatura de fusão chegando aos 1350°C. Contudo, para a fundição de ligas de cobre este valor de refratariedade é suficiente [3].

### 2.3.4.4.4 Permeabilidade

A permeabilidade é a capacidade da areia de moldação aglomerada deixar atravessar os gases que se formam durante o vazamento pelos poros. Quando o metal líquido é vazado para a cavidade da moldação, o ar no seu interior é deslocado para o exterior pelos *vents* e canais de alimentação, mas a globalidade escapa pelos poros presentes entre os grãos de areia de forma a que não haja falta de metal vazado na peça originando defeitos de fundição. Como é visível na Figura 16, quanto maior forem os grãos de areia maior serão os poros entre eles (elevada permeabilidade), através dos quais o ar, os gases gerados no vazamento e o vapor de água atravessam para o exterior da cavidade da moldação. Tem de existir um balanceamento entre a permeabilidade da areia e a rugosidade superficial da peça fundida, pois quanto mais grosso for o grão, maior será a permeabilidade mas pior será o acabamento superficial da peça pois a rugosidade aumenta [3].

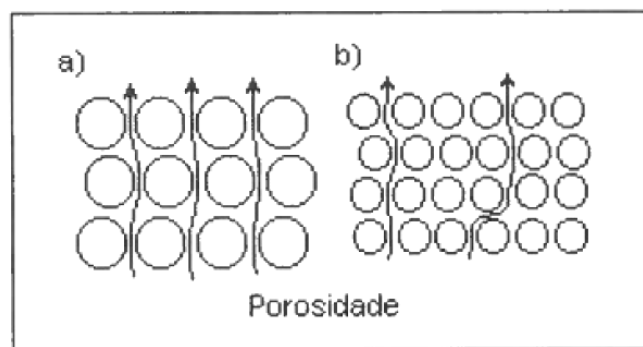


Figura 16 - Influência da granulometria na permeabilidade [3].

A permeabilidade de uma areia aglomerada de moldação pode ser medida pelo índice de permeabilidade. Este pode ser definido como sendo o ar, em cm<sup>3</sup>, que num minuto e à pressão de 1 cm de água atravessa um provete padrão com dimensões de 1 cm<sup>2</sup> de área e 1 cm de altura.

$$i = \frac{V \cdot h}{p \cdot S_t \cdot t} \quad (2.3)$$

Em que:

- $i$  - índice de permeabilidade;
- $V$  - volume;
- $h$  - altura;
- $p$  - pressão;
- $S_t$  - área de secção;
- $t$  - tempo.

Como se pode verificar na equação (2.3) o índice de permeabilidade  $i$ , é diretamente proporcional ao volume  $V$  e à altura  $h$ , e inversamente proporcional à pressão  $p$ , à área de secção  $S_t$  e ao tempo  $t$ . [3]

### 2.3.4.4.5 Dilatação

As areias, como grande parte dos materiais, expandem quando são aquecidos e contraem quando são arrefecidos. A Sílica além destas dilatações sofre uma série de mudanças polimórficas. À temperatura ambiente esta apresenta-se sob a forma de quartzo com uma estrutura tipo  $\alpha$ . À temperatura de 573°C esta sofre uma transformação alotrópica de quartzo  $\alpha$  em quartzo  $\beta$  acompanhada de uma expansão volumétrica brusca que origina defeitos de forma e dimensão nas peças fundidas nas moldações de areia. Como se pode verificar na Figura 17, os outros materiais de moldação apresentam coeficientes de expansão mais reduzidos e previsíveis [3]. Assim, durante o processo de vazamento é de evitar que a areia atinga estas temperaturas.

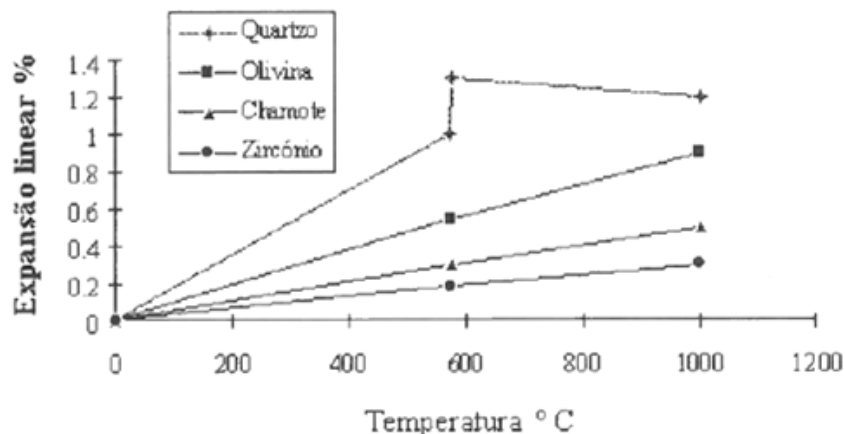


Figura 17 - Representação gráfica de dilatação de areias de moldação [3].

### 2.3.4.4.6 Resistência mecânica

A areia isolada não apresenta, por si só, uma estrutura aglomerada, apesar de a sua massa após consolidação por vibração apresentar uma grande rigidez. Em geral é adicionado um aglomerante em função da granulometria da areia para proporcionar resistência mecânica à moldação de areia. Para uma mesma percentagem de aglomerante, uma areia de grãos grossos (Figura 18 a)) apresenta uma maior resistência que uma areia constituída por grãos finos (Figura 18 b)), porque os grãos de maior dimensão apresentam uma superfície específica menor e portanto necessitarão de uma menor quantidade de camada aglomerante para se interligarem. Para adquirirem a mesma resistência, as areias de grãos finos, com uma maior superfície específica, necessitarão de uma maior quantidade de aglomerante. Já para uma areia, cuja distribuição de tamanhos de grão seja tal que os grãos pequenos ocupem os espaços entre os grãos grosseiros (Figura 18 c)), consegue-se obter uma maior resistência para a mesma percentagem de aglomerante, embora a superfície específica aumente. O aumento da resistência deve-se ao aumento do número de pontos de contacto ligados pelo aglomerante. Os grãos de forma redonda (Figura 18 d)), são cobertos por uma camada superficial de aglomerante uniforme e têm áreas de contacto entre si de uma forma regular enquanto que nos grãos angulosos (Figura 18 e)) passa-se o contrário diminuindo a resistência da aglomeração. As areias de moldação devem ser compactadas para maximizar a sua densidade e aumentar a resistência dos pontos de contacto. A resistência mecânica é uma propriedade fundamental das areias aglomeradas e é controlada através de ensaios de rotura, regra geral à compressão e por vezes ao corte, à flexão ou à tração [3].

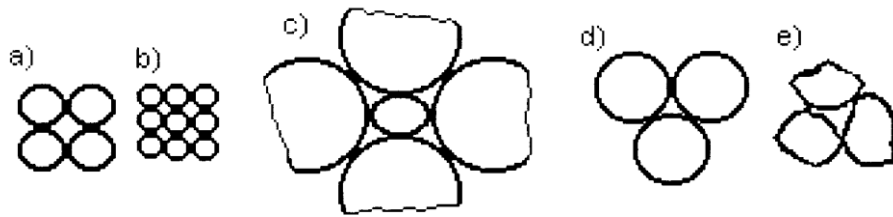


Figura 18 - Influência dos pontos de ligação do aglomerante na resistência da moldação [3].

Como a rotura à compressão é dada por tensões de corte, estes ensaios estão intimamente ligados podendo ser realizados comprimindo um provete normalizado em areia aglomerada compactada de dimensões  $\varnothing 50 \times 50 \text{ mm}$  e são testados numa prensa de eixo horizontal como pode ser observado na Figura 19.

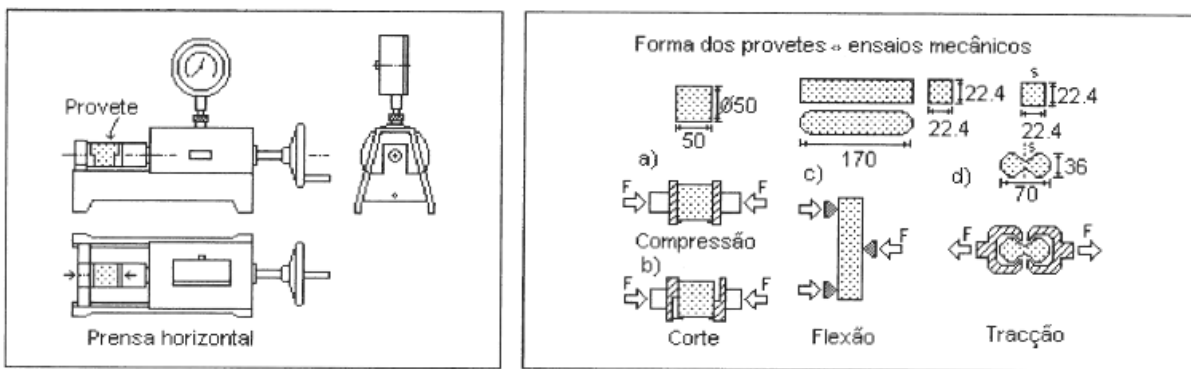


Figura 19 - Prensa horizontal para ensaios de resistência mecânica de areias aglomeradas: a) à compressão; b) ao corte; c) à flexão; d) à tração [3].

No caso do ensaio à compressão os suportes de compressão têm uma superfície plana, enquanto que no ensaio ao corte estes apresentam um degrau desencontrado como é visível nas Figura 19 a) e b).

O valor da pressão exercida sobre o provete é lida num manómetro sendo a pressão máxima de rotura registada por intermédio de um ponteiro arrastado pelo ponteiro de medida. A resistência da areia aglomerada à compressão,  $R_p$ , é calculada através da equação (2.4) e é apresentado um exemplo com secção de  $20 \text{ cm}^2$ .

$$R_p = \frac{F}{S} = \frac{F}{20} = 0,05F \text{ [kg/cm}^2\text{]} \quad (2.4)$$

Onde:

- $R_p$  - resistência da areia aglomerada à compressão [ $\text{kg/cm}^2$ ];
- $F$  - força que atua sobre o provete para vencer a coesão [kg];
- $S$  - secção do provete [ $\text{cm}^2$ ].

Nas instalações da Fundilusa são realizados ensaios de flexão em provetes de areia. No Anexo G é apresentado um relatório de um ensaio de flexão realizado a um provete de areia.

### 2.3.4.5 Preparação das areias

A areia nova deve ser submetida a um ciclo de operações, tais como: Secagem, para lhe ser retirada a humidade num equipamento secador; Moagem, para desfazer torrões num triturador; Separação, por tamanho de grão em crivos com aspirador; Dosagem, num doseador ou por pesagem.

A areia velha, proveniente do abate das moldações, sofre um processo de reciclagem passando por: Destruição da moldação em areia aglomerada no desmoldador; Partição dos torrões num triturador; Separação das partículas metálicas num separador magnético ou por crivagem; Separação das partes vitrificadas, pós e de grãos segundo a granulometria em crivos com aspirador; Dosagem num doseador. Após estas operações, procede-se à mistura da areia nova com a areia reciclada. Esta é armazenada em silos refrigerados por *chillers* de forma a manter uma temperatura ideal para o processo de moldação [3], [12], [16].

As areias auto-secativas são normalmente preparadas num misturador contínuo (Figura 20). A areia seca é introduzida no misturador numa ponta do parafuso de forma controlada, o líquido catalisador é injetado no misturador e o ligante é acrescentado por último de forma a que este não esteja exposto a grandes concentrações de catalisador. Na Figura 21 estão representados os equipamentos típicos usados na preparação das areias de moldação.

Alguns parâmetros das areias são testadas diariamente de forma a garantir a sua aptidão para utilização nas moldações, tais como: granulometria, humidade e resistências mecânicas.



Figura 20 - Misturador contínuo de areia.

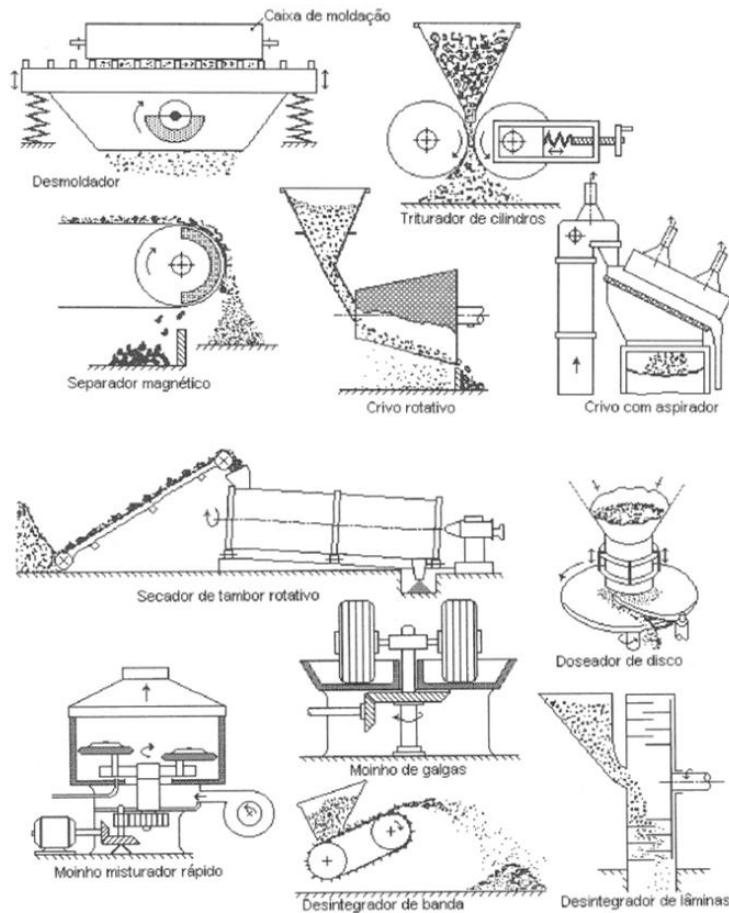


Figura 21 - Equipamentos utilizados na preparação das areias de moldação [3].

### 2.3.4.5.1 Calcação das areias

Para obter as moldações em areia com a forma e a resistência adequadas é necessário calcar a areia.

Os processos de calcação podem ser isolados ou combinados, e são:

- Por compressão:
  - Manual;
  - Automática.
- Por choque ou inércia;
- Por projeção;
- Por sopragem;
- Por explosão.

Na calcação das areias por compressão de forma manual pode recorrer-se ao uso de calcadores manuais ou pneumáticos. No caso em estudo, de moldações de hélices de grandes dimensões, a calcação é feita por compressão manual com recurso a calcadores manuais, tornando o processo de calcação das areias um processo moroso e trabalhoso em que é necessário ter mão-de-obra minimamente qualificada dado o tempo de trabalho das areias auto-secativas em uso. Neste processo existe uma tendência natural para a formação de camadas com densidade variável devido à adição sucessiva de camadas de areia e posterior compactação, dando origem a zonas de baixa densidade ao longo da superfície vertical da moldação. Contudo, uma compactação manual cuidada pode ser vantajosa, uma vez que em zonas da peça, como cavidades confinadas, a moldação automática pode acarretar problemas [17].

## 2.4 Cobre e suas ligas

### 2.4.1 Introdução

O cobre é um elemento químico com o símbolo Cu e de número atômico 29. A sua designação provem do latim "aes cyprium" que significava "vindo das ilhas de Cyprus". É o metal mais antigo conhecido pelo Homem desde há 10.000 anos. Este metal tem sido essencial para o homem desde os tempos pré-históricos, daí uma das eras da humanidade possuir o nome de uma das ligas de cobre, "Idade do Bronze", tendo um papel muito importante em muitas civilizações, desde os antigos Egípcios, Romanos, até aos dias de hoje.

Este metal não ferroso encontra-se numa grande variedade de minérios na crosta terrestre. Há dois principais tipos de minérios de cobre: minérios de sulfureto e minérios de óxido. Os minérios de sulfureto possuem bornita ( $\text{Cu}_5\text{FeS}_4$ ), calcocita ( $\text{Cu}_2\text{S}$ ) e calcopirita ( $\text{CuFeS}_2$ ) enquanto que os minérios de óxidos possuem malaquita ( $\text{Cu}_2\text{CO}_3(\text{OH})_2$ ), azurita ( $\text{Cu}_3(\text{CO}_3)_2(\text{OH})_2$ ) e chrysocolla ( $(\text{Cu,Al})_2\text{H}_2\text{Si}_2\text{O}_5(\text{OH})_4 \cdot n\text{H}_2\text{O}$ ). O minério de cobre pode ser extraído da superfície a céu aberto ou em minas subterrâneas. Após a sua extração das minas, é transportado para fábricas onde é processado e refinado até ser obtido o metal cobre. O processo de obtenção de cobre é diferente para os dois minérios, sendo que o mais importante é o dos sulfuretos pois apresenta maior rentabilidade.

Na superfície terrestre, estima-se que existam  $10^{14}$  toneladas de cobre e que apenas 13,6% destas tenham sido usadas até aos dias de hoje. Devido à sua capacidade de ser reciclado sem perder propriedades físicas, este é o 3º metal mais reciclado a seguir ao ferro e ao alumínio sendo que 80% do cobre extraído até aos dias de hoje ainda esteja a ser usado, tornando-se um dos mais importantes metais para a construção de um mundo sustentável [18], [19].

### 2.4.2 Propriedades do cobre puro

O cobre é um metal não-polimorfo de estrutura cúbica de faces centradas (FCC, Figura 22). O cobre puro apresenta uma ductilidade muito grande e uma cor avermelhada (Figura 23), a adição de zinco produz uma cor amarela e a adição de níquel uma cor prateada. Para além do ouro e do cério (cor amarela) e do ósmio (cor azulada), o cobre é um dos únicos quatro metais que não apresentam uma cor natural que não cinzenta ou prateada. A sua massa específica é aproximadamente  $8900 \text{ kg/m}^3$ , três vezes mais pesado quando comparado com o alumínio. As suas condutividades, térmica e elétrica, são mais baixas que a prata, mas 1,5 vezes superiores quando comparadas com o alumínio. O valor da condutividade elétrica do cobre puro é utilizado como valor de referência para avaliação dos outros metais [20].

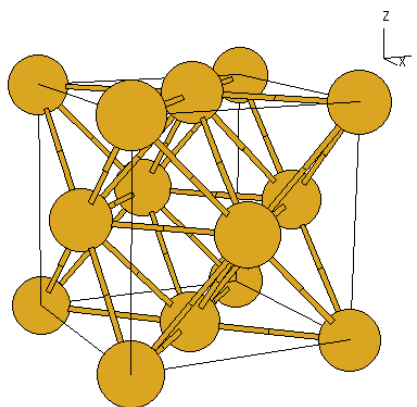


Figura 22 - Estrutura FCC [20].



Figura 23 - Cobre puro [20].

As propriedades mecânicas do cobre apresentadas na Tabela 2, variam com a temperatura, como é visível na Figura 24, e são definidas pela organização da estrutura cristalina da mesma. O cobre apresenta-se como um material de boa ductilidade e através de conformação ou trabalho a frio é possível atingir valores de resistências próximos dos aços muito macios "soft steel" [20].

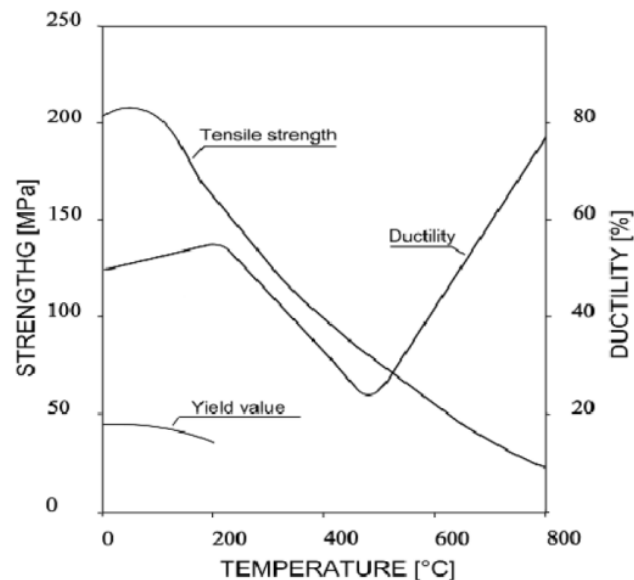


Figura 24 - Influência da temperatura nas propriedades mecânicas do cobre [20].

Tabela 2 - Propriedades do cobre puro [21].

Propriedade		Propriedade	
Massa específica [kg/m <sup>3</sup> ]	8800 - 8960	Dureza Brinell [HB]	40 - 45
Temperatura de fusão [°C]	1083	Calor específico [J/kg.K]	385
Temperatura de evaporação [°C]	2567	Coefficiente de expansão térmica [× 10 <sup>-6</sup> /K]	22
Módulo de elasticidade [GPa]	117	Condutividade térmica [J/kg.K]	398
Tensão de rotura [MPa]	172 - 220	Condutividade eléctrica [× 10 <sup>6</sup> S/m]	59,6
Tensão de cedência 0,2% [MPa]	62 - 69	Coefficiente de Poisson	0,34
Extensão após rotura [%]	40 - 50		



O cobre é considerado um metal nobre embora não seja tão inerte quanto os outros metais nobres. No entanto, este tem a capacidade de se proteger a si mesmo contra a corrosão criando uma camada protetora resultante da oxidação com o meio ambiente. Esta camada é bastante aderente, composta de óxidos e hidróxidos, evitando assim uma corrosão mais extensiva das camadas anteriores à mesma. Na Figura 25 é visível esta oxidação.

Um exemplo familiar deste comportamento do cobre de se proteger a si mesmo, são construções de bronzes como estátuas ou telhados antigos em que se forma uma camada esverdeada (carbonato de cobre), como por exemplo na estátua da liberdade (Figura 26).

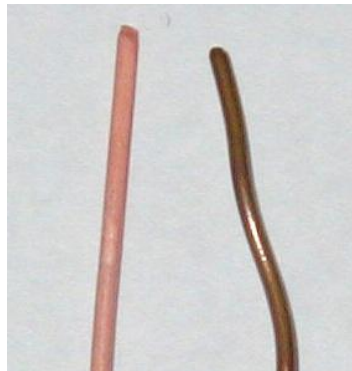


Figura 25 - Arame de cobre sem oxidação (esquerda) e arame de cobre com oxidação (direita) [19].



Figura 26 - Camada protetora do bronze na Estátua da Liberdade [22].

### 2.4.3 Ligas de cobre

O cobre tem a capacidade de se ligar a praticamente todos os metais, mas apenas algumas destas combinações originam ligas com propriedades interessantes.

Para muitas aplicações, as propriedades do cobre podem ser facilmente personalizadas. Isto é possível através das ligas: formar um novo metal a partir de dois ou mais metais diferentes. Os metais mais comuns usados nas ligas de cobre para fundição são o níquel, o estanho, o zinco, o cromo, o berílio, a prata, o manganês e o silício.

De acordo com a composição química, o cobre e as suas ligas podem ser divididas em três grupos:

- Latões (Cu - Zn + outros elementos de ligas);
- Bronzes (Cu - Sn + outros elementos de liga);
- Cobre e ligas com alto teor de cobre.



Para mais fácil identificação das diversas ligas foi adotado o sistema da *Unified Numbering System* (USA) [24], que estabelece uma nomenclatura de cinco dígitos para designar o cobre e as suas ligas quanto as suas características e o seu modo de processamento (Tabela 3).

Tabela 3 - Designação UNS (USA) para cobre e ligas de cobre [25].

Nomenclatura UNS	Processamento	Nomes das ligas
C10000 - C19999	Conformação	Cobre; Ligas de alto teor de cobre
C20000 - C49999	Conformação	Latões
C50000 - C59999	Conformação	Bronzes de fósforo
C60600 - C64200	Conformação	Bronzes de alumínio
C64700 - C66100	Conformação	Bronzes de Silício
C66400 - C69800	Conformação	Outras ligas de cobre-zinco
C70000 - C79999	Conformação	Cobre-níquel; Níquel-prata
C80000 - C82800	Fundição	Cobre; Ligas de alto teor de cobre
C83300 - C85800	Fundição	Latões
C86100 - C86800	Fundição	Bronzes de manganês
C87200 - C87900	Fundição	Bronzes de silício e latões
C90200 - C94800	Fundição	Bronzes de estanho
C95200 - C95800	Fundição	Bronzes de alumínio
C96200 - C97800	Fundição	Cobre-níquel; Níquel-prata
C98200 - C98800	Fundição	Cobre-chumbo
C99300 - C99750	Fundição	Ligas especiais

A liga em estudo ao longo desta dissertação é a liga CU3 segundo a norma W24 - *International Association of Classification Societies* (IACS), cuja nomenclatura ISO é CuAl10Ni e que se apresenta na nomenclatura UNS mais próxima como C95800.

## 2.4.4 Caracterização dos bronzes de alumínio

### 2.4.4.1 Introdução

Os bronzes de alumínio pertencem à família das ligas de cobre, onde o principal elemento de liga é o alumínio, oferecendo uma combinação de propriedades mecânicas e químicas inigualadas por qualquer outra liga. Propriedades tais que tornam os bronzes de alumínio a primeira, e por vezes a mais lógica, escolha de material para certas aplicações [26], [1].

Estes oferecem:

- **Excelentes resistência mecânica**, semelhante à dos aços inoxidáveis;
- **Excelente resistência à corrosão**, especialmente em mar (água salgada) e ambientes semelhantes onde as ligas superam os aços inoxidáveis com grande frequência;

- **Propriedades favoráveis a temperaturas elevadas**, para uso em longos ou curtos períodos de tempo;
- **Boa resistência à fadiga**, garantindo um longo prazo de vida útil;
- **Boa resistência à deformação**, o que possibilita que estes sejam utilizados em ambientes de elevadas temperaturas;
- **Resistência à oxidação**, para exposição a elevadas temperaturas e a ambientes oxidantes;
- **Facilidade de fundição e fabricação**, quando comparados com outros materiais para fins semelhantes;
- **Grande dureza e resistência ao desgaste**, providenciando excelentes propriedades para aplicações árduas de rolamentos;
- **Ductilidade**, que, tal como nas outras ligas de cobre, não é diminuída a baixas temperaturas;
- **Boa soldabilidade**, o que torna econômica a fabricação;
- **Facilidade de maquinagem**, quando comparados com outras ligas de grande resistência mecânica;
- **Baixa suscetibilidade magnética**, útil para várias aplicações especiais.

#### **2.4.4.2 Propriedades dos bronzes de alumínio**

##### **2.4.4.2.1 Tensão de rotura**

Alguns bronzes de alumínio apresentam resistências comparáveis a alguns aços e muitos são mais resistentes do que a maioria dos aços inoxidáveis. Além disso, as ligas retêm uma porção substancial da sua resistência a elevada temperatura, e a baixas temperaturas estas ganham resistência ligeiramente enquanto retêm ductilidade. A resistência ao corte pode ser calculada como uma aproximação de dois terços da resistência à tração.

##### **2.4.4.2.2 Tensão limite elástico**

A tensão de cedência é a propriedade mais utilizada quando comparada com a tensão de rotura, pois esta mede a tensão necessária para causar uma deformação permanente (não elástica), isto é, uma tensão muito mais baixa que a necessária para que ocorra rotura. Porém, neste caso, a tensão de cedência não é tão fácil de medir como a tensão de rotura porque, ao contrário dos aços, as ligas de cobre não apresentam um ponto de final de deformação elástica notória. Os valores podem ser calculados a partir de várias percentagens de deformação permanente sendo os mais usados 0,2% e 0,5%.

##### **2.4.4.2.3 Dureza**

A dureza dos bronzes de alumínio aumentam com a presença de alumínio (e outras ligas) como também com as tensões causadas com o trabalho a frio sobre estes. Alguns bronzes de alumínio-manganês e bronzes de alumínio-manganês-níquel exibem transformações martensíticas semelhantes às dos aços. Apesar destas transformações aumentarem as propriedades mecânicas, geralmente não são vistas como mecanismos de aumento de resistência primárias.

#### 2.4.4.2.4 Ductilidade

A maioria dos bronzes de alumínio fornecem uma ampla gama de ductilidade para proporcionar uma vida útil adequada e para resistir à fadiga. Os valores que se podem obter para esta característica variam com o teor da liga e com a quantidade de trabalho a frio/conformação na peça final. Os valores da deformação decrescem à medida que a liga endurece como é mostrado na Tabela 4 [26].

Tabela 4 - Propriedades mecânicas típicas de bronzes de alumínio para fundições comerciais [26].

Composição da liga	Tensão de rotura	Tensão limite elástico 0,5%	Extensão após rotura	Dureza (Brinnell)
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	HB
Bronze de alumínio - 9% Al, 3%Fe	550	190	35	125
Bronze de níquel-alumínio - 10% Al, 5%Ni, 4%Fe, 1%Mn	660	260	25	160
Bronze de níquel-alumínio c/ tratamento térmico - 11% Al, 4%Ni, 4%Fe	830	470	10	230
Bronze de manganês - 18% Mn, 8% Al, 3%Fe, 2%Ni	600	270	15	220

**Nota:** Estes valores são aproximados para peças fundidas em areia e as propriedades variam com a composição das ligas, espessura da secção, condições de fundição entre outras variáveis.

#### 2.4.4.2.5 Resistência à fadiga

A fadiga é uma das causas mais comuns de deterioração nos equipamentos marítimos. Os bronzes de alumínio possuem uma resistência à fadiga excepcional, tornando-os assim muito adequados na construção desde hélices de navios a bombas. Na Figura 28 é apresentado um gráfico de teste de fadiga de uma liga de bronze de alumínio-níquel em que cada ponto de figura é uma falha da liga (fratura), sendo elas muito semelhantes às fraturas comuns nas hélices de navios em serviço [9], [27], [28].

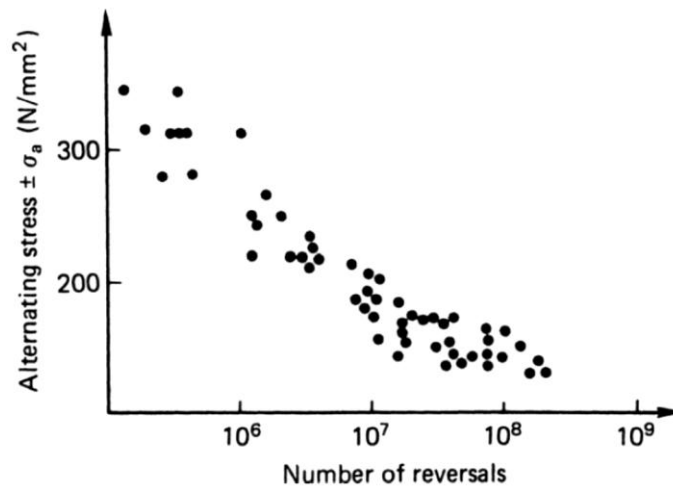


Figura 28 - Gráfico de dispersão típico num teste de fadiga de uma liga de bronze de alumínio-níquel [9].

#### 2.4.4.2.6 Resistência à corrosão

Os bronzes de alumínio podem ser usados em ambientes agressivos onde grande parte dos metais não são tolerados, incluindo o cobre e os latões utilizados em aplicações comuns. Estes podem ser usados para serviços pesados a temperaturas elevadas, em ambientes marítimos e na presença de vários químicos e ácidos tornando-os duradouros e sem necessidade de manutenção. Por norma, os bronzes de alumínio não criam uma camada de produtos de corrosão exfoliante mas sim aderente, denominada de alumina, que protege as camadas anteriores, camada esta composta essencialmente por óxidos de cobre ( $\text{CuO}$  e  $\text{Cu}_2\text{O}$ ), hidroxicloretos de cobre ( $\text{Cu}_2(\text{OH})_3\text{Cl}$ ), óxidos e hidroxicloretos dos constituintes da liga em causa. Como tantas outras ligas de cobre, os bronzes de alumínio resistem a incrustações biológicas tanto em águas doces como salgadas sendo esta propriedade muito importante em aplicações marítimas como por exemplo em hélices de navios [29], [30].

#### 2.4.4.2.7 Resistência ao desgaste

Do ponto de vista do desgaste, os bronzes de alumínio apresentam bastante resistência quer sejam fundidos ou conformados. Num espectro de resistência ao desgaste e à abrasão apresentam-se no topo ligas especiais de bronze de alumínio com teores de alumínio perto de 14%, cujas aplicações incluem matrizes para estampagem, moldes para fundição e prensagem de discos de vinil.

#### 2.4.4.2.8 Resistência ao choque

As ligas de bronze de alumínio, em particular os produtos conformados ou trabalhados, possuem excelente resistência ao choque desde que o produto seja sólido e as concentrações de tensões sejam evitadas no *design*.

#### 2.4.4.2.9 Capacidade de amortecimento

Os bronzes de alumínio são duas vezes mais eficazes do que os aços na sua capacidade de amortecer vibrações.

#### 2.4.4.2.10 Permeabilidade magnética

A permeabilidade magnética ( $\mu$ ) é uma constante de proporcionalidade que relaciona a indução magnética do material num determinado ponto em função de campo magnético existente no ponto. Calcula-se pela razão da densidade do fluxo magnético ( $B$ ) presente numa substância e a intensidade do campo magnético exterior ( $H$ ) como é visível na equação (2.5) [31].

$$\mu = \frac{B}{H} \quad (2.5)$$

Onde:

- $\mu$  - permeabilidade magnética;
- $B$  - densidade do fluxo magnético;
- $H$  - intensidade do campo magnético.

Os bronzes de alumínio podem ser feitos com uma permeabilidade magnética extremamente baixa sendo portanto muitos usados em navios de pesquisa, navios desenhados para localização e destruição de minas navais entre outros onde a permeabilidade não deve exceder o valor de 1,05.

### 2.4.4.2.11 Erosão por cavitação

Os bronzes de alumínio-níquel possuem maior resistência à erosão por cavitação quando comparados com os aços vazados ou com aços inoxidáveis. Esta é uma característica que os torna bastante usados em hélices de navios e rotores de bombas oferecendo uma longa vida de serviço e uma ótima eficiência. Contudo, no caso de bombas de alta rotação é necessária filtragem devido à contaminação das águas com partículas sólidas em suspensão como por exemplo areias [32].

Na Tabela 5 e na Tabela 6, são apresentadas comparações de erosão por cavitação de várias ligas ferrosas e não ferrosas em água doce e em água salgada (3% NaCl) [26], [33].

Tabela 5 - Erosão por cavitação em água salgada, concentração de 3% NaCl [26].

<b>Material</b>	<b>Profundidade do Ataque</b>
Bronzes de alumínio-níquel	0,025 mm em 7 horas
Aço inoxidável austenítico 321	0,305 mm em 7 horas
Latão de alta resistência	0,280 mm em 6 horas

Tabela 6 - Taxa de erosão por cavitação em água doce [26].

<b>Material</b>	<b>Taxa de erosão por cavitação</b>
	<b>mm<sup>3</sup>/h</b>
Bronzes de alumínio-níquel	0,6
Bronzes de alumínio	0,8
Bronzes de alumínio-manganês	1,5
Latão de alta resistência	4,7
<i>Gunmetal</i> (liga de cobre)	4,9
Monel K500 (estirado a frio)	2,8
Monel K500 (envelhecido)	1,2
Aço inoxidável austenítico 321	1,7
Aço inoxidável austenítico 316	1,7
Aço inoxidável martensítico fundido 420	1,7
Aço inoxidável austenítico fundido 347	1,0
Ferro fundido de grafite esferoidal	1,3
<i>Ni-resist iron</i>	4,4

### 2.4.4.3 Elementos de liga

Para além do alumínio, que varia normalmente entre 3% e 12% nas ligas de bronze de alumínio, são também adicionados elementos de liga como: níquel, ferro, manganês, estanho, silício entre outros, como descrito anteriormente [34].

Na prática, a modificação das ligas através da adição de outros elementos é importante sendo os efeitos da adição:

- Ferro: modifica o diagrama de equilíbrio apenas um pouco, como indicado na Figura 31 a) na secção vertical a 3% de ferro. A solubilidade do ferro varia com a quantidade de alumínio a altas temperaturas e começa a precipitar em ligas  $\alpha$  abaixo dos 1000 °C mas em ligas  $\beta$  a precipitação ocorre em temperaturas mais baixas (850 °C). Durante a solidificação, o Ferro precipitado refina a estrutura da liga e na liga  $\beta$  faz com que seja inibido o crescimento excessivo do grão a altas temperaturas e também reduz a taxa de decréscimo de  $\beta$ ;
- Níquel: normalmente não é adicionado sozinho, mas com ferro, a secção vertical com 5% de cada um destes elementos está apresentada na Figura 31 b). Uma nova fase, k, aparece relacionada com ambas as fases de níquel-alumínio e ferro do sistema ternário. Esta estende-se até a fase  $\alpha$  e aumenta a resistência sem comprometer a ductilidade como ocorreria na liga binária com  $\beta$  equivalente. A substituição de  $\beta$  por k também reduz a formação de  $\gamma_2$  mas os limites de adição do ferro e do níquel são estabelecidos entre 5 e 6% cada;
- Manganês: Não afeta a microestrutura das ligas de cobre-alumínio mas a solidificação ocorre onde 1% é equivalente a 0,15% de alumínio. Retarda a reação de  $\beta$  para  $\alpha+\gamma_2$ , oferecendo assim uma contribuição útil para estas ligas;
- Chumbo: é adicionado, por vezes, à liga cerca de 1% de forma a facilitar a maquinagem;
- Silício: tem um efeito semelhante ao alumínio, sendo que 1% de silício equivale a cerca de 1,5% de alumínio. Uma liga com 6 a 7% de alumínio e 2 a 3% de silício atinge propriedades de ligas com 10% de alumínio [34].

Na Figura 29 são indicadas as propriedades modificadas na liga por cada elemento adicionado sob a forma de um esquema.

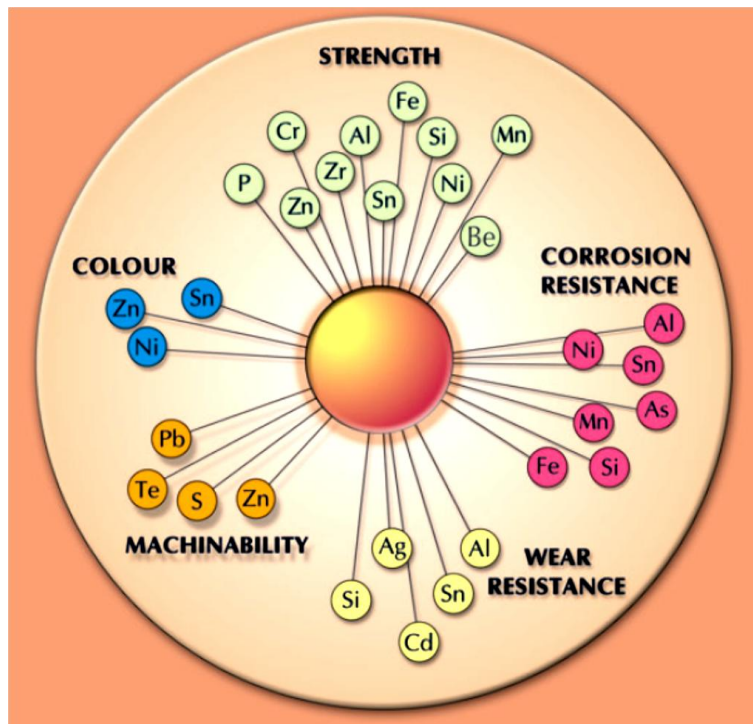


Figura 29 - Propriedades mecânicas e físicas que alguns elementos alteram na liga [35].



As propriedades mecânicas dos bronzes de alumínio dependem principalmente do teor de alumínio presente, como é visível na Figura 30 a), por ser dos elementos em maior quantidade, no entanto, variando as porções deste elementos secundários variam as propriedades físicas e mecânicas da liga, obtendo uma subclassificação da família dos bronzes de alumínio [26]:

- Ligas pouco ligadas (*Low Alloy*), ligas de fase alfa (cúbica de face centrada), contêm menos de 8% de alumínio. Estas ligas têm boa ductilidade tanto a temperaturas altas como baixas e são indicadas para trabalhos a frio como laminagem. Ligas deste tipo, que contêm 3% de ferro, são ligas de fase única apenas para composições de alumínio superiores a 9%.
- Ligas mais ligadas, ligas de duas fases (*duplex*) contêm entre 8% a 11% de alumínio, normalmente é adicionado ferro e níquel para aumentar a resistência. Como o teor de alumínio é aumentado até entre 8% e 10%, as ligas vão aumentando progressivamente a sua resistência pelo aparecimento da fase beta mais dura (cúbica de corpo centrado), que torna os bronzes mais adequados a trabalhos a quente e fundição. Maior resistência e dureza é ainda desenvolvida em ligas que contêm mais de 10% de alumínio, sendo estas, ligas especializadas para aplicações que requerem uma resistência superior ao desgaste. Os outros elementos de liga mencionados anteriormente também modificam a estrutura aumentando a resistência mecânica e a resistência à corrosão: o ferro aumenta a resistência à tração e atua como um refinador de grão, o níquel aumenta a tensão de cedência, a resistência à corrosão e tem um efeito estabilizador na estrutura metalúrgica, o manganês atua também como estabilizador.
- Ligas de cobre-alumínio-silício, ou bronzes de alumínio-silício. Estas são principalmente ligas de fase alfa apresentando portanto uma boa resistência e ductilidade. As ligas em que o teor de silício pode ir até 2% e alumínio até 6% são denominadas de bronzes de alumínio-silício, estas são mais resistentes que as ligas de bronze de alumínio de fase única não modificadas podendo ser fundidas e trabalhadas a quente mais facilmente. Como outros bronzes de alumínio, estes possuem a característica de baixa permeabilidade magnética e excelente resistência a cargas de choque. O silício aumenta a facilidade de maquinação da liga.
- Ligas de cobre-alumínio-manganês, ou bronzes de alumínio-manganês. São ligas com boa facilidade de fundição que foram desenvolvidas com o intuito de fabricação de hélices. O manganês apresenta-se com o maior teor adicionado à liga, cerca de 13%, seguido de alumínio que varia entre os 8% e 9%. Embora não seja um bronze de alumínio tão forte como os outros, as suas propriedades de fundição são melhores. Têm uma grande resistência à erosão por cavitação. Podem também ser tratados termicamente para se obter uma baixa permeabilidade magnética, possuindo ainda uma boa soldabilidade.

#### 2.4.5 Caracterização da liga utilizada

Como descrito no capítulo 2.4.3, a liga a ser utilizada nesta dissertação é a liga CU3, segundo a norma W24 - IACS, cuja nomenclatura ISO é CuAl10Ni e que se apresenta na nomenclatura UNS mais próxima como C95800, sendo também extremamente próxima da liga C95500.

Esta liga é muito utilizada para fundição de peças expostas a ambientes marinhos essencialmente devido às suas boas propriedades de resistência à corrosão e às propriedades mecânicas como se tem vindo a falar até este capítulo. A Tabela 7 apresenta os constituintes da liga CU3 e as percentagens dos mesmos. A Tabela 8 apresenta as propriedades mecânicas da liga CU3. A Tabela 9 apresenta os constituintes da liga C95800 e as percentagens dos mesmos. A Tabela 10 e a Tabela 11 apresentam as propriedades mecânicas e físicas da liga C95800 respetivamente.

Tabela 7 - Composição química da liga CU3 [36].

Elemento de liga	Cu	Al	Mn	Fe	Ni	Sn	Pb	Zn
Composição química [%]	77 - 82	7 - 11	0,5 - 4	2 - 6	3 - 6	0,1 máx	0,03 máx	1 máx

Tabela 8 - Propriedades mecânicas típicas da liga CU3 [36].

Tensão de rotura mínima [MPa]	Tensão de limite elástico mínimo (0,2%) [MPa]	Extensão após rotura mínima [%]	Dureza Brinell (HB)
590	245	16	140

Tabela 9 - Composição química da liga C95800 [29].

Elemento de liga	Cu	Pb	Ni	Fe	Al	Mn	Si
Composição química [%]	79 mín	0,03 máx	4 - 5	3,5 - 4,5	8,5 - 9,5	0,8 - 1,5	0,1 máx

Tabela 10 - Propriedades mecânicas típicas da liga C95800 [29].

Tensão de rotura [MPa]		Tensão de limite elástico [MPa]		% Extensão após rotura		Dureza Brinell (HB)
Mínimo	Típico	Mínimo	Típico	Mínimo	Típico	
586	655	241	262	15	25	159

Tabela 11 - Propriedades físicas típicas da liga C95800 [29].

Intervalo de Fusão		Massa específica	Coeficiente de expansão térmica	Calor específico
Sólido	Líquido			
°C	°C	Kg/m <sup>3</sup> a 20 °C	x10 <sup>-6</sup> /°C	J/kg.K
1060	1043	7640	16,2	440

Conductividade térmica	Conductividade eléctrica	Módulo de elasticidade	Contração
W/m.K	Megmho/cm	GPa	%
36	0,041	114	4

Como já apresentado acima, as ligas podem variar a sua composição em constituintes e em percentagem dos mesmos, com isto variam as propriedades mecânicas e físicas da liga. A liga designada C95800 na nomenclatura UNS é a liga que apresenta maior proximidade da liga CU3 da norma W24 quando comparados os parâmetros anteriormente referidos.

Esta liga é também rica em níquel sendo considerada portanto um bronze de alumínio-níquel, apresentando assim uma maior resistência quando comparada aos bronzes de alumínio.

Esta liga apresenta um preço de cerca de 6,30 €/kg [37].

### 2.4.5.1 Diagrama de equilíbrio e microestrutura

Na Figura 30 (a) é apresentado um diagrama de equilíbrio das ligas cobre-alumínio, em que o alumínio atinge os 18%, sendo que as fases principais são:

- $\alpha$ , é uma solução sólida cúbica de faces centradas que é dúctil e que tem o ponto eutético com a fase  $\beta$  a 1037 °C e 8,5% de alumínio.
- $\beta$ , é uma fase cúbica de corpo centrado, mais duro que  $\alpha$ . Este decompõe-se a uma taxa de arrefecimento baixa para dar forma a  $\alpha+\gamma_2$  à temperatura no ponto eutéctico de 565°C, mas a uma taxa de arrefecimento normal grande parte de  $\beta$  é mantida na estrutura. A fronteira de  $\alpha/\alpha+\beta$  baixa de 8% de alumínio a 1037°C para 9,4% a 565°C mostrando o aumento da solubilidade do alumínio com a descida de temperatura.
- $\gamma_2$ , é uma estrutura cúbica complexa semelhante à estrutura  $\gamma$  dos latões.
- k, é um constituinte formado a cerca de 385°C com 11,3% de alumínio para formar as fases  $\alpha+k$ , k e  $k+\gamma_2$ , como se pode ver no diagrama.

Devido ao declive da fronteira de  $\alpha/\alpha+\beta$ , as proporções de  $\alpha$  e de  $\beta$  à temperatura ambiente dependem da taxa de arrefecimento para uma certa percentagem de alumínio e a quantidade de  $\beta$  normalmente excede a indicada no diagrama. A Figura 30 (b) mostra que para ligas de fase  $\alpha$  a sua resistência aumenta em proporção com a quantidade de alumínio até aos 8% e a ductilidade aumenta até um teor de alumínio de 5%. A presença de  $\beta$  aumenta a resistência da liga, porém reduz a ductilidade geralmente em proporção ao aumento de  $\beta$ . A distribuição de  $\alpha$  e de  $\beta$  também influenciam as propriedades mecânicas da liga.

Abaixo do ponto eutéctico de  $\beta$  para  $\alpha+\gamma_2$ , as propriedades mecânicas e a resistência à corrosão baixam consideravelmente sendo portanto indesejável para a indústria. São usados tratamentos térmicos para atingir taxas de arrefecimento altas, ou adicionados elementos de liga, quando se está na liga binária  $\alpha+\beta$  para evitar as propriedades acima descritas [34].

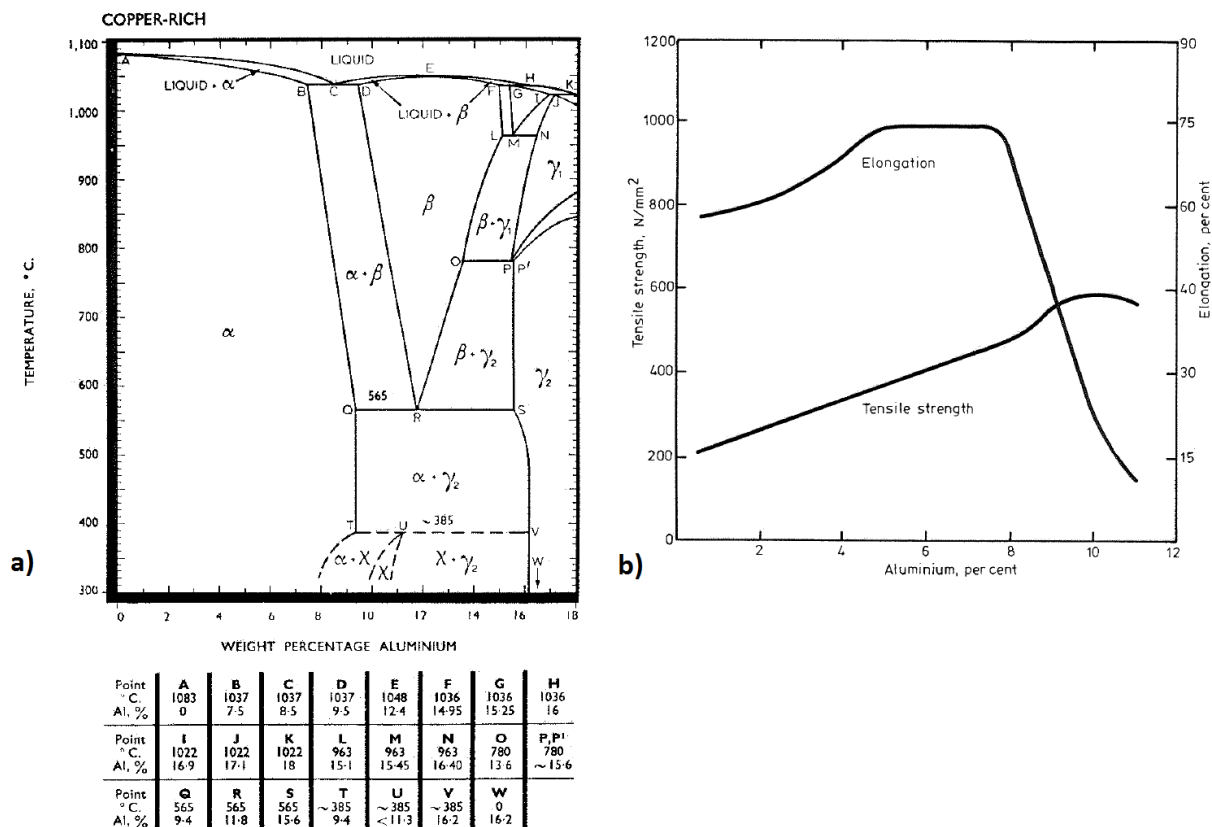


Figura 30 - a) Diagrama de equilíbrio Cu-Al; b) Efeito da percentagem de alumínio nas propriedades mecânicas nas ligas cobre-alumínio [34].

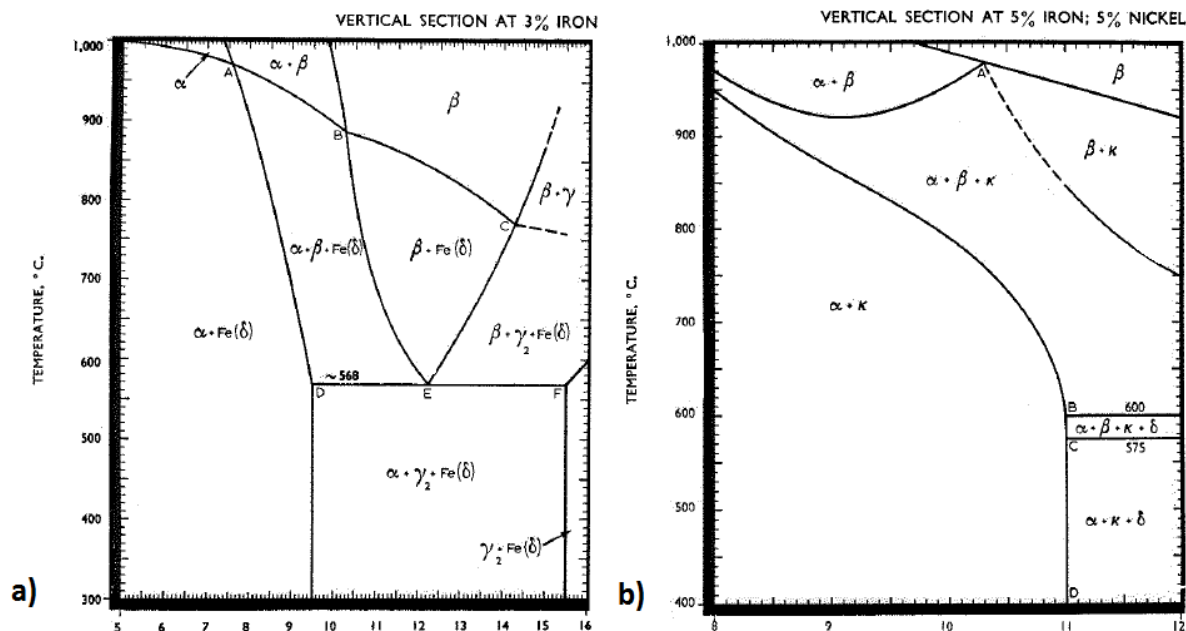


Figura 31 - a) Secção vertical da liga ternária cobre-alumínio-ferro com 3% de ferro; b) Secção vertical da liga quaternária cobre-alumínio-ferro-níquel com 5% de ferro e 5% de níquel [34].

A microestrutura do bronze de alumínio níquel contém uma matriz de fase  $\alpha$  na qual estão distribuídos pequenos glóbulos e lâminas de um constituinte duro que é designado como fase  $k$ . A Figura 32 mostra uma microestrutura típica de um bronze de alumínio-níquel.

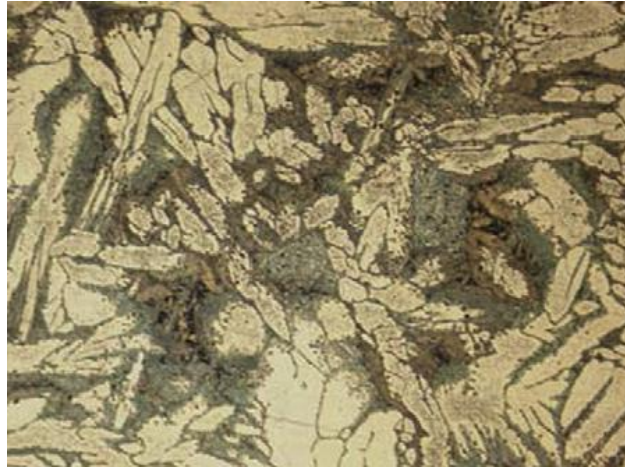


Figura 32 - Microestrutura típica do bronze de alumínio-níquel (x200) [9].

Devido à presença de elementos de liga como níquel e/ou ferro, a microestrutura das ligas contém sempre uma fase kappa ( $\kappa$ ) que é uma fase rica em níquel e ferro. Devido ao arrefecimento e à solidificação de não equilíbrio da liga no processo de fundição, as ligas com mais de 8,5% de alumínio, contêm substancialmente fase  $\beta$  a altas temperaturas que se transforma  $\alpha + \gamma_2$ , enquanto a liga fundida arrefece até à temperatura ambiente e a fase  $\kappa$  é também formada nesta reação.

Deste modo é comum encontrar microestruturas que consistem numa matriz  $\alpha$ , na qual estão incorporadas grãos de  $\kappa$ , e uma mistura íntima de  $\alpha + \kappa + \gamma_2$  nas áreas inicialmente ocupadas por  $\beta$  a altas temperaturas. A fase  $\gamma_2$  é prejudicial tanto para a ductilidade como para a resistência à corrosão em águas salgadas. A quantidade desta fase na microestrutura aumenta com o aumento da quantidade de alumínio presente. A formação excessiva desta fase pode ser evitada com a adição de elementos de liga como o manganês ou o níquel. O ferro e o níquel combinados com o alumínio formam fases  $\kappa$  muito complexas e deste modo aumentam a quantidade de alumínio necessário para o aparecimento da fase  $\gamma_2$ . A adição de manganês aos bronzes de alumínio faz abrandar o processo de transformação eutectóide da fase  $\beta$  em  $\alpha + \gamma_2$ .

A adição de chumbo traz benefícios no que toca à maquinagem para percentagens cerca de 1%, como referido anteriormente, no entanto para uma liga fundida poder receber tratamentos térmicos ou ser soldada tem de ter um teor inferior ou igual a 0,1% de forma a que as zonas quentes não fraturem [16].

As fases presentes numa microestrutura típica de bronze de alumínio-níquel estão identificadas na Figura 33. É visível nesta microestrutura a fase  $\alpha$ , a fase  $\beta$  retida pela adição de manganês à liga e a fase  $\kappa$  com morfologia de rosetas [38].

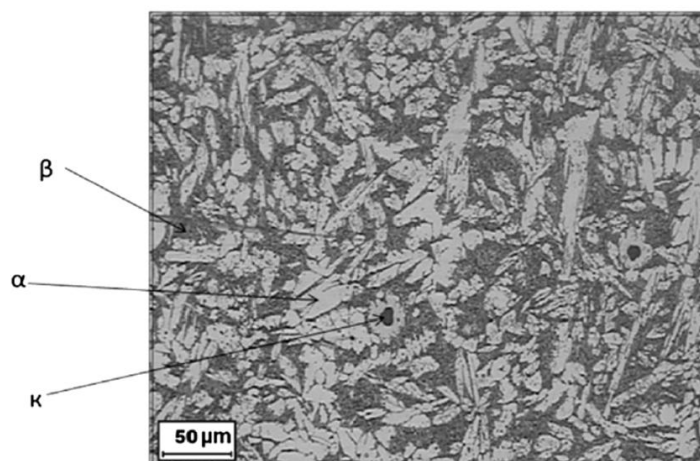


Figura 33 - Microestrutura de bronze de alumínio-níquel com identificação das fases [38].

## 2.5 Fusão da liga

### 2.5.1 Fornos de fusão

Os fornos são um elo muito importante na cadeia de obtenção de produtos de fundição pois estes têm a missão de fornecerem o metal fundido de qualidade adequada, nas quantidades necessárias, à temperatura conveniente e ao mais baixo preço. Por experiência, é possível afirmar que é frequente um equipamento de fusão encontrar-se em funcionamento numa mesma empresa por mais de trinta anos. É possível a sua substituição, no entanto é na maior parte das vezes, muito dispendiosa devido à incidência sobre os meios anexos, isto é, aos custos dos circuitos anexos e instalações. No momento da aquisição de um equipamento de fusão deve ser feita uma análise comparando os diferentes equipamentos existentes e as suas evoluções tecnológicas futuras, assim como os custos das matérias-primas e energias.

Existem diversas formas de classificar os fornos, tais como:

- Quanto à qualidade do material que se pretende obter:
  - Fornos para aços;
  - Fornos para ferros fundidos;
  - Fornos para metais não ferrosos.
- Quanto ao tipo de construção:
  - Altos fornos;
  - Convertidores;
  - Cubilotes ou fornos de cuba;
  - Fornos de soleira ("*open heart*");
  - Fornos de cadinho;
  - Fornos rotativos;
  - Fornos de arco elétrico;
  - Fornos de indução;
  - Fornos de resistência.
- Quanto ao processo de aquecimento:
  - Fornos de energia térmica por queima de combustível (sólido, líquido ou gasoso);
  - Fornos de energia térmica por processos elétricos.
- Quanto ao tipo de refratário:
  - Fornos ácidos, com revestimentos Siliciosos ou Aluminosos;
  - Fornos básicos, com revestimento à base de Dolomite ou Magnesite;
  - Fornos neutros, com revestimentos à base de Cromite ou de Grafite.

O tipo de refratário diz respeito à sua qualidade e ao tipo de escória produzida. A escolha deste é um problema fundamental, pois este condiciona o processo metalúrgico e além disso os refratários são caros e quando é necessário substituí-los é forçoso parar o forno, o que pode ser ainda mais oneroso pelo valor de capitais que ficam imobilizados [3].

O forno a ser estudado nesta dissertação pertence aos fornos de indução, sendo aprofundado estudo dos mesmos.

#### 2.5.1.1 Fornos de indução

Existem dois tipos de fornos de indução: indução de cadinho e de indução de canal.

O forno a ser estudado nesta dissertação será o forno de indução de cadinho. Na Fundilusa existem dois fornos de indução de capacidades próximas de quinze toneladas. Estes inserem-se na classificação de fornos de energia térmica por processos elétricos.

Os fornos de indução são fornos usados para a fusão e afinação de ligas ferrosas e não ferrosas, garantindo uma grande fiabilidade e controlo das ligas que são elaboradas com um bom rendimento, podendo ainda ser subdivididos em:

- Fornos de indução de baixa frequência (frequência da rede elétrica - 50Hz);
- Fornos de indução de média frequência (frequências à volta dos 500Hz);
- Fornos de indução de alta frequência (frequências acima dos 5000Hz).

Quando comparados os fornos de indução de alta e baixa frequência, conclui-se que: quanto mais baixa for a frequência maior será a agitação do metal líquido. Os refratários duram menos tempo nos fornos de baixa frequência, devido à agitação do banho metálico. Tendo em conta que a agitação do banho pode destruir a camada protetora de escória e promover a inclusão de óxidos, os fornos de indução de baixa frequência não são os mais usados nas ligas de cobre. São mais usados os fornos de indução de média frequência (1000Hz ou 3000Hz) para as ligas de cobre dependendo do tamanho do forno.

Na Figura 34 está representado um forno de indução de cadinho. Estes possuem uma bobina primária, refrigerada por circulação de um fluido em circuito fechado, normalmente água, a qual funciona como o primário de um transformador gerando correntes induzidas no secundário que é o metal ou liga metálica a ser fundida [3], [12].

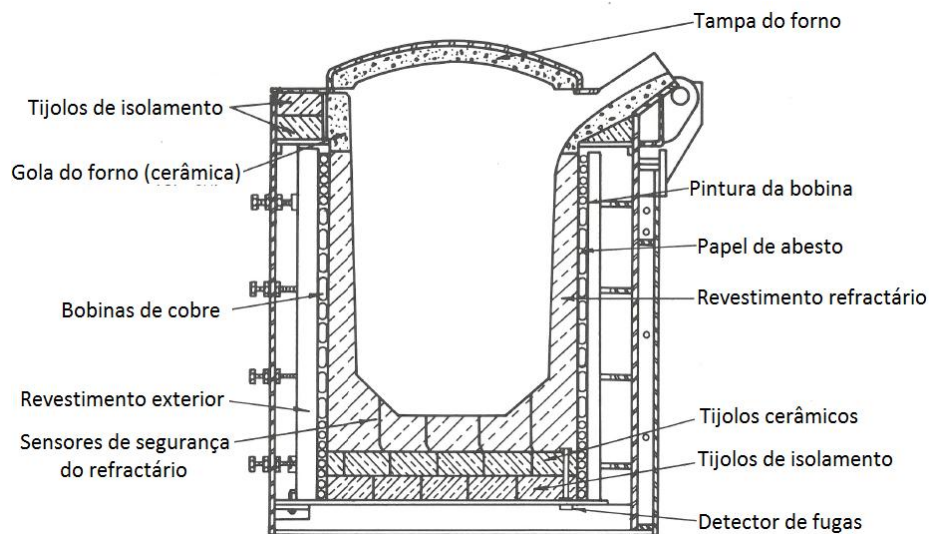


Figura 34 - Vista em corte de um forno de indução de cadinho onde são visíveis as bobinas de cobre arrefecidas a água e os componentes estruturais do forno, adaptado de [12].

Estes fornos de grande capacidade, estão instalados em plataformas móveis acionadas por cilindros hidráulicos (basculantes) que permitem inclinação de plataforma para que se efetue a transição do banho de metal para a colher de vazamento visível na Figura 35.



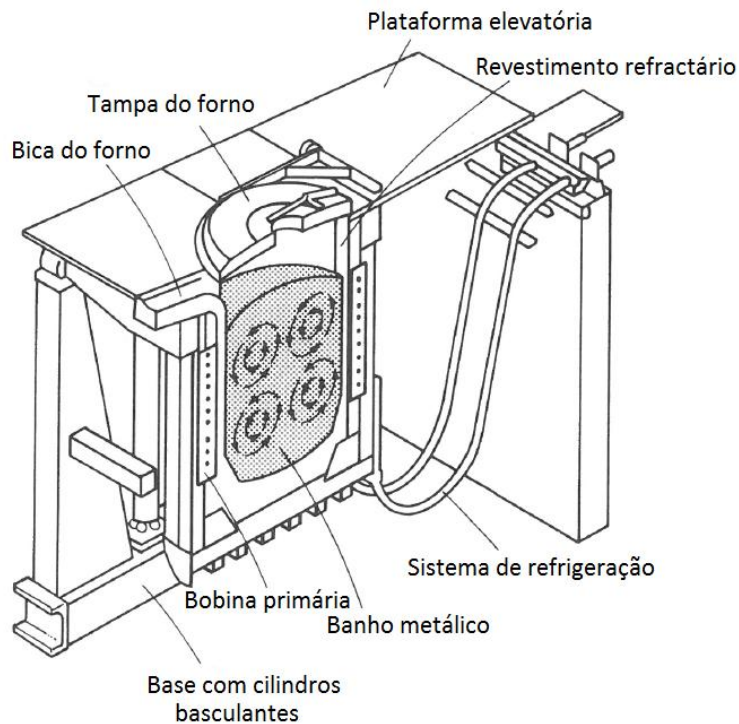


Figura 35 - Vista em corte de um forno de indução de cadinho, adaptado de [12].

Devem ser tomadas algumas precauções durante as operações nos fornos, visto que grande parte dos acidentes ocorrem durante o carregamento dos fornos e durante a remoção do metal líquido, os trabalhadores estão expostos a perigos como salpicos e potenciais explosões. Com o intuito de se evitarem possíveis danos físicos, os trabalhadores devem portanto ser preparados a trabalhar com os fornos, tendo bom conhecimento do seu funcionamento e tomando todas as precauções de segurança necessárias, tais como utilizar equipamentos de segurança, manter a área ao redor do forno limpa e desimpedida no caso de existir uma emergência e a necessidade de uma evacuação rápida, sempre que possível aquecer previamente as cargas de forma cuidada evitando o sobreaquecimento das mesmas pois caso contenham água estas podem explodir e causar salpicos. Ao utilizar colheres de vazamento e outras ferramentas que entrem em contacto com o banho de metal, ter em atenção se as mesmas se encontram secas, limpas e corretamente pintadas com tinta refratária. Nas operações decorrentes na Fundilusa é usada Duraflo 85 proveniente da Foseco que serve para revestimento das ferramentas em contacto com o banho [12].

### 2.5.2 Controlo de fusão

O controlo de fusão refere-se ao controlo do forno e das condições da atmosfera de forma a ser obtido metal líquido com a qualidade necessária para serem produzidas peças fundidas de alta qualidade. O controlo de fusão é uma variável importante e que afeta diretamente a qualidade da peça fundida, o que eleva a importância do controlo químico do metal líquido e dos gases nele dissolvidos. Este controlo químico e gases dissolvidos dependem dos materiais utilizados na fusão. Os bronzes de alumínio devem ser fundidos sob uma atmosfera oxidante e aquecidos até uma temperatura adequada. Se forem necessários, podem ser adicionados desgasificadores ao banho. Também estão disponíveis fluxos que convertem o banho metálico. Estes estão disponíveis sob a forma de pó e são normalmente fluoretos. Têm por objetivo a eliminação de óxidos formados no topo do banho metálico durante o aquecimento [12].



### 2.5.2.1 Materiais fundidos

Os materiais utilizados na fusão podem ser classificados como matéria-prima de "pureza comercial", sucata, lingotes secundários, retornos e materiais de adição posterior.

A matéria-prima de "pureza comercial" são materiais de pureza relativamente elevada que permitem um controlo químico ótimo, porém o custo raramente é justificado, sendo portanto mais utilizado no desenvolvimento de novas ligas. Os materiais designados como sucata são o extremo oposto da matéria-prima de pureza comercial. Estes baseiam-se na compra de sucata e fusão da mesma, sendo posteriormente feita uma análise química do banho de metal procedendo-se a um ajuste de forma a ser obtida a liga pretendida. O uso apenas de cargas de sucata cria o risco de possível captação de elementos prejudiciais ao banho, por outro lado, o uso de sucata de cobre como tubagens ou fios elétricos providenciam boas cargas a serem fundidas devido ao seu conhecimento característico. A sucata traz vantagens económicas que são bastante apreciadas em grandes empresas de fundição que dispõem de equipamentos para análise química da liga, possibilitando o ajuste da mesma durante a fusão. Os lingotes secundários são adquiridos por empresas que não têm a capacidade de realizar análises químicas, impossibilitando assim a compra de sucata, o que leva à compra de lingotes secundários de composição conhecida. Designam-se retornos ao metal fundido que é reaproveitado, como os sistemas de gitagem, alimentadores, excessos de fusões anteriores e aparas da maquinaria das peças. As aparas da maquinaria podem conter fluídos de corte e impurezas, os alimentadores e o sistema de gitagem podem conter ainda materiais da moldação de areia o que leva a defeitos de fundição. Dependendo da qualidade do material de retorno, não devem ser usadas cargas de 100% de retorno sem os devidos tratamentos. Os materiais de adição posterior são materiais adicionados ao banho de metal antes do vazamento, como desoxidantes, agentes desgasificadores, refinadores de grão ou elementos de liga para compensar perdas na fusão [16], [39].

### 2.5.2.2 Perdas na fusão

Mesmo que sejam adquiridos lingotes secundários de composição conhecida, a peça fundida pode apresentar defeitos devido a perdas na fusão. As perdas na fusão podem acontecer por vaporização de elementos com baixo ponto de ebulição e formação de escória (conhecida como *dross* nas ligas de cobre) por reação com a atmosfera, com o material refratário ou com o material da colher de vazamento.

A formação de escória nas ligas de cobre deve-se essencialmente ao contacto com a atmosfera envolvente e como normalmente não é possível excluir a atmosfera, tem de se ter em conta o seu efeito. Por exemplo, os produtos da combustão libertados nos fornos a gás contêm grandes quantidades de vapor de água que reagem com o metal formando muita escória, mesmo nos fornos de indução, durante a fusão do metal, um elevado grau de agitação do banho num dia húmido é suficiente para criar uma grande quantidade de escória. Esta é formada, normalmente, por óxidos complexos de cobre, zinco, estanho, chumbo ou alumínio.

Porém, a formação de escória pode ser minimizada através de várias técnicas. O uso de temperaturas mais baixas leva a reações químicas mais lentas o que produz menos escória. O uso de materiais refratários e de cadinhos inertes ao banho líquido também resultam em menores formações de escória. Outra forma de redução da escória é o uso de coberturas de banho ou fluxos. Uma cobertura no banho de metal fornece uma proteção contra a oxidação e contra a absorção de gases, tentando excluir a atmosfera do processo de fusão e pode ser criada através da adição de carvão, nitrato de sódio ( $\text{NaNO}_3$ ), borax ( $\text{NH}_4)_3\text{P}(\text{BO}_4)_2$ , entre outros. Os fluxos devem ser usados de forma cuidada pois como são reativos o suficiente para reduzir a escória também podem reagir rapidamente com os cadinhos, refratários dos fornos e até com os materiais das moldações.

O elemento que sofre maiores perdas por vapor na fusão de ligas de cobre é o zinco, porém este elemento pode ser adicionado como material de adição posterior. As perdas de zinco por vapor representam um problema ambiental e têm de ser controladas de forma a seguir normas para a qualidade do ar. O mesmo acontece com o chumbo e com o berílio [16].

### 2.5.3 Gases na liga

Durante o processo de solidificação acontecem diversos fenómenos de natureza física e química que podem afetar as características dos produtos finais. A porosidade devido aos gases presentes na liga é um problema que se apresenta na fundição nas ligas de cobre. Os gases dissolvidos mais importantes são o hidrogénio e o oxigénio, além destes, compostos gasosos são formados tais como vapor de água, monóxido de carbono e dióxido de enxofre prejudicando a liga. Os mais comuns na liga em estudo são os vapores de água, o monóxido de carbono e o hidrogénio. Estes elementos e compostos criam efeitos negativos tanto nas propriedades físicas como nas propriedades mecânicas [16], [12].

#### 2.5.3.1 Hidrogénio

O hidrogénio é altamente solúvel no cobre líquido, contudo, esta solubilidade diminui drasticamente durante a sua solidificação. A sua solubilidade no cobre líquido, a uma temperatura de 1200 °C, tem como valor 6,5 ppm. Porém, na presença de estanho a sua solubilidade baixa, por exemplo, numa liga 50Sn - 50Cu a solubilidade do hidrogénio passa a ser de 1 ppm. Por outro lado, na presença de níquel a solubilidade deste gás aumenta, numa liga 10Ni - 90Cu a solubilidade é de 10 ppm. Na Figura 36 são apresentados alguns elementos de liga que fazem variar a solubilidade do hidrogénio no cobre.

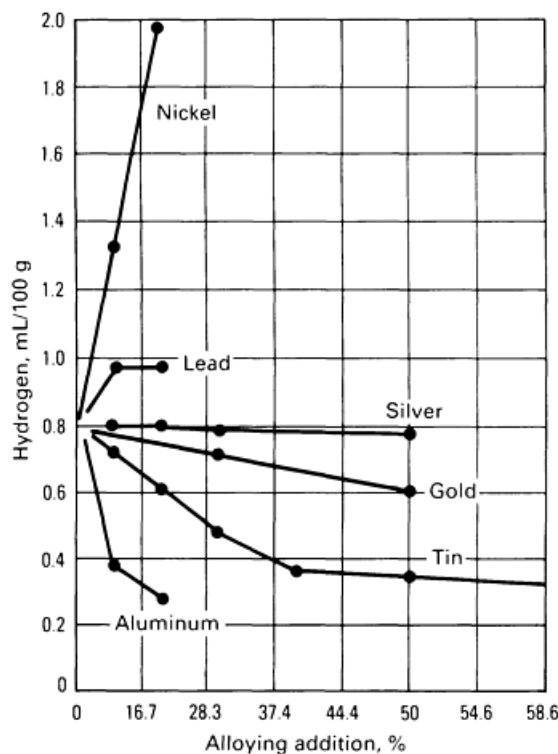


Figura 36 - Efeito de alguns elementos de liga na solubilidade do hidrogénio no cobre [12].

O hidrogénio pode entrar no metal líquido diretamente da atmosfera, mas é mais comum entrar pelas reações:



As reações apresentadas na equação (2.6) e na equação (2.7) são mais comuns no cobre com baixo teor de oxigénio presente na liga. Caso estejam presentes grandes concentrações de elementos de liga com óxidos mais estáveis do que o óxido de cobre, como é o caso do estanho, o elemento de liga pode reagir segundo equação (2.8).



A principal causa de porosidade na fundição resulta da evolução do hidrogénio ou do vapor de água durante a solidificação. No processo de solidificação, o sólido rejeita o gás para as restantes partes líquidas, devido ao facto de o hidrogénio ser menos solúvel no estado sólido. Uma vez que o gás apresenta uma pressão maior do que a pressão envolvente, dá-se a formação de bolhas de gás.

Como pode ser verificado na Figura 37, temperaturas altas do metal líquido resultam numa maior solubilidade dos gases, que levam a maiores temperaturas de vazamento, produzindo maiores teores de gases, que aumentam a probabilidade de porosidades nas peças fundidas.

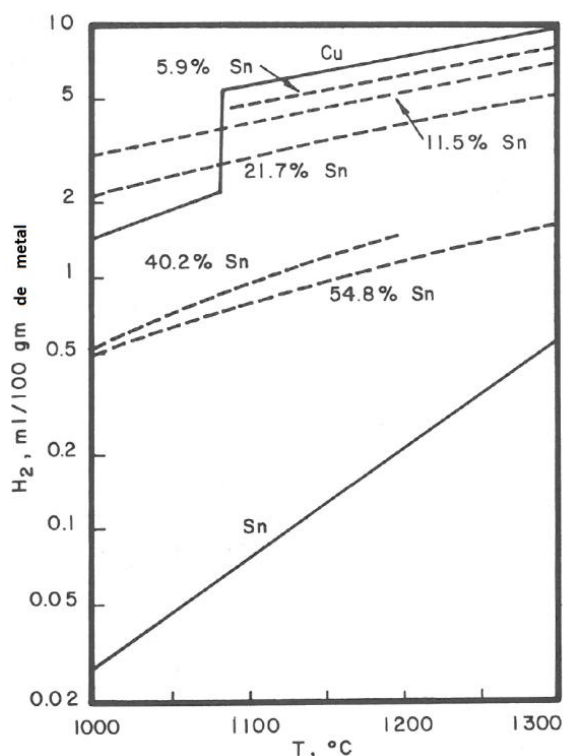


Figura 37 - Solubilidade do hidrogénio à pressão atmosférica no cobre puro [16].

Como referido anteriormente, outros gases que também podem causar porosidades são o dióxido de enxofre e o monóxido de carbono, que também se formam durante a solidificação de acordo com a equação (2.9) e a equação (2.10) respetivamente.



A água não se dissolve no metal, já o oxigénio e o hidrogénio na sua forma atómica dissolvem-se no metal líquido. Durante a solidificação, estes gases combinam-se dando origem a moléculas de vapor de água (equação (2.7)) criando assim porosidades de gás quando a pressão do gás excede 1 atm ou 760 mm Hg.

Esta interação entre o oxigénio e o hidrogénio no cobre puro no seu ponto de fusão (1083 °C) é visível no diagrama de equilíbrio na Figura 38. A forma das curvas mostra que, para baixos teores de oxigénio dissolvido, leva a grandes teores de hidrogénio e vice-versa.

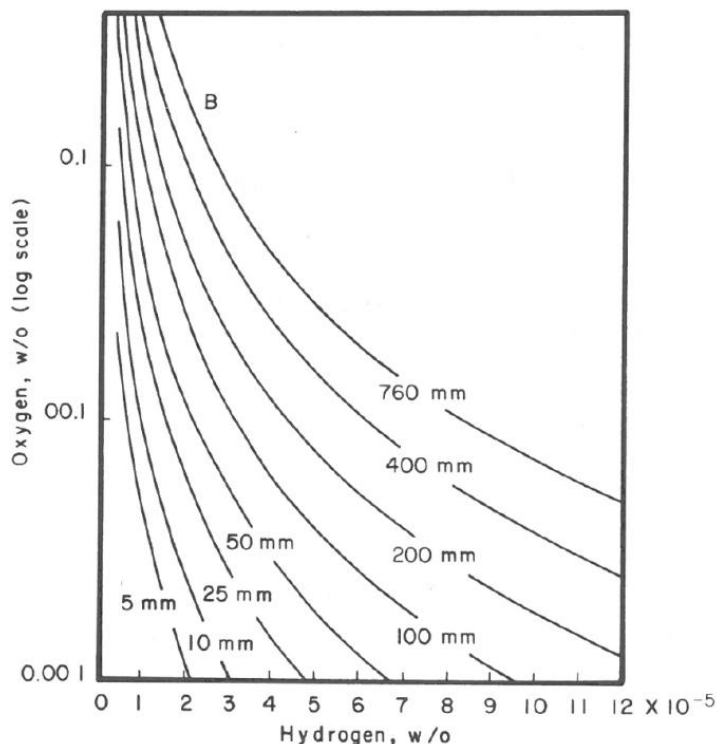


Figura 38 - Diagrama de equilíbrio do vapor de água com cobre líquido (1083 °C) [16].

Considerando o ponto B (Figura 38), com a pressão total de 1 atm (760 mm Hg) de vapor de água derivado do hidrogênio e do oxigênio, a concentração de oxigênio é de 0,39% de massa (0,132 atm) e o hidrogênio é de  $2 \times 10^{-5}$ % de massa (0,00134 atm). Neste caso, mesmo com cem vezes menos hidrogênio em relação ao oxigênio, são formadas bolhas de vapor. Na Figura 39 é apresentado o diagrama de fase Cu-O, em que é visível que mesmo com 0,01% de massa de oxigênio inicial durante a fase líquida do metal, se atinge valores de 0,39% de massa de oxigênio no fim da solidificação.

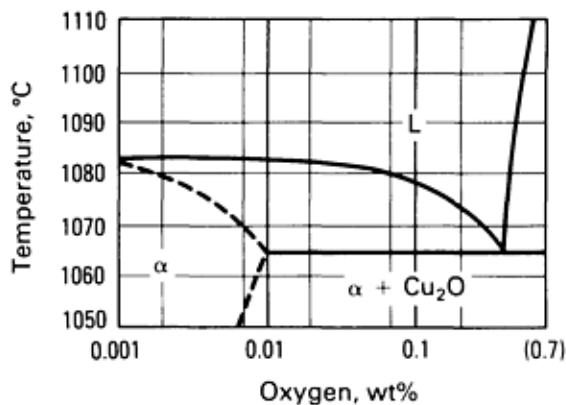


Figura 39 - Diagrama de fase do cobre - oxigênio; O ponto eutético ocorre a 0,39% de massa de oxigênio [16].

É importante reter que mesmo com baixo teor de hidrogênio, existe a possibilidade de se formarem bolhas de gás se existir oxigênio na liga. Para prevenir esta porosidade, a solubilidade da liga no estado sólido não deve ser excedida e a soma das pressões parciais individuais dos gases tem de ser menor de 1 atm ao longo do processo de solidificação [16].

### 2.5.3.2 Teste de pressão reduzida

A elevada necessidade de estimar e controlar a dissolução do hidrogénio gasoso nos banhos de ligas de cobre é um fator essencial para a produção de peças de alta qualidade. Das diversas técnicas desenvolvidas até ao momento, destaca-se o teste Straube-Pfeiffer, que tem sido amplamente aceite na fundição de alumínio, tratando-se de uma técnica simples, barata e versátil, que permite ao operador avaliar qualitativamente um determinado lote de alumínio fundido, possibilitando uma ação na correção em lotes seguintes [40].

Esta técnica tem sido adaptada para as ligas de cobre com sucesso e está apresentada de forma esquemática na Figura 40. Na Figura 41 são apresentadas fotografias de um teste de pressão reduzida realizado na Fundilusa.

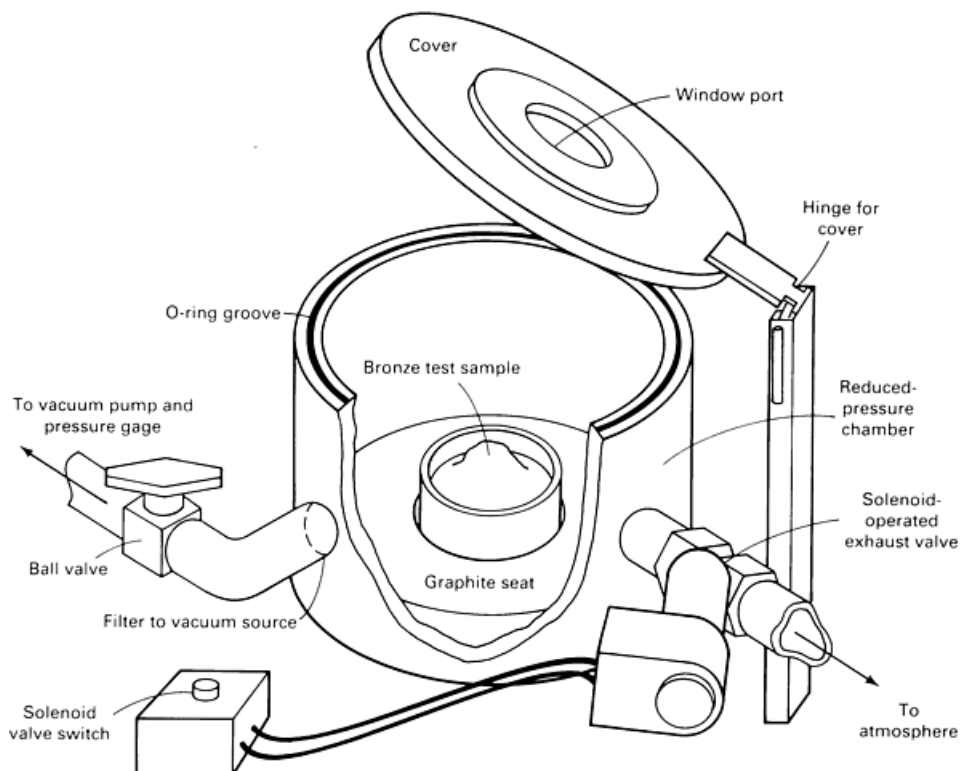


Figura 40 - Figura esquemática de um teste de pressão reduzida [12].



Figura 41 - Teste de pressão reduzida realizado na Fundilusa: a) máquina de testes; b) realização do teste de pressão reduzida.

O princípio deste teste baseia-se no vazamento de uma amostra da liga de cobre líquida num cadinho de parede fina, que solidifica no interior de uma câmara sob baixa pressão variável mas conhecida. Na amostra, sob o efeito da pressão reduzida, há um crescimento virtualmente ilimitado de poros, formando um volume destes muito superior ao obtido em condições normais de fundição para o mesmo teor de hidrogénio dissolvido no banho. Se a pressão do gás na liga fundida for superior à pressão controlada na câmara de teste, surge uma bolha de gás e rompe a superfície da amostra. Caso a pressão controlada da câmara seja superior à pressão do gás na liga fundida, não há formação desta bolha e a superfície da amostra apresenta-se plana ou encolhida após solidificar.

O objetivo é obter uma pressão reduzida apenas um pouco mais baixa em relação à pressão do gás dissolvido na liga. Caso seja atingido, a superfície da amostra levanta, formando uma espécie de cogumelo, sem ocorrer rotura da mesma. Na Figura 42 são apresentadas algumas amostras em corte com diferentes respostas contendo a mesma quantidade de gás dissolvido no metal líquido quando exposto a pressões diferentes.

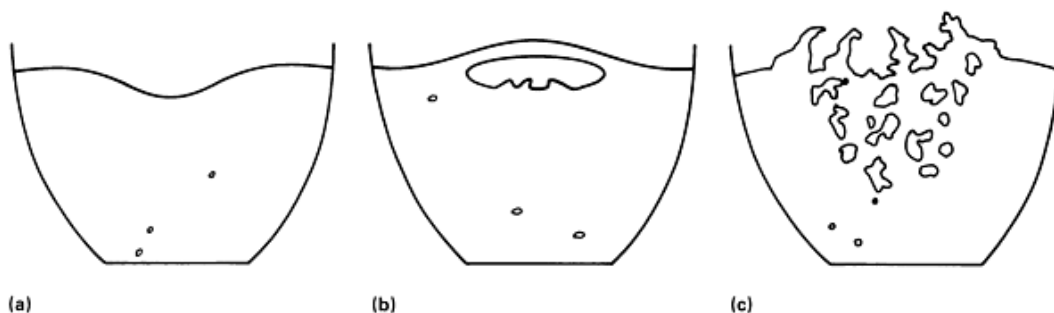


Figura 42 - Efeito de pressões diferentes na câmara de teste em amostras de ligas de cobre com a mesma quantidade de gás dissolvido no metal líquido: a) 7 kPa apresenta superfície encolhida; b) 6,5 kPa apresenta a superfície elevada em forma de cogumelo; c) 6 kPa apresenta rotura da superfície [12].

A chave para criar resultados controlados, ou seja, amostras com a superfície elevada em forma de cogumelo, é proporcionar uma frente de avanço de solidificação controlada baseada numa solidificação direcional. Na solidificação da liga a partir das paredes do cadinho, o gás é rejeitado para a restante parte líquida da liga. Sob a exposição da pressão reduzida, o gás presente no líquido e a atmosfera tendem a chegar a equilíbrio. Como as ligas de cobre apresentam diferentes gamas de temperaturas de solidificação, são necessárias taxas de arrefecimento variáveis para induzir uma frente de avanço de solidificação controlada.

Esta característica de arrefecimento pode ser conseguida através de uma seleção correta do cadinho e da base de grafite. No caso da liga utilizada neste trabalho, que se apresenta como uma liga com uma gama de temperatura de solidificação pequena, é relativamente fácil conseguir a característica de arrefecimento, referida acima, necessária para a execução do teste, havendo a necessidade de se usar um cadinho de porcelana pré-aquecido de forma a evitar que este estale com o choque térmico [12], [16].

### 2.5.3.3 Desgasificação

A desgasificação é utilizada de forma a serem removidos os gases prejudiciais à fusão do banho de metal, podendo ser feita de forma mecânica ou química.

O método mais simples passaria por conservar o metal a baixa temperatura, onde os valores de solubilidade do hidrogénio são mais baixos, promovendo uma desgasificação natural, contudo na prática são utilizados outros métodos.

A exposição de um banho gasoso a uma alta taxa de agitação magnética num forno de indução pode resultar numa libertação dos gases, para que isto aconteça a atmosfera tem de ser controlada tendo poucos gases e vapores de água. A remoção dos gases, neste caso, terá uma eficiência maior num clima seco comparativamente a um clima muito húmido. Uma forma de remover o hidrogénio é fundir o metal em vácuo, no entanto este processo é dispendioso.

Outra forma é injeção de bolhas de gases inertes, como azoto ou árgon, através de tubos de grafite no banho sob a superfície líquida criando uma atmosfera artificial, que faz com que o metal volte a um ponto de equilíbrio. Este processo designa-se desgasificação por purga ou fluxo de gás. O hidrogénio migra para a bolha de gás, de forma a corresponder à lei de Sievert, e dirige-se para a superfície sendo dissipada do banho. É importante que as bolhas de gás sejam introduzidas no banho o mais fundo possível e com um tamanho reduzido, maximizando o tempo de contacto e a relação superfície-volume do gás purgado. A Figura 43 mostra a quantidade de gás purgado para se proceder à desgasificação de 450 kg de cobre líquido [12].

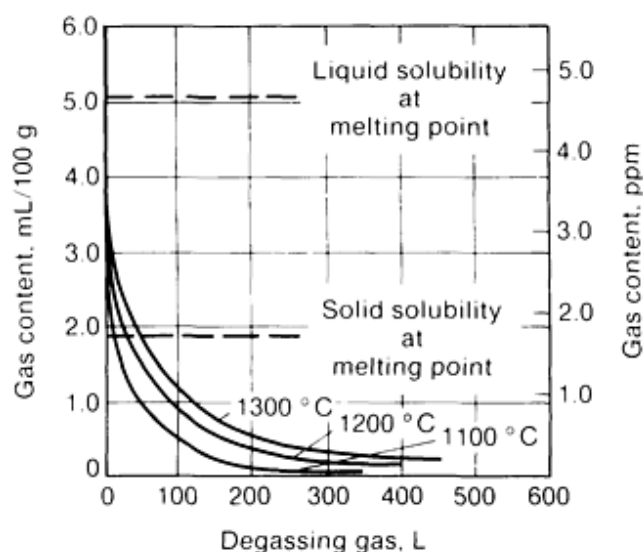


Figura 43 - Quantidade de gás purgado necessário para desgasificar 450 kg de cobre [12].

Este processo de desgasificação pode ser também realizado através de um rotor, caso a eficiência necessária não seja atingida com as lanças ou tubos de grafite. O rotor funciona como um dispersor de gás inerte, atingindo 500 rpm, conseguindo assim bolhas de menores dimensões em relação à lança e apresentando uma eficiência superior às mesmas. Na Figura 44 é feita uma representação esquemática de um sistema de desgasificação por rotor.

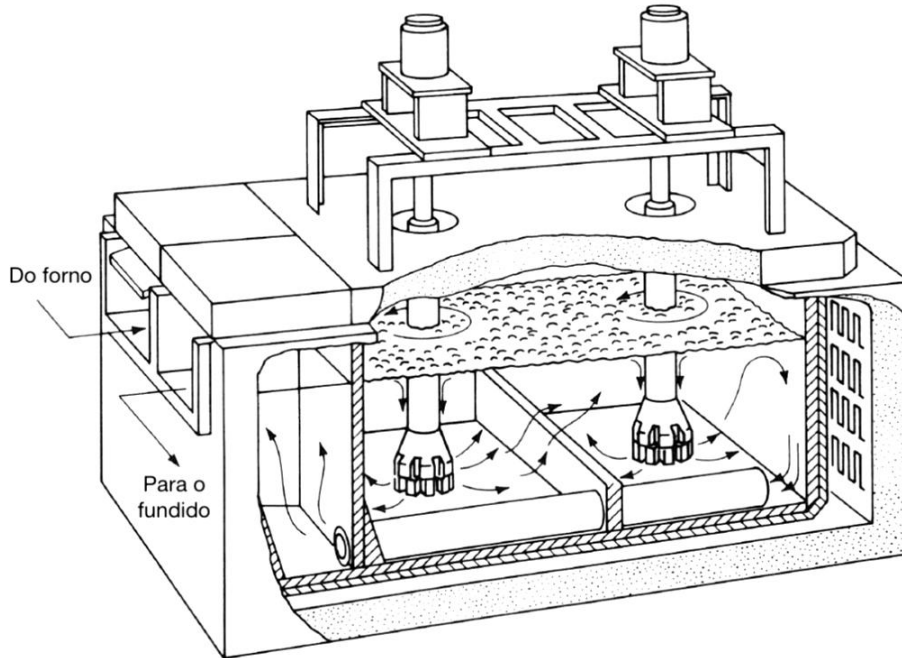


Figura 44 - Representação esquemática de um sistema de desgasificação por rotor em contínuo, adaptado de [12].

Com a maioria dos sistemas comercializados é possível atingir concentrações finais de hidrogénio abaixo do valor de 0,15 ml/100 g, mesmo para teores iniciais de hidrogénio elevados, como é visível na Figura 45 a). Na Figura 45 b) é indicado o teor de hidrogénio em função do tempo de desgasificação para os diferentes métodos acima referidos.

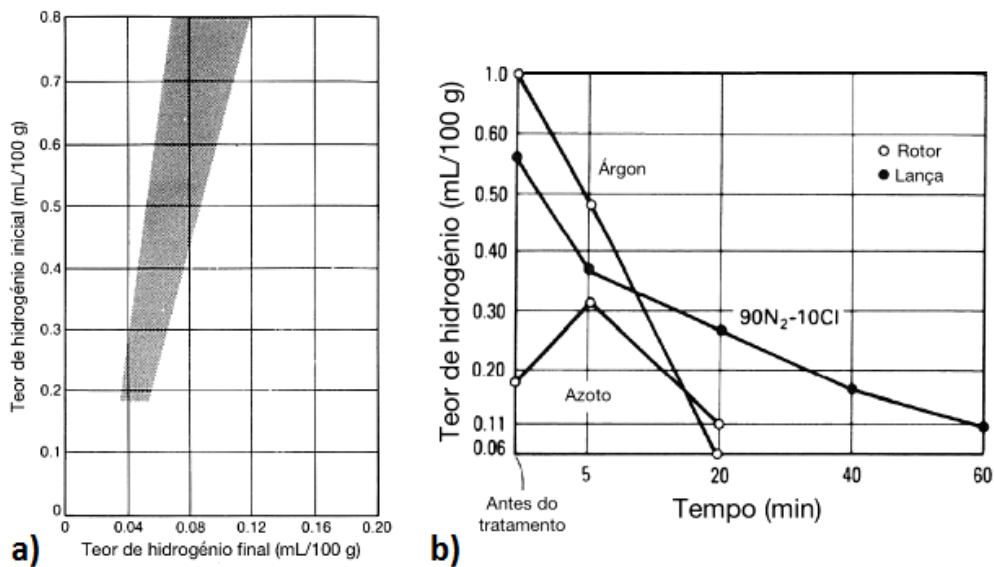


Figura 45 - a) resultados de remoção de hidrogénio com um sistema de rotor; b) comparação de eficiência entre um sistema de desgasificação por rotor e um sistema de desgasificação por lança, adaptado de [12].



A Figura 46 mostra a resposta de uma liga de bronze de alumínio (C95400) a uma purga de azoto. Neste caso, a liga foi gasificada artificialmente com discos de argila húmida. O efeito da remoção de gás pela agitação magnética numa atmosfera com baixa humidade está representada na linha com a legenda "no purge".

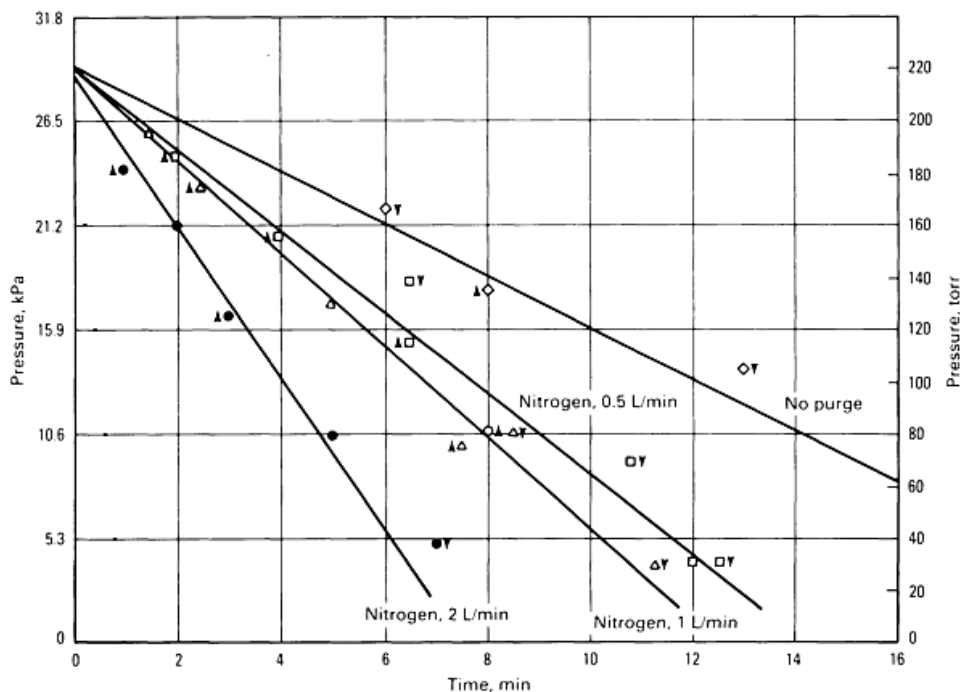


Figura 46 - Efeito de purga de azoto a várias taxas de fluxo na remoção de gás na liga de bronze de alumínio C95400 [16].

O teste de pressão reduzida é utilizado para determinar a totalidade de gás presente no banho metálico. Purgando dois litros por minuto reduz-se o gás dissolvido quase três vezes mais rápido do que se for usada apenas a agitação magnética. Apesar de taxas altas de purga de gás apresentarem grande eficiência na remoção de gases dissolvidos no banho, dois litros por minuto representa o limite de libertação de azoto de forma a que não existam salpicos [12], [16].

Uma forma química de desgasificação passa pelo método de oxidação-redução. Estando presentes no cobre líquido, hidrogénio e óxido de cobre, estes reagem formando vapor de água, como demonstrado na equação (2.11), resultando em porosidades.



Uma desoxidação adequada num banho metálico de uma liga de cobre previne esta reação. No entanto, hidrogénio excessivo no banho também causa porosidades se não for expelido da fusão. Existe uma relação mútua entre a solubilidade do hidrogénio e o oxigénio (Figura 47). O vapor é formado acima da linha que denota o equilíbrio da concentração, e não abaixo. Consequentemente, aumentando o teor de oxigénio, a capacidade de absorção de hidrogénio baixa, mostrando-se favorável ter um teor de oxigénio excessivo durante o processo de fusão do metal de forma a evitar a entrada de hidrogénio na liga e posteriormente remover o oxigénio através de um processo de desoxidação para prevenir a reação de vapor de água durante a solidificação. Esta relação deu origem à prática de oxidação-desoxidação Pell-Walpole para limitar o hidrogénio. O banho é deliberadamente oxidado usando fluxos granulares portadores de oxigénio para impedir a absorção de hidrogénio durante a fusão do material. O banho é subsequentemente desoxidado impossibilitando qualquer reação de vapor durante o vazamento com o hidrogénio absorvido [12].

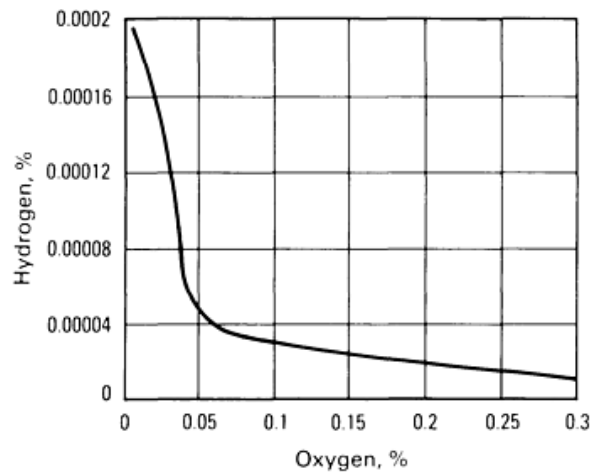


Figura 47 - Diagrama de hidrogénio/oxigénio no cobre líquido [12].

A desgasificação pode também ser feita através de fluxos. A utilização destes na fusão das ligas de cobre é muito comum apresentando várias funções e vários tipos de fluxos. Estes são especialmente utilizados para remover gases da liga ou prevenir a sua absorção, reduzir as perdas de metal, para remover certas impurezas e inclusões não-metálicas e para refinar os constituintes metálicos. Os fluxos para as ligas de cobre podem ser divididos em cinco categorias, que são:

- Fluxos oxidantes;
- Fluxos de cobertura neutra;
- Fluxos de redução;
- Fluxos de refinação;
- Fluxos para moldes de fundição semi-contínua.

Como foi referido anteriormente, as ligas de bronzes de alumínio devem ser fundidas sob uma atmosfera oxidante, sendo portanto utilizados fluxos oxidantes. Estes são utilizados para o processo de oxidação-redução, previamente discutido, e têm como função principal controlar o teor de hidrogénio dissolvido na liga fundida. Os fluxos oxidantes normalmente incluem dióxido de manganês ( $MnO_2$ ), que se decompõe a temperaturas de fusão das ligas de cobre formando o oxigénio necessário para expelir o hidrogénio dissolvido na liga. Na Figura 48 é apresentada uma comparação entre o processo de desgasificação por purga de azoto e por fluxo, onde se pode observar que o processo por fluxo atua mais rapidamente na libertação de gás dissolvido na liga, isto deve-se à formação de bolhas de menor tamanho de gás inerte, quando comparadas com as bolhas no processo de purga de azoto, ao fim de cinco minutos os resultados são iguais.

São também utilizados os fluxos de cobertura neutra, que servem para reduzir as perdas de metal fornecendo uma cobertura ao banho. A constituição de fluxos deste tipo baseia-se em ácido bórico, vidro ou bórax que se fundem às temperaturas de fusão das ligas de cobre proporcionando uma cobertura de escória fluida. Esta cobertura aglomera e absorve impurezas não-metálicas das cargas introduzidas no forno como óxidos, areias de moldação, lubrificantes de maquinaria, etc. Os filmes óxidos nos bronzes de alumínio reduzem a vazabilidade e as propriedades mecânicas das peças fundidas. Os fluxos que contêm fluoretos, cloretos, sílica e bórax oferecem boa cobertura, limpeza e capacidade de dissolver e remover estes óxidos não desejados [12], [16].

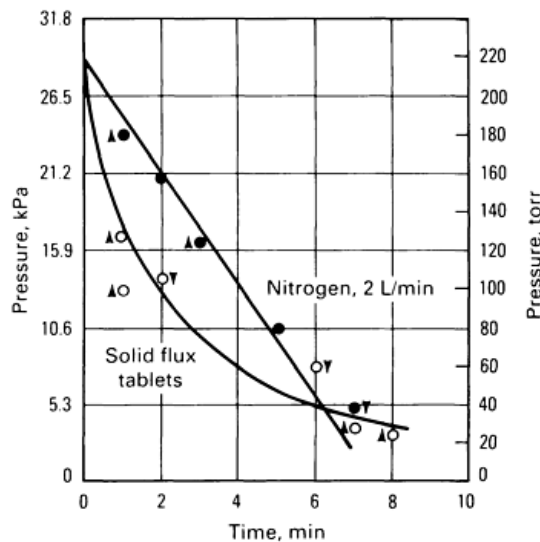


Figura 48 - Comparação da eficiência dos dois métodos de desgasificação [12].

### 2.5.3.4 Oxidação

Todas as ligas de cobre estão sujeitas a oxidação durante as operações de fusão. O oxigênio reage com o cobre formando óxido de cobre, que se mistura com facilidade com o cobre líquido mantendo a mistura homogênea. Uma linha eutética é formada a 1065 °C e 3,5%  $\text{Cu}_2\text{O}$  ou 0,39% O, como é visível na Figura 49. Portanto, o óxido de cobre existe no banho de metal líquido e normalmente, não se separa apenas pela gravidade. Se este não for removido, causa descontinuidades na solidificação durante o arrefecimento na moldação, o que resulta em grandes níveis de porosidade e baixas propriedades mecânicas. Sendo portanto necessário recorrer a algum processo de desoxidação. Além de evitar as descontinuidades, os processos de desoxidação aumentam a vazabilidade, logo aumentam a facilidade de fundição. Estes processos passam pela adição de fósforo, lítio, boro, ou magnésio ao banho metálico [16]. No caso de operações na Fundilusa, são utilizados desoxidantes provenientes da Foseco denominados de Tubos E3.

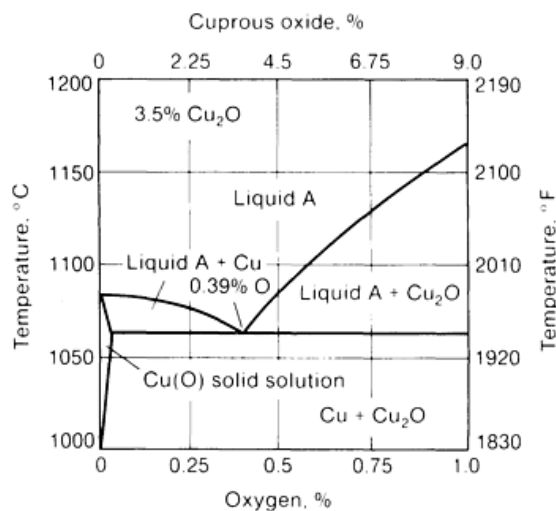


Figura 49 - Diagrama de fases do cobre - oxigênio [12].

O teor de alumínio presente na liga em estudo, cria também grandes problemas de oxidação devido à rápida reação que apresenta quando exposto à atmosfera formando alumina quase instantaneamente. A alumina é inerte, insolúvel e funde 2200 °C, criando defeitos nas peças fundidas quando misturada com o banho metálico, não devendo portanto ser quebrado o filme de alumina, criado acima da liga, em qualquer altura do processo de fundição.

## 2.6 Vazamento da liga

De forma a serem obtidas peças fundidas de grande qualidade em bronzes de alumínio, é necessário proceder ao vazamento da liga de forma cuidada para que os óxidos insolúveis presentes no banho não fiquem retidos no metal líquido ou dentro da moldação, causando defeitos na fundição. Devem ser respeitadas algumas condições, tais como:

- Evitar a agitação do banho para manter estes óxidos à superfície. No caso dos fornos com balsa, o enchimento da colher de vazamento deve ser feito à mais baixa altura possível, aproximando-a o mais próximo possível da bica do forno. Após o enchimento da colher de vazamento, a superfície do banho deve ser limpa antes de se proceder ao vazamento.
- Criar uma coluna de vazamento adequada, de forma a minimizar qualquer tipo de turbulência durante a descida e a aspiração de ar para o metal líquido. É fortemente aconselhada a utilização de uma coluna de vazamento em funil de secção circular, ou retangular evitando a criação de vórtices, e consequente aspiração de ar, com uma base em poço para dissipação da energia inicial do metal vazado.
- A bacia de vazamento deve ser colocada perto de uma das extremidades da moldação para que a bica da colher de vazamento possa ficar o mais próxima possível da abertura para a coluna de vazamento.
- O vazamento deve ser feito de forma suave e contínua, evitando salpicos e interrupções. Com um vazamento cuidada, os bronzes de alumínio, formam uma manga de óxido protegendo o metal líquido da atmosfera envolvente [16].

Se os parâmetros acima forem respeitados, a transferência do material da colher de vazamento para a moldação é efetuada com danos mínimos. Caso contrário, e como referido anteriormente, podem ficar retidos óxidos tais como a alumina que se forma instantaneamente quando em contacto com o ar e apenas funde a 2200 °C, na liga fundida causando perda de propriedades mecânicas, porosidades e rechupes na peça devido ao impedimento de alimentação e defeitos, superficiais e sob a superfície, sendo apenas detetados durante a maquinação.

A temperatura de vazamento é um parâmetro a ser controlado quando se fala de peças fundidas de grande qualidade. Este refere-se à temperatura do metal líquido quando entra na coluna de vazamento e não deve estar demasiado quente nem demasiado frio, pois ambos levam a peças defeituosas, devendo o vazamento ocorrer a uma temperatura mínima possível do metal líquido, obtida por via experimental, onde se pode obter peças com o mínimo de defeitos.

Os perigos de se recorrer a um vazamento com temperaturas muito altas são vastos. Desde a absorção de gases, previamente referido, ao aparecimento de macrorechupes ou até perda de propriedades mecânicas devido ao aumento do tamanho de grão. Temperaturas de vazamento muito altas aumentam a reatividade entre o metal e a moldação formando excessivas quantidades de vapores e gases que devem ser expelidos da cavidade de moldação. Demasiado calor é uma das causas de fragilização das moldações resultando em defeitos de expansão.

No caso de baixas temperaturas de vazamento, podem ocorrer falhas no escoamento da liga, separação do escoamento, perda parcial de solidificação direcional e falhas no sistema de alimentação resultando em porosidades internas na peça. Baixas temperaturas levam a uma baixa fluidez do metal, que ao passar na superfície de moldação com tensões superficiais grandes, arrasta partículas sólidas para o metal líquido.

As ligas de bronze de alumínio devem ser vazadas numa gama de temperaturas que varia entre 1121 °C - 1260 °C, embora a temperatura exata varie com o tamanho e forma da peça. Pode ser necessário sobreaquecer a liga acima da temperatura de vazamento, geralmente entre 28 °C - 55 °C, para compensar perdas de temperatura durante a transferência do banho metálico e enchimento da moldação.

A taxa de vazamento é também um parâmetro importante. Este é calculado através da quantidade de metal utilizado para o enchimento da moldação, incluindo a coluna de vazamento, canais de distribuição e de ataque, alimentadores, etc. e o tempo que demora o vazamento. A coluna e a bacia de vazamento devem estar sempre cheias de metal líquido durante o vazamento de forma a evitar a aspiração de ar para a liga.

O vazamento pode ser realizado de forma manual ou automática. A forma mais utilizada nas fundições das ligas de cobre nos dias correntes é o vazamento manual. No caso da Fundilusa, são utilizadas colheres de vazamento, com capacidade até cerca de dez toneladas de metal, para o transporte do banho metálico desde os fornos de indução até às moldações, por pontes rolantes suspensas, onde o seu vazamento é controlado manualmente com o auxílio de um volante ligado a um conjunto sem-fim. Estas colheres de vazamento, possuem linhas de material refratário, que no caso de transporte de ligas de alumínio, é vantajoso serem feitas de materiais refratários como alumina/sílica. De forma a reduzir as perdas térmicas é utilizado um material isolante entre a linha de revestimento refratário e o aço exterior. Devem ser pré-aquecidas antes de receberem a liga fundida de forma a evitar choques térmicos grandes [12], [16].

Um processo de fundição muito utilizado em ligas como a liga em estudo, é o processo de Durville. Na Figura 50 é apresentado um esquema de funcionamento do processo. O banho presente na colher de vazamento escoava lentamente, com velocidade controlada através do controlo da rotação o que possibilita um escoamento sem quebrar o filme de óxidos reduzindo os defeitos na peça.

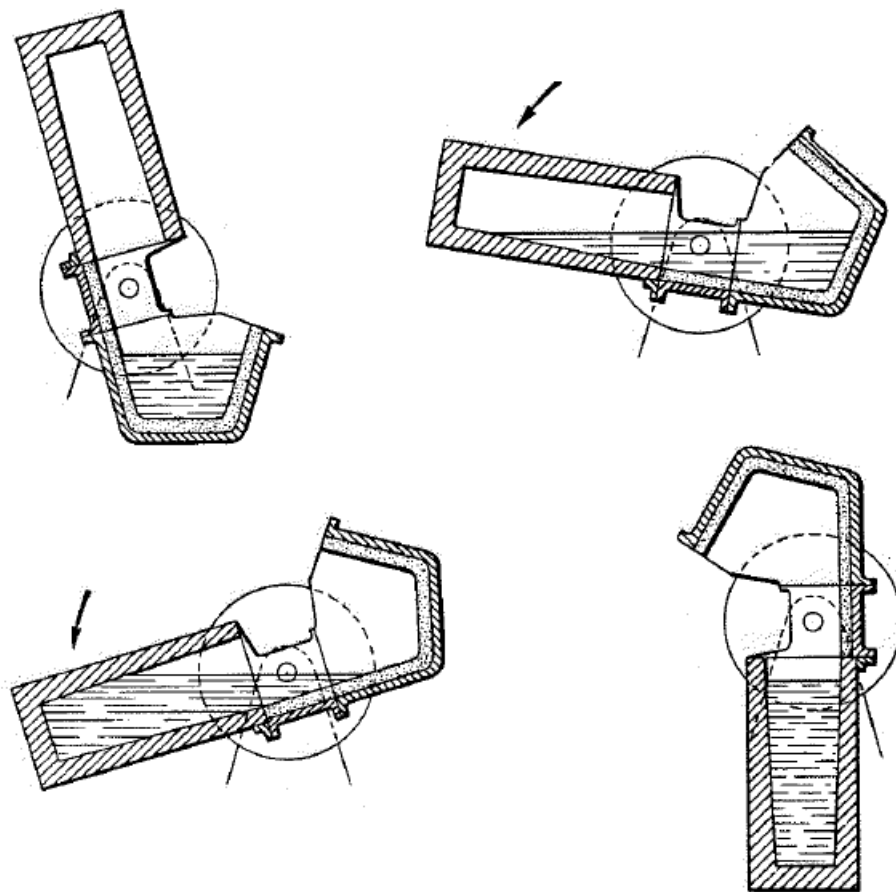


Figura 50 - Esquema de funcionamento do processo de fundição de Durville [34].

## 2.7 Sistema de gitagem e alimentação

Para serem realizadas fundições de grande qualidade não são apenas necessárias boas fusões de material ou moldações, é também necessário compreender o princípio do sistema de gitagem, de forma a que o metal fundido chegue à cavidade da moldação de forma limpa e com a mínima turbulência possível.

A função principal de um sistema de gitagem é fornecer metal líquido à cavidade da moldação através de um conjunto de canais externos à peça, de forma a que esta encha completamente e possa solidificar da forma desejada.

O sistema de alimentação tem como principal objetivo o fornecimento de metal líquido, durante o arrefecimento da peça, de forma a compensar a sua contração na mudança de estados e no estado líquido.

Na Figura 51 são ilustrados os principais componentes constituintes de um sistema de gitagem e de alimentação convencional para fundição por gravidade.

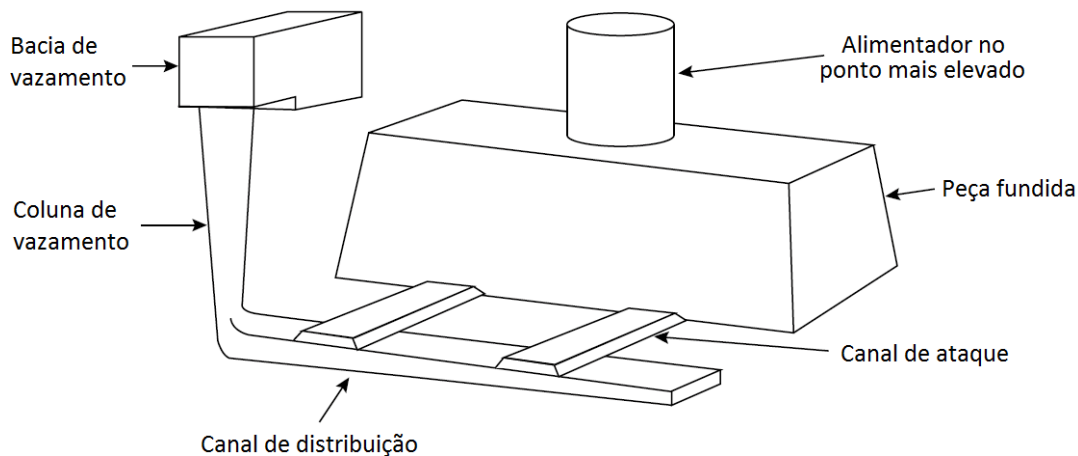


Figura 51 - Constituintes de um sistema de gitagem e de alimentação, adaptado de [41].

Para saber qual a secção mínima dos canais de enchimento é necessário saber qual o volume de metal que neles irá circular, procedendo-se inicialmente ao estudo do sistema de alimentação para determinar, a partir do volume da peça, o volume de metal destinado à função de alimentação, isto é, a de compensar a contração metálica durante o processo de arrefecimento e solidificação e só depois se projeta o sistema gitagem.

O projeto do sistema de gitagem baseia-se no estabelecimento do número, forma, dimensões e localização dos vários canais, de modo a ser obtida a maior rentabilidade possível. A gitagem mais económica é a que atinge um melhor compromisso entre o número de peças perdidas, ou seja, com defeitos não admissíveis, e o volume do sistema de gitagem, isto é, dos gitos de alimentação e alimentadores.

O rendimento global do processo pode ser calculado através da equação (2.12).

$$\text{Aproveitamento global} = \frac{\text{Peso de todas as peças limpas e sãs}}{\text{Peso total do metal vazado}} \times 100 \quad (2.12)$$

A bacia de vazamento permite que o metal líquido a preencha completamente para que o sistema se mantenha pressurizado, evitando a entrada de gases. A coluna de vazamento é a coluna onde o metal líquido se vai unir aos canais. O canal de distribuição é responsável pela chegada do metal aos canais de ataque e estes os responsáveis pela entrega do metal à cavidade da moldação [42].

Ao projetar um sistema de gitagem é necessário ter em conta algumas variáveis que permitam obter uma peça fundida isenta de defeitos. Algumas considerações importantes são:

➤ Enchimento rápido da moldação

Este requisito torna-se importante devido às perdas de calor nas secções finas, que está diretamente relacionada com a fluidez do metal líquido, permitindo ocorrer solidificação prematura e falhas no enchimento. Quanto maior for o sobreaquecimento do metal líquido maior será a sua fluidez e retarda esta solidificação prematura, no entanto o sobreaquecimento não deve ser excessivo devido aos gases e à degradação da moldação.

➤ Minimizar a turbulência

O escoamento turbulento do metal líquido no sistema é caracterizado pela aleatoriedade, movimentos tridimensionais de partículas de um fluido sobrepostas ao movimento principal, em outras palavras, é uma desorganização dos átomos ou moléculas no escoamento. Este tipo de fluxo aumenta a área de superfície do metal líquido exposto ao ar no sistema de gitagem podendo arrastar gases para o interior da peça, além de ser suscetível à formação de escória e óxidos metálicos e causar inclusões.

➤ Evitar a erosão da moldação

Velocidades de escoamento excessivas ou mau direcionamento do fluxo metálico contra a superfície da moldação pode produzir peças defeituosas devido à erosão da superfície e ao arrasto destas partículas para o metal líquido causando defeitos e inclusões.

➤ Retirar escória, impurezas e inclusões

Este fator inclui partículas geradas dentro e fora das moldações, como por exemplo, escória criada durante a fusão e material refratário do forno. Um método possível para evitar a inclusão destas partículas de maiores dimensões na peça fundida é a aplicação de filtros cerâmicos. As partículas de menores dimensões que o metal líquido, como as dos óxidos, têm tendência a flutuar no metal líquido. Portanto, aumentar o canal de distribuição cria pequenas cavidades na parte superior deste canal e cria purga de escória, fazendo com que o primeiro metal a passar pelos ataques seja limpo e quente, ajudando a prevenir a ocorrência de inclusões não metálicas na peça fundida.

➤ Condições de fluxo controlado

Deve ser criado o mais cedo possível, um fluxo estável e constante de enchimento no sistema de gitagem para que este ocorra de forma consistente.

➤ Solidificação direcionada

Criar um gradiente térmico é sempre benéfico, devido ao facto do último metal a entrar na cavidade da peça, fazê-lo na parte onde existe um “ponto quente”. Portanto, deve-se promover uma solidificação direcionada, da peça fundida para o alimentador, de modo que o metal preencha por último o alimentador.

## **2.7.1 Elementos do projeto do sistema de gitagem**

Previamente ao dimensionamento dos diversos componentes, existe a necessidade do projetista tomar decisões ao nível da conceção do sistema que condicionam posteriormente a fase de dimensionamento.

### **2.7.1.1 Geometria do sistema de gitagem**

A qualidade das peças fundidas é influenciada diretamente pela geometria dos diversos componentes do sistema de gitagem, uma vez que o fluxo é alterado sempre que exista uma mudança significativa na geometria no canal por onde flui.

As mudanças bruscas, como curvas próximas de 90°, devem ser evitadas devido à influência negativa das mesmas no comportamento do escoamento do metal líquido. Como é visível na Figura 52, uma mudança brusca de direção do fluido provoca uma zona de baixa pressão na proximidade da curva, que promove a retenção de ar no sistema de gitagem e conseqüentemente problemas de inclusões na peças [12].

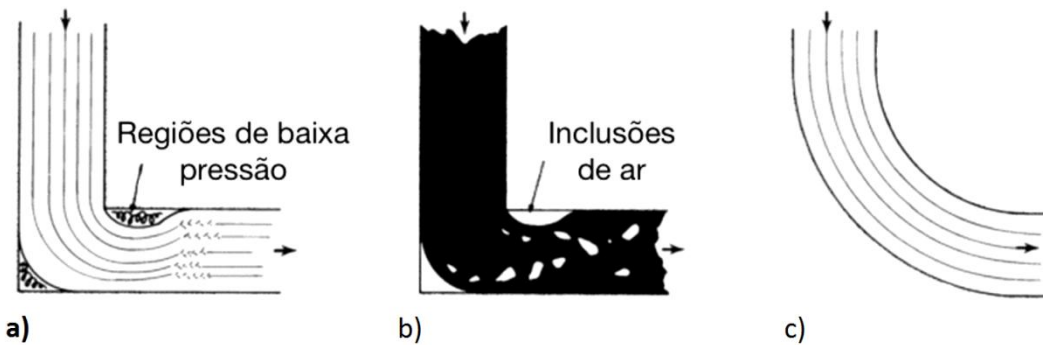


Figura 52 - Ilustração esquemática do comportamento do escoamento em curvas no sistema de gitagem, adaptado de [13].

Para minimizar este efeito são recomendadas mudanças graduais no sistema de gitagem, como as representadas na Figura 52 c), sendo portanto evitadas mudanças bruscas de direção.

Ao longo dos sistemas de gitagem ocorrem também variações de secção. Estas não devem ser bruscas mas sim graduais de forma a evitar um desgaste acentuado da moldação nesses locais.

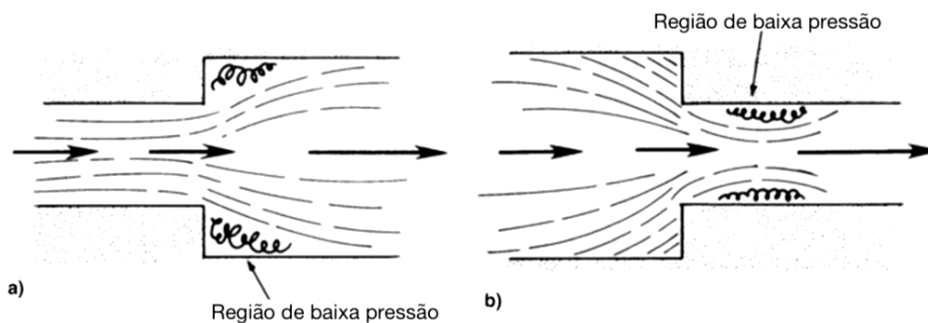


Figura 53 - Ilustração esquemática do comportamento do escoamento em variações bruscas de secção, adaptado de [13].

Na Figura 53 é possível observar que, ao aumentar a secção de forma brusca, podem originar-se regiões de baixa pressão que levam a que o metal não crie contacto com as paredes dos canais. No caso de diminuição brusca de secção ocorre um fenómeno denominado *vena contracta*, provocando uma perda considerável de energia e de pressão [12], [13], [43].

Utilizar uma extensão do canal de distribuição funciona como um canal de purga de escórias. O primeiro metal que entra no sistema de gitagem é geralmente o mais afetado pelo contacto com a moldação e o ar no interior do mesmo. Para evitar que este entre na cavidade da moldação, pode ser aproveitado o movimento do escoamento e transportá-lo para a extensão do canal de distribuição, evitando assim os canais de ataque à peça. Os canais de ataque são então preenchidos com metal mais limpo e menos deteriorado [12].

### 2.7.1.2 Sistema de gitagem vertical versus horizontal

A utilização de um sistema vertical ou horizontal passa simplesmente pela escolha da orientação do plano de apartação na moldação. Convencionalmente, são utilizados sistemas horizontais, nos quais o sistema de gitagem fica disposto ao longo do plano de apartação na horizontal.

Os sistemas com plano de apartação vertical, implicam uma disposição vertical dos componentes do sistema de gitagem. Apesar dos sistemas de gitagem possuírem uma orientação diferente, os pressupostos utilizados para o dimensionamento do mesmo são equivalentes.



Alguns sistemas verticais possuem a capacidade de funcionar sem necessidade de caixas de moldação. Estes sistemas apresentam grande cadência de produção, bem como uma grande flexibilidade por permitirem estabelecer dimensões variáveis para as moldações. As moldações horizontais permitem vaziar maiores quantidades de metal, quando comparadas com as moldações verticais, na medida em que esta disposição confere maior resistência à moldação [13].

Uma forma de enchimento comum aos sistemas de apartação verticais e horizontais é o designado enchimento inferior ou em nascente, apresentado na Figura 54. Este método tem a vantagem particular de introduzir o metal na cavidade de moldação pelo ponto mais baixo da mesma, assegurando um enchimento suave e com a mínima turbulência [12].

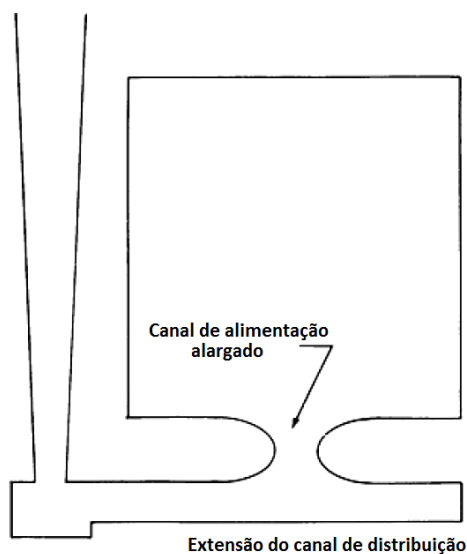


Figura 54 - Sistema de gítagem vertical em nascente, adaptado de [12].

Os tempos de enchimento da moldação são determinados tendo em conta a variação de vários fatores como o tipo de metal, o peso da peça fundida e espessura de secção. Uma vez calculado o tempo de enchimento ótimo, são aplicados os princípios de escoamento de fluídos para determinar o tamanho do sistema necessário para entregar o metal fluído com o caudal mínimo requerido, determinando assim a área de secção de estrangulamento. Após determinada a área de secção do estrangulamento, procede-se ao cálculo do resto do sistema [12].

### 2.7.1.3 Sistema de gítagem pressurizado versus não pressurizado

A diferença entre estes dois sistemas reside na escolha da localização de restrição e controlo de caudal, que determina o caudal de enchimento no sistema de gítagem e consequentemente o tempo de enchimento da peça. Esta decisão envolve a determinação de uma relação do sistema de gítagem desejada relativamente às áreas de secção da coluna de vazamento, canais de distribuição e canais de ataque. Esta relação é expressa de forma numérica, pela ordem anteriormente referida, e define onde o sistema aumenta a área de secção (não pressurizado) ou diminui a área de secção (pressurizado). As relações mais utilizadas em sistemas não pressurizados são 1:2:2, 1:2:4 e 1:4:4. A relação mais comum nos sistemas pressurizados é 4:8:3.

Ambos os sistemas são muito utilizados, no entanto apresentam vantagens e desvantagens distintas e devem ser escolhidos de forma cuidada.

Os sistemas não pressurizados têm a vantagem de reduzir a velocidade do metal no sistema de gítagem ao aproximar-se da cavidade de moldação. Baixas velocidades levam a escoamentos laminares (ou menos turbulentos), sendo portanto estes sistemas mais recomendados para ligas mais sensíveis à formação de óxidos e escória. Porém, possuem a desvantagem de introduzirem na peça, grandes

quantidades de inclusões gasosas devido ao não preenchimento integral do canal de distribuição durante o vazamento, como é visível na Figura 55 b).

Os sistemas pressurizados geralmente têm a vantagem de serem mais compactos e terem peso reduzido, permitindo um maior rendimento entre a quantidade de metal vazado e o metal convertido em fundido (peça fundida). A progressiva redução de áreas conduz o metal no sentido da cavidade, tornando o processo mais eficiente, por redução do tempo necessário ao vazamento. No entanto, estes sistemas apresentam uma desvantagem significativa, a elevada velocidade de entrada da cavidade de moldação, aumentando uma potencial erosão da moldação, estabelecendo a necessidade de prever a localização dos canais de forma a minimizar estes danos. Esta desvantagem está representada na Figura 55 a) [12].

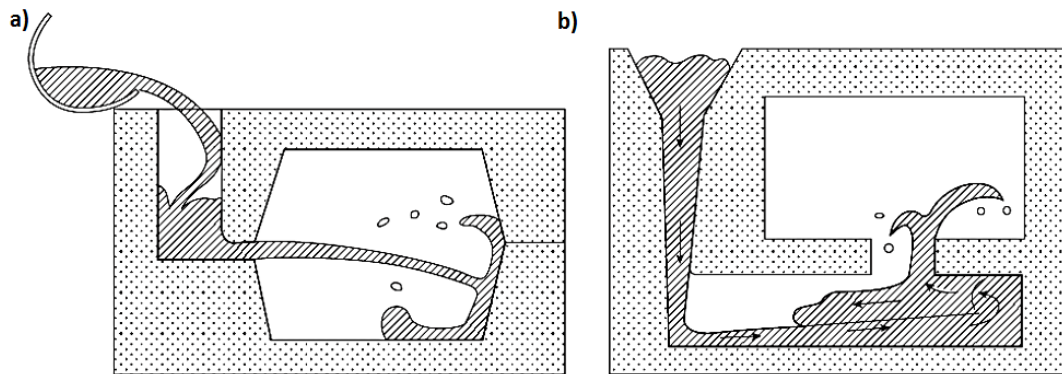


Figura 55 - Ilustração das desvantagens de um sistema de gitagem: a) pressurizado; b) não pressurizado [41].

Após estas desvantagens serem insatisfatórias, segundo *Campbell* [41], deve-se abandonar o conceito de restrição localizada. Deve-se proceder a um dimensionamento em que o metal esteja em contacto permanente com as paredes do sistema de gitagem, criando uma pressurização suave, tentando criar uma restrição contínua, com relação de áreas de secção de 1:1,2:1,4 ou 1:1,1:1,2 ou até mesmo 1:1:1. Estes sistemas são designados de "naturalmente pressurizados" ou "ligeiramente pressurizados". Este sistema possui uma desvantagem, que reside na falta de controlo de velocidade de escoamento do fluido, e para colmatar esta desvantagem é necessário recorrer a mecanismos externos, como por exemplo [13], [41]:

- Utilização de filtros;
- Extensões do canal de distribuição especialmente desenhadas para o efeito;
- Utilização de ataques verticais em forma de leque;
- Outros mecanismos de controlo de velocidade.

No caso de utilização de sistemas com filtragem a relação mais comum é 1:1:4.

#### 2.7.1.4 Frente de avanço do metal líquido

A frente de metal líquido que se propaga pelos canais de distribuição é diretamente influenciada pela fluidez de cada material. Os metais puros e ligas de composição eutéctica, geralmente apresentam distâncias percorridas pelo metal líquido superiores às verificadas para as ligas onde haja uma coexistência entre uma fase líquida e uma fase sólida, como apresentado na Figura 56, uma vez que no primeiro caso a frente líquida apenas cessa o seu avanço quando o material está integralmente solidificado. No caso das ligas com composições não eutécticas, ocorre um abrandamento progressivo na velocidade de avanço que se anula quando a viscosidade da zona pastosa é demasiado elevada para permitir o avanço do líquido [43], [44].

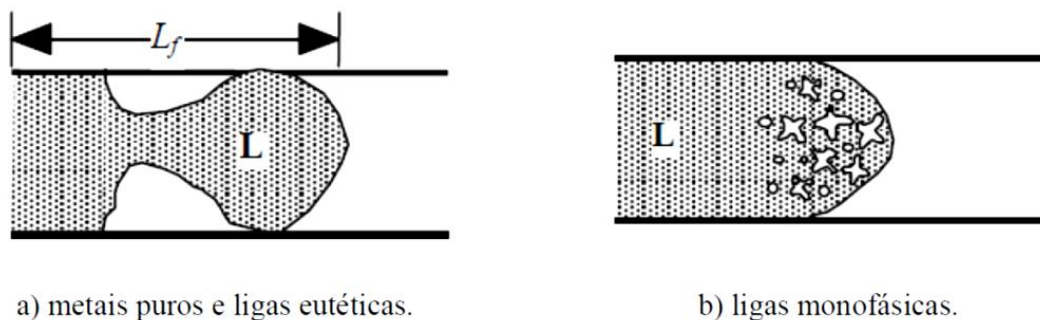


Figura 56 - Esquema de progressão da frente de solidificação de dois tipos de ligas metálicas [43].

Segundo *Campbell* [41], é importante que não ocorra rotura da barreira superficial que encapsula a frente do metal líquido que avança ao longo do sistema de gitagem, assim como qualquer ocorrência de deformação localizada (dobragem do líquido sobre a sua própria superfície, ou inclusão de grãos de areia ou outras impurezas) no filme [43].

Para além dos problemas relacionados com inclusões de ar, estes fenómenos propiciam descontinuidades na superfície do metal líquido que, comportando-se como um material no estado semissólido, exhibe alguma memória de forma, que por sua vez pode levar a que as fendas criadas permaneçam presentes durante a solidificação da liga, podendo surgir no produto final. Para além das situações descritas, que são passíveis de danificar a camada superficial de óxido formada, a própria contração de solidificação do metal pode induzir o surgimento das referidas fendas.

Os filmes de óxidos metálicos podem revelar-se benéficos para a qualidade final do fundido (nos casos em que o fenómeno de oxidação superficial é retardado pela presença da película referida). Os problemas relacionados com as barreiras dos filmes de óxido surgem quando as partículas de óxido da superfície se entranham no líquido, dando origem à formação de uma inclusão não metálica, que afeta diretamente e de forma adversa as propriedades mecânicas da peça através do efeito de entalhe [41], [44].

## 2.7.2 Princípios de escoamento de fluidos

A aplicação de vários princípios fundamentais de escoamento de fluidos são necessários para o desenvolvimento acertado de um sistema de gitagem e alimentação. A aplicação destes princípios auxilia-nos e garante que o metal líquido preencha todas as cavidades da moldação sem problemas e de forma económica. Entre eles destacam-se o teorema de Bernoulli, a equação da lei da continuidade e a quantidade de movimento.

### 2.7.2.1 Teorema de Bernoulli

O teorema de Bernoulli é uma lei básica da hidráulica que relaciona pressão, velocidade e energia potencial ao longo de uma linha de fluxo podendo portanto ser aplicado a sistemas de gitagem. Este relaciona a energia potencial mecânica de um fluído com a energia cinética de escoamento. É válido apenas para o fluxo contínuo, incompressível e sem atrito ao longo de uma linha de escoamento de um fluído.

Como estas condições não se aplicam na prática devido ao facto do contacto entre metal líquido e a moldação gerar atrito, além das perdas de carga ao longo do sistema de enchimento, são atribuídos fatores que englobam estas condições. Então, o teorema de Bernoulli pode ser expresso pela equação (2.13) [12].

$$\left(\frac{v_1^2}{2 \cdot g} + h_1 + \frac{P_1}{\rho \cdot g}\right) - \left(\frac{v_2^2}{2 \cdot g} + h_2 + \frac{P_2}{\rho \cdot g}\right) = h_p \quad (2.13)$$

Na qual:

- $v$  - velocidade do escoamento [m/s];
- $h$  - diferença de cotas do metal [m];
- $P$  - pressão do fluido em escoamento [ $\text{N/m}^2$ ];
- $\rho$  - massa específica do fluido [ $\text{kg/m}^3$ ];
- $g$  - aceleração da gravidade [ $\text{m/s}^2$ ];
- $h_p$  - altura de perdas por atrito [m];
- índice 1 - corresponde à bacia de vazamento;
- índice 2 - corresponde à base da coluna de vazamento.

Algumas considerações sobre este tema são relevantes, como, por exemplo, que a equação só se torna válida no momento em que o canal de descida está completamente cheio e existe um fluxo contínuo do fluido. Na bacia de vazamento, na parte superior da moldação, a velocidade deve ser considerada nula. A pressão na parte superior é a pressão atmosférica, da mesma maneira que no momento em que o metal líquido começa a escoar, a pressão dos gases no interior da moldação também é atmosférica, então:

$$v_1 = 0 \quad e \quad P_1 = P_2 = P_{atm}$$

Contabilizando a influência das perdas num coeficiente  $K$  de correção e simplificando a equação de Bernoulli, podemos determinar a velocidade de enchimento nos canais de ataque pela equação (2.14).

$$v_2 = K\sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad (2.14)$$

Este coeficiente  $K$ , de valor sempre menor que 1, determina-se experimentalmente e verifica-se que depende de muitos fatores, tais como o material de moldação e a forma dos canais. Este, normalmente, assume valores entre 0,2 e 0,8.

A altura  $h$  depende do tipo de gitagem selecionada, como ilustrado na Figura 57 [13].

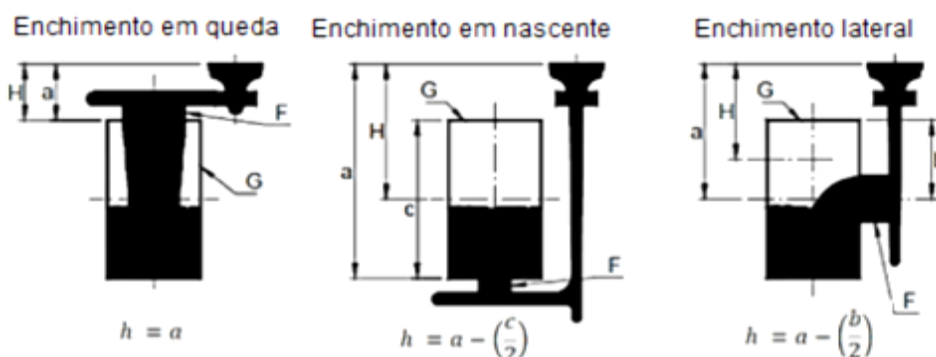


Figura 57 - Altura metalúrgica em função do tipo de gitagem selecionada [43].

### 2.7.2.2 Lei da continuidade

A lei da continuidade afirma que para um sistema com paredes impermeáveis e abastecido com um fluido incompressível, o caudal será o mesmo em todos os pontos do sistema, como é mostrado na equação (2.15).

$$Q = A_1 \cdot v_1 = A_2 \cdot v_2 \quad (2.15)$$

Onde:

- $Q$  - caudal [ $\text{m}^3/\text{s}$ ];
- $A$  - área de secção de passagem do caudal [ $\text{m}^2$ ];
- $v$  - velocidade do fluido na secção de passagem [ $\text{m/s}$ ];
- 1 e 2 são dois pontos distintos do sistema.

Como as moldações em areia são permeáveis, a aplicação desta lei pode não ser linear, criando potenciais problemas no processo de fundição.

Uma implicação prática desta lei está ilustrada na Figura 58, que mostra o fluxo de metal ao sair da bacia de vazamento. Como indicado na equação (2.13), a energia potencial do metal líquido é alta e a velocidade é baixa ao sair da bacia de vazamento. A velocidade aumenta ao longo da descida, o que obriga a um decréscimo da secção de escoamento proporcional ao aumento da velocidade de forma a manter a relação do caudal da lei da continuidade, o que resulta numa coluna de vazamento cónica (Figura 58 c)). Caso o mesmo caudal passe numa coluna de vazamento de secção constante, o fluido gera uma zona de baixa pressão que promove a aspiração de ar. Numa coluna de vazamento cónica, o fluido é acompanhado, durante a sua descida, pelas paredes da mesma, minimizando a turbulência do fluido e a aspiração de ar [12].

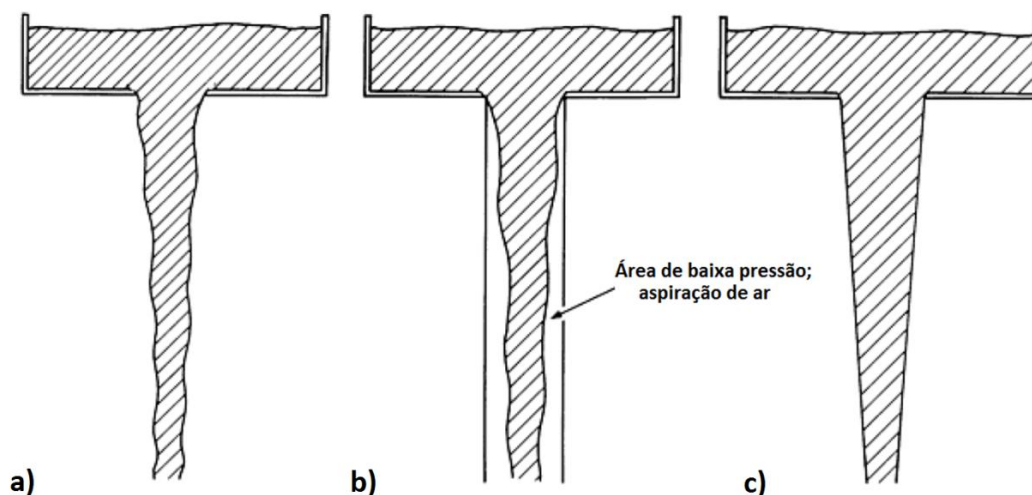


Figura 58 - Perfil do fluido metálico: a) em queda-livre; b) numa coluna de vazamento de secção constante, aspiração de ar induzido pelo fluxo do líquido; c) numa coluna de vazamento cónica, adaptado de [12].

Para grandes produções de moldações não existe a possibilidade de criar uma coluna de vazamento cónica para cada um, sendo portanto imitado o efeito de diminuição de secção através da introdução de uma restrição ou estrangulamento perto da base, como mostra a Figura 59.

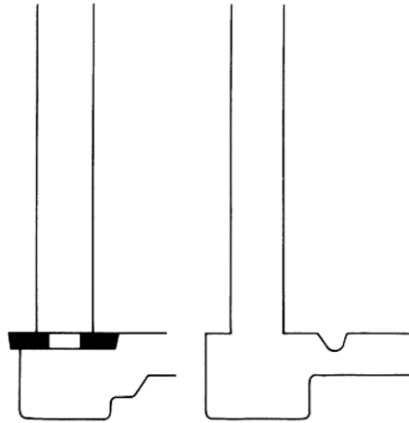


Figura 59 - Mecanismos de estrangulamento do fluido [12].

### 2.7.2.3 Número de Reynolds

O escoamento de um fluido pode ser caracterizado pelo número de Reynolds. Este é calculado pela equação (2.16).

$$N_R = \frac{v \cdot d \cdot \rho}{\mu} \quad (2.16)$$

Onde:

- $N_R$  - número de Reynolds;
- $v$  - velocidade do líquido;
- $d$  - diâmetro da secção;
- $\rho$  - massa específica do líquido;
- $\mu$  - viscosidade dinâmica do líquido.

O escoamento pode ser considerado laminar ou turbulento. No caso do número de Reynolds ser inferior a 2000, o escoamento é designado de laminar, as moléculas do líquido tendem a movimentar-se em linhas retas sem haver presença de turbulência (Figura 60 a)). Se o número de Reynolds se situar entre 2000 e 20000, existe agitação e mistura das moléculas no escoamento, porém uma camada superficial será mantida neste escoamento (Figura 60 b)). Este escoamento nos sistemas de gitagem normalmente é considerado inofensivo devido à não destruição desta camada superficial. Nos escoamentos com um número de Reynolds superior a 20000, existe uma grande turbulência o que leva à rotura da camada superficial, permitindo a entrada de ar e a formação de escória (Figura 60 c)) [12].

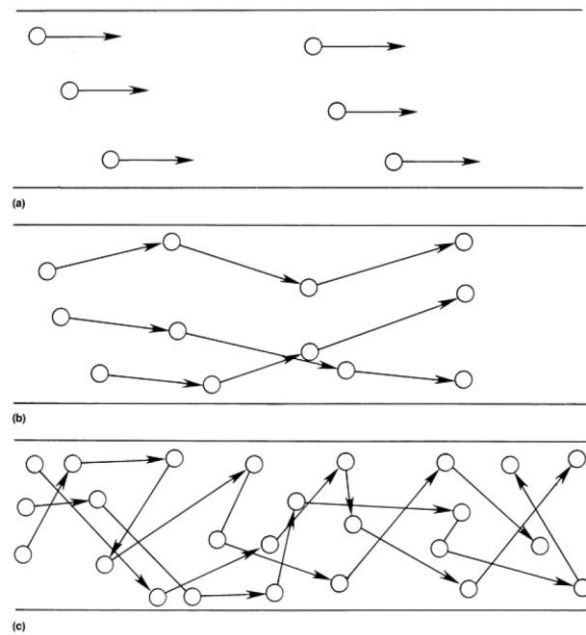


Figura 60 - Número de Reynolds; a)  $N_R < 2000$ , escoamento laminar; b)  $2000 \leq N_R < 20000$ , escoamento turbulento; c)  $N_R \geq 20000$ , escoamento turbulento severo [12].

## 2.7.3 Elementos do sistema de gitagem no processo de enchimento

### 2.7.3.1 Bacia de vazamento

A bacia de vazamento, vulgarmente conhecida como sortilha, tem como objetivo facilitar a recepção do metal líquido proveniente da colher de vazamento e reduzir a probabilidade de salpicos. Uma geometria ideal para a bacia de vazamento é apresentada na Figura 61.

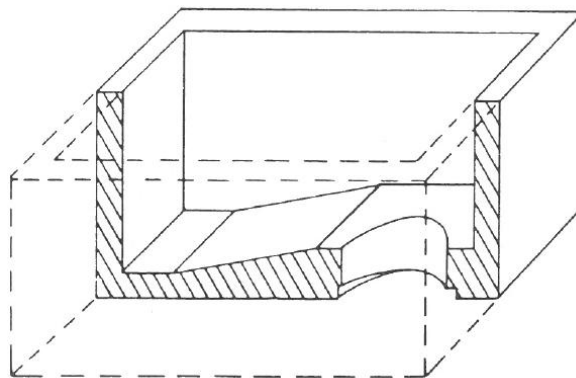


Figura 61 - Bacia de vazamento com geometria ideal [16].

A bacia pode ter várias formas e podem ser utilizados/aplicados elementos como filtros ou rolhas de forma a controlar o enchimento, como é mostrado na Figura 62. No fundo da bacia é utilizado um degrau de modo a diminuir a velocidade do metal na entrada da coluna de vazamento, assegurando um preenchimento completo da mesma. O metal deve ser vazado para a parte anterior da bacia, afastada da abertura para a coluna de vazamento. A bacia deve ser mantida sempre cheia a uma altura não inferior a 5 cm, de forma a que seja possível um enchimento rápido e uniforme da coluna de vazamento mantendo uma frente de avanço de metal contínua, evitando aspirações ou criação de vórtices e caso haja alguma interrupção de transferência de metal para a bacia existe algum excesso para dar continuidade ao processo de enchimento da moldação. Se a bacia se mantiver cheia de metal líquido, as escórias tem uma tendência natural a ficar na parte superior do banho, mantendo assim o

metal limpo. Devem ser evitadas arestas vivas na ligação da bacia com o canal de vazamento, de forma a evitar a criação de vórtices no escoamento [16], [45].



Figura 62 - Diferentes tipos de bacias de vazamento [3].

### 2.7.3.2 Coluna de vazamento

Um dimensionamento da coluna de vazamento correto é o mais importante num sistema de gitagem. Caso as áreas das secções da mesma não sejam as apropriadas para a peça a fundir, o metal pode sofrer danos irreversíveis obtendo-se uma peça fundida de má qualidade [12].

A coluna de vazamento apresenta, na maioria dos casos, uma secção circular ou quadrada. Ao utilizar uma secção quadrada na coluna de vazamento são evitados vórtices que criam baixas pressões facultando a sucção de ar para o metal. A coluna pode também apresentar a mesma área no fundo e no cima da mesma. Neste caso, designadas de colunas de vazamento de paredes paralelas, pode dar-se, como se viu anteriormente, o aparecimento de depressões, com conseqüente arrastamento de ar. São, portanto, mais utilizadas colunas de vazamento com forma afunilada, de forma a que a sua geometria coincida com a forma do fluido de metal em queda livre. Desta forma, o metal mantém sempre contacto com as paredes da moldação e é evitado o aparecimento das depressões. A técnica mais simples e mais utilizada consiste em calcular a secção de saída para o caudal desejado e fazer a secção e entrada da coluna de vazamento duas ou três vezes superior, consoante a altura da mesma.

As colunas de vazamento de paredes paralelas não têm, na realidade, um funcionamento tão desfavorável como seria de esperar. Tendo em conta que à medida que o metal sobe na peça, a depressão no gito tende a anular-se, se à saída da coluna ou nos canais que se seguem existir um estrangulamento, como apresentado anteriormente, é criada uma contra-pressão que poderá ser suficiente, em colunas de pequena altura, para impedir o aparecimento de qualquer depressão. Em colunas de vazamento de maior altura, pelo contrário, será sempre conveniente tomar todas as precauções necessárias para evitar depressões (afunilar a coluna de vazamento), sobre tudo no caso de ligas muito sujeitas a defeitos por aspiração e oxidação [42], [45].

### 2.7.3.3 Base da coluna de vazamento

Como o metal à saída da coluna de vazamento apresenta velocidades elevadas e é obrigado a uma mudança brusca de direção, a base é sujeita, por um lado, a muita erosão em virtude da elevada velocidade de escoamento, e por outro lado, sede de agitação turbulenta do metal, devido à mudança de direção e à velocidade de escoamento. Ao ser utilizado uma base ou poço no fundo da coluna de vazamento, é formada uma almofada de metal onde vai cair o posterior adicionado ao sistema de gitagem, reduzindo o efeito de erosão na moldação. Pode ser dada, á base da coluna de vazamento,



uma forma designada de “fundo de ovo”. Esta protege o metal dos fenômenos de turbulência, evitando as mudanças bruscas de direção. Porém, não apresenta defesa suficiente contra erosão [3], [45].

#### **2.7.3.4 Canal de distribuição e ataques**

Os canais de distribuição são geralmente horizontais para poderem ser colocados no plano de apartação. Contudo, o requisito de altura máxima de queda é mais facilmente cumprido se o metal entrar na zona mais baixa da cavidade. Segundo *Campbell* [41], a queda de metal deve ser contida entre intervalos de 2 a 15 mm, dependendo do metal em causa, de forma a não ultrapassar a velocidade crítica. No caso do alumínio e cobre, a queda tem de ser inferior a 12,5 e 8 mm respetivamente e a velocidade crítica é de 0,5 m/s. Se assim for, o canal de distribuição tem que se encontrar num plano inferior ao do fundido. No caso de sistemas de gitagem vertical em nascente, segundo *Campbell* [41], se o fim do canal de distribuição, com ligação ao canal de ataque, acabar em “leque”, o enchimento será mais suave evitando entrada em “jato” na cavidade de moldação, sendo que a velocidade crítica pode ser aumentada até valores de velocidade de 1,0 m/s.

Para moldações de apartação horizontal, este tipo de técnica exige a introdução de um plano de apartação adicional ou de um macho, o que representa custos acrescidos. Os ataques devem encontrar-se sempre acima do canal de distribuição, evitando assim que o primeiro metal entre na cavidade, e para que só comecem a encher depois de o ar ter sido expulso do sistema. Além disso, permite que a escória flutue o tempo suficiente, devido à diferença de densidades entre os materiais, boa parte ficará aprisionada no topo dos canais de distribuição.

Algumas recomendações são válidas para o canal de distribuição, tais como, aumentar (prolongar) um pouco o fim do canal de modo a funcionar como purga de escória, reduzir as secções transversais do canal de forma a compensar as perdas de carga e manter pressões e velocidades iguais nos canais de ataque [41], [42].

#### **2.7.4 Processo de solidificação**

A solidificação de um metal quando vazado na respetiva cavidade da moldação é uma fase importante no processo de fundição influenciando muito a qualidade e o rendimento do produto.

Durante o arrefecimento existem três tipos de contração a que o metal está sujeito dentro da moldação desde o estado líquido até ao final da solidificação. Existe a contração no estado líquido, que toma lugar no metal líquido até ao início da formação da fase sólida, a contração de solidificação, que ocorre até à extinção da fase líquida e a contração sólida, que resulta do arrefecimento do metal no estado sólido, visível na Figura 63 [43].

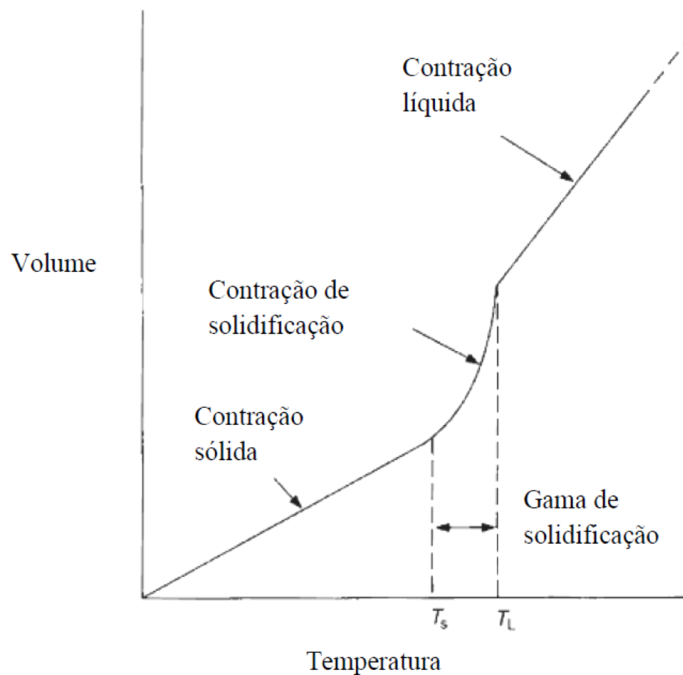


Figura 63 - Diferentes tipos de contração durante o arrefecimento do metal [43].

A contração líquida é relativamente pequena, não sendo uma etapa significativa para a qualidade final da peça e o fluxo de metal líquido é garantido pelo excesso de material presente no sistema. Podendo desta forma assegurar que o volume de material necessário para preencher a cavidade da moldação, está efetivamente presente no sistema e disponível para suprir qualquer ligeira contração.

A contração de solidificação, entre as temperaturas liquidus ( $T_L$ ) e solidus ( $T_S$ ), apresenta-se mais problemática no que toca à possibilidade de induzir defeitos de importância crítica na peça fundida, como por exemplo, rechupes. Este tipo de defeitos tem a sua origem numa compensação incompleta da contração volúmica decorrente da mudança de fase do estado líquido para o sólido, levando à criação de vazios na peça. Estes vazios ocorrem em função do gradiente de densidades existente entre o metal líquido e o metal no estado sólido, pois após a solidificação, obtém-se uma estrutura mais compacta e conseqüentemente mais densa que a do líquido. Atualmente é possível estimar com rapidez quais as zonas propícias à ocorrência de defeitos derivados da contração volúmica, como rechupes, através de *softwares* de simulação de fundição.

A capacidade de se desenvolver uma solidificação direcional sustentada depende em grande parte da forma como a liga solidifica. Do ponto de vista de fundição, especialmente da gama de temperaturas de solidificação, as ligas de cobre para fundição podem ser divididas em três grupos [26]:

- Ligas de grupo 1 - ligas que têm uma gama de temperatura de solidificação de 50 °C entre o estado líquido e sólido. Neste grupo estão incluídos os latões amarelos, bronzes de alumínio e manganês, bronzes de níquel, bronzes de manganês e o cobre.
- Ligas de grupo 2 - ligas que têm uma gama de temperatura de solidificação entre 50 °C e os 110 °C entre o estado líquido e sólido. Neste grupo estão incluídos os bronzes de silício, latões de silício, ligas de cobre-berílio e ligas de cobre-níquel.
- Ligas de grupo 3 - ligas que têm uma ampla gama de temperatura de solidificação, entre os 110 °C e os 170 °C. Neste grupo estão incluídos os latões vermelhos, bronzes de estanho e bronzes de estanho com alto teor de chumbo.

Segundo AMS [16], os bronzes de alumínio pertencem ao grupo 1, descrito acima. Estas ligas são consideradas ligas de alta contração devido ao gradiente de densidades entre o estado sólido e líquido ser grande. Nesta liga ocorre uma solidificação em "pele".

A solidificação de uma liga não eutética, que é o caso da liga em estudo, inicia-se junto às paredes da moldação, formando-se uma estrutura cristalina que cresce rapidamente com orientação lateral e para o interior da moldação, após ligadas lateralmente formam uma frente de solidificação, vulgarmente designada por "pele da peça". A frente dos cristais solidifica de fora para dentro, perpendicularmente às paredes da moldação, não avançando muito mais depressa do que a base destes. Devido à presença de elementos ligantes ou impurezas, esta frente de avanço é um pouco rugosa sendo que os cristais crescem de uma forma dendrítica. Esta frente de avanço dos cristais tende a unir-se mantendo o metal líquido em contacto completo com o já solidificado. Esta solidificação progressiva destas ligas promove o desenvolvimento de uma solidificação direcionada ao longo de toda a gama de solidificação. Na Figura 64 é apresentado, de forma esquemática, o modo de solidificação destas ligas [12], [16].

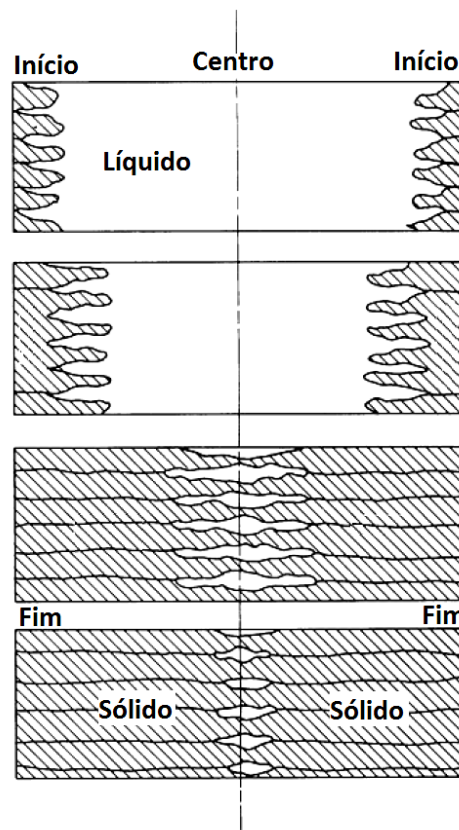


Figura 64 - Representação esquemática do modo de solidificação de uma liga com um curto intervalo de solidificação, adaptado de [12].

O cobre puro tem a tendência de formar rechupes fundos e simétricos, como é visível na Figura 65. No caso da liga utilizada neste trabalho, devido à presença de elementos de liga, estes rechupes apresentam menos simetria e as paredes enrugadas, efeito designado de "*hill-and-valley*".

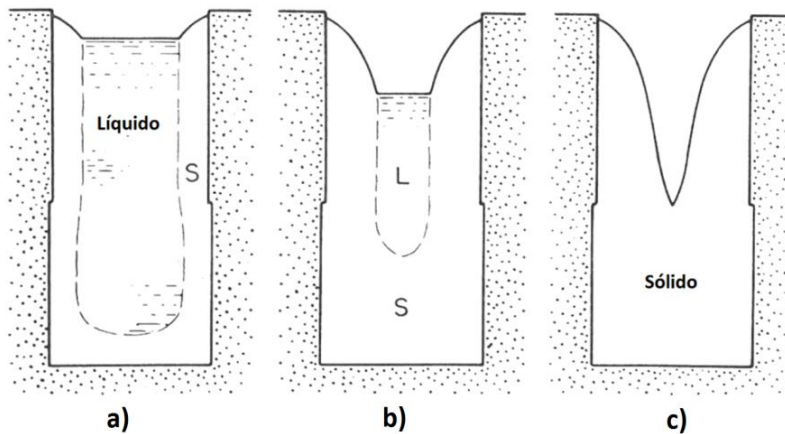


Figura 65 - Representação esquemática da formação de rechupe ao longo da solidificação de uma liga do grupo 1, adaptado de [16].

Nas ligas do grupo 1, quando não alimentadas corretamente, a tendência à formação de rechupes na linha central da peça aumenta, como indicado na Figura 66.

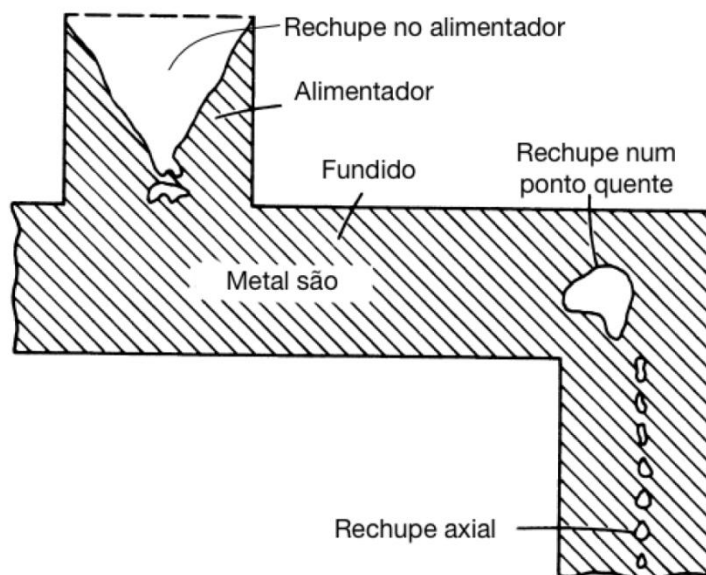


Figura 66 - Configuração de microrechupes típicos de ligas do grupo 1, ligas que solidificam em "pele" [13].

Estes rechupes formam-se devido à contração de metal solidificado não compensado com metal líquido, provocando vazios nas regiões que arrefecem por último, designadas de pontos quentes. Para que estes vazios fiquem fora da geometria da peça é necessário controlar o padrão de solidificação e dos gradientes térmicos. Para se proceder ao controlo destes, são normalmente utilizados alimentadores, pequenos reservatórios ligados à peça nos quais o metal deverá permanecer líquido durante todo o processo de solidificação, assegurando a alimentação da peça nos locais onde existiria maior probabilidade de aparecimento de rechupes ou falta de material. Para que o alimentador cumpra a sua função, é necessário que o seu tempo de solidificação seja superior ao da peça. O tempo de solidificação da peça pode ser calculado através da regra de Chvorinov, apresentada na equação (2.17).

$$t = K_c \left( \frac{V}{S} \right)^2 \quad (2.17)$$

Onde:

- $K_c$  - constante característica da liga, do sobreaquecimento e do material da moldação;
- $V$  - volume da peça;
- $S$  - superfície da peça em contacto com a superfície de extração de calor.

O valor de  $K_c$  pode ser calculado através da equação (2.18) [3].

$$K_c = \left\{ \frac{\rho' \times \sqrt{\pi\alpha} \times [C_e \times (T_v - T_l) + C_l]}{2K \times (T_{im} - T_0)} \right\}^2 \quad (2.18)$$

Onde:

- $\rho'$  - massa específica do metal;
- $\alpha$  - difusividade térmica da moldação;
- $C_e$  - calor específico médio do metal vazado;
- $T_v$  - temperatura de vazamento;
- $T_l$  - temperatura de início de solidificação do metal;
- $C_l$  - calor latente de fusão do metal;
- $K$  - condutibilidade térmica da moldação;
- $T_{im}$  - temperatura da interface metal/moldação;
- $T_0$  - temperatura inicial da moldação.

É necessário garantir algumas condições de forma a que o tempo de solidificação do alimentador seja superior ao da peça, tais como:

- Livre circulação do metal líquido entre o alimentador e a última zona da peça a solidificar;
- Forças de pressão que conduzam o metal líquido do alimentador no sentido da peça;
- Volume de metal líquido do alimentador seja suficiente para compensar a contração da peça durante a solidificação sem se esgotar.

### 2.7.5 Alimentador

Para obstar ao efeito de contração do metal durante a solidificação e evitar rechupes, ligam-se às peças elementos que serão também cheios de metal, que deverão permanecer líquidos durante todo o processo de solidificação da peça, de modo a poder abastecer os pontos em que iria verificar-se uma falta de material. Estes elementos são denominados alimentadores [46].

O volume de metal necessário para compensar a contração é geralmente baixo, sendo que no caso do bronze de alumínio é de 4% do volume total da peça [12].

Para que a peça fundida fique livre de defeitos, todos os pontos quentes devem ser alimentados de uma forma eficaz, para isso, os alimentadores tem de estar bem localizados. Se houver apenas um grande ponto quente no fundido, o alimentador deve ser localizado na face mais próxima do ponto quente. No caso de haver mais do que um ponto quente e estes se encontrarem isolados uns dos outros, é necessário usar mais do que um alimentador na peça fundida, de acordo com o número de pontos quentes existentes. Quando estes apresentam diferentes tempos de solidificação, a localização e o número dos alimentadores devem ser analisados de modo a que todos sejam compensados e devem ser apenas os necessários e suficientes para o efeito. Para pontos quentes menores podem ser utilizados arrefecedores em vez de alimentadores [42], [47].

Existem dois tipos básicos de alimentadores:

- Alimentador de topo atmosférico, situado a uma cota superior à da peça e cuja superfície se encontra em contacto com a atmosfera;
- Alimentador cego, totalmente inserido na moldação.

As formas geométricas mais usadas para os alimentadores estão apresentadas na Figura 67 e são as seguintes:

- Alimentador de topo:
  - Cilindro circular com altura compreendida entre 0,5 a 1,5 vezes o seu diâmetro;
  - Prisma reto ou oval, com uma altura compreendida entre 1 a 1,5 vezes a semi-soma dos eixos;
  - Anel com uma altura de 2 vezes a espessura.
- Alimentador cego:
  - Cilindro encimado por uma hemi-esfera;
  - Cilindro ou tronco de cone com duas hemi-esferas, uma em cada topo.

No alimentador de topo, o metal escoa para a peça, por ação, não só da gravidade, como ainda da pressão atmosférica. Nos alimentadores cegos também se faz uso da pressão atmosférica, inserindo no topo deste um macho poroso, para se conseguir um contacto entre o metal líquido e a atmosfera. O vácuo criado no interior da peça, pela contração metálica, contribui para melhorar a eficácia do alimentador.

É possível recorrer a materiais isolantes ou isotérmicos para aplicação nos alimentadores de topo, de forma a prolongar o tempo de solidificação no alimentador, melhorando a sua eficiência [3].

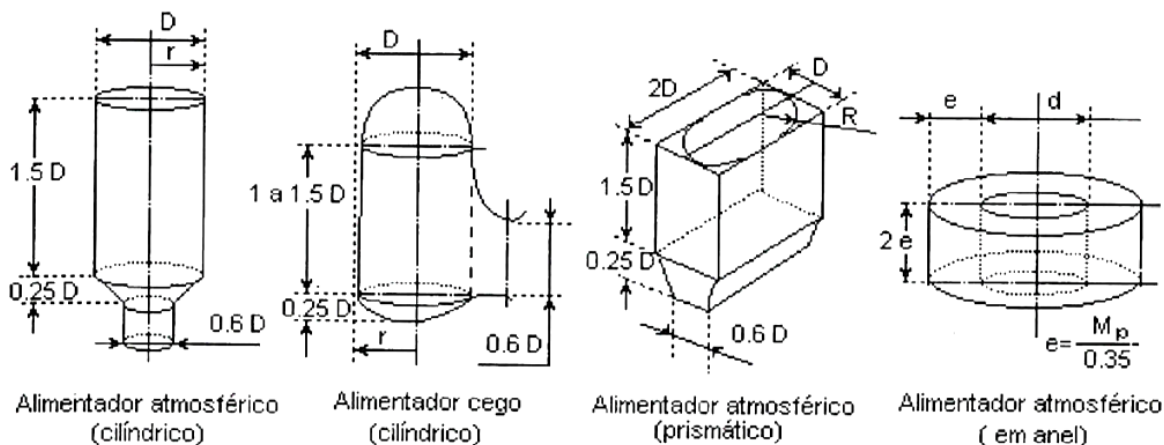


Figura 67 - Formas de alimentadores mais comuns utilizados na prática industrial de fundição [3].

A dimensão e a geometria do alimentador têm uma relação direta com a eficiência do mesmo, procurando-se no projeto de alimentação obter o melhor rendimento possível equacionando o espaço possível na moldação.

O volume máximo da peça que é possível alimentar com os diversos tipos de alimentadores, é determinado pela forma da cavidade resultante da solidificação no próprio alimentador, como ilustra a Figura 68.

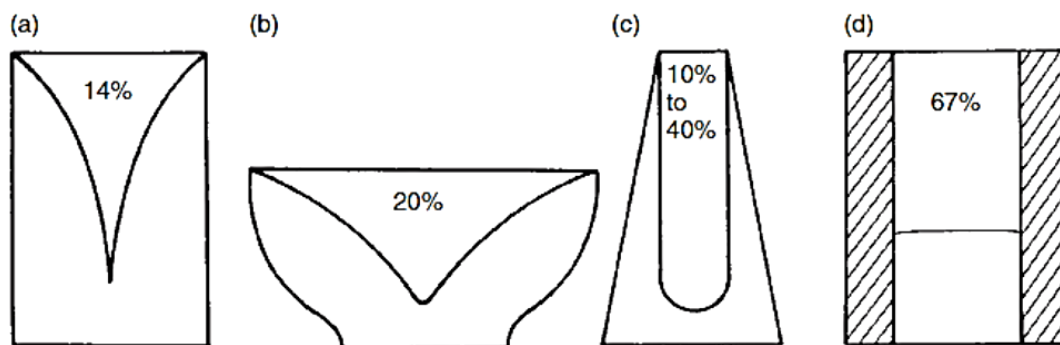


Figura 68 - Volume máximo de utilização de cada tipo de alimentador [41].

### 2.7.5.1 Cálculo da dimensão do alimentador

Existem vários métodos de cálculo da dimensão dos alimentadores, tais como, o método dos módulos, o método de Bishop e o método do círculo inscrito.

No projeto dos alimentadores pelo método dos módulos, o módulo de arrefecimento consiste em criar condições para uma solidificação direcionada. Na solidificação do conjunto (peça fundida e alimentadores) deve ser assegurada a existência de um caminho de solidificação, ou seja, um aumento progressivo do valor do módulo de arrefecimento desde a secção mais distante a alimentar até ao interior do alimentador, como tal, no cálculo dos alimentadores deve-se atribuir um módulo superior ao módulo do ponto quente do fundido para garantir o caminho de solidificação.

O projeto dos alimentadores pelo método dos módulos, inicia-se na determinação do módulo de cada zona da peça a alimentar, sendo este calculado através da equação (2.19) [3].

$$M_p = \frac{V}{S} \quad (2.19)$$

Onde:

- $M_p$  - módulo da peça;
- $V$  - volume da peça;
- $S$  - superfície em contacto com a moldação.

O módulo do alimentador ( $M_{al}$ ) é determinado multiplicando o módulo  $M_g$  obtido para a peça ou zona da peça, por um fator de segurança  $K$  introduzido por *Gabel*, que depende do tipo de metal vazado, apresentado na Tabela 12.

$$M_{al} = K \times M_p \quad (2.20)$$

Onde:

- $M_{al}$  - módulo do alimentador;
- $K$  - coeficiente de segurança;
- $M_p$  - módulo da peça.

Tabela 12 - Valores de coeficientes de segurança  $K$  segundo *Gabel* [3].

<b>Metal</b>	<b>Factor de segurança - <math>K</math></b>
Aço	1,2
Ferro fundido maleável	1,4
Cobre, bronzes, latão	1,2

Sempre que possível, o alimentador deve ser colocado sobre um ataque, de tal forma que o constante fluxo de metal quente que enche a peça, impeça uma solidificação prematura do alimentador. Atribui-se então, ao alimentador, um fator de correção  $C$ , que exprime o arrefecimento do metal. O módulo real,  $M_{al}$ , é dado pela equação (2.21).

$$M_{al} = \frac{M_g}{C} \quad (2.21)$$

Onde:

- $M_{al}$  - módulo real do alimentador;
- $C$  - fator de correção;
- $M_g$  - módulo geométrico.

Os valores do fator de correção  $C$  podem ser obtidos segundo a Tabela 13.

Tabela 13 - Valores do coeficiente  $C$  segundo *Gabel* [3].

<b>Situação do alimentador</b>	<b><math>C</math></b>
Alimentador que recebe metal através da peça	1,1
Alimentador colocado sobre um ataque	1
Alimentador com forte passagem de metal	0,8 - 0,9
Alimentador com envolvimento exotérmico	0,63 - 0,66

Para garantir a sanidade da peça fundida não é suficiente satisfazer apenas os requisitos do módulo do alimentador, é também necessário que este possua volume suficiente de modo a compensar a contração [12].

O volume do alimentador pode ser calculado pela equação (2.22).

$$V_{alimentador} = V_{peça} \times \frac{\beta}{\mu - \beta} \quad (2.22)$$

Onde:

- $V_{peça}$  - volume da peça a alimentar;
- $\beta$  - contração volumétrica da liga após arrefecimento;
- $\mu$  - rendimento do alimentador.



Depois de calculados o módulo e o volume do alimentador, opta-se pelo que tenha o maior módulo cumprindo sempre os dois requisitos.

É também necessário ter noção de que um alimentador tem um raio limite de ação, por este motivo deve ser aplicado o mais próximo possível do ponto quente da peça.

### 2.7.6 Filtros

A presença de inclusões nas peças fundidas é um problema generalizado. Este é desencadeado pelos mais diversos motivos, como por exemplo, a passagem de partículas não metálicas para o fundido, a passagem de óxidos, fluxos ou outros agentes para o interior das peças, criando efeitos nefastos como má qualidade superficial, redução das propriedades mecânicas e dificuldades nos processos de maquinagem [14].

De forma a tentar minimizar estes problemas, têm sido desenvolvidos vários métodos como o projeto de sistemas de gitagem específicos por forma a reter o máximo deste tipo de impurezas. Este método apresenta desvantagens como a sua complexidade que se reflete nos seus custos elevados. Outro método utilizado na indústria de fundição são os filtros cerâmicos, conseguindo melhorar a pureza das peças e uma redução no custo de produção utilizando sistemas de gitagem mais simples [3].

Os filtros cerâmicos, quando aplicados corretamente, têm como tarefa reter as partículas antes destas entrarem na cavidade da moldação e suavizar o enchimento da mesma. A sua área frontal aberta é, normalmente, da ordem dos 60% a 85%, e o fluxo metálico que sai do filtro apresenta menor turbulência [3].

Os filtros cerâmicos oferecem vantagens, tais como:

- A rebarbagem e a retificação relacionadas com as inclusões podem ser reduzidas;
- Pode ser reduzido o comprimento dos canais de gitagem, aumentando assim o seu rendimento;
- Otimização da maquinagem das peças fundidas, aumentando também o tempo de vida útil das ferramentas de maquinagem;
- Redução da quantidade de sobresspessura para maquinagem;
- Melhoramento do acabamento superficial das peças vazadas.

Existem algumas desvantagens no que toca a reciclagem do sistema de gitagem, pois na fusão das sucatas, onde estão situados os filtros, ocorre a contaminação do banho metálico. Este fator deve ser tido em conta aquando da reciclagem do metal sendo retirados previamente os filtros.

Os filtros cerâmicos podem ser de diferentes materiais e formas. Os mais comuns nas fundições de ligas de cobre são do tipo espuma de carboneto de silício.

Na Figura 69 são apresentados três filtros Sedex SiC de vários *ppi* (média de poros por polegada linear) cerâmicos de espuma apropriados para ligas de cobre e utilizados na Fundilusa nos sistemas de gitagem. Estes apresentam um grande volume de porosidade acima de 90% e com grande área de superfície para reter impurezas.

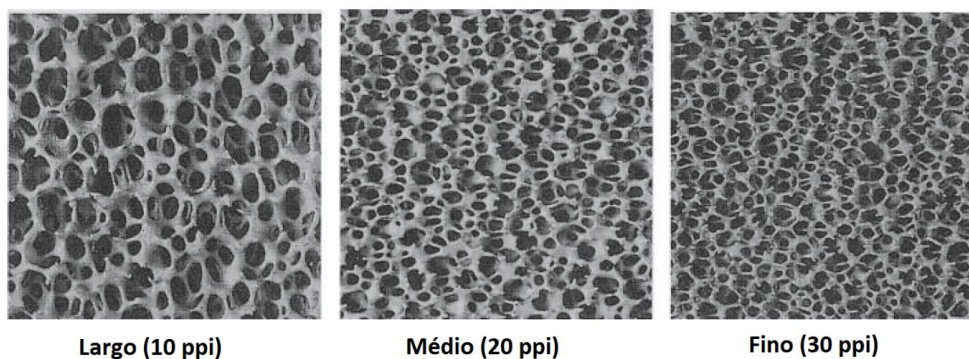


Figura 69 - Filtros cerâmicos Foseco Sedex SiC [48].

Na Figura 70 é apresentado um diagrama esquemático do caudal de metal líquido ao atravessar o filtro.

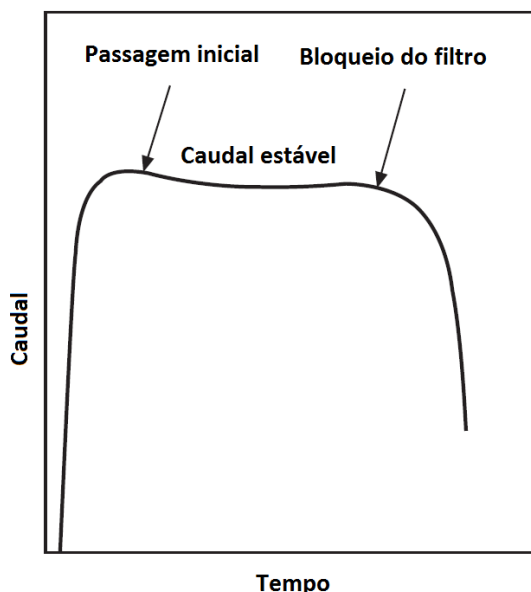


Figura 70 - Diagrama esquemático do caudal de metal líquido através de um filtro [48].

Numa fase inicial, durante o enchimento do sistema de gitagem, o filtro bloqueia a passagem do metal líquido assegurando que os canais de entrada ficam cheios antes de se iniciar o enchimento da cavidade de moldação, evitando assim inclusões de ar e turbulência. Assim que a pressão exercida pela coluna de metal seja suficiente para vencer o bloqueio causado pelo filtro, o fluxo de metal aumenta e estabiliza, realizando-se o enchimento da peça. À medida que a filtração vai decorrendo, as células individuais do filtro vão ficando bloqueadas e a velocidade a que o filtro deixa passar o metal vai diminuindo. O filtro deve ser escolhido de forma a que este funcione mantendo a corrente de metal normal e que seja capaz de filtrar todo o metal vazado para a moldação antes de ocorrer o seu bloqueio [3], [12], [13].

A quantidade de metal capaz de atravessar o filtro antes de ocorrer o bloqueio do mesmo depende de vários fatores tais como a liga a vazar [14].

Os filtros devem ficar situados o mais próximo possível da peça a encher, podendo fazer a filtração do metal na horizontal ou na vertical. Geralmente, a razão entre a área do filtro e a área de estrangulamento, é da ordem de 2:1 a 4:1, no início do vazamento [3], [48].

Sempre que seja possível, deve-se recorrer à utilização de filtros no sistema de gitagem pelas vantagens acima referidas.

## 2.8 Defeitos típicos das peças obtidas por fundição

Durante o processo de fundição existe uma grande variedade de defeitos que podem originar a inviabilização da comercialização das peças produzidas. De entre os mais diversos defeitos, os rechupes, porosidade e inclusões são os mais comuns. Como é sabido, a existência de defeitos leva à rejeição de peças pelo seu efeito nocivo em termos de aparência estética e propriedades mecânica [49].

Os defeitos nas peças vazadas podem ter várias classificações em função da sua localização e da causa provável que lhe deu origem. Na Figura 71 são representados esquematicamente alguns defeitos de fundição mais significativos [3].

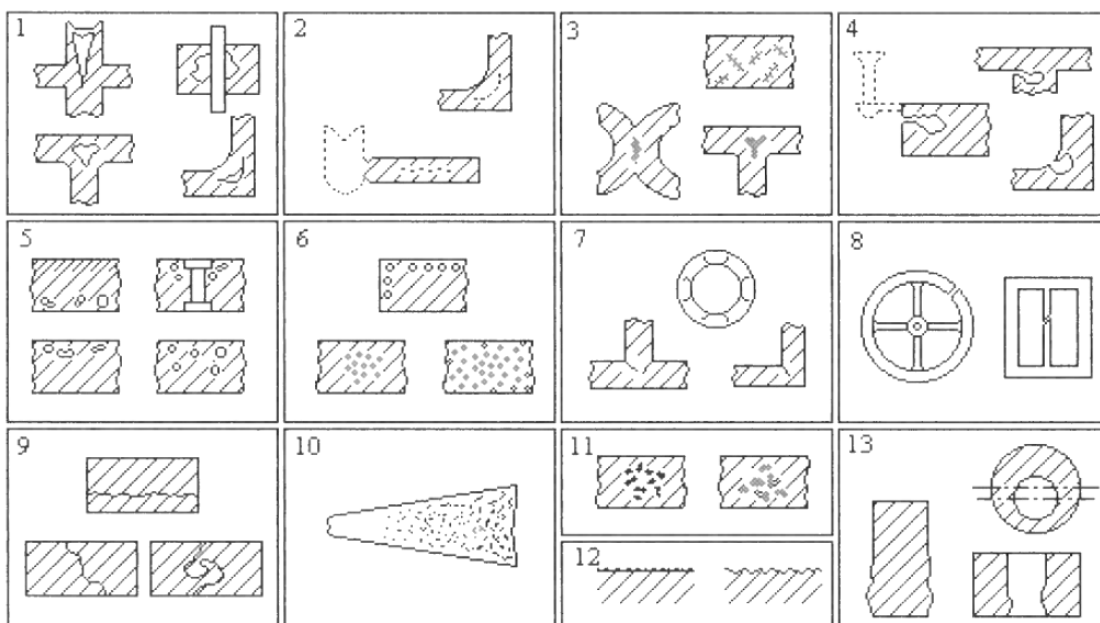


Figura 71 - Defeitos típicos de peças vazadas [3].

As categorias básicas de defeitos, identificadas na Figura 71, podem ser definidos como:

- **Rechupe** (1) - Vazio grande aberto ou fechado, resultante da contração não compensada no estado líquido e durante a solidificação. Localiza-se nas zonas mais volumosas que solidificam em último lugar. Este defeito volumico apresenta superfícies rugosas. Deve procurar-se junto dos alimentadores, das junções, dos ataques de enchimento e dos machos, em zonas volumosas da peça.
- **Rechupe axial** (2) - Vazio, com a mesma origem de (1), localizado no plano ou eixo central de secções cilíndricas, prismáticas ou em forma de placa. Este defeito é em geral planar, de superfície irregular, ramificando-se por uma dada área.
- **Microrechupe** (3) - Vazios, com a mesma origem de (1) e (2). Pode apresentar a forma de uma porosidade fina com aspeto esponjoso, frequente em ligas com intervalo de solidificação grande. Tem, em geral, uma distribuição interdendrítica volumica localizada nos pontos quentes. Por vezes apresenta-se sob a forma de uma "microporosidade" difundida em todo o volume da peça ou numa zona dela. Estes defeitos devem procurar-se nas partes mais maciças das peças.
- **Rechupe angular** (4) - Cavidades que afloram à superfície, como uma mistura de vazio de contração e fenda. É normalmente atribuído a ação simultânea de contração, libertação de gases e pressão atmosférica. Aparece junto a ângulos reentrantes das peças vazadas. É um defeito volumico de superfície irregular por vezes oxidada.

- **Bolhas (5)** - Grandes cavidades de paredes lisas e brilhantes ou oxidadas, distribuídas ao acaso no interior das peças. Em geral apresentam forma esférica. Podem apresentar uma forma alongada designando-se por poros vermiculares. Têm a tendência a aparecerem isolados ou agrupados numa região delimitada da peça. Podem ser de origem endógena (gases dissolvidos ou resultantes de reação interna) ou exógena (gás retido mecanicamente ou por reação com os constituintes da moldação). É um defeito volúmico de paredes lisas que se deve procurar junto à superfície, ou na proximidade de suportes de machos ou arrefecedores.
- **Poros (6)** - De origem análoga a (5). A distinção é feita em relação à dimensão, os poros são em geral mais pequenos e mantêm dimensões mais ou menos constantes numa mesma zona, apresentando-se dispersos por toda a peça ou agrupados com uma distribuição uniforme. É um defeito pontual a volúmico de paredes lisas.
- **Fissuração a quente (7)** - Fendas descontínuas intercristalinas e de forma irregular, com bordos angulosos e superfície interna rugosa e oxidada. Produz-se a temperaturas elevadas quando a solidificação ainda não foi total, isto é, existindo ainda metal líquido que diminui as secções solidificadas diminuindo a sua resistência. São devidas à ação de tensões originadas por impedimento de contração, por mau traçado da peça, ou por características da moldação. É um defeito planar de superfície irregular, por vezes oxidada. Deve procurar-se em zonas de variação brusca de secção, em peças vazadas em moldes rígidos e em ligas com um intervalo de solidificação grande.
- **Fissuração a frio (8)** - Fissuras bem definidas, quase retilíneas, de bordos angulares e superfície interna brilhante. Atravessam normalmente a secção de um lado ao outro. Produzem-se com a peça já completamente solidificada, na fase de arrefecimento ou a frio. Resultam de tensões internas residuais que excedem, em determinadas secções, valores superiores à tensão de rotura do material. São originadas por um traçado desequilibrado das secções da peça, por um tratamento térmico inadequado, por acumulação de tensões devidas à excessiva resistência da areia de moldação ou durante a fase de desmoldação ou de rebarbagem. Também pode aparecer devido às tensões de contração do metal quando da sua solidificação em coquilhas metálicas. Resulta num defeito planar de superfície irregular detetável, geralmente, por observação visual.
- **Juntas frias e filmes óxidos (9)** - Fendas de bordos arredondados resultantes da não ligação do metal líquido, proveniente de duas ou mais correntes distintas de metal líquido que se juntam, ao vazar, sem se soldarem, por o metal fundido estar frio. Resulta num defeito planar de paredes lisas oxidadas.
- **Segregações e heterogeneidades estruturais (10)** - Estrutura metálica sólida variável em peça de composição metalúrgica constante no estado líquido. Estrutura com composição distinta localizada. Estrutura global diferente da especificada. Defeito volúmico com influência no comportamento mecânico das peças.
- **Inclusões (11)** - Heterogeneidades provenientes do aprisionamento no interior ou à superfície da peça de partículas metálicas ou não, nitidamente distintas do metal base. Pode ter origem endógena ou exógena. As exógenas podem ser de areias, fundentes ou escórias. É um defeito volúmico de forma irregular.
- **Superfície deformada (12)** - Irregularidades na superfície das peças, sob a forma de pregas, material aderente (areia aderente vitrificada ou "cascão"), rugosidade. São defeitos superficiais detetáveis, em geral, por observação visual.
- **Deformações localizadas (13)** - Irregularidades de forma ou das dimensões. Provenientes de cedência das areias das moldações ou do deslocamento dos machos. Alguns destes defeitos são facilmente detetáveis por exame visual.

## 2.9 Simulação numérica

O objetivo da simulação numérica de um processo tecnológico, é reduzir o processo físico a um modelo matemático. Assim é possível diminuir a quantidade de experimentação necessária para superar dificuldades, determinar o papel de variáveis do processo e otimizar o processo com custos consideravelmente reduzidos.

Existem vários métodos de solução numérica de modelos matemáticos associados à simulação de processos tecnológicos. Entre eles destacam-se o Método das Diferenças Finitas e o Método dos Elementos Finitos. A escolha entre um deles está relacionada com a sua aplicabilidade, com o rigor da solução obtida, com a facilidade de implementação e com outros aspetos mais subjetivos como preferências pessoais, custos, facilidade de utilização, entre outros [50].

As principais diferenças entre eles, incluindo vantagens e desvantagens, são apresentadas na Tabela 14.

Tabela 14 - Comparação entre o Método das Diferenças Finitas (MDF) e o Método dos Elementos Finitos (MEF) [50].

<b>Método</b>	<b>Vantagens</b>	<b>Desvantagens</b>
<p><b>Diferenças Finitas</b></p> <p>Opera diretamente nas equações diferenciais usando uma aproximação de diferenças finitas para gerar um sistema de equações algébricas</p>	<p>Extremamente geral</p> <p>Usado extensivamente em mecânica dos fluídos</p> <p>Integração numérica não é necessária</p> <p>Matrizes são em banda</p> <p>Resolve não-homogeneidades</p> <p>Tecnologicamente amadurecido</p> <p>Formulação rápida de novos problemas</p>	<p>Necessário o uso de malhas estruturadas</p> <p>Difícil de aplicar a problemas infinitos</p> <p>Obriga a malhas muito finas</p> <p>Modelação de fronteiras e condições fronteiras complexas</p> <p>Provavelmente já atingiu as potencialidades máximas</p>
<p><b>Elementos Finitos</b></p> <p>Opera numa equação integral equivalente usando interpolações das soluções nodais, elemento a elemento.</p>	<p>Bastante geral, é aplicado a problemas estruturais e térmicos</p> <p>Integração de funções simples</p> <p>Matrizes são em banda, e geralmente simétricas</p> <p>Resolve não-homogeneidades</p> <p>Tecnologicamente amadurecido</p> <p>Modelação de fronteiras e condições fronteiras complexa</p> <p>Não precisa de malhas estruturadas e pode misturar elementos diferentes</p>	<p>Pode precisar de malhas volumétricas</p> <p>Obriga a uma relação integral dum princípio variacional ou dum formulação de resíduos pesados</p> <p>Complexo para problemas infinitos</p> <p>Começa a atingir as potencialidades máximas</p> <p>Precisão dos resultados de gradientes ligada ao refinamento da malha</p>

### 2.9.1 Simulação numérica nos processos de fundição

Na atualidade, os clientes de peças fundidas exigem cada vez mais: peças com melhor qualidade. Isto reflete-se nos pedidos de peças com maior precisão dimensional, melhor acabamento superficial e com uma qualidade metalúrgica íntegra. Estes atributos de qualidade só têm sido possíveis pelos avanços tecnológicos aplicados à área de fundição.

Para cumprir os requisitos inerentes à qualidade devem ser implementados sistemas e procedimentos seguros e fiáveis, tendo como objetivo, eliminar potenciais defeitos existentes em fundição.

Com o avanço da tecnologia, tornou-se possível a utilização da simulação numérica na indústria de fundição para prever a formação de defeitos. Uma vez completa a análise, o utilizador critica os resultados e caso seja necessário, introduz uma modificação. O ciclo repete-se até se obter o resultado desejado, isto é, um fundido sem defeitos relevantes. Assim, o tradicional ciclo de tentativa e erro na fundição foi substituído pela simulação em computador, sendo esta tecnologia vantajosa a nível do tempo e a nível económico.

Os programas de simulação em fundição são normalmente utilizados para analisar as seguintes fases e propriedades de fundição:

- Mecânica de fluidos:
  - Durante o vazamento do metal fundido na moldação é fundamental para a qualidade e integridade de uma peça a forma como o enchimento é feito.
- Transferência de calor:
  - O arrefecimento depende não só das propriedades térmicas da peça fundida mas também das da moldação e do meio ambiente.
- Solidificação:
  - As transformações de fase são, só por si, um fenómeno complexo a que estão associadas expansões ou contrações volumétricas importantes. Também porque a geometria da peça pode ser complexa e o arrefecimento não é uniforme, pelo que a microestrutura também não o será.
- Estado de tensão e deformação:
  - O comportamento térmico mecânico é extremamente complexo. Para além de problemas resultantes da variação das propriedades mecânicas dos materiais com a temperatura, tem de se ter em conta as variações do estado de deformação (e por consequência, no estado de tensão) devido às mudanças de fase e à interação da peça com a moldação.

O modelo computacional deve ser o mais próximo possível da realidade para serem obtidos bons resultados de simulação. Porém, devido a esta complexidade computacional, muitos programas de simulação simplificam alguns dos aspetos acima mencionados, sendo portanto extremamente difícil reproduzir com exatidão as condições reais do processo. De acordo com *Ravi, B.* [51], através de simulação numérica, não é possível prever todos os defeitos. Os defeitos relacionados com o fluxo de enchimento, como as gotas frias e poros gasosos podem ser previstos, apesar de nem sempre os resultados da simulação coincidirem com a realidade. Os defeitos relacionados com o processo de solidificação, por exemplo micro e macrorechupes, são previstos com alguma exatidão. Os defeitos associados às tensões durante o arrefecimento, como por exemplo fissuração, são extremamente difíceis de prever, tal como a microestrutura e as propriedades mecânicas finais da peça [13], [50].

## 2.9.2 Programas de simulação numérica

Existe uma grande variedade de programas de simulação numérica para a indústria de fundição. Cada um baseia-se num determinado método de formulação de modelos numéricos o que lhes confere características próprias.

Os programas mais populares de simulação para esta indústria são:

- *ProCast* - foi criado por Calcom ESI, fundada em 1991, é uma empresa localizada em Lausanne, na Suíça, que também está envolvida no desenvolvimento e comercialização do programa de simulação metalúrgico *QuickCast*, que permite simular o processo de fundição a partir da solidificação e do enchimento, e *CalcoSoft*, dedicado à simulação de processos de fundição contínua. *ProCast* é baseado na abordagem de Métodos dos Elementos Finitos e abrange uma ampla gama de sistemas de processos de fundição. Este é o *software* em utilização no INEGI e o programa a ser utilizado na continuação da realização deste trabalho.

- *SOLIDCast* - é um programa de simulação numérica para fundição que se baseia no Método das Diferenças Finitas, capaz de simular peças fundidas no método de fundição em areia e moldação permanente para uma grande variedade de ligas metálicas. Um dos principais objetivos deste é o de prever defeitos que podem ocorrer na fundição durante o processo de solidificação da peça a fundir. O processo de simulação numérica com este programa, após a criação dos modelos num programa de CAD, inicia-se com a criação de uma malha, este passo consiste na divisão do modelo em pequenos elementos para permitir o cálculo das transferências de calor envolvidas no processo de solidificação.
- *FLOWCast* - é um módulo do programa *SOLIDCast* e tem como função a simulação do fluxo na cavidade das moldações durante o enchimento, recorrendo a uma solução numérica da equação de fluidos Navier-Stokes conhecida como CFD (Computational Fluid Dynamics). Este módulo possibilita a visualização de linhas de fluxo do metal, ajudando assim o utilizador a prever qualquer movimento ou turbulência excessiva que possa ocorrer.
- *CastCAE* - é um programa de simulação de fundição que usa o Método de Diferenças Finitas criado por CASTech, Inc., na Finlândia. Este afirma ser o primeiro no mundo a trazer simulação para o sistema operativo Windows. Simula o enchimento das moldações, solidificação, propriedades mecânicas e defeitos de fundição.
- *CAPCAST* - foi criado por EKK, Inc., fundada em 1991 e sediada em Michigan, EUA. Este programa usa o Método de Elementos Finitos e executa simulação de solidificação, simulação de porosidade, simulação de fluxo e simulação de tensões.
- *MAGMASOFT* - foi criado pelo Magma, uma empresa alemã fundada em 1988. Usa o Método dos Elementos Finitos, executa simulação de solidificação, tensões termoplásticas, tensões residuais e de deformações das peças fundidas.

### 2.9.3 Critério de Niyama

O critério de Niyama, é um dos critérios mais utilizados na indústria de fundição, que permite a previsão da solidificação direcional. Além disso, pode ser útil na identificação de potencial contração numa linha central da peça fundida. Este critério é definido pela equação (2.23).

$$N = \frac{G_s}{\sqrt{T}} \quad (2.23)$$

Onde:

- $N$  - Valor de Niyama;
- $G_s$  - Gradiente térmico [°C/cm];
- $T$  - Taxa de arrefecimento [°C/s].

Este critério é bastante apropriado para uso direto em computação devido à simplicidade e aos parâmetros necessários. O valor do critério de Niyama é adimensional, sendo que existe um valor mínimo segundo o qual existe a probabilidade de surgirem microporosidades. Este valor depende das constantes do material e do sistema, não tendo portanto um valor fixo [52].





## 3 PARTE EXPERIMENTAL

---

### 3.1 Introdução

A parte experimental desta dissertação centra-se no desenvolvimento do sistema de gitagem e alimentação para fundição da liga CU3, apresentada no capítulo 2.4.5, em areia-autosecativa.

O principal objetivo é a realização do dimensionamento de um sistema de gitagem e alimentação para a fundição por gravidade de uma pá de uma hélice de passo variável com moldação em areia auto-secativa, apresentando uma alternativa viável em termos de custos quando comparada com o atual processo de construção de sistemas de gitagem e alimentação utilizado nos processos de fundição da Fundilusa.

Esta primeira fase do trabalho foca-se no estudo de liga CU3. São realizados ensaios de forma a caracterizá-la, verificando as suas propriedades mecânicas e composição química. A sua microestrutura é analisada de forma a serem identificadas as fases presentes e verificar a existência de defeitos ou porosidades na peça.

Numa segunda fase, é analisada a fundição da peça em estudo com os processos utilizados na empresa. Um dos objetivos desta segunda fase passava pela simulação numérica, para detetar problemas como rechupes ou microporosidades provenientes do sistema de gitagem como velocidades de enchimento, turbulência no enchimento ou do sistema de alimentação e determinar o rendimento metalúrgico do processo de fundição. Porém estas não foram realizadas devido à falta de informação no que toca ao sistema de gitagem e alimentação utilizados na empresa e de falta de licença do programa de simulação.

Uma terceira fase do trabalho passa então pelo projeto do sistema de gitagem e alimentação, criando *layouts*, para a fundição da mesma peça controlando os parâmetros acima referidos, tentando manter um regime laminar do escoamento com velocidades controladas no ataque à peça, futuramente testadas através de simulações de enchimento e solidificação da peça.

Para o desenvolvimento deste trabalho foram criadas várias configurações diferentes para o sistema de gitagem, recalculadas as dimensões dos canais do sistema de gitagem diversas vezes de forma a serem cumpridas as velocidades críticas do escoamento à entrada da cavidade de moldação, reduzidos os fenómenos de turbulência e ocorrer um enchimento rápido e uniforme dos canais de gitagem visto tratar-se de um sistema não pressurizado. No trabalho experimental apenas são apresentados e analisados dois *layouts*, tendo sido estes os que apresentaram melhores resultados.

Ambas as fases do projeto são iterativas, na medida em que se encontram estreitamente ligadas, sendo que o conceito final irá ser o resultado de diferentes abordagens. As ferramentas CAD 3D e de simulação numérica são essenciais para auxiliar numa rápida convergência de resultados que permitam a obtenção de peças sãs.

### 3.2 Análise da Liga CU3

No Anexo A está presente um relatório de material realizado pela Fundilusa à sua liga CU3, em que é apresentada a composição da liga, analisada através de espectrometria de emissão, e as suas propriedades mecânicas, Tabela 15 e Tabela 16 respetivamente, dispondo também do gráfico de um ensaio de tração visível neste capítulo (Figura 72). O ensaio de tração é realizado em provetes normalizados segundo a norma EN ISO 6892-1 (Figura 73).

Tabela 15 - Composição química de uma liga CU3 da Fundilusa.

Elemento da liga	Estanho Sn	Zinco Zn	Chumbo Pb	Ferro Fe	Níquel Ni	Alumínio Al	Silício Si	Manganês Mn	Cobre Cu
Mín-Máx	0-0,1	0-1	0-0,03	2-6	3-6	7-11	-	0,5-4	77-82
Valor [%]	0,001	0,144	0,03	4,2	4,3	9,13	0,08	1,29	80,8

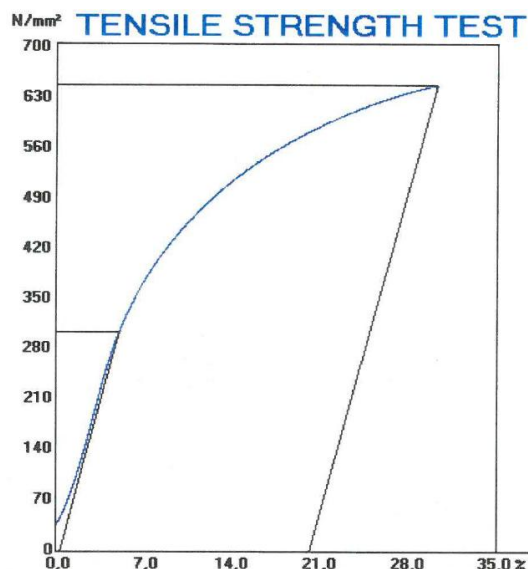


Figura 72 - Gráfico de ensaio de tração de um provete normalizado de liga CU3 [Anexo A].

Tabela 16 - Propriedades mecânicas da liga CU3 da Fundilusa.

Tensão de rotura [MPa]	Tensão limite elástico (0,2%) [MPa]	Extensão após rotura [%]
643,7	302,8	20,1



Figura 73 - Proвете normalizado EN ISO 6892-1 de liga CU3.

Foram disponibilizados dois provetes para a realização de ensaios de dureza e análise de microestruturas, um deles intacto, e outro tendo já sofrido rotura proveniente de um ensaio de tração. Destes provetes, foram cortadas duas secções de cada um para a realização do ensaio de Brinell e análise microestrutural (Figura 74).

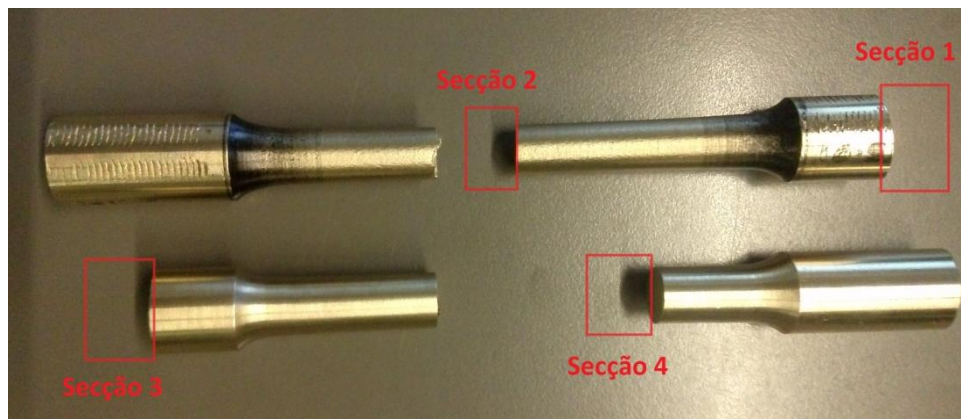


Figura 74 - Secções dos provetes analisadas.

Após o corte das secções estas são colocadas numa prensa *STRUERS Prontopress*, juntamente com resina fenólica (baquelite) e processadas a 175 °C. Posto isto, as amostras, visíveis na Figura 75, estão prontas a ser analisadas.



Figura 75 - Amostras preparadas para serem analisadas.

De seguida, as amostras passam por um conjunto de lixas de carboneto de silício, FEPA P80, P320, P600, P1000, P1200, em que estas variam o grão partindo do mais grosseiro até ao mais fino. De seguida as amostras passam para um pano de polir de tecido sintético com *spray* de diamante granulométrico de 3  $\mu\text{m}$  e de seguida de 1  $\mu\text{m}$ . A amostra é bem lavada e seca antes de ser analisada.

Para além dos valores fornecidos no relatório de material da Fundilusa, foram também realizados ensaios à dureza da mesma liga nas instalações do INEGI com um durómetro automático *EMCO M4U-075* (Figura 76). Para obter os valores de dureza foram realizados ensaios de Brinell HB10 ( $\varnothing$  2,5 mm / 62,5 kgf), tendo sido obtidas as durezas apresentadas na Tabela 17.



Figura 76 - Durómetro automático.

Tabela 17 - Medição de dureza HB 10 -  $\varnothing$  2,5 mm / 62,5 kgf.

Provete tracionado		Provete não tracionado	
<b>1- Cabeça do provete</b>	180	<b>3- Cabeça do provete</b>	178
	182		179
	187		179
Média	<b>183</b>	Média	<b>179</b>
<b>2- Meio do provete</b>	247	<b>4- Meio do provete</b>	170
	252		173
	250		174
Média	<b>250</b>	Média	<b>172</b>

Os valores das durezas obtidas encontram-se acima do valor especificado para a liga em estudo.

É de notar que a dureza no meio do provete tracionado (2) é superior à dureza no meio do provete não tracionado (4) devido à deformação do material sofrida durante o ensaio de tração.

### 3.2.1 Microestrutura da liga CU3

Para a visualização das microestruturas foi utilizado um microscópio ótico *Olympus PMG 3*, apresentado na Figura 77 a), com um sistema de fotografia digital. Não tendo sido obtidas boas imagens da microestrutura com ataque químico, recorreu-se a um ataque eletrolítico de solução aquosa saturada de óxido de crómio ( $\text{CrO}_3$ ) durante cerca de 10 segundos de forma a melhorar as imagens da microestrutura da liga, Figura 77 b).



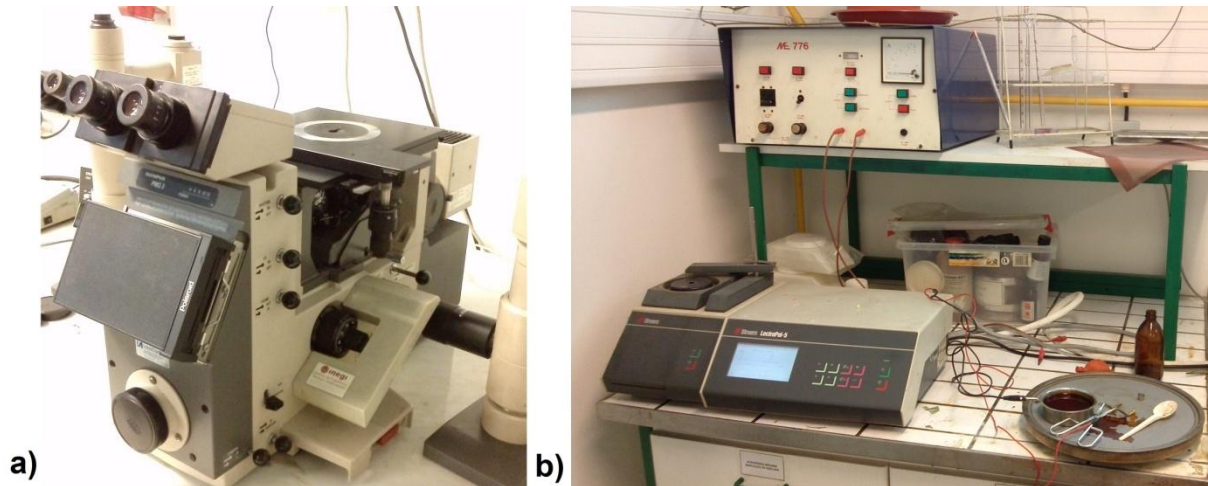


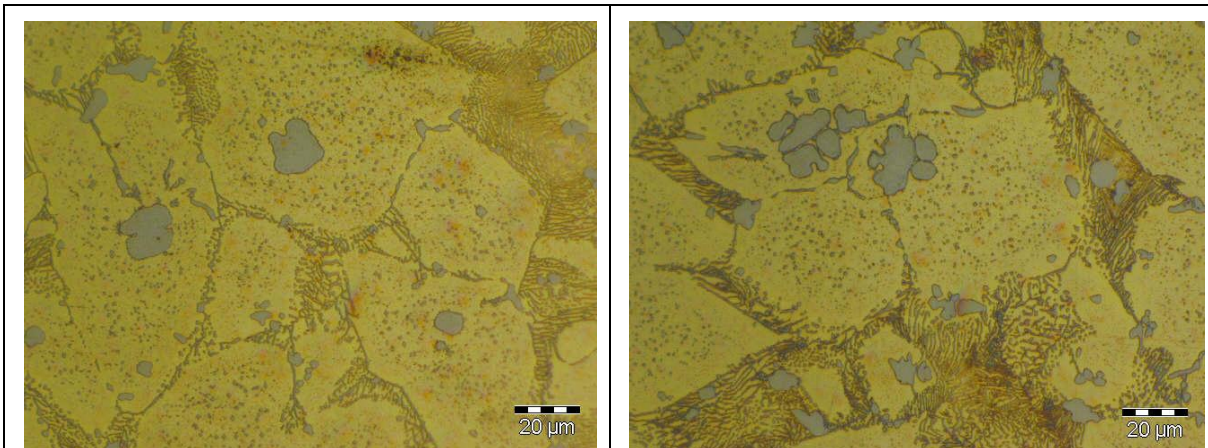
Figura 77 - a) microscópio ótico *Olympus PMG 3*; b) ataque eletrolítico da liga com óxido de crómio ( $\text{CrO}_3$ ).

As imagens obtidas são apresentadas na Tabela 18.

Tabela 18 - Imagens das microestruturas da liga CU3 do provete não tracionado.

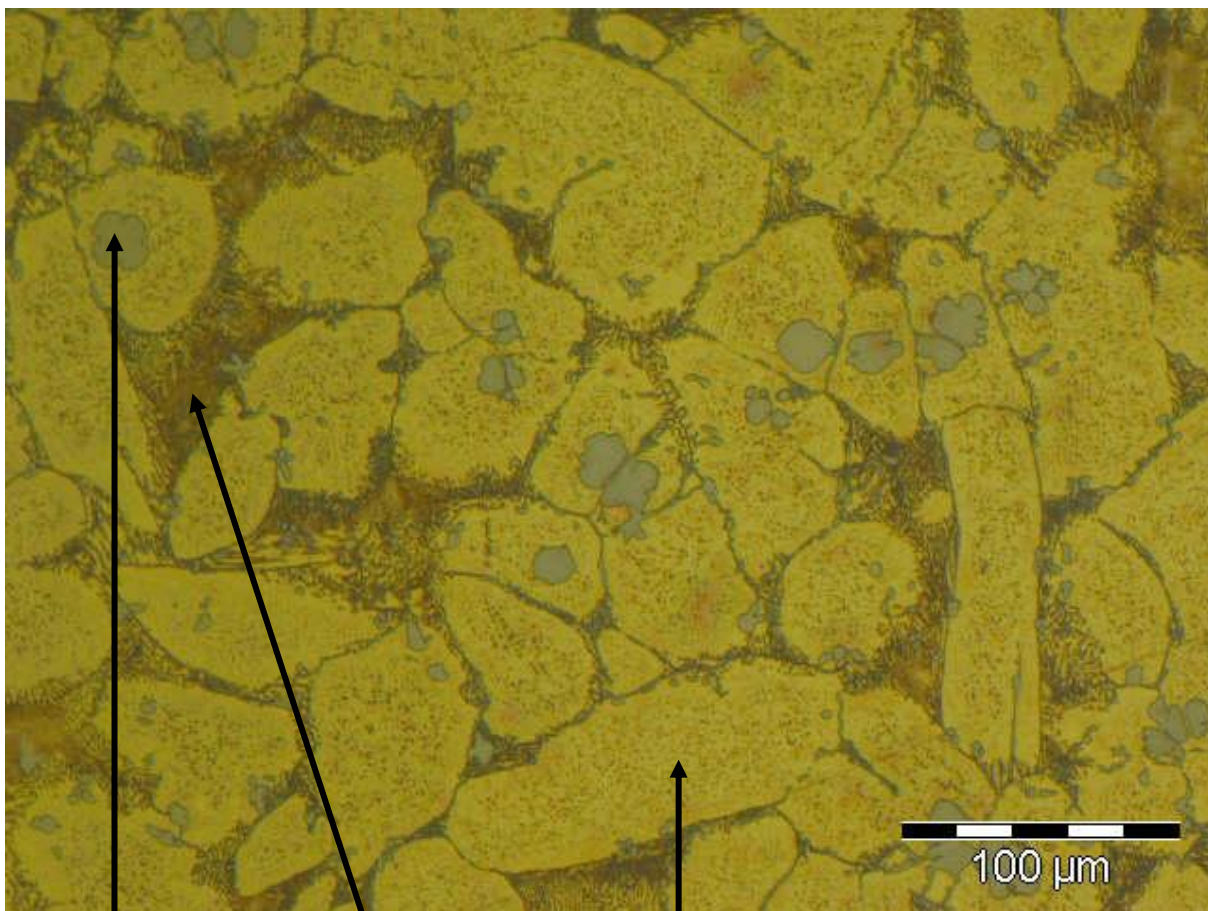
<b>Provete não Tracionado</b>	
<b>3 - Cabeça do provete</b>	<b>4 - Meio do provete</b>





Como é visível nas imagens das microestruturas da liga CU3 do provete não tracionado, foram obtidas imagens de microestruturas onde são facilmente perceptíveis as fases presentes. Não foram identificados quaisquer defeitos de fundição nas secções analisadas, o que nos permite afirmar a que a liga utilizada nos provetes se encontrava devidamente desgasificada e desoxidada, não apresentando bolhas ou vazios.

Aplicando o conhecimento adquirido no desenvolvimento do estado da arte, no que toca a esta liga, podemos identificar as fases presentes na microestrutura encontrada:



Roseta da fase  $K$

Fase  $\beta$   
transformada ou  
retida

Fase  $\alpha$

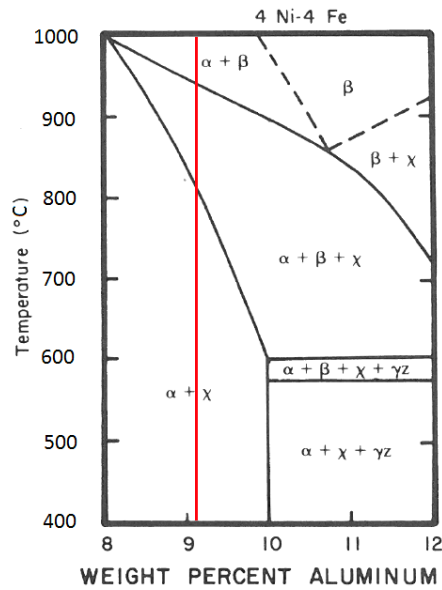


Figura 78 - Diagrama de fase da liga em estudo [16].

Da análise do diagrama de fases da liga em estudo e da microestrutura, pode ser afirmada a presença da fase  $\alpha$ , fase  $\beta$  e fase  $k$ . A fase  $k$  apresenta-se sob a morfologia de pequenas rosetas. Estas são constituídas por níquel, alumínio e ferro e provêm de um processamento complexo podendo apresentar-se sob a forma de rosetas, esferas ou lamelas. Uma grande parte da fase  $\beta$  mantém-se devido à presença de níquel e manganês na liga. Para ter a certeza da composição química desta fase, poder-se-ia realizar uma análise por microscopia eletrónica.

### 3.3 Pá de hélice de passo variável em estudo

A pá em estudo pertence a uma hélice de passo variável de diâmetro igual a 2,1 m. Através do *software* de desenho SolidWorks, obteve-se as características da pá, tendo esta uma massa de 255 kg e um volume de 0,03878786 m<sup>3</sup>. É apresentada na Figura 79, tendo sido obtida a partir da ferramenta *render* do *software* SolidWorks do ficheiro CAD da mesma.

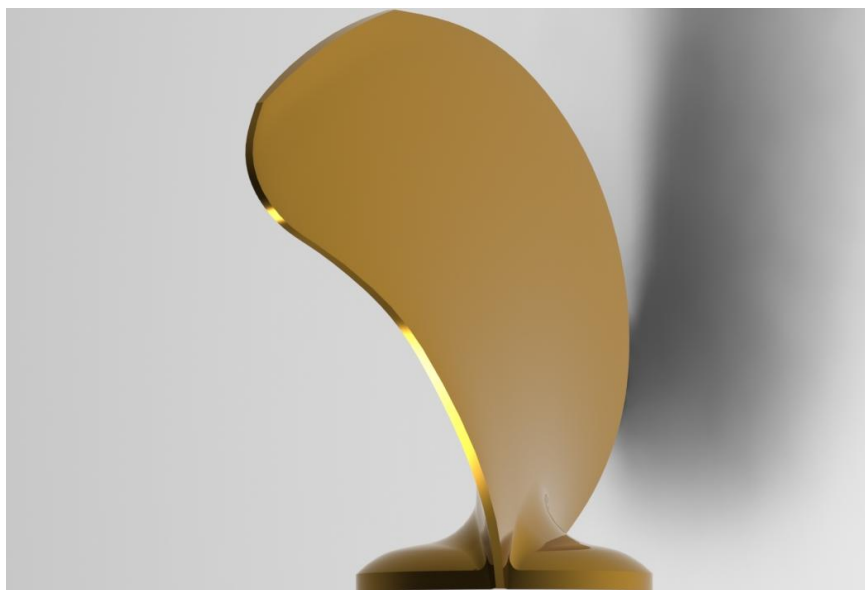


Figura 79 - Pá de hélice de passo variável em estudo.

### 3.4 Processo de fundição utilizado na Fundilusa

O processo de fundição atual é realizado por gravidade em moldações de areia auto-secativa com silicato de sódio e éster. O seu sistema de gitagem é construído por tubos de material refratário de secção constante de vários diâmetros (40 mm, 60 mm) o que não permite um controlo de enchimento em regime laminar, criando vários problemas na fundição, tais como inclusões de óxidos nas peça e filmes de óxidos o que leva a defeitos na peça fundida e a perda de propriedades mecânicas da pá. Os tubos utilizados na construção dos canais de gitagem não podem ser reaproveitados, causando um impacto grande no custo de produção das moldações. Com um sistema de gitagem desenhado para a peça em causa, de secções apropriadas consegue-se um enchimento calmo e controlado, evitando assim turbulência no enchimento.

Atualmente o vazamento é realizado segundo as seguintes condições:

- Temperatura de vazamento de 1200 °C;
- Moldação à temperatura ambiente;
- Tempo de vazamento cerca de 100 segundos.

#### 3.4.1 Sistema de alimentação

O sistema de alimentação utilizado nas pás passa por um alimentador atmosférico cilíndrico lateral colocado na base da pá, como é apresentado na Figura 80, sendo também utilizadas camisas de isolamento (isotérmicas) Foseco.



Figura 80 - Alimentador atmosférico cilíndrico lateral.

Este tipo de sistema de alimentação atmosférico tem a vantagem da alimentação ser auxiliada não só pela pressão metalostática exercida pelo metal presente nos alimentadores, mas também pela pressão atmosférica.

Para uma melhor compreensão da alimentação da peça foi determinado o módulo geométrico da peça e da zona mais espessa em estudo através da equação (2.19), sendo apresentado os valores na Tabela 19.



Tabela 19 - Propriedades da peça.

<b>Componente</b>	<b>Volume [mm<sup>3</sup>]</b>	<b>Superfície [mm<sup>2</sup>]</b>	<b>Massa [kg]</b>	<b>Módulo (V/S)</b>
Peça	38787860	1806053,77	255,786	21,48
Zona espessa	15539054	540860,17	102,558	28,73

Após a determinação do módulo geométrico da peça e da zona mais espessa da peça, onde existe maior probabilidade de ser a localização de o ponto quente, é possível determinar o valor do módulo do alimentador necessário recorrendo à equação (2.20) e à equação (2.21), sendo obtido um valor mínimo de módulo de 37,92, considerando um fator de segurança  $K$  de 1,2 e um fator de correção  $C$  de enchimento do alimentador de 1,1, de acordo com a Tabela 12 e Tabela 13.

A partir da equação (2.22) é possível calcular o volume mínimo necessário presente no alimentador de forma a compensar a contração durante a solidificação. Com utilização de camisas de isolamento *KALMIN* da Foseco consegue-se um aproveitamento do material presente no alimentador na ordem dos 60% tendo sido obtido um valor de volume mínimo de 2770561,43 mm<sup>3</sup>.

Seria ideal realizar o cálculo do módulo geométrico do alimentador utilizado atualmente na empresa de forma a poder afirmar se o mesmo estaria bem dimensionado, no entanto, por falta de dados provenientes da empresa, não foi possível realizar os cálculos.

### 3.4.2 Sistema de gitagem

O sistema de gitagem em uso corresponde a uma moldação com plano de apartação horizontal, o que implica uma orientação também horizontal dos canais de distribuição e um ataque à peça vertical. Este possui uma configuração despressurizada, na medida em que a área vai aumentando na direção do ataque à peça. A relação de gitagem, descrita na secção 2.7.1.3, utilizada no processo de fundição da peça em estudo na empresa não é conhecida, sendo apenas conhecidos os diâmetros dos tubos utilizados para a moldação.

### 3.4.3 Filtragem

O sistema de gitagem atual dispõe de filtragem, sendo utilizado um filtro SEDEX de 10 *ppi* de dimensões 100 x 150 x 22 [mm] e área efetiva de filtragem de 15000 mm<sup>2</sup>.

### 3.5 Projeto do sistema de gitagem e alimentação

Para se iniciar o projeto de dimensionamento do sistema de gitagem e de alimentação é realizada uma geração de conceitos nos quais se devem basear os *layouts* idealizados. Após uma análise preliminar dos diversos conceitos e selecionado qual o conceito teoricamente mais vantajoso será executado o projeto dos sistemas de gitagem e alimentação adequados.

Os parâmetros a ter em conta para a idealização dos *layouts* são diversos quando se fala do modelo de gitagem e alimentação a usar. A seleção entre a apartação vertical vs. horizontal passa pelo requerido pela Fundilusa, apartação vertical, o que acarreta vários problemas tais como velocidades excessivas no escoamento do fluido nos canais da moldação criando fenómenos de grande turbulência e portanto, não respeitando velocidades críticas no ataque à peça, cria uma necessidade de utilização de filtros e purgas de escória e aumento de áreas de forma a baixar a velocidade do escoamento e evitar inclusões não metálicas, filmes de óxidos e inclusões gasosas na peça.

Foi escolhido um sistema de gitagem em nascente, o que permite um ataque à peça pelo ponto mais baixo, evitando quedas de metal e conseqüente aprisionamento de filmes óxidos no metal fundido. Devido à área de possível ataque à peça ser de espessura reduzida foi projetado um ataque em leque de forma a serem respeitadas as áreas de secção calculadas. A zona de ataque à peça escolhida é apresentada na Figura 81.

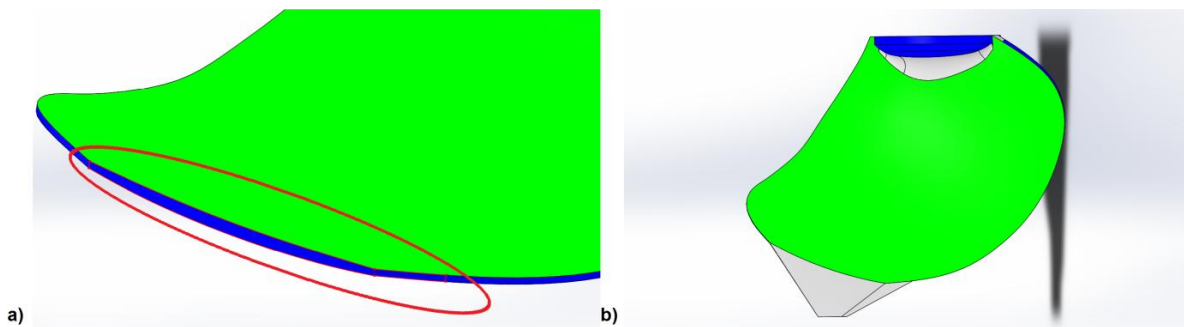


Figura 81 - Zona de ataque à peça: a) área de ataque; b) canal de ataque.

Pelo conhecimento adquirido no desenvolvimento bibliográfico desta dissertação, optou-se por um sistema de gitagem não pressurizado de forma a existir uma redução da velocidade do escoamento do metal líquido ao longo da gitagem. Optou-se também pela utilização de secções quadradas dos canais de gitagem para evitar vórtices e conseqüente aspiração de ar para o escoamento. Foram respeitados raios mínimos de curvas no sistema e variações bruscas de secção para não existirem regiões de baixa pressão.

A bacia de vazamento utilizada na empresa é do tipo apresentado na Figura 61 sendo que será mantida. O metal líquido deve manter-se a não menos de 50 mm de altura para evitar vórtices, por uma questão de segurança foi considerado que o metal tem uma altura de 100 mm dentro da bacia de vazamento.

Relativamente ao sistema de alimentação, o fator que mais influencia a disposição das peças é o tipo de alimentador utilizado. Atualmente na empresa são utilizados alimentadores atmosféricos com camisas de isolamento Foseco, existindo uma preferência por manter os alimentadores deste tipo.

A caixa de moldação utilizada neste projeto apresenta dimensões de 1500 mm de altura, 1500 mm de largura e 750 mm de largura.

Será necessário realizar uma simulação de solidificação da peça, a partir de 1250 °C de acordo com Foseco [14], numa posição vertical e outra numa posição horizontal, com o intuito ganhar sensibilidade em relação aos pontos quentes da peça, ou seja, as zonas da peça que demoram mais a solidificar e portanto com maior probabilidade de aparecimento de rechupes, para alocar o alimentador.

### **3.5.1 Determinação dos pontos quentes da peça**

No final do processo de solidificação existe uma parte da peça com vazios resultantes da contração não compensada da peça, designados de rechupes, que se encontram geralmente nas zonas que arrefecem por último lugar, vulgarmente designadas de pontos quentes.

Assim, antes de se proceder ao dimensionamento do sistema de alimentação seriam realizadas duas simulações de solidificação por forma a determinar os pontos quentes da peça, numa disposição da peça horizontal e vertical para melhor compreensão da contração do metal no processo decorrente na empresa e no projeto desta dissertação. Nestas simulações não devem ser considerados quaisquer tipos de alimentação, uma vez que a presença de elementos do sistema de alimentação iriam influenciar a localização dos pontos quentes.

#### **3.5.1.1 Resultados da simulação para a disposição vertical e horizontal**

Será de esperar, sendo portanto uma conclusão teórica, que os pontos quentes da peça se apresentem na sua zona mais maciça.

### 3.5.2 Layout 1

Após a determinação teórica dos pontos quentes da peça, foi analisado onde se deveria aplicar um alimentador de forma a que o mesmo fosse suficiente para alimentar a peça corretamente. O primeiro *layout* projetado que assenta nos pressupostos descritos está apresentado na Figura 82.

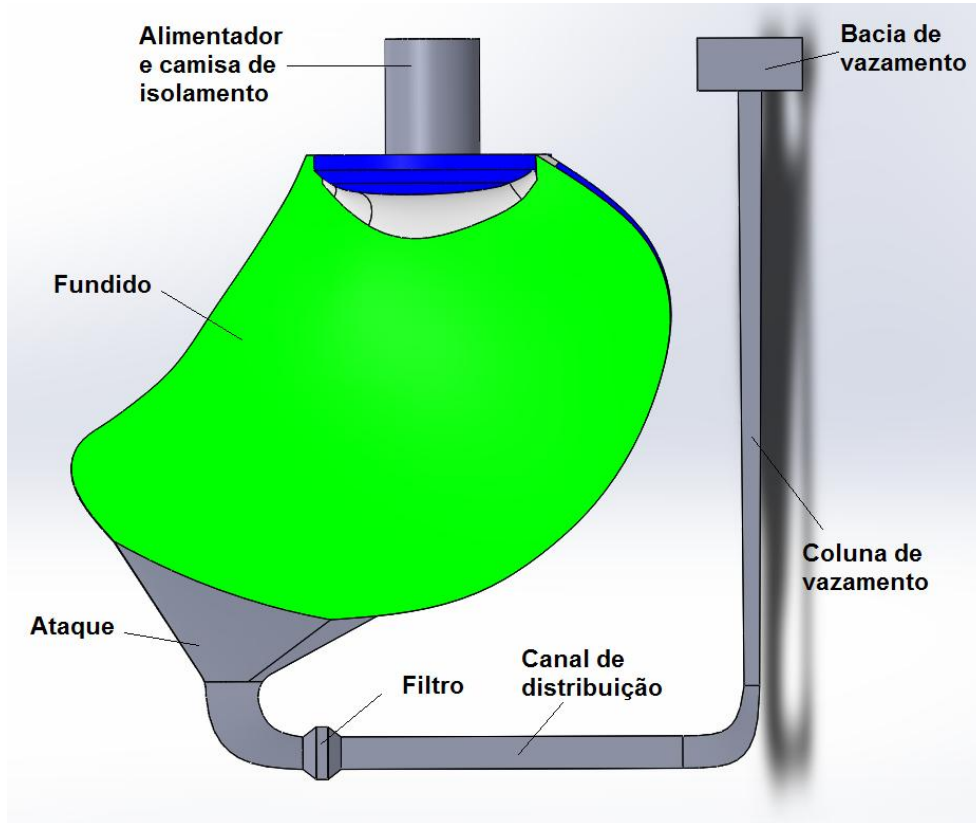


Figura 82 - Imagem virtual do *layout* 1.

Este *layout* apresenta uma configuração vertical com enchimento em nascente. Possui uma coluna de vazamento afunilada de forma a compensar a queda de metal acentuada e mantendo a relação de caudal de lei da continuidade. É utilizado um raio de curvatura suave em detrimento de uma base em poço, evitando assim um impacto abrupto, criação de salpicos e conseqüentemente aprisionamento de ar na liga. Os raios de curvatura no fundo da coluna de vazamento respeitam um raio mínimo em relação à dimensão da coluna, segundo *Ferreira* [3], e oferecem uma perda de carga localizada que permite uma redução de velocidade no fim da descida da coluna de vazamento.

O canal de distribuição sofre um aumento de área conforme a relação de gitagem adotada, baixando a velocidade do escoamento do fluido e direcionando-o para o filtro, onde são minimizados os efeitos de turbulência e o metal é filtrado. No filtro são retidas as partículas não metálicas provenientes da fusão da liga ou da própria moldação. Posteriormente o escoamento é direcionado para o canal de ataque à peça por mais uma curva de 90°. O ataque à peça é realizado em "leque" pelo ponto mais baixo da peça, resultando num enchimento calmo e suave, evitando fenômenos de turbulência devido a velocidades de enchimento controladas.

Após o enchimento, a peça solidifica sendo compensada a contração volumétrica da liga pelo volume existente no alimentador atmosférico projetado.

A massa de metal do conjunto deste *layout* é de 365 kg. O parâmetro da massa de metal a vaziar apresenta-se como um dos mais importantes no dimensionamento do sistema de gitagem, sendo que é a partir deste que é determinado o tempo de vazamento da liga e conseqüentemente as áreas dos canais de gitagem como será apresentado posteriormente. Tem também, uma grande influência no rendimento metalúrgico do processo de fundição.

### 3.5.2.1 Sistema de gitagem

Para o cálculo do sistema de gitagem, inicialmente foi adotado o método recomendado pela universidade de Bangladesh [53], apresentado no Anexo C e posteriormente confirmados através do cálculo de sistemas de gitagem aconselhado por *Campbell* [41]. Definidas as áreas das secções dos canais de gitagem realizar-se-ão testes de enchimento e solidificação com o *software* simulação numérica.

Para se proceder ao dimensionamento, é necessário definir o tempo de vazamento para se obter um caudal do metal a vaziar. Para isso, foi utilizada a equação (3.1):

$$t = k \sqrt{W} \quad (3.1)$$

Onde:

- $t$  - tempo de vazamento [s];
- $W$  - massa do metal a vaziar [kg];
- $k$  - fator que varia entre 5 e 8, para ligas de cobre e para ligas de alumínio, respetivamente.

Foi adotado o valor de  $k=5$  para a liga em estudo com fundamento experimental no processo realizado na Fundilusa. No que toca à massa de metal a vaziar foi acrescido um valor de 60% à massa da nossa pá, sendo todo o dimensionamento um processo iterativo e ajustável à medida que se vai avançando nos cálculos, o valor do tempo de vazamento será corrigido, tendo sido obtido um tempo de enchimento de 100 segundos.

Partindo do tempo de enchimento, foi calculada a taxa de enchimento média chegando a um valor de 4,046 kg/s. Porém, esta taxa não corresponde a taxa máxima. Devido à energia de descida do fluido ao longo da coluna de vazamento, antes de todos os canais estarem cheios, a taxa será 1,5 vezes superior à taxa média de enchimento chegando a uma taxa de enchimento inicial de valor 6,069 kg/s. Visto esta ser superior e causar maiores problemas no enchimento no que toca a efeitos de turbulência, será a taxa a ser utilizada nas simulações. É de notar, como referido anteriormente, que uma simulação com a taxa média de enchimento, completa, de certa forma, o trabalho de simulação, porém esta não foi possível realizar devido à morosidade do processo de simulação.

O cálculo da altura de queda do metal ( $h$ ) foi realizado segundo a Figura 57 para sistemas de enchimento em nascente, tendo sido obtida uma altura de 789 mm.

A área da secção de estrangulamento foi calculada através da equação (3.2), sendo esta o fundo da coluna de vazamento, visto estar a ser discutido um sistema de gitagem não pressurizado.

$$A = \frac{W}{\rho t C \sqrt{2gh}} \quad (3.2)$$

Onde:

- $A$  - área da secção de estrangulamento [m<sup>2</sup>];
- $t$  - tempo de vazamento [s];
- $W$  - massa do metal a vaziar [kg];
- $\rho$  - massa específica do metal líquido [kg/m<sup>3</sup>];
- $C$  - Coeficiente de descarga (=0,8) - coeficiente representado como  $K$  na equação (2.14);
- $h$  - altura de queda do metal [m];
- $g$  - aceleração da gravidade (9,81 m/s<sup>2</sup>).

Consultando o Anexo D, onde estão apresentadas as propriedades da liga em estudo, determina-se que a massa específica do metal à temperatura de 1250 °C é de cerca de 6600 kg/m<sup>3</sup>.

Foi obtido um valor de 194,8 mm<sup>2</sup> para a área de secção de estrangulamento. Como se está a tratar de secções quadradas, é obtida uma secção cerca de 13 mm x 13 mm. Com uma área tão pequena como a calculada, será credível afirmar que a passagem do metal na mesma leva a efeitos de erosão elevados o que aumenta o risco de inclusões não metálicas na peça fundida e destruição da moldação nesta secção. Como primeiro estudo e falta de sensibilidade na matéria a abordar, foram prosseguidos os cálculos. Para o cálculo da secção superior da coluna de vazamento, recorreu-se à equação (2.14) e à equação (2.15) da lei da continuidade, chegando assim à equação (3.3).

$$A_1 = A_2 \sqrt{\frac{h_2}{h_1}} \quad (3.3)$$

Onde:

- $A_1$  - área de secção superior da coluna de vazamento [m<sup>2</sup>];
- $A_2$  - área de secção inferior da coluna de vazamento, área da secção crítica [m<sup>2</sup>];
- $h_1$  - altura da secção superior da coluna de vazamento [m];
- $h_2$  - altura da secção inferior da coluna de vazamento [m].

Foi obtido um valor de 593,1 mm<sup>2</sup> para a área de secção de entrada da coluna de vazamento.

Para definir as áreas do canal de distribuição e do ataque à peça, tendo em conta a bibliografia aconselhada para as ligas de cobre, foi definido uma relação de gitagem de 1:1,2:1,4, pelo que se obteve a área de distribuição de 233,7 mm<sup>2</sup> e a área de ataque à peça de 272,7 mm<sup>2</sup>. Após o desenho CAD do sistema de gitagem e alimentação, é necessário proceder a um ajuste na massa a vaziar. Para se conhecer a massa de metal a vaziar, recorreu-se à ferramenta *Evaluate* do SolidWorks e foram realizados os cálculos novamente, tendo sido obtidas novas áreas apresentadas na Tabela 20, um valor para a taxa de enchimento máxima de 5,74 kg/s e um tempo de vazamento de 95,6 segundos.

Tabela 20 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.

Secção	Área [mm <sup>2</sup> ]
Superior da coluna de vazamento	560,7
Inferior da coluna de vazamento	184,1
Distribuição	221,0
Ataque	257,8

Tendo em atenção as áreas obtidas e sabendo o caudal de enchimento, foi calculada a velocidade do metal no ataque à peça pelo que se obteve velocidades demasiado elevadas. Na necessidade de redução da mesma foi calculada a área mínima de ataque à peça para a velocidade crítica através da equação (3.4).

$$A_{ataque} = \frac{Q}{v_c} \quad (3.4)$$

Onde:

- $A_{ataque}$  - área de ataque mínima à peça [m<sup>2</sup>];
- $Q$  - caudal de enchimento [m<sup>3</sup>/s];
- $v_c$  - velocidade crítica do escoamento [m/s] (=0,5 m/s).

Foi obtida uma área de ataque mínima de 1739,39 mm<sup>2</sup>. Tendo em conta que a área mínima de ataque varia, com ela varia também a relação de gitagem ficando assim uma relação de gitagem de 1:1,2:9,5. De forma a atenuar esta discrepância de relação utilizou-se 1:4:9,5. As áreas calculadas são apresentadas na Tabela 21.

Tabela 21 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.

Secção	Área [mm <sup>2</sup> ]
Superior da coluna de vazamento	560,7
Inferior da coluna de vazamento	184,1
Distribuição	736,5
Ataque	1749,2

### 3.5.2.2 Sistema de alimentação

Para a realização do dimensionamento do sistema de alimentação, foi utilizado o método dos módulos. Este inicia-se pelo cálculo do Módulo da peça a alimentar e da sua zona mais espessa através da equação (3.5), sendo apresentados os valores dos módulos calculados e as propriedades da peça na Tabela 22.

$$M_p = \frac{V}{S} \quad (3.5)$$

Onde:

- $M_p$  - módulo da peça;
- $V$  - volume da peça;
- $S$  - superfície em contacto com a moldação.

Tabela 22 - Propriedades da peça.

Componente	Volume [mm <sup>3</sup> ]	Superfície [mm <sup>2</sup> ]	Massa [kg]	Módulo (V/S) [mm]
Peça	38787860	1806053,77	255,786	21,48
Zona espessa	15539054	540860,17	102,558	28,73

Após a determinação do módulo geométrico da peça e da zona mais espessa da peça, onde se situa o ponto quente da peça, é possível determinar o valor do módulo do alimentador necessário recorrendo à equação (3.6) e à equação (3.7), sendo obtido um valor mínimo de módulo de 37,92 mm, considerando um fator de segurança  $K$  de 1,2 e um fator de correção  $C$  de enchimento do alimentador de 1,1, de acordo com a Tabela 12 e Tabela 13.

$$M_{al} = K \times M_p \quad (3.6)$$

Onde:

- $M_{al}$  - módulo do alimentador;
- $K$  - coeficiente de segurança;
- $M_p$  - módulo da peça.

$$M_{al} = \frac{M_g}{C} \quad (3.7)$$

Onde:

- $M_{al}$  - módulo real do alimentador;
- $C$  - fator de correção;
- $M_g$  - módulo geométrico.

A partir da equação (3.8) é possível calcular o volume mínimo necessário presente no alimentador de forma a compensar a contração durante a solidificação. Com utilização de camisas de isolamento *Kalmin* da Foseco consegue-se um aproveitamento do material presente no alimentador na ordem dos 60% tendo sido obtido um valo de volume mínimo de 2770561,43 mm<sup>3</sup>.

$$V_{alimentador} = V_{peça} \times \frac{\beta}{\mu - \beta} \quad (3.8)$$

Onde:

- $V_{peça}$  - volume da peça a alimentar;
- $\beta$  - contração volumétrica da liga após arrefecimento;
- $\mu$  - rendimento do alimentador.

Para o desenho do nosso alimentador foi utilizado o Anexo H onde são apresentadas geometrias e dimensões dos alimentadores [12]. Foi selecionado um alimentador do tipo 6. Os valores obtidos relativamente ao mesmo são apresentados na Tabela 23.

Tabela 23 - Propriedades do alimentador.

<b>Módulo do alimentdor [mm]</b>	<b>Diâmetro [mm]</b>	<b>Altura [mm]</b>	<b>Volume [mm<sup>3</sup>]</b>
37,92	202,89	304,15	9763230,70

De seguida foi calculado o colo do alimentador. As propriedades são apresentadas na Tabela 24.

Tabela 24 - Propriedades do colo do alimentador.

<b>Módulo do colo [mm]</b>	<b>Diâmetro do colo [mm]</b>	<b>Altura do colo [mm]</b>
31,60	105,58	65



Posteriormente foi selecionada a camisa de isolamento. Para isso consultaram-se os catálogos da Foseco tendo sido selecionado os modelos Kalmin (Anexo F). Analisando os modelos disponíveis, foi selecionado o modelo Kalmin KSI 6. Este apresenta um módulo de 39 mm e um volume de 3100000 mm<sup>3</sup>, preenchendo assim os nossos requisitos. Posto isto, as propriedades e dimensões do alimentador alteram-se para os valores apresentados na Tabela 25.

Tabela 25 - Propriedades do alimentador com camisa de isolamento.

Camisa de isolamento Kalmin KSI 6				
Módulo [mm]	Diâmetro do alimentador [mm]	Diâmetro da camisa de isolamento [mm]	Altura do alimentador [mm]	Volume [mm <sup>3</sup> ]
39	140	180	200	3100000

Na Figura 83 é apresentada a solução de alimentação recorrendo à utilização da camisa KSI 6.

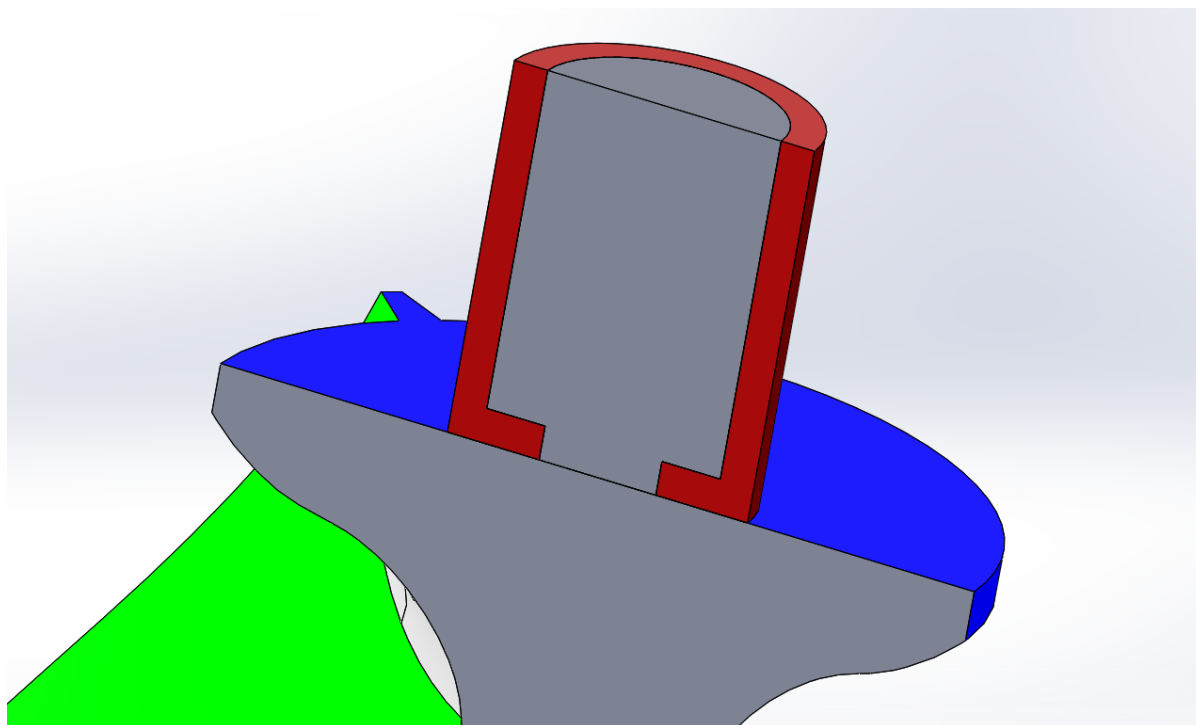


Figura 83 - Posicionamento do alimentador.

### 3.5.2.3 Sistema de filtragem

Dada a pesquisa bibliográfica houve necessidade de incorporação de um sistema de filtragem no sistema de gitagem.

Em função da pesquisa bibliográfica realizada, podemos afirmar que para o dimensionamento do filtro a utilizar tem de se ter em conta o caudal máximo e a capacidade do filtro.

O filtro escolhido é o mesmo modelo utilizado nos processos de fundição decorrentes na empresa, sendo este filtro cerâmico proveniente da Foseco de modelo Sedex 10 *ppi* (Anexo E).

Foi selecionado um filtro Sedex 10 *ppi* de dimensões 100 x 100 x 22 [mm], apresentando uma capacidade de filtragem de 4 kg/cm<sup>2</sup> e um caudal máximo de 0,10 kg/cm<sup>2</sup> por segundo. Com as dimensões selecionadas para o filtro podemos garantir um caudal de enchimento sem restrições ao nível do sistema de filtragem e uma capacidade de filtragem com alguma margem de segurança.

### 3.5.3 *Layout 2*

De forma a tentar reduzir a massa de metal a vaziar, reduzir a velocidade de escoamento na coluna de vazamento e obter um melhor aproveitamento do sistema de filtragem, foi criado um segundo *layout*. Este permitiu uma maior perceção das variações do escoamento quando existe variação no sistema de gitagem. O segundo *layout* projetado é apresentado na Figura 84.

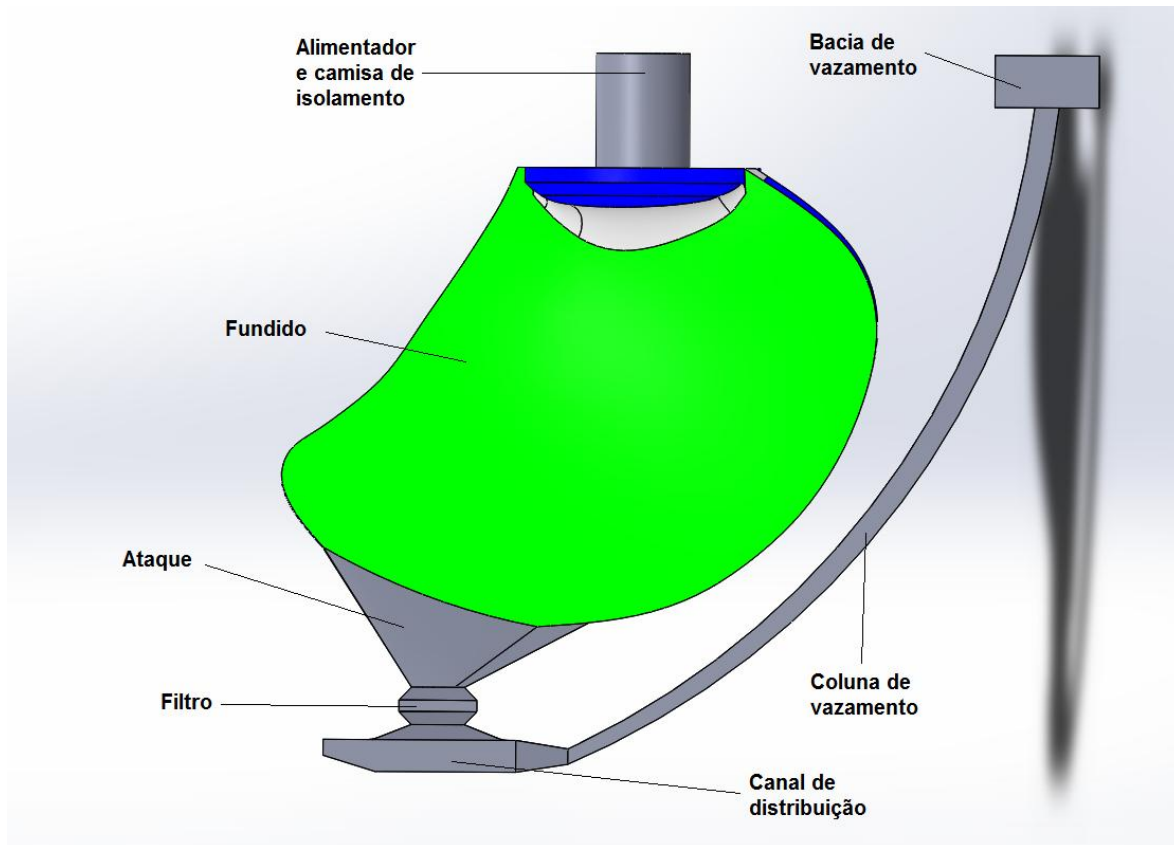


Figura 84 - Imagem virtual do *layout 2*.

O *layout 2* apresenta uma configuração igual à do *layout 1*, vertical com enchimento em nascente. A coluna de vazamento foi desenhada com um raio de curvatura, de forma a poder ser poupado metal e numa tentativa de reduzir a velocidade de descida do metal líquido numa primeira fase do vazamento. Possui uma redução da área desde a sua parte superior até à inferior, para obedecer à lei da continuidade, tal como apresentado no *layout 1*.

O canal de distribuição sofre um aumento de área conforme a relação de gitagem adotada, baixando a velocidade de escoamento do fluido. Este possui um prolongamento além do canal de ataque, criando uma purga de escórias e uma zona de primeiro impacto do metal líquido.

O metal líquido é direcionado para o filtro e posteriormente para o canal de ataque à peça, sendo este realizado de igual forma ao *layout 1*, ataque em "leque" pelo ponto mais baixo da peça, obtendo-se um enchimento suave e sem efeitos de turbulência devido às velocidades controladas no ataque.

O sistema de alimentação utilizado neste *layout* é o mesmo apresentado para o *layout 1*, visto ser a mesma peça e a mesma disposição.

Este *layout* apresenta uma redução de massa de metal a vaziar de 5 kg em relação ao anterior ficando assim com 360 kg. Como referido anteriormente, o parâmetro da massa de metal a vaziar é um dos mais importantes no dimensionamento do sistema de gitagem e apresenta uma grande influência no rendimento metalúrgico do processo de fundição.

### 3.5.3.1 Sistema de gitagem

Foi adotado o mesmo método de cálculo do sistema de gitagem do *layout* 1 para se proceder ao dimensionamento do sistema de gitagem do *layout* 2.

A área da secção de estrangulamento foi calculada através da equação (3.9), sendo esta o fundo da coluna de vazamento, visto estar a ser tratado um sistema de gitagem não pressurizado.

$$A = \frac{W}{\rho t C \sqrt{2gh}} \quad (3.9)$$

Onde:

- $A$  - área da secção de estrangulamento [ $\text{m}^2$ ];
- $t$  - tempo de vazamento [s];
- $W$  - massa do metal a vazar [kg];
- $\rho$  - massa específica do metal líquido [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ];
- $C$  - Coeficiente de descarga (=0,8) - coeficiente representado como  $K$  na equação (2.14);
- $h$  - altura de queda do metal [m];
- $g$  - aceleração da gravidade ( $9,81 \text{ m/s}^2$ ).

Consultando o Anexo D, onde estão apresentadas as propriedades da liga em estudo, determina-se que a massa específica do metal à temperatura de  $1250 \text{ }^\circ\text{C}$  é de cerca de  $6600 \text{ kg}/\text{m}^3$ .

Foi obtido um valor de  $194,8 \text{ mm}^2$  para a área de secção de estrangulamento. Posteriormente, no cálculo da secção superior da coluna de vazamento, foi obtido um valor de  $593,1 \text{ mm}^2$  para a área de secção de entrada da coluna de vazamento.

Para definir as áreas do canal de distribuição e do ataque à peça, tendo em conta a bibliografia aconselhada para as ligas de cobre, foi definida uma relação de gitagem de 1:1,2:1,4, pelo que se obteve a área de distribuição de  $233,7 \text{ mm}^2$  e a área de ataque à peça de  $272,7 \text{ mm}^2$ . Após o desenho CAD do sistema de gitagem e alimentação, é necessário proceder a um ajuste na massa a vazar. Para se conhecer a massa de metal a vazar, recorreu-se à ferramenta *Evaluate* do SolidWorks e foram realizados os cálculos novamente, tendo sido obtidas novas áreas apresentadas na Tabela 26, um valor para a taxa de enchimento máxima de  $5,67 \text{ kg/s}$  e um tempo de vazamento de  $94,6$  segundos.

Tabela 26 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.

Secção	Área [ $\text{mm}^2$ ]
Superior da coluna de vazamento	554,8
Inferior da coluna de vazamento	182,2
Distribuição	218,6
Ataque	255,1

Tendo em atenção as áreas obtidas e sabendo o caudal de enchimento, foi calculada a velocidade do metal no ataque à peça pelo que se obteve velocidades demasiado elevadas quando comparada à velocidade crítica da liga. Na necessidade de redução da mesma foi calculada a área mínima de ataque à peça para a velocidade crítica através da equação (3.10).

$$A_{ataque} = \frac{Q}{v_c} \quad (3.10)$$

Onde:

- $A_{ataque}$  - área de ataque mínima à peça [m<sup>2</sup>];
- $Q$  - caudal de enchimento [m<sup>3</sup>/s];
- $v_c$  - velocidade crítica do escoamento [m/s] (=0,5 m/s).

Foi obtida uma área de ataque mínima de 1718,18 mm<sup>2</sup>. tendo em conta que a área mínima de ataque varia, com ela varia também a relação de gitagem ficando assim uma relação de gitagem de 1:1,2:9,5. De forma a atenuar esta discrepância de relação utilizou-se 1:4:9,5. As áreas calculadas são apresentadas na Tabela 27.

Tabela 27 - Áreas dos componentes do sistema de gitagem.

Secção	Área [mm <sup>2</sup> ]
Superior da coluna de vazamento	544,8
Inferior da coluna de vazamento	182,2
Distribuição	728,7
Ataque	1730,8

### 3.5.3.2 Sistema de alimentação

Para a realização do dimensionamento do sistema de alimentação, foi utilizado o método dos módulos. Os cálculos realizados para o sistema de alimentação são os mesmos realizados para o *layout* 1 previamente projetado, sendo que para um entendimento do sistema de alimentação utilizado aconselha-se a leitura do capítulo 3.5.2.2. O módulo da peça a alimentar calculado é apresentado na Tabela 28.

Tabela 28 - Propriedades da peça.

Componente	Volume [mm <sup>3</sup> ]	Superfície [mm <sup>2</sup> ]	Massa [kg]	Módulo (V/S) [mm]
Peça	38787860	1806053,77	255,786	21,48
Zona espessa	15539054	540860,17	102,558	28,73

Foi selecionada uma camisa de isolamento a partir dos catálogos da Foseco tendo sido selecionado os modelos Kalmin (Anexo F). Analisando os modelos disponíveis, foi selecionado o modelo Kalmin KSI 6. Este apresenta um módulo de 39 mm e um volume de 3100000 mm<sup>3</sup>, preenchendo assim os nossos requisitos. Posto isto, as propriedades e dimensões do alimentador alteram-se para os valores apresentados na Tabela 29.

Tabela 29 - Propriedades do alimentador com camisa de isolamento.

Camisa de isolamento Kalmin KSI 6				
Módulo [mm]	Diâmetro do alimentador [mm]	Diâmetro da camisa de isolamento [mm]	Altura do alimentador [mm]	Volume [mm <sup>3</sup> ]
39	140	180	200	3100000

O alimentador tomou o mesmo posicionamento do *layout* 1.

### 3.5.3.3 Sistema de filtragem

O sistema de filtragem utilizado neste *layout* é o mesmo selecionado para o *layout* 1, variando apenas a dimensão do filtro.

O filtro escolhido é o mesmo modelo utilizado nos processos de fundição existentes na empresa, sendo este filtro cerâmico proveniente da Foseco de modelo Sedex 10 *ppi* (Anexo E).

Foi selecionado um filtro Sedex 10 *ppi* de dimensões 150 x 150 x 22 [mm], apresentando uma capacidade de filtragem de 4 kg/cm<sup>2</sup> e um caudal máximo de 0,10 kg/cm<sup>2</sup> por segundo. Foi selecionado um filtro com uma área superficial superior ao *layout* anterior de forma a que o fluido sofra uma redução de velocidade e ataque o filtro de forma o mais uniforme possível. Com as dimensões selecionadas para o filtro pode-se garantir um caudal de enchimento sem restrições ao nível do sistema de filtragem e uma capacidade de filtragem com alguma margem de segurança.

### 3.5.4 Simulação de solidificação

Neste subcapítulo seriam apresentados os resultados relativos à simulação de solidificação, tendo como principal objetivo validar o sistema de alimentação projetado, sendo analisados os dados relativos a:

- Rechupes de solidificação (*Shrinkage Porosity*);
- Fração Sólida (*Fraction Solid*);
- Gradiente térmico.

Com estes dados seria possível identificar quais as zonas cuja alimentação seria insuficiente e de que forma a alimentação projetada cumpriria a sua função.

#### 3.5.4.1 Resultados da simulação - *Layout* 1 e *Layout* 2

Ambos os *layouts* projetados utilizam o mesmo alimentador. Apenas variando o sistema de gítagem entre os dois, a massa de maior influência no processo de solidificação, a solidificar é mesma nos dois *layouts*.

Será de esperar, tal como na disposição vertical, a peça não apresentar quaisquer resultados de rechupes nos resultados de simulação dos *layouts*.

### 3.5.5 Simulação de enchimento

O tempo necessário para a realização de uma simulação de enchimento, cerca de 40 horas, leva a que apenas se realize uma simulação de enchimento para cada um dos dois *layouts* projetados.

São apresentados os resultados obtidos na simulação de enchimento, sendo os três tipos:

- Velocidade de enchimento (*Fluid Velocity Magnitude*);
- Fenómenos de turbulência;
- Tempo de enchimento (*Fill Time*).

#### 3.5.5.1 Resultados da simulação - *Layout* 1 e do *Layout* 2

No *layout* 1 serão esperadas elevadas velocidades na parte inferior da coluna de vazamento chegando a atingir 5 m/s. Idealmente, o enchimento inicia-se com o metal líquido a partir da bacia para a coluna de vazamento através da ligação com a área superior da coluna de vazamento. Neste ponto o metal entra na coluna de vazamento e cria um escoamento com uma frente de metal líquido uniforme, sendo este controlado pela área de secção inferior da coluna de vazamento. Após a secção inferior da coluna de vazamento ocorre um aumento de área para a coluna de distribuição e para além da perda de carga localizada introduzida pela curva, faz com que a velocidade de escoamento diminua. O ataque ao filtro

ocorre de seguida. Será notória a restrição à passagem de caudal no instante em que o filtro é atacado, acalmando o escoamento.

O escoamento ao atingir a área de ataque, assume valores de escoamento abaixo do valor crítico de enchimento, de forma a que não existam fenómenos de turbulência sendo a peça atacada pelo seu ponto mais baixo. O enchimento ocorrerá de forma contínua e calma, sem que ocorra rompimento do filme de óxidos na superfície do metal líquido. É também esperada a existência de um "remoinho" no enchimento devido ao direcionamento do fluxo de metal ao entrar na pá. A possibilidade da existência deste fenómeno é tida em conta, pois estando o mesmo direcionado à superfície poderia ocorrer a quebra e conseqüente mistura do filme de óxidos no metal líquido.

No *layout 2* a simulação iniciar-se á com a criação de um escoamento, com uma frente de avanço uniforme do metal líquido, partindo da bacia de vazamento, direcionado à área de restrição que controla o caudal sendo esta a área de secção inferior da coluna de vazamento. Será de esperar a presença de velocidades elevadas na secção inferior da coluna de vazamento devido à queda elevada do metal durante o vazamento, tal como se espera no *layout 1*. Espera-se existir a variação de velocidade do escoamento ao entrar no canal de distribuição, aproximando-se do prolongamento desenhado no canal de distribuição, este sofre um primeiro embate, criando uma onda que é dissipada pela abertura para o filtro, nunca atacando o mesmo. O ataque do metal ao filtro, apresentar-se-á calmo e uniforme.

O metal líquido, após o filtro, passa pela área de ataque à peça. Pelos cálculos realizados, pode ser verificado que as velocidades do escoamento não ultrapassam o valor crítico de 0,5 m/s, mantendo-se abaixo do mesmo. Posteriormente o metal entra na peça pelo ponto mais baixo, tal como verificado no *layout* anterior e como seria de esperar, o enchimento ocorre de forma suave, portanto com ausência de fenómenos de turbulência e abaixo do valor crítico de velocidade. Espera-se, novamente, o aparecimento do "remoinho", não criando este efeitos nefastos devido às suas baixas velocidades de agitação do metal.

## 4 ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

---

### 4.1 Sistemas de alimentação e gitagem

Neste capítulo será realizada uma comparação entre os dois *layouts* projetados com especial foco nas vantagens técnicas e económicas.

#### 4.1.1 Sistema de alimentação

O sistema de alimentação foi dimensionado de acordo com a necessidade da peça, cumprindo a sua premissa de solidificar posteriormente à peça mantendo a alimentação necessária para compensar a contração volumétrica da liga. Teoricamente, ambos garantem peças isentas de rechupes, apresentando apenas rechupes nos alimentadores e nos canais de ataque fora das peças.

No que diz respeito a microporosidades, através do critério de Niyama, não serão apresentadas variações notórias.

Como já referido anteriormente, os dados fornecidos pelo critério de Niyama são meramente qualitativos.

Existe alguma discrepância entre o volume de metal dos alimentadores em ambos os *layouts* projetados e o volume dos alimentadores utilizados na empresa, sendo os projetados de menor volume.

Apesar de os resultados a serem obtidos nas simulações se apresentarem bons, não significa que estes transpareçam o que se passa na realidade. Apesar de serem utilizados dados o mais próximo possíveis do real, existem sempre discrepâncias entre o processo de simulação e o processo experimental. Existem diversos fatores que afetam as simulações e as separam do processo real, muitos definidos por características das ligas em estudo tais como *Porosity gate feeding solid fraction* e *Niyama criterion*. O primeiro define quando a liga impede o sistema de alimentação de funcionar corretamente e o segundo refere-se ao valor crítico de Niyama e têm um valores pré-definidos pelo programa. Parâmetros estes que se apresentam de difícil, ou até mesmo inexistente pesquisa, criando assim uma necessidade imprescindível de se proceder ao estudo dos mesmos. Os *softwares* de simulação numérica utilizam um valor pré-definido em parâmetros como estes, não significando estarem incorretos, necessitam obrigatoriamente de serem validados, para isso, o ideal seria realizar comparações entre simulações numéricas e ensaios experimentais de forma a serem afinados os valores para a liga em causa.

#### 4.1.2 Sistema de gitagem

Os sistemas de gitagem projetados, através dos cálculos realizados, permitem afirmar que ambas as soluções são muito equivalentes. Ambas garantem um enchimento controlado da peça, mantendo uma velocidade de ataque à peça inferior à velocidade crítica da liga, sem qualquer queda de metal ou separação de fluxos, oferecendo peças fundidas sãs.

através dos cálculos é possível verificar que ambos os *layouts* apresentam velocidades elevadas na secção de estrangulamento, isto é, na secção inferior da coluna de vazamento, velocidades estas na

ordem dos 5 m/s. Contudo, o escoamento sofre um decréscimo de velocidade ao longo do canal de distribuição na direção do filtro.

É possível afirmar também que a presença de velocidades de enchimento da peça inferiores a 0,5 m/s considerado o valor limite para um enchimento sem problemas de maior.

Em termos de tempos de vazamento, ambos apresentam valores equivalentes próximos de 53 segundos, valor este definido pela taxa de vazamento inicial que se apresenta 1,5 vezes superior à taxa de vazamento média.

Para ambos os *layouts*, são esperadas temperaturas, no fim do enchimento da peça, superiores à temperatura líquida desta liga, deixando uma margem confortável caso se deseje baixar a temperatura de vazamento da liga, podendo trazer grandes benefícios em termos económicos.

## 4.2 Rendimento do processo

Um parâmetro bastante relevante, em qualquer tipo de fundição, é o rendimento metalúrgico do processo. Este pode ser calculado pela equação (4.1):

$$\text{Rendimento} = \frac{\text{Peso das peças acabadas}}{\text{Peso total do metal vazado}} \times 100 \quad (4.1)$$

Para o efetuar o cálculo de rendimento do processo para o *layout 1*, recorreu-se à ferramenta *Evaluate* do Solidworks para obter os valores das massas dos componentes, tendo sido obtido um valor de 365 kg.

O resultado do rendimento do processo metalúrgico do *layout 1* é apresentado na equação (4.2):

$$\text{Rendimento} = \frac{255}{365} \times 100 = 69,863 \% \quad (4.2)$$

Em termos económicos, o gasto de material na produção desta pá seria abaixo de 2299,5 €, caso o preço da liga seja de 6,30 €/kg como especificado em [37], sendo que o sistema de gítagem e alimentação volta a ser fundido como material de retorno.

Para o efetuar o cálculo de rendimento do processo para o *layout 2*, recorreu-se novamente à ferramenta *Evaluate* do Solidworks para obter os valores das massas dos componentes, tendo sido obtido um valor de 360 kg.

O resultado do rendimento do processo metalúrgico do *layout 2* é apresentado na equação (4.3):

$$\text{Rendimento} = \frac{255}{360} \times 100 = 70,83 \% \quad (4.3)$$

Para este *layout*, o gasto de material será um pouco inferior ao anterior devido à diferença de peso e situa-se nos 2268 €.

Os resultados do rendimento são elevados, como se pode constatar. Apesar do sistema ser despressurizado, o volume de metal utilizado no sistema de gítagem é relativamente baixo devido à queda ser acentuada e consequentemente as áreas de seção serem reduzidas.



## 5 CONCLUSÕES

---

Com a realização desta dissertação e analisando os resultados presentes ao longo da mesma, é possível avançar com as seguintes conclusões:

- Recorrendo à análise da microestrutura, podemos verificar a inexistência de bolhas ou vazios ou até mesmo inclusões de óxidos permitindo portanto afirmar que não se encontram presentes gases na liga usada para vaziar os provetes.
- A criação de layouts com plano de apartação vertical com um dimensionamento de áreas específicas alternativos ao processo de fundição com plano de apartação horizontal e áreas pré-definidas, podem ser vantajosos no que toca a fenómenos de turbulência e consequentes defeitos nas peças fundidas, tais como porosidades gasosas devido hidrogénio aprisionado e filmes óxidos.
- É possível criar um controlo de enchimento recorrendo à geometria e dimensionamento do sistema de gitagem, garantindo assim o enchimento completo do mesmo evitando inclusões de ar no metal líquido, devendo ser feita uma avaliação através de simulação.
- Visto que a empresa utiliza tubos de secções constante de material refratário na construção da moldação, não é possível obter um controlo de vazamento limitado pela moldação, pelo que o enchimento da peça fica condicionado à experiência do trabalhador que estiver a controlar o vazamento podendo criar defeitos no enchimento caso ocorra uma falha humana, o que não se verifica ao utilizar um sistema de gitagem como os projetados. Ao evitar o uso de tubos refratários, é ainda reduzido o custo de produção da moldação.
- A coluna de vazamento afunilada com a secção de estrangulamento na sua área inferior, teoricamente, permite o controlo do caudal, definindo assim o tempo de enchimento e evita aspiração de ar na liga na medida em que o escoamento é acompanhado pelas paredes da moldação criando uma frente de avanço do metal líquido uniforme.
- Os *layouts* verticais também facilitam a eficiência do alimentador, pois permitem uma alimentação atmosférica na parte superior e na área mais espessa da peça, quando comparados com os alimentadores laterais, a validar por simulação.
- O rendimento metalúrgico para ambos os layouts projetados apresenta um valor elevado.
- O Procast é uma ferramenta de extrema importância em aplicações de engenharia, na medida em que permite uma avaliação do enchimento e solidificação das peças evitando um processo de tentativa erro experimental moroso e dispendioso. Contudo, é necessário uma prévia validação / afinação de alguns valores de parâmetros da liga em estudo quando o *software* estiver disponível.
- Os valores reais dos parâmetros a executar nas simulações relativos à liga em estudo podem ser muito diferentes dos teóricos devendo portanto ser definidos experimentalmente e por simulação.



## 6 TRABALHOS FUTUROS

---

Existe uma grande variedade de estudos e tarefas que podem ser realizados para ser aprofundado o conhecimento quanto a esta liga e à sua fundição, sendo ela bastante interessante e desafiante devido à sua fácil oxidação. Encontram-se enumeradas algumas propostas de trabalhos futuros a serem realizados nesta área.

No que diz respeito à validação dos sistemas de alimentação e de gitagem, seria relevante realizar os seguintes trabalhos:

- Realização de uma simulação numérica de enchimento e solidificação da peça com o sistema de gitagem e alimentação utilizado na empresa, comparando posteriormente com a peça fundida. Só assim seria possível "afinar", de alguma forma, os parâmetros característicos da liga em estudo, tais como: *Porosity gate feeding solid fraction* e *Niyama criterion*. Considerando este um trabalho de extrema importância para simulações numéricas futuras com esta liga. Deste trabalho, seria também importante e interessante uma análise comparativa entre o *layout* da empresa e os *layouts* desenvolvidos nesta dissertação, passando desde rendimentos metalúrgicos do processo de fundição a análises económicas de todo o processo.
- Tendo em conta as dimensões enormes das peças produzidas na Fundilusa (até 20 toneladas), o trabalho proposto anteriormente deveria ser realizado em peças de menor dimensão (até 200 kg, por exemplo). Outra solução poderá ser a utilização de peças especialmente concebidas (provetes ou peças provete) para realizar o ajuste dos parâmetros anteriormente mencionados, recorrendo à simulação e análise metalográfica de rechupes e microrechupes.
- Realização de um vazamento da liga CU3 num dos *layouts* estudados nesta dissertação de forma a poderem ser comparados e validados os resultados obtidos por via de simulação a realizar, com posterior análise de defeitos na peça.
- Realização de uma simulação com uma curva de enchimento variável ao longo do tempo de vazamento, sendo esta baseada em procedimentos experimentais realizados atualmente na empresa.



---

**REFERÊNCIAS**

1. Wenschot, P., *The properties of Ni-Al Bronze sand cast ship propellers in relation to section thickness*. Naval Engineers Journal, 1986.
2. Lee, S.-M. and W.-J. Lee, *Finite-Element Analysis on Thermomechanical Behavior of a Marine Propeller Casting in the Sand-Casting Process*. Journal of Materials Engineering and Performance, 2005.
3. Ferreira, J.M.G.d.C., *Tecnologia da fundição*. Manuais universitários. 1999, Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian. 544 p.-544 p.
4. Vaghasia, D., *Gating System Design Optimization for Sand Casting*, in *Department of Mechanical Engineering*. 2009, Indian Institute of Technology Bombay.
5. Wikipédia. *Hélices*. 2014 [cited 2015 21/10]; Available from: <https://pt.wikipedia.org/wiki/H%C3%A9lice>.
6. Mendes, J.F., *Mecânica dos Fluidos*. 2006, Instituto Superior de Engenharia de Coimbra.
7. Britannica, E. *Cavitação em hélices*. 2013 [cited 2015 3/11]; Available from: <http://www.britannica.com/media/full/100722/147890>.
8. Tasmania, U.o. *Fenómeno de cavitação*. 2016 [cited 2015 3/11]; Available from: <https://www.amc.edu.au/sites/default/files/6.jpg>.
9. Carlton, J.S., *Marine Propellers and Propulsion (Third Edition)*, ed. J.S. Carlton. 2012, Oxford: Butterworth-Heinemann.
10. Fundilusa Fundições Portuguesas, L. *Fundilusa - Galeria*. 2010 [cited 2015 12/10]; Available from: [http://www.fundilusa.com/products\\_gallery.html](http://www.fundilusa.com/products_gallery.html).
11. Fundilusa Fundições Portuguesas, L. *Fundilusa*. 2010 [cited 2015 13/10]; Available from: <http://www.fundilusa.com/Fundilusa.html>.
12. Metals, A.S.f., *CASTING*. ASM Handbook. Vol. 4th printing. 1998, [S.l.]: ASM International.
13. Rocha, R.J.M.d.S., *Fundição por baixa pressão em areia de ligas de alumínio*. 2015, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
14. Brown, J.R., *Fosco Non-Ferrous Foundryman's Handbook*, ed. J.R. Brown. 1999, Oxford: Butterworth-Heinemann.
15. Degu, Y.M. and K. Sridhar, *Marine Propeller Manufacturing – A New Approach*. American Journal of Engineering Research, 2014.
16. American Foundrymen's, S., *Casting copper-base alloys*. 1984, Des Plaines, IL: American Foundrymen's Society. V, [1], 250 p.-V, [1], 250 p.
17. Magalhães, A.B.d., *Processos de Fabrico II - Introdução à Fundição*. 2009, FEUP.
18. Inc., C.D.A. *Copper*. 2015 [cited 2015 28/10]; Available from: <http://www.copper.org/education/copper-is/>.
19. Wikipedia. *Copper*. 2012 [cited 2015 28/10]; Available from: <https://en.wikipedia.org/wiki/Copper>.

20. Konečná, R. and S. Fintová, *Copper and Copper Alloys: Casting, Classification and Characteristic Microstructures*. 2012.
21. efunda. *Typical Properties of Copper Alloys*. 2015 [cited 2015 29/10]; Available from: <http://www.efunda.com/materials/alloys/copper/properties.cfm>.
22. Wikipedia. *The Statue of Liberty, showing advanced oxidization*. 2010 [cited 2015 29/10]; Available from: [https://en.wikipedia.org/wiki/Verdigris#/media/File:Statue\\_of\\_Liberty\\_7.jpg](https://en.wikipedia.org/wiki/Verdigris#/media/File:Statue_of_Liberty_7.jpg).
23. Inc., C.D.A. *Copper and its alloys*. 2007 [cited 2015 27/10]; Available from: <http://www.copperalliance.org.uk/copper-and-its-alloys/alloys/page/3>.
24. Inc., C.D.A. *Copper - Standard designations*. 2015 [cited 2015 29/10]; Available from: <http://www.copper.org/resources/standards/uns-standard-designations.html>.
25. Materia, T. *UNS - Copper Alloys*. 2001 [cited 2015 29/10]; Available from: <http://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=CheckArticle&site=ktn&NM=3>.
26. Meigh, H.J., *Cast and Wrought Aluminum Bronzes - Properties, Processes and Structure*. 2000: The Institute of Materials.
27. Ezanno, A., et al., *Validation of a high-cycle fatigue model via calculation/test comparisons at structural scale: Application to copper alloy sand-cast ship propellers*. International Journal of Fatigue, 2015. 74: p. 38-45.
28. Chakrabarti, A., et al., *Influence of Mean Stress and Defect Distribution on the High Cycle Fatigue Behaviour of Cast Ni-Al Bronze*. Procedia Engineering, 2014. 86: p. 103-110.
29. *Copper casting alloys*. 1994: Copper Development Association.
30. Babalola, B.J., et al., *Corrosion Characteristics of As-Cast Aluminium Bronze Alloy in Selected Aggressive Media*. Journal of Minerals and Materials Characterization and Engineering, 2013.
31. Infopedia. *Permeabilidade magnética*. 2003 [cited 2015 27/10]; Available from: [http://www.infopedia.pt/\\$permeabilidade-magnetica](http://www.infopedia.pt/$permeabilidade-magnetica).
32. Hattori, S. and T. Kitagawa, *Analysis of cavitation erosion resistance of cast iron and nonferrous metals based on database and comparison with carbon steel data*. Wear, 2010. 269(5-6): p. 443-448.
33. Wharton, J.A., et al., *The corrosion of nickel-aluminium bronze in seawater*. Corrosion Science, 2005. 47(12): p. 3336-3367.
34. West, E.G., *Copper and its Alloys*. 1982, Chichester: John Wiley and sons. 241 p.-241 p.
35. *Copper and Copper Alloys: Compositions, Applications and Properties*. 2004: Copper Development Association.
36. Societies, I.A.o.C., *Cast Copper Alloy Propellers*, in W24. 1996, International Association of Classification Societies.
37. service, M.P.-A.A.M. *C95800 Alloy*. 2016 [cited 2015 12/11]; Available from: <http://www.metalprices.com/metal/brass/brass-c95800>.
38. Sarkar, A., et al., *Influence of Casting Defects on S-N Fatigue Behavior of Ni-Al Bronze*. The Minerals, Metals & Materials Society and ASM International, 2014.
39. Stelter, M. and G. Morgenstern, *Investigations of Possibilities for Cleaning of Aluminium Bronze for the Recycling of Cast Alloys*. Kupfer-Symposium, 2007.
40. Silveira, T.S.E., *Estudo da variação da composição química, microestrutura e propriedades mecânicas da liga Al4,5Cu submetida a fusão prolongada*. 2013, Universidade do Minho.
41. Campbell, J., *Castings practice the 10 rules of castings*. 2004, Amsterdam [etc.]: Elsevier. XII, 205 p.-XII, 205 p.
42. Teixeira, R.M.M., *Estudo Numérico do Efeito dos Principais Parâmetros de Fundição na Formação de Rechupes em Peças Fundidas*. 2013, Instituto Politécnico de Bragança.

43. Oliveira, B., *Criação de um sistema de alimentação e gitagem em ferro fundido nodular, para moldação com linha de apartação vertical*. 2013, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
44. Stefanescu, D., *Science and Engineering of Casting Solidification*. 2008.
45. Pedrosa, R.M., *Projecto e desenho de peças fundidas*. Informação Técnica - Metalurgia. 1966, Instituto Nacional de Investigação Industrial.
46. Matthes, E., *Alimentação de peças vazadas em areia*. Informação Técnica - Metalurgia. 1966, Instituto Nacional de Investigação Industrial.
47. Tønseth, S., *Making greener ship propellers*. ScienceNordic, 2015.
48. Brown, J.R., *Foseco Ferrous Foundryman's Handbook*. 2000, Oxford.
49. Alves, M.B., *Projeto de sistemas de gitagem e alimentação para fundição em coquilha por baixa pressão de ligas de alumínio*. 2015, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
50. Santos, A.D.d., *Simulação de processos tecnológicos*. 2014, FEUP.
51. Ravi, B., *Casting Simulation - Best Practices*. 2010.
52. Liotti E., P.B., *Study of the validity of the Niyama criteria function applied to the alloy AlSi7Mg*. Alluminio E Leghea, 2006.
53. Rashid, A.K.M.B., *Design of Gating System*. 2015, Bangladesh University of Engineering and Technology: Dhaka.









**ANEXOS**

---



**ANEXO A: RELATÓRIO DE MATERIAL CU3 FUNDILUSA**






		<h1>RELATÓRIO DE MATERIAL</h1> <p>(MATERIAL REPORT)</p>		 Mod. 94/0																																													
<b>Address</b> Zona Industrial de Campos Polo1 4920-012 - V.N. Cerveira Portugal		<b>Phone / Fax</b> +351251700200 / +351251796524 <b>E-mail / Webpage</b> info@fundilusa.com / www.fundilusa.com Material Report generated by Fundimanager																																															
<b>1. DADOS GERAIS (General Data)</b>																																																	
<b>Ordem de trabalho:</b> (Our reference)		<b>Referencia:</b> (Client reference)		<b>Fusão:</b> (Fusion)																																													
<b>APH0919P4</b>		<b>3500227330</b>		<b>151015-01</b>																																													
<b>2. DADOS TÉCNICOS (Technical Data)</b>																																																	
<b>Análise Química</b> (Chemical Analysis)																																																	
<table border="1" style="width: 100%;"> <thead> <tr> <th>Nome</th> <th>Estan Sn</th> <th>Zinco Zn</th> <th>Chum Pb</th> <th>Ferro Fe</th> <th>Niquel Ni</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Max %</td> <td>0.1</td> <td>1</td> <td>0.03</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td>Valor %</td> <td>0.001</td> <td>0.144</td> <td>0.03</td> <td>4.2</td> <td>4.3</td> </tr> <tr> <td>Min %</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td>2</td> <td>3</td> </tr> </tbody> </table> <table border="1" style="width: 100%;"> <thead> <tr> <th>Nome</th> <th>Alumin Al</th> <th>Silicio Si</th> <th>Mangan Mn</th> <th>Cobre Cu</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Max %</td> <td>11</td> <td></td> <td>4</td> <td>82</td> </tr> <tr> <td>Valor %</td> <td>9.13</td> <td>0.08</td> <td>1.29</td> <td>80.8</td> </tr> <tr> <td>Min %</td> <td>7</td> <td></td> <td>0.5</td> <td>77</td> </tr> </tbody> </table>						Nome	Estan Sn	Zinco Zn	Chum Pb	Ferro Fe	Niquel Ni	Max %	0.1	1	0.03	6	6	Valor %	0.001	0.144	0.03	4.2	4.3	Min %				2	3	Nome	Alumin Al	Silicio Si	Mangan Mn	Cobre Cu	Max %	11		4	82	Valor %	9.13	0.08	1.29	80.8	Min %	7		0.5	77
Nome	Estan Sn	Zinco Zn	Chum Pb	Ferro Fe	Niquel Ni																																												
Max %	0.1	1	0.03	6	6																																												
Valor %	0.001	0.144	0.03	4.2	4.3																																												
Min %				2	3																																												
Nome	Alumin Al	Silicio Si	Mangan Mn	Cobre Cu																																													
Max %	11		4	82																																													
Valor %	9.13	0.08	1.29	80.8																																													
Min %	7		0.5	77																																													
<b>Sociedade Classificadora</b> (Classification Society)																																																	
<small>Análise Química realizada nas nossas instalações, com espectrómetro SPECTO MAX CCD N.º 115662/032 - Data de calibração: 13-02-2015 - Data da próxima calibração: 13-02-2016 (Chemical Analysis done at our laboratory, with a SPECTO MAX CCD N.º 115662/032 - Calibration Date: 13-02-2015 - Next Calibration Date: 13-02-2016).</small>																																																	
<b>Ensaio de Impacto Charpy</b> (Charpy Impact Test)																																																	
<table border="1" style="width: 100%;"> <thead> <tr> <th>Energia 1 (Energy 1)</th> <th>Energia 2 (Energy 2)</th> <th>Energia 3 (Energy 3)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>N/A</td> <td>N/A</td> <td>N/A</td> </tr> </tbody> </table>						Energia 1 (Energy 1)	Energia 2 (Energy 2)	Energia 3 (Energy 3)	N/A	N/A	N/A																																						
Energia 1 (Energy 1)	Energia 2 (Energy 2)	Energia 3 (Energy 3)																																															
N/A	N/A	N/A																																															
<b>Sociedade Classificadora</b> (Classification Society)																																																	
<small>O ensaio de Impacto CHARPY é realizado no nosso laboratório com o equipamento de pendúlo HOYTON 300 J com o nº de série 08P6845 (CHARPY impact test is performed at our laboratory with a Pendulous HOYTON 300J with serial number 08P6845)</small>																																																	
<small>Tipo de Entalhe (notch type) : CHARPY V Temperatura (temperature) : -10 °C Critério aceitação (acceptance criteria) : &gt; 2J</small>																																																	
<b>Ensaio de resistência à tracção</b> (Tensile Strength Test)																																																	
<table border="1" style="width: 100%;"> <thead> <tr> <th>Rpm: (.2%) 302.8 N/mm<sup>2</sup></th> <th>Rm 643.7 N/mm<sup>2</sup></th> <th>A 20.1 %</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>						Rpm: (.2%) 302.8 N/mm <sup>2</sup>	Rm 643.7 N/mm <sup>2</sup>	A 20.1 %																																									
Rpm: (.2%) 302.8 N/mm <sup>2</sup>	Rm 643.7 N/mm <sup>2</sup>	A 20.1 %																																															
<b>Sociedade Classificadora</b> (Classification Society)																																																	
<small>Ensaio de tracção realizado nas nossas instalações, segundo a norma EN ISO 6892-1, com Máquina: HM 130 kN N.º Serie: 1496 (Tensile strength test done at our laboratory, according to EN ISO 6892-1, with a HM 130 kN N.º Serie: 1496)</small>																																																	
<small>Uncertainty: 1% - Calibration Date: 16-11-2015 - Next Calibration Date: 16-11-2016</small>																																																	
<b>Garantia de Qualidade</b> (Quality Assurance)																																																	
 <b>FUNDILUSA</b> Fundições Portuguesas, LDA Controlo de Qualidade																																																	
																																																	

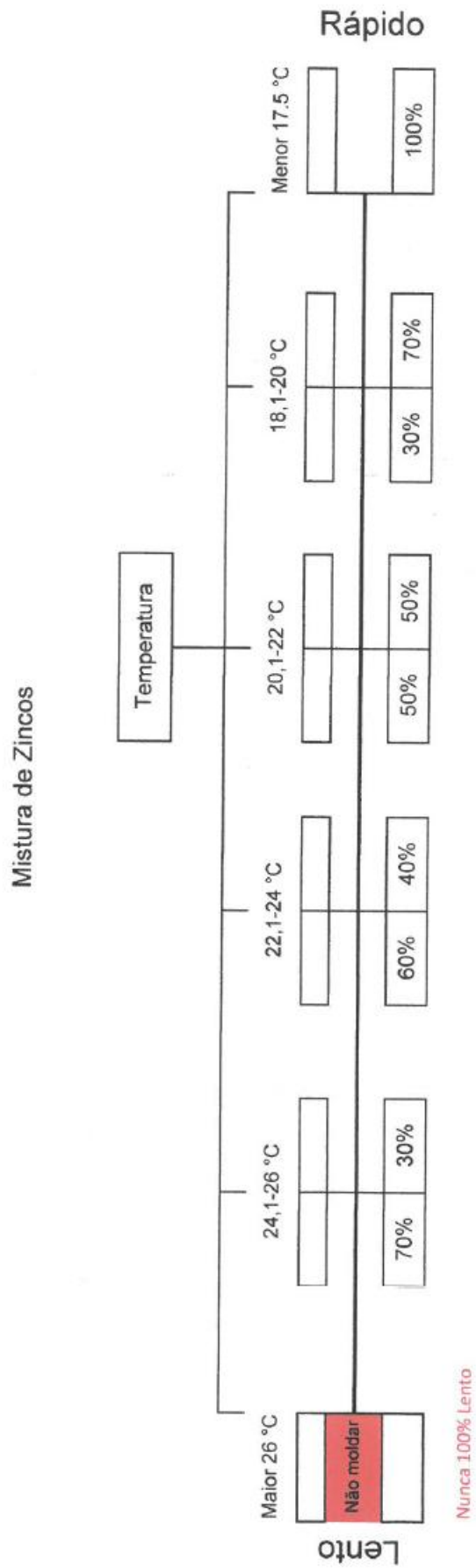
<b>FUNDILUSA, Lda</b>	<b>TEST CERTIFICATE</b>	Mod. 50/1															
<b>TENSILE STRENGTH TEST</b>																	
<p><b>TEST IDENTIFICATIONS</b></p> <p>Test Number : 5270                  Date : 28-10-2015                  Material : CU3                  Heat No : 151015-01                  Standard : EN ISO 6892-1                  Class. Society :                  Remarks : Witnessed by Surveyor</p>	<p><b>TENSILE STRENGTH TEST RESULTS</b></p> <table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td>R<sub>pn</sub> (.2%)</td> <td style="text-align: right;">302,8</td> <td style="text-align: right;">N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td>F<sub>m</sub></td> <td style="text-align: right;">99097</td> <td style="text-align: right;">N.</td> </tr> <tr> <td>R<sub>m</sub></td> <td style="text-align: right;">643,7</td> <td style="text-align: right;">N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td>A</td> <td style="text-align: right;">20,1</td> <td style="text-align: right;">%</td> </tr> <tr> <td>Z</td> <td style="text-align: right;">18,74</td> <td style="text-align: right;">%</td> </tr> </table>	R <sub>pn</sub> (.2%)	302,8	N/mm <sup>2</sup>	F <sub>m</sub>	99097	N.	R <sub>m</sub>	643,7	N/mm <sup>2</sup>	A	20,1	%	Z	18,74	%	<p><b>SPECIMEN DATA</b></p> <p>Identification : FUNDILUSA-14                  Initial Length (L<sub>0</sub>) : 70,0 mm                  Diameter (D) : 14,0 mm                  Initial Section (S<sub>0</sub>) : 153,94 mm<sup>2</sup></p>
R <sub>pn</sub> (.2%)	302,8	N/mm <sup>2</sup>															
F <sub>m</sub>	99097	N.															
R <sub>m</sub>	643,7	N/mm <sup>2</sup>															
A	20,1	%															
Z	18,74	%															
<p>Realizado en Máquina : HMD 130 kN N° Serie : 1496</p>																	
<p>Uncertainty : 1 %                  Calibration Date : 12-Nov-2014                  Next Calibration Date : 12-Nov-2015</p>	<p>Performed by : <b>Filipe GONCALVES</b>                  Signature : <b>Fundições Portuguesas, LDA</b>                  Controlo de Qualidade</p>																

**ANEXO B: RELATÓRIO DE AREIA E RELAÇÃO DE ÉSTERES**





 QUINTA DA ROSA, EN 114, 2040 RIO MAIOR			Boletim de Análise			Designação: Areia Seca Referência: - SP30 Lote: 002/15			
ANÁLISE GRANULOMÉTRICA					ANÁLISE QUÍMICA				
CRIVOS DA SÉRIE ISO 3310-1			MÉTODO LASER			Óxidos	%		
µm	% Retido	Factor Mult. (AFA)	µm	% Retido					
1000	0,29	12	250	-	SiO <sub>2</sub>	99,4			
710	4,01	16	160	-	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,334			
500	21,10	22	100	-	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,075			
355	52,64	31	63	-	TiO <sub>2</sub>	0,060			
250	20,04	44	40	-	K <sub>2</sub> O	0,012			
180	1,91	62	30	-	Na <sub>2</sub> O	0,001			
125	0,01	83	20	-	CaO	0,005			
90	0,00	118	15	-	MgO	0,004			
63	0,00	166	10	-	Perda ao Fogo	0,090			
<63	0,00	235	5	-	Cloretos	<0,001			
Total	100,00		2	-	Sulfatos	<0,05			
Massa Volúmica (mg/m <sup>3</sup> )*		2,6500	1		Enxofre Total		<0,04		
Baridade (Kg/m <sup>3</sup> )		-	<1		Observações : O produto encontra-se em conformidade com a norma EN 12620:2002+A1:2008 - Agregados para betão, EN 13139:2002, EN13139:2002/AC:2004 Agregados para argamassas0  na - não aplicável (porque o nosso agregado tem dimensão inferior a 4mm)  d/D - 0/1mm   0780-CDP-85094 05				
Índice de Finura (AFA)		32	Área específica teórica						
Área Esp. Real (cm <sup>2</sup> /g)		63	D50						
Área Esp. Teórica (cm <sup>2</sup> /g)		54	D10						
Coeficiente de Forma		1,17	D90						
Tamanho médio grão - AGS (µm)		455							
OUTRAS CARACTERÍSTICAS FÍSICAS									
Teor de Húmus		Mais Claro	Argila (AFS)						
Minerais Densos (%)		0,3844	Contaminantes Orgânicos %		<0,1				
Absorção de Água (%)		-	Viscosidade (cp)						
pH		7	Descrição Petrográfica		97% Quartzo e 3% Turmalina				
ADV (mL)		-	Retracção por Secagem (%)						
Coloides (mm)		-	Humidade (%)		<0,1				
Cor	L*	79,88	Matéria orgânica (ppm)						
	a*	1,79	Carbonatos (%)						
	b*	5,71							
<b>Métodos e equipamentos:</b> Análise granulométrica: NP EN 933-1:2014. Dimensão do provete: 100g Humidade: NP EN 1097-5:2011 Baridade (Kg/m <sup>3</sup> ): NP EN 1097-3:2002 As restantes análises são efectuadas segundo métodos internos. * considerando Pssd A cor é determinada por um espectrofotómetro Minolta CM-3610d(D65-10°). A análise química é efectuada num espectrofotómetro de fluorescência de raio-X, marca Philips, Modelo Venus. A análise granulométrica da fracção fina é efectuada com equipamento de difracção a laser, marca Malvern, modelo Mastersizer 2000									
<b>Declaração de Conformidade:</b> O produto acima descrito, encontra-se em conformidade com a especificação, segundo a norma NP EN ISO/IEC 17050-2:2006					<b>Validação do Laboratório</b> <b>Nome do técnico:</b> António Domingos   <b>Assinatura :</b>				
					<b>Data emissão:</b> -				
					<b>Local:</b> SILO 6				
					<b>Data expedição:</b> 23/9/2015				



**ANEXO C: DESIGN OF GATING SYSTEM - BUET, DHAKA**



1. Selection of a Layout

- Decide first which way up the part is to be cast
- For two/three-part mould, use casting in cope/middle box, allowing gating at the lowest parts of the casting
- A heavy section of the casting needs special attention. Orient the heavy part of the casting at the top and plant a feeder there. If this cannot be done, provide chills and/or fins to this section
- When a general scheme is decided, including the approximate siting of gates and runners, the provision of feeders (if any) and the location of the sprue, a start can be made on the quantification of the gating system.

2. Design of Pouring Bush/Basin

- Decide on the type of pouring basin used, Fig. 1:
- Conical pouring cup (can be used for small casting). For hand ladle filling (50 mm above the entrance to the sprue) monograms can be used. When poured directly from furnace (usually from a height) monogram cannot be used.
- Pouring bush/basin (for larger casting)

3. Design of Down-Runner or Sprue

- 3.1 Weight and volume estimation
- Calculate the weight of liquid metal to be poured (includes the casting itself and the rigging, which include the feeder and the gating system)
  - Initially, an extra 20 to 60% of casting weight depending on the size of the casting can be used as the rigging weight. An approximate estimate is nearly always good enough, although a revised value can always be used in a subsequent iteration of the rigging design calculations to obtain an accurate value for the weight of the rigging
  - Determine the liquid metal volume to be poured:

$$\text{Liquid metal volume, } V = \frac{\text{Weight of total liquid metal to be poured, } W}{\text{Density of liquid metal, } \rho}$$

3.2 Determination of pouring rate

- Determine/decide on total filling time of casting. See Appendix 1 and Appendix 2.
- Pouring time < solidification time of thinnest section of casting.
- Find solidification time from modulus (Fig. 2, 3) and the Chvorinov's rule (Fig. 4).
- Experience / trial and error are needed.
- Find the average/initial filling rate (kg/s or m<sup>3</sup>/s) in the gating system

$$\text{Average filling rate, kg/s} = \frac{\text{Weight of casting (kg)}}{\text{Filling time (s)}}$$

$$\text{Initial filling rate} = 1.5 \times \text{Average filling rate}$$

3.3 Select the velocity of flow

- The selected velocity of flow must be lower or equal to the critical velocity of liquid metal, which are as follows:  
Al-base and Mg-base alloys : 250 mm/s  
Cu-base and Fe-base alloys : 500 mm/s

3.4 Calculate the effective metal head of casting

$$h_p = H - 0.5 \left( \frac{h_1^2}{h_2} \right)$$

h<sub>p</sub> = metal head pressure at the sprue base, H = height of sprue, h<sub>1</sub> = height of casting above the point of metal entry into the mould (or, height of casting in cope), h<sub>2</sub> = height of casting.

3.5 Calculate the choke area

- Smallest area in the gating system that regulate the rate of liquid flow throughout the gating system

$$A = \frac{W}{\rho t C \sqrt{2g h_p}}$$

A = choke area, W = casting weight (total, including all elements), ρ = density of molten metal, t = pouring time, C = discharge coefficient (= 0.8), g = acceleration due to gravity (=9.8 m/s<sup>2</sup>), h<sub>p</sub> = effective height of metal head.

- If unpressurised system is used, the sprue exit area will act as a choke. On the other hand, for pressurized system, the gate will act as the choke.

3.6 Calculate the sprue dimensions

- Sprue exit area = choke area
- Calculate the sprue top area. [ Use Bernoulli's Theorem, v<sup>2</sup> = 2gh and then using the Law of Continuity, Q = A<sub>1</sub>v<sub>1</sub> = A<sub>2</sub>v<sub>2</sub>, to obtain the equation A<sub>1</sub> = A<sub>2</sub>√(h<sub>2</sub>/h<sub>1</sub>) ]  
A<sub>1</sub> = sprue top area, A<sub>2</sub> = sprue bottom area, h<sub>1</sub> = distance between ladle and sprue top, and h<sub>2</sub> = distance between ladle and sprue bottom.

#### 4. Design of Runner and Ingates

##### 4.1 Calculation of runner dimensions

- The runner will have dimensions as specified by the gating ratio. For example, for a gating ratio of 1.2:4 (unpressurised system),

$$\text{Runner area} = 2 \times \text{Sprue exit area}$$

- The cross-section of a runner is usually rectangular and the thickness of runner should be close to the height of a sessile drop of the corresponding liquid metal (16 for Mg-base, 13 mm for Al-base, 8 for Cu- and Fe-base alloys) to avoid turbulence (even if the liquid velocity exceeds the critical velocity).
- Take a simple 90° turn from the sprue exit into the runner to streamline the sprue exit and runner junction. The inside radius of this turn should be at least approximately 1 or 2 times the thickness of the runner.

##### 4.1 Calculation of gate dimensions

- Use the gating ratio to determine the total gate area.
- $$\text{Gate area} = 2 \times \text{Runner area}$$
- For a pressurized system, the will act as the choke.
  - For multiple gates, divide the total gate area by the number of gates to determine the individual gate area.
  - Usually, the thickness of gate equals the thickness the runner. Length of gate is suitably designed to access the mould cavity.
  - Avoid hot spot in the gate junction (Fig. 5, 6).

$$\text{Gate modulus} \approx \frac{1}{2} \times \text{Local casting modulus}$$

$$\text{Gate thickness} = \frac{1}{2} \times \text{Local casting thickness}$$

#### 5. Inclusions Control

Use one or more inclusion control systems (filters, dross trap or swirl trap) in the gating system to avoid entry of sand, oxide film and other inclusions into the mould cavity.

#### Use of Nomogram

Calculation of sprue, runner and ingate dimensions of the gating design can be made with the use of Nomogram (Fig. 7). Once the average fill rate and sprue height have been decided, the sprue bottom area, gate area, and sprue top area can be found out from such nomogram.

Assumptions made in the preparation of the nomograms:

1. Unpressurised gating system
2. Initial pouring rate  $\approx 1.5 \times$  average pouring rate
3.  $C = 0.8$  (sprue loss),  $k = 0.5$  (basin loss)
4. Critical gate velocity: 250 mm/s for Al-base alloys; 500 mm/s for Cu- and Fe-base alloys
5. 20% safety factor oversize of the sprue top area
6.  $h_1 = 50$  mm (height of liquid at the pouring basin)
4. Density data: 2500 kg/m<sup>3</sup> for Al-base alloys; 7000 kg/m<sup>3</sup> for Cu, Fe, Ni, and Co-base alloys

**Appendix 1:**

**Calculation of pouring time base on experimented rules**

Often experimentally determined equations are used to calculate pouring time (in seconds) and pouring rate (kg/s) for typical foundry alloys. Some those equations are mentioned below.

**1. Grey iron castings**

- (a) Thin walled castings of thickness 2.5 – 15 mm and weight less than 450 kg

$$t = S\sqrt{W}$$

W = weight of liquid metal poured, kg; S = coefficient taking into account of casting wall thickness

Thickness of casting, mm	2.5 – 3.5	3.5 – 8.0	8.0 – 15.0
Constant, S	1.63	1.85	2.20

- (c) For castings of weight > 450 kg:

$$t = k \left( 0.95 + \frac{\delta}{0.853} \right) W^{1/3}$$

k = a fluidity factor obtainable from the Fig. A1. = Fluidity (from figure) / 40;  
 δ = average thickness of casting, inch; W = weight of metal poured, pound

- (b) In fps unit:

$$t = k \left( 0.95 + \frac{\delta}{0.853} \right) \sqrt{W}$$

**2. Steel castings:**

$$t = K\sqrt{W}$$

W = weight of casting, lbs; K = 1.2 (for 100 lb casting), 0.4 (for 100,000 lb casting) (K values plotted against log W)

**3. Copper alloys:**

$$t = S(\delta W)^{1/3}$$

δ = average thickness of castings, mm; S = 1.3 – 1.8 (for bottom gated systems; lower value for brass, higher value for tin bronze), 1.9 – 2.8 (for top gates systems; lower value for brass, higher value for tin bronze); W = weight of casting, kg

**4. Copper and aluminium alloys:**

$$t = k\sqrt{W}$$

k = 5 (for copper-base alloys), 8 (for aluminium-base alloys); W = weight of casting, kg

**Appendix 2:**

**Calculation of pouring rate**

**1. Determination of the pouring rate (kg/s)**

To calculate the optimum pouring rate (in kg/s) for different metals, the following equations can be applied.

- (a) Ferrous metals and copper-base alloy castings

$$R = \frac{W^P}{(1.34 + 13.77t)}$$

W = weight of casting, kg; t = critical casting thickness, mm; P = constant (depends upon the weight of casting). The value of constant P for different castings is as follows:

Casting weight, kg	up to 500	500-5000	5000-15000
Constant, P	0.50	0.67	0.70

- (b) Light metal castings

$$R = b\sqrt{W}$$

b = constant, depends on wall thickness. Typical values of b:

Wall thickness, mm	below 6 mm	6-12 mm	above 12 mm
Constant, b	0.99	0.87	0.47

**2. Determination of adjusted pouring rate (kg/s)**

The pouring rate thus obtained from these two equations has to be corrected for metal fluidity k and the effect of friction (f factor) in the gating system. The adjusted pouring rate R<sub>a</sub> can be calculated according to the following equation:

$$R_a = \frac{R}{k \cdot f}$$

The factor f has a value of 0.85-0.90 for tapered sprue and 0.70-0.75 for straight sprue.

For all metals other than grey and malleable cast iron, k can be taken as unity. In case of grey and malleable cast iron, the metal fluidity can be calculated from the carbon equivalent (Fig. 8).

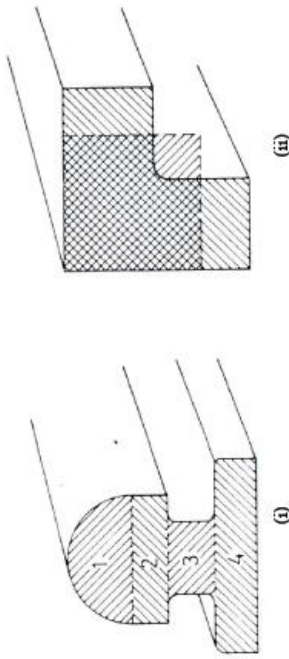


Fig. 3: Method of determination of modulus value of irregular shapes. The cross-section is determined either (i) by subdivision into simple shapes and (ii) by approximated by substitute shapes.

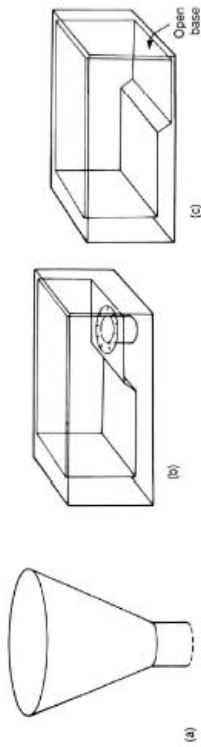


Fig. 1: (a) A simple funnel pouring cup, not recommended in general; (b) a weir bush of excellent design, whose upward circulation will assist in the separation of slag and dross, but which would need to be carefully matched to the entrance diameter of the sprue in the cope; and (c) an offset bush with an open base recommended for general use.

Shape	Modulus	
	100% Cooled area	Base uncooled
Sphere 	$\frac{D}{6}$	—
Cube 	$\frac{D}{6}$	$\frac{D}{5}$
Cylinder 	$\frac{H}{D}$	$\frac{D}{5}$
	1.0	$\frac{D}{5}$
	1.5	$\frac{3D}{14}$
Infinite cylinder	$\frac{D}{5}$	$\frac{2D}{7}$
	∞	—
Infinite plate 	$\frac{D}{2}$	—

Fig. 2: Moduli of some common shapes.

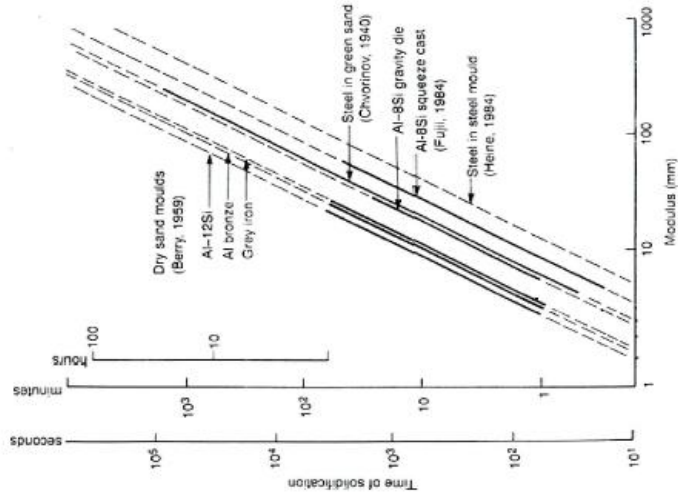


Fig. 4: Freezing times for plate-shaped castings in different alloys and moulds.



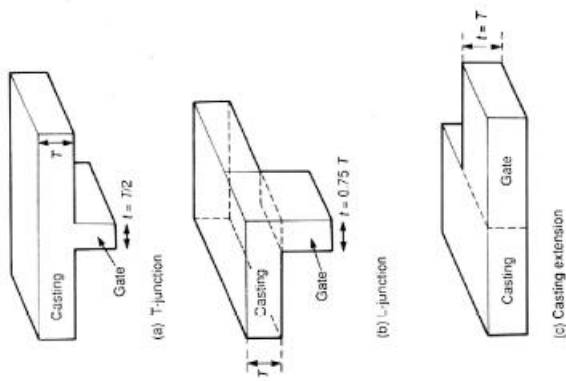


Fig. 5: The maximum allowable gate thickness to avoid a hot spot at the junction with the casting.

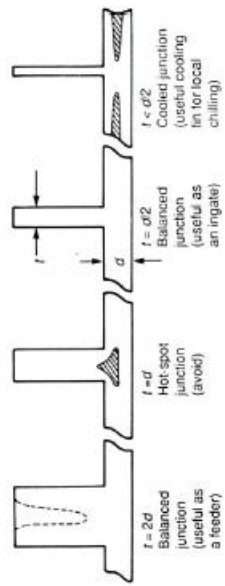


Fig. 6: Spectrum of T-junctions, showing how some are hot, some are cold, and some are neither.

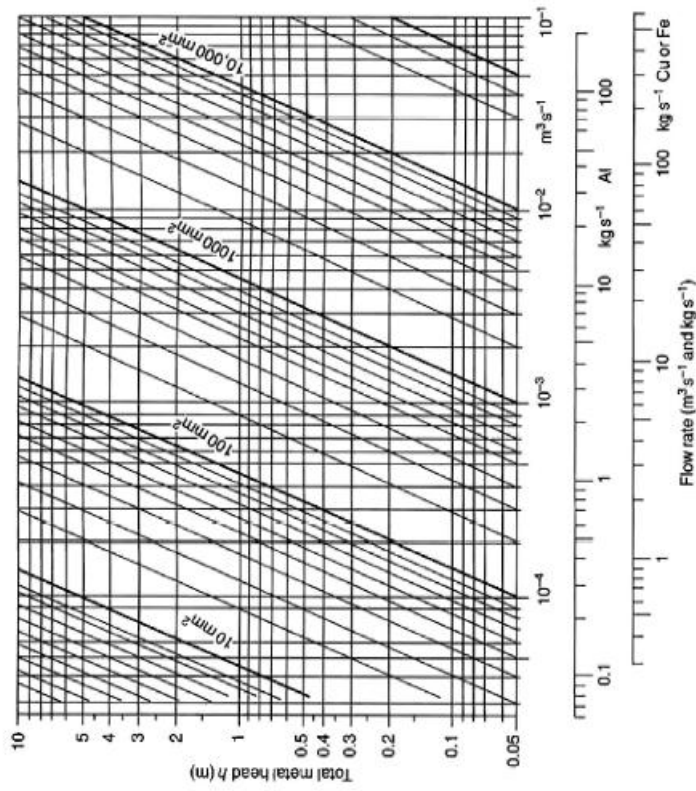


Fig. 7: Nomogram giving approximate sprue area (mm<sup>2</sup>) for light and dense metals as a function of initial flow rate and head height.

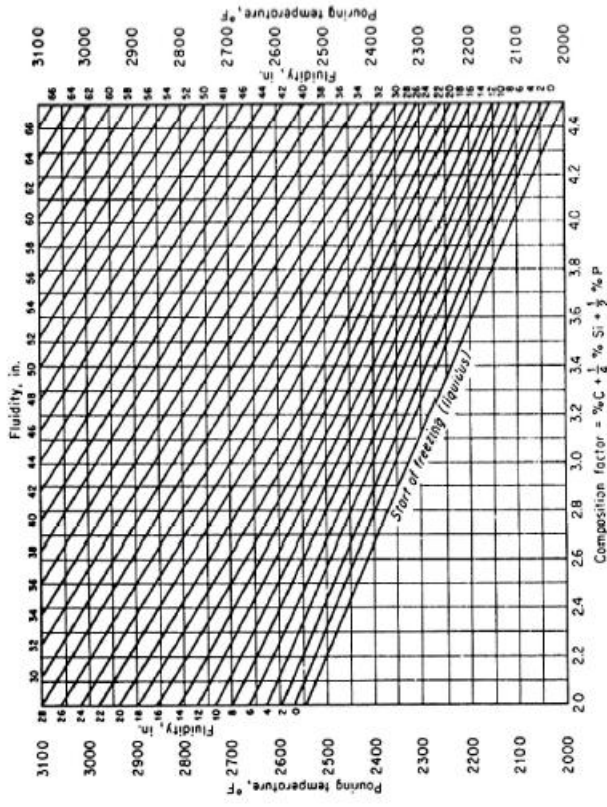
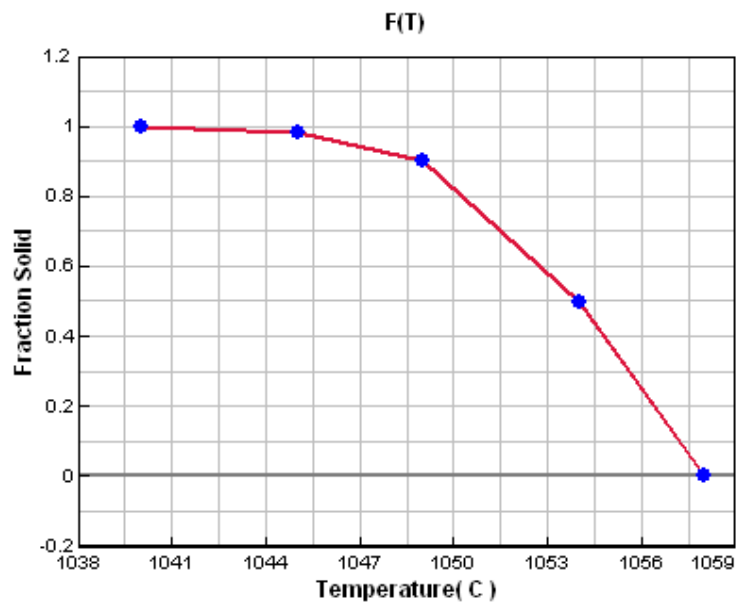
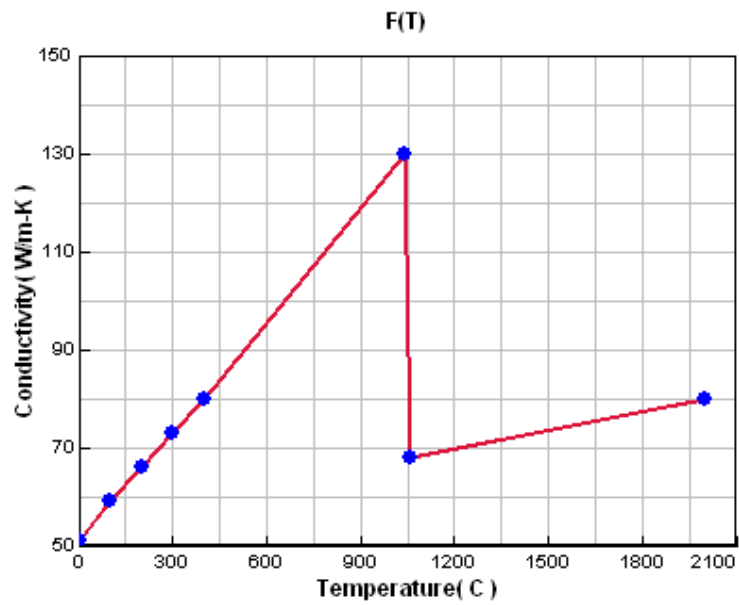
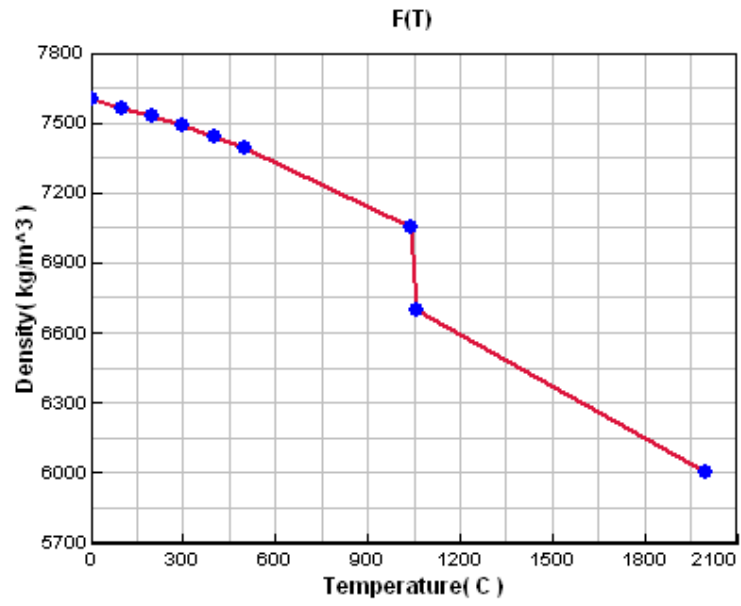


Fig. 8: Fluidity related to pouring temperature and composition of grey and malleable cast iron.

**ANEXO D: PROPRIEDADES DA LIGA**

---







**ANEXO E: GAMA DE FILTROS SEDEX**

---





SG Iron - the main cause of reduced flow and premature blockage is with SG irons with high sulphur levels. The capacity (weight of metal passed) of the filter is reduced as the sulphur content of the iron increases. This is caused by precipitation of micro-inclusions of magnesium sulphide (MgS). The higher the initial sulphur content of the base metal, the more magnesium is required for successful spheroidisation and consequently the greater the quantity of MgS produced, e.g.

Base Iron%S	Post Treatment%S	Wt.Metal Passed Before Total Blockage (kg)*
0.005	0.005	76.5
0.011	0.009	42.5
0.015	0.010	9.5
0.019	0.013	6.0
0.024	0.014	6.5

\*Tests performed under laboratory conditions using MgFeSi Nodulariser and 50 x 50/10 ppi SEDEX\* filters.

Increasing the overall magnesium content also increases the amount of silicate dross produced, which, cumulatively with MgS further increases the tendency to reduced flow rates and eventually premature blockage.

Highly oxidisable alloys, such as SG Ni Resist alloys still further increase the tendency to blockage and consequently a greater filter area is required for adequate filtration.

In general, coarse (10 ppi) filters should be used for SG irons and larger weight flake graphite castings, medium (20 ppi) for flake graphite irons and smaller volume S.G. castings and fine (30 ppi) for malleable irons and flake graphite iron

#### Standard Packing

Size (mm)	No. per Carton	Size (mm)	No. per Carton
30 x 50 x 22	891	75 x 75 x 22	264
40 x 40 x 15	1155	75 x 100 x 22	220
50 x 50 x 15	810	100 x 100 x 22	165
50 x 50 x 22	594	100 x 150 x 22	99
50 x 75 x 22	396	150 x 150 x 22	66
50 x 100 x 22	330	50 dia. X 22	594
55 x 55 x 15	600	60 dia. X 22	385
60 x 60 x 15	525	70 dia.x 22	264
65 x 65 x 18	364	80 dia. X 22	264
75 x 75 x 18	312	90 dia. X 25	165

#### Health and Safety

See Material Safety Data Sheet, copies of which are available on request.

Foseco (FS) Limited, Tamworth, Staffordshire, B78 3TL  
Tel: +44 (0)1827 289999 · Fax +44 (0)1827 250806 · www.foseco.co.uk

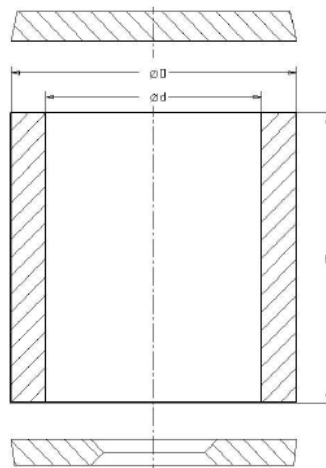
\* Foseco its logo and SEDEX are trade marks of the Foseco Group of Companies



**ANEXO F: GAMA DE CAMISAS DE ISOLAMENTO KALMIN**



## Appendix



## KALMIN Sleeves, cylindrical

KALMIN S Sleeves (KS- and KSI-Types)  
KALMIN 70 Sleeves (I-Typen), cylindrical

Types	Modulus (cm)		Dimensions (mm)				Packaging / pcs	
	KALMIN	geom.	d	D	H <sup>(1) 2)</sup>	Vol. (dm <sup>3</sup> )	without BC	with BC
KS 1	1,3	0,90	40	55	150	0,2	416	416
KS 2	1,8	1,25	60	76	150	0,4	200	200
KSI 3	2,4	1,58	80	110	150	0,7	100	100
KSI 4	2,8	1,87	100	140	150	1,2	64	64
KSI 5	3,2	2,14	120	160	150	1,7	48	48
KSI 6	3,9	2,59	140	180	200	3,1	36	36
I 7	4,3	2,86	160	205	200	4,0	27	27
I 8	4,7	3,10	180	230	200	5,1	18	18
I 9	5,0	3,30	200	250	200	6,3	18	18
	5,6	3,70	200	250	300	9,4	-	-
	6,0	4,00	200	250	400	12,5	-	-
I 10	5,9	3,93	250	305	200	9,8	64	64
	6,6	4,40	250	305	300	14,7	-	-
	7,2	4,80	250	305	400	20,0	-	-



**ANEXO G: RESISTÊNCIA À FLEXÃO - PROVETE DE AREIA**







## LABORATÓRIO DEPARTAMENTO FUNDIÇÃO

## PROVA: FLEXÃO

REFERENCIA:	200116-1-M60T	
DATA:	20-01-2016	
HORA DE RECOLHA:	08:00	Sinco 2000
MISTURADORA Nº	2	100%
TEMPO DE MOLDE FECHADO (h):	00:45	
TEMPO DE MOLDE ABERTO (h):	00:15	PESO PROVETA
AREIA NOVA	20.00%	1535 Gr
AREIA RECICLADA	80.00%	
TEMPERATURA AMBIENTE (C°)	19.5	TEMPO DE MORTE
TEMPERATURA DA AREIA (C°)	19.9	15:50

TEMPO (min)	VALOR (mm)	FLEXÃO (mm)
0	0.00	0
0.5		0
1	0.08	0.08
1.5		0
2		0
2.5		0
3		0
3.5		0
4		0
4.5		0
5	0.14	0.14
6		0
7		0
8		0
9		0
10	0.17	0.17

TEMPO (min)	VALOR (mm)	FLEXÃO (mm)
12		0
14		0
16		0
18		0
20		0
22		0
25		0
30	0.21	0.21
35		0
40		0
45		0
50		0
55		0
60	0.21	0.21

RESUMO:	
Flexão a 1 minuto:	0.08
Flexão a 5 minutos:	0.14
Flexão a 10 minutos:	0.17
Flexão a 30 minutos:	0.21
Flexão a 60 minutos:	0.21

## PROVA: RESISTENCIA FLEXÃO

TEMPO DE MOLDE FECHADO (h):	2:00
TEMPO DE REPOUSO (h)	2:00

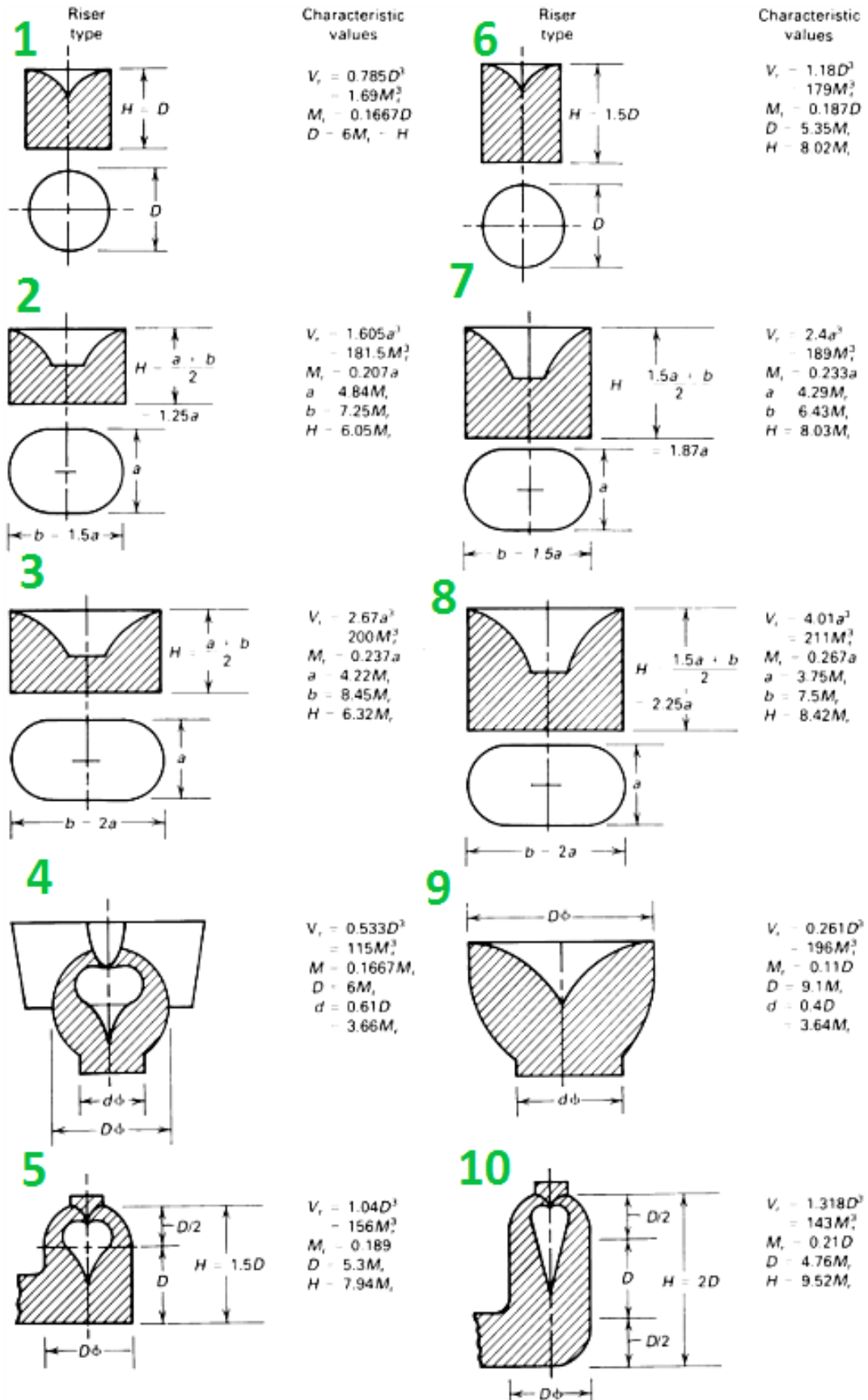
Rotura às 2 Horas			
MEDIA (kg/cm2)	Medida 1	Medida 2	Medida 3
7.67	8	8	7

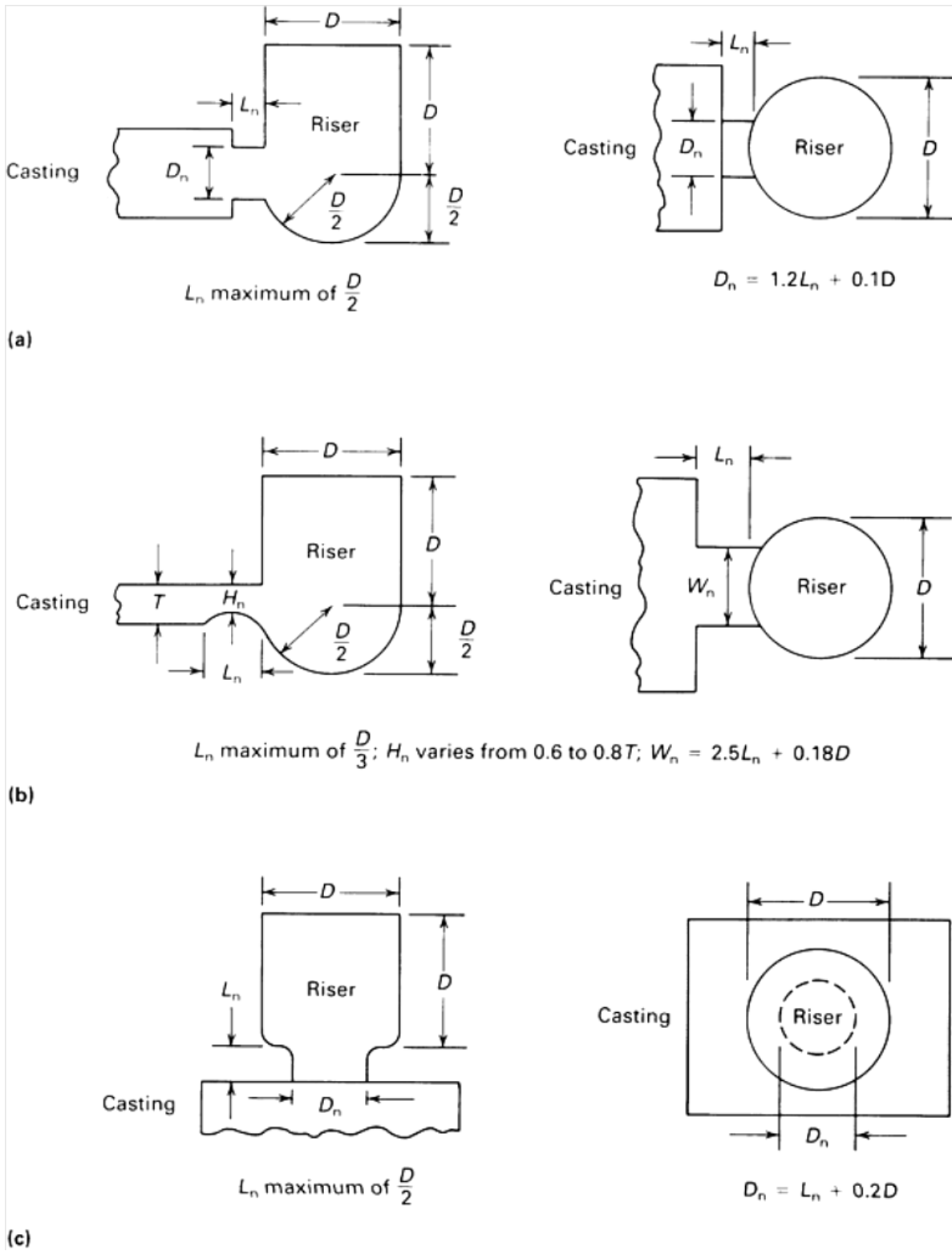
Rotura às 2 Horas			
MEDIA (kg/cm2)	Medida 1	Medida 2	Medida 3
10.00	10	10	10



**ANEXO H: GEOMETRIA E DIMENSÕES DOS ALIMENTADORES**



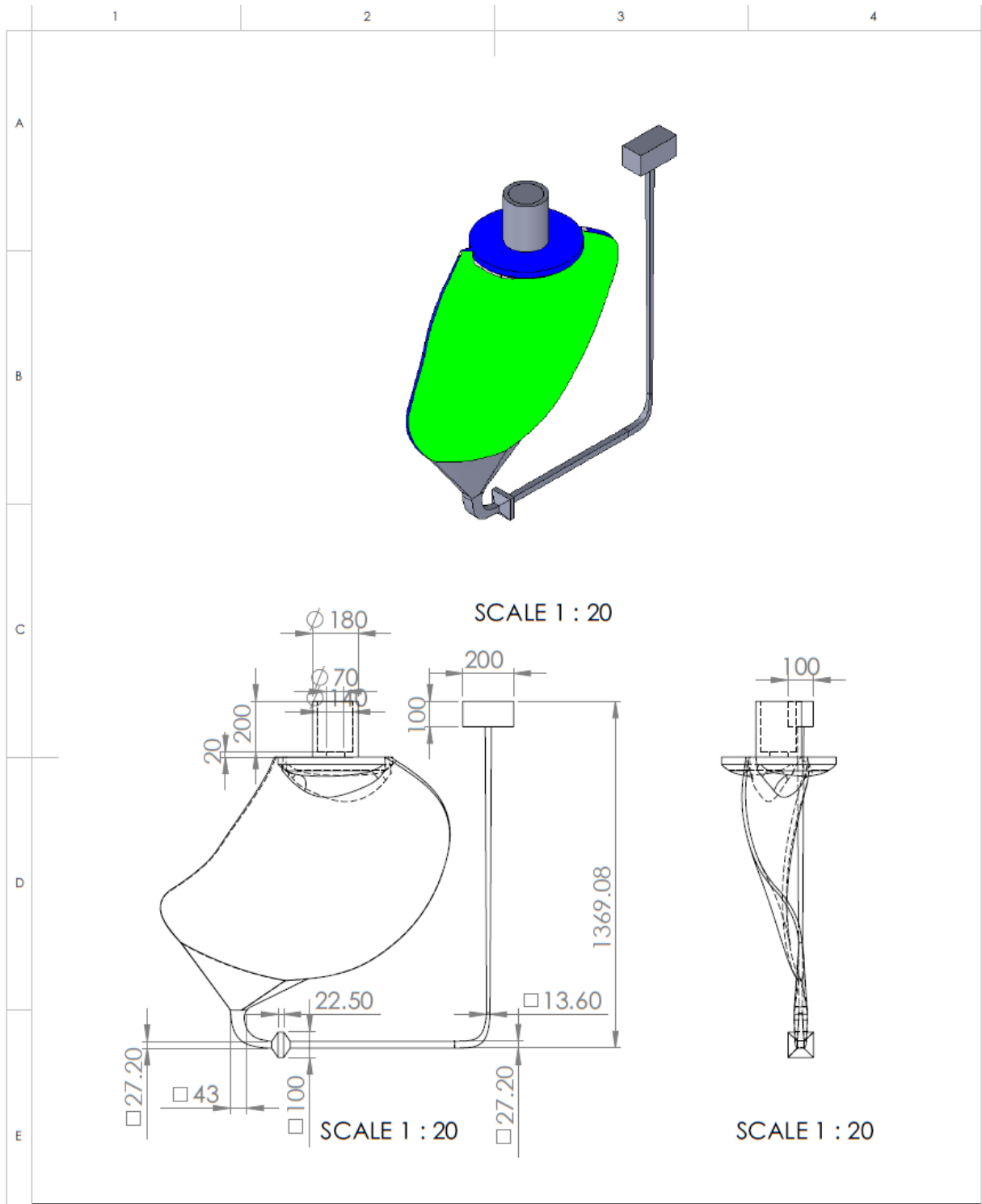




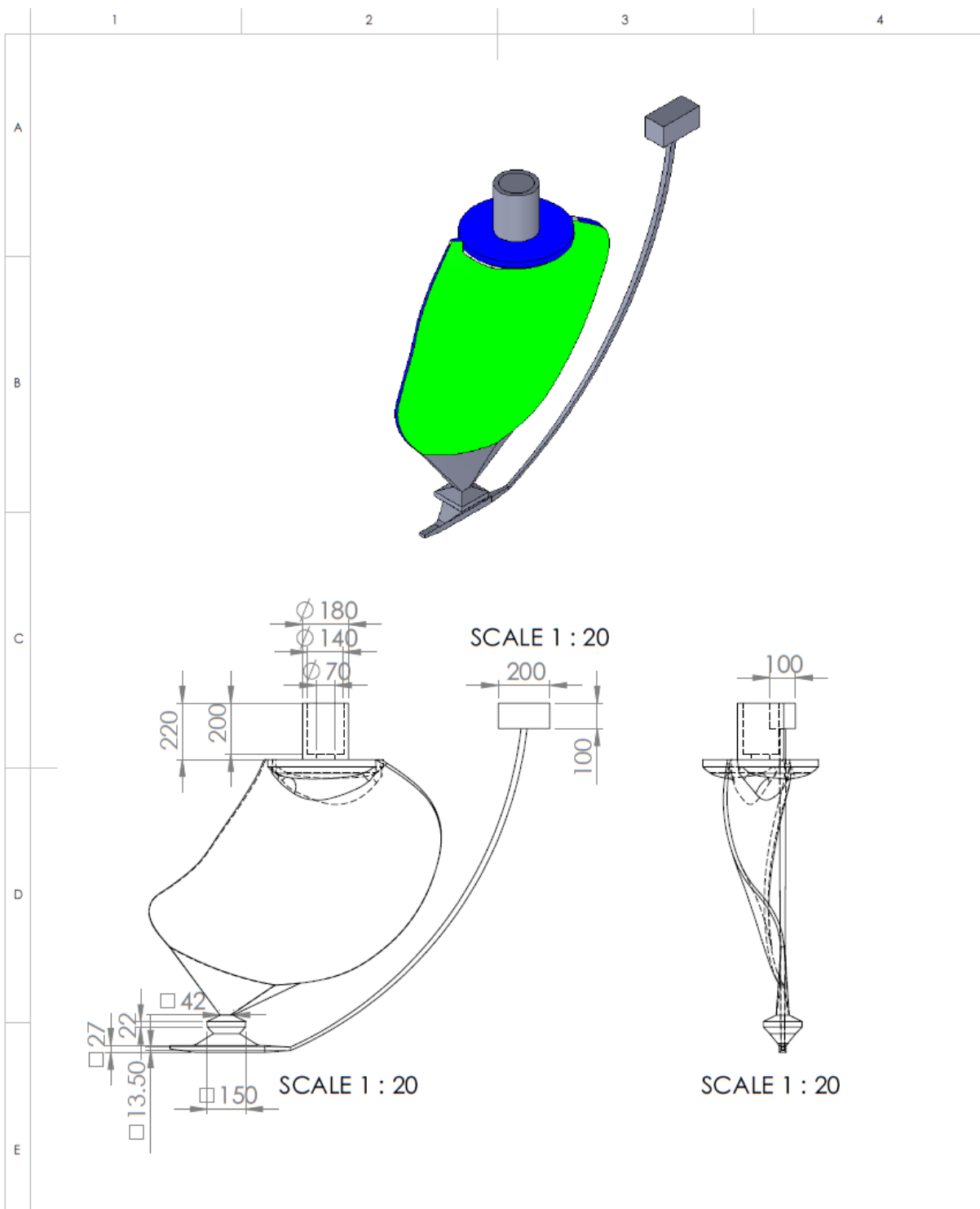
**ANEXO I: DESENHO TÉCNICO DO LAYOUT 1 E DO LAYOUT 2**







UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
DRAWN		SIGNATURE		DATE		TITLE			
João Santos				02/2016		Layout 1			
CHK'D									
APP'V'D						DWG NO.		A4	
MFG						Layout_1_2D			
Q.A						MATERIAL:		SHEET 1 OF 1	
						CU3		SCALE 1:20	
						WEIGHT:			



UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:		FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
DRAWN		SIGNATURE		DATE		TITLE:			
João Santos				02/2016		Layout 2			
CHK'D									
APPV'D						Layout_2_2D			
MFG									
G.A.				MATERIAL:		DWG NO.		A4	
				CU3		Layout_2_2D			
				WEIGHT:		SCALE:1:50		SHEET 1 OF 1	