

**Projeto de sistemas de gitagem e alimentação para fundição em
coquilha por baixa pressão de ligas de alumínio**

INEGI

Miguel Baptista Alves

Dissertação do MIEM

Orientador no INEGI: Eng.º Rui Jorge de Lemos Neto

Orientador na FEUP: Prof. Dr. Fernando Jorge Lino Alves

U. PORTO

FEUP FACULDADE DE ENGENHARIA
UNIVERSIDADE DO PORTO

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Julho de 2015

*Com o passar do tempo, este tende para a sincronização absoluta, como uma
anarquia utópica.*

Resumo

O processo de fundição em coquilha por baixa pressão é classificado como sendo um processo de fundição em moldações permanentes, onde a moldação permanece intacta durante vários ciclos de vazamento. O processo de fundição em coquilha por baixa pressão surgiu nos anos 10 e 20 do século XX e tem vindo a crescer bastante ao longo dos últimos 40 anos graças ao uso de ligas de alumínio e magnésio. Devido à elevada capacidade de controlo de enchimento, à qualidade das peças obtidas e à boa relação entre a qualidade e o custo da peça produzida, a fundição por baixa pressão conquistou um lugar importantíssimo na indústria automóvel através do uso de ligas de alumínio.

O INEGI (Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial), em parceria com a STA (Sociedade Transformadora de Alumínios, SA), pretende desenvolver a referida tecnologia para a obtenção de puxadores de portas em ligas de alumínio de melhor qualidade.

Este trabalho tem como principal objetivo o desenvolvimento do processo de fundição em coquilha por baixa pressão, e poderá ser dividido em três fases (três puxadores diferentes): o seguimento do projeto de implementação da estrutura da coquilhadora, desenvolvido por (Duarte 2014), para a produção da peça 82000 (referente ao puxador 82000), o projeto mecânico dos sistemas de gitagem e alimentação da peça 30000-670 (referente ao puxador 30000-670) e a definição de *layouts* para fundição em coquilha por baixa pressão da peça 82005 (referente à asa/puxador 82005). A aplicação deste processo permitirá a obtenção de peças de maior qualidade, menor percentagem de defeitos relevantes e com menores taxas de rejeição relativamente aos demais processos de fundição existentes na STA (fundição em coquilha por gravidade e em coquilha rotativa). Paralelamente foi realizada a reformulação do projeto de uma coquilhadora para a implementação do processo de baixa pressão no INEGI, que se encontrava em fabrico e cuja instalação foi realizada no final do projeto.

Utilizaram-se softwares de modelação CAD 3D e de simulação numérica: SolidWorks, para a criação da estrutura da coquilhadora e dos sistemas de gitagem da peça 30000-670, e ProCAST, como ferramenta de simulação numérica (método dos elementos finitos), para as diferentes condições de solidificação e enchimento das peças. Através do mesmo software foram realizadas diversas simulações com o intuito de melhorar o sistema de gitagem e alimentação das peças estudadas, otimizando o rendimento e diminuindo a percentagem de defeitos.

Através da metodologia utilizada foi realizado com sucesso o sistema de gitagem e alimentação da peça 30000-670, criando regras de cálculo para a produção de sistemas de gitagem e alimentação para o processo de fundição em coquilha por baixa pressão, partindo de regras comuns na fundição por gravidade.

Gating and risering system design for Low Pressure Die Casting of aluminum alloys

Abstract

Low Pressure Die Casting (LPDC) process is classified as a permanent mould casting process. Low Pressure Die Casting process emerged in the beginning of the twentieth century (during the twenties) and has grown over the last 40 years, thanks to the use of aluminum and magnesium alloys. Due to its large potential, such as the excellent ability to control the fillings and the quality of the castings, the process has conquered an important place in the automotive industry using aluminum alloys.

INEGI (Institute of Science and Innovation in Mechanical and Industrial Engineering), in a partnership with STA (Sociedade Transformadora de Alumínios, SA), aims to develop the referred technology for the production of aluminum door handles with better quality.

The main objective of this thesis was the development of a Low Pressure Die Casting technology. The project was divided in three topics. Firstly, the project of a structure model, which came from a previous work developed by (Duarte 2014), that can be used to pour the metal into the die of the handle 82000. Secondly, the gating and risering system design for Low Pressure Die Casting of the handle 30000-670, and lastly, the definition of several layouts for Low Pressure Die Casting technology (handle 82005). The use of this foundry process for the production of aluminum alloy door handles will allow the output of products with better quality, less defects and lower rejection rates, comparing with the other casting methods performed by STA. During this work it was also done the reformulation of a low pressure die cast equipment that was being manufactured and was installed at INEGI at the end of this project.

During this study, two different softwares were used: SolidWorks, for 3D modeling of the structure concept and the gating and risering system design of the handle 30000-670, and ProCAST, as a numerical simulation tool, to test different filling and solidification conditions. Several gating and risering geometries were tested in order to optimize the process and to ensure the production of castings with low percentage of defects.

By using the referred methodology, a model of the gating and risering system design for Low Pressure Die Casting of the handle 30000-670 was successfully created. The model was created according with the rules used in gravity casting.

Agradecimentos

Ao Engenheiro Rui Neto e ao Engenheiro Fernando Alves, o meu agradecimento pelas importantes tarefas de supervisão e orientação que desempenharam ao longo de toda a dissertação. Obrigado por todo o apoio demonstrado, conselhos, espírito crítico e comentários que oportunamente me dirigiram.

Quero ainda agradecer a todos os colaboradores do INEGI, que de uma forma ou de outra contribuíram para a realização deste trabalho. Em especial, um agradecimento ao Engenheiro Paulo Machado pela enorme paciência e apoio prestado em todos os assuntos relacionados com a minha dissertação, e à Engenheira Song Nannan pela sua disponibilidade e preciosa ajuda em assuntos de carácter técnico e pela colaboração na realização das simulações numéricas de solidificação e enchimento.

Como não poderia deixar de ser, um enorme agradecimento aos meus pais, Maria Cecília Baptista e Manuel Alves, com conhecimento de todo o esforço feito durante cinco anos para que este momento fosse possível. A eles, um obrigado especial e sentido. Um agradecimento à minha irmã, Joana Alves, por todos os momentos de partilha ao longo da minha vida e por ser uma pessoa que sempre continuará ao meu lado, de uma forma ou de outra. Um obrigado ao meu padrinho Pedro Baptista por ser um dos maiores exemplos na minha vida e à minha tia Teresa Baptista por ser uma fortaleza humana que sempre me apoiou sem nunca deixar de me dar o devido valor. Gostaria ainda de agradecer aos meus avós e a todos os restantes familiares que direta ou indiretamente contribuíram para o meu crescimento.

Um enorme agradecimento a todos os meus amigos de infância e universitários que me acompanharam em dias e noites de trabalho e convívio. A eles, uma palavra de apreço por todos os momentos marcantes no decorrer da minha vida académica.

Por fim, o autor deseja expressar o seu agradecimento pelo financiamento do Projeto SAESCTN-PII&DT/1/2011 co-financiado pelo Programa Operacional Regional do Norte (ON.2 - O Novo Norte), sob o Quadro de Referência Estratégico Nacional (QREN), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER).

Índice de Conteúdos

1. Introdução	1
1.1. Apresentação das Empresas	1
1.2. Enquadramento e Objetivos	3
1.3. Organização.....	4
2. Revisão Bibliográfica.....	5
2.1. Introdução.....	5
2.2. Fundição em coquilha por baixa pressão	6
2.2.1. Introdução	6
2.2.2. Descrição	7
2.2.3. Soluções construtivas e variantes do processo	11
2.2.4. Controlo do Processo.....	15
2.2.5. Vantagens e Desvantagens	17
2.3. Projeto de sistema de gitagem e alimentação.....	21
2.3.1. Introdução.....	21
2.3.2. Ataques	25
2.3.3. Alimentadores.....	26
2.3.4. Arrefecedores.....	33
2.3.5. Filtros cerâmicos.....	35
2.3.6. Solidificação	36
2.3.7. Simulação Numérica.....	42
2.4. Moldações metálicas	45
2.4.1. Introdução.....	45
2.4.2. Materiais utilizados.....	47
2.4.3. Processo de Vazamento	60
2.4.4. Defeitos na Fundição em coquilha por baixa pressão	65
2.4.5. Acabamento superficial	76
3. Trabalho Experimental.....	79
3.1. Introdução.....	79
3.2. Projeto de reformulação e implementação da estrutura de uma coquilhadora e criação de uma coquilha (peça 82000)	81
3.2.1. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação.....	81

3.2.2. Projeto de reformulação e implementação do sistema de baixa pressão	84
3.3. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação (peça 30000-670).....	101
3.3.1. Geração de conceitos (<i>layouts</i>).....	101
3.3.2. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação.....	107
3.4 Projeto de <i>layouts</i> (peça 82005)	135
3.4.1. Introdução	135
3.4.2. Geração de conceitos (<i>layouts</i>).....	138
4. Conclusões e trabalhos futuros	143
5. Bibliografia	145
Anexo A: Método de cálculo dos sistemas de gitagem e enchimento para FCBP	151

Índice de Figuras

Figura 1 - Máquina de FCBP (Lexikon 2013)	6
Figura 2 - Representação esquemática de uma máquina de fundição por baixa pressão (Fu et al. 2008)	7
Figura 3 - Exemplo de uma curva de pressão-tempo necessária para o preenchimento do tubo de enchimento na primeira fase do processo de produção por FCBP de uma jante de alumínio (Kuo, Hsu, e Hwang 2001)	8
Figura 4 - Diferença de alturas do banho de metal (Lexikon 2013)	9
Figura 5 - Diferentes fases de enchimento na FCBP para a liga de alumínio-magnésio AM50 (Fu et al. 2008)	10
Figura 6 - Forno de fundição por baixa pressão (Committee 2008)	11
Figura 7 - Esquema de uma máquina de fundição em coquilha por baixa pressão com forno de resistências elétricas (Committee 2008)	12
Figura 8 - Operações esquemáticas no processo CLA (Committee 2008)	13
Figura 9 - Operações esquemáticas no processo CLV (Stefanescu, Metals, e Committee 1988)	14
Figura 10 – Máquina de fundição em coquilha por baixa pressão BPC155H (Group 2015) ..	16
Figura 11 - Comparação de microestruturas da liga A356 entre o processo de FCG e FCBP (x50) (Srinivasan et al. 2005).....	20
Figura 12 - Comparação entre FCG e FCBP. (a) FCG. (b) FCBP (Kurtz 2007).....	20
Figura 13 - Esquema de um sistema de alimentação em FCBP	21
Figura 14 - (a) Alimentador lateral. (b) Alimentador de topo (ASM 2009)	25
Figura 15 - Dimensionamento de um ataque real para FCBP	26
Figura 16 - Sistema de alimentação com rechupe no alimentador e não na peça (Verran O. 1986)	26
Figura 17 – (a) alimentador de topo. (b) alimentador lateral (America 1973)	27
Figura 18 - Método de Heuvers (Verran O. 1986).....	28
Figura 19 - Raios de ação de alimentadores (B) em função do módulo (M) e metal vazado, segundo Gabel (Ferreira 1999)	30
Figura 20 – Condição essencial do efeito da gravidade. (a) Contração líquida. (b) Expansão líquida (Sorelmetal 2000)	31
Figura 21 - Diagrama esquemático do procedimento experimental (dimensões em mm) (Zhang e Li 2013).....	34
Figura 22 – Comparação entre temperatura medida e calculada para o caso de T1 (Zhang e Li 2013)	35
Figura 23 – Mecanismo de alimentação (Stefanescu 2008)	37

Figura 24 - Frente de solidificação paralela (ASM 2009)	38
Figura 25 - Processo de solidificação progressivo e direcional (ASM 2009).....	38
Figura 26 – Exemplo da escala de solidificação (Stefanescu 2008).....	38
Figura 27 - Influência do modo de solidificação na alimentação de peças fundidas (Stefanescu 2008)	39
Figura 28 – Exemplo do IHTC entre o metal e a moldação. (a) interface entre o metal e a moldação num estado primário onde se dá início à nucleação. Bom contacto macroscópico. (b) redução da área de contacto pela deformação do fundido e da moldação (Campbell 2001)...	40
Figura 29 - Peça em A356: (a) antes da otimização dos processos. (b) depois da otimização dos processos (Zhang et al. 2012)	44
Figura 30 - Diagrama de transformações isotérmicas do aço BH 13 (Kaye e Street 1982)	49
Figura 31 - Relação entre a condutividade e a temperatura para o aço H13 (ProCAST)	50
Figura 32 - Diagrama de equilíbrio do diagrama ternário Al-Mg-Zn (Zolotarevsky, Belov, e Glazoff 2010).....	52
Figura 33 - Relação entre tensão limite elástico, deformação e percentagem de magnésio para algumas ligas comerciais (Hatch, Association, e Metals 1984).....	54
Figura 34 - Condutividade térmica da liga AG4Z (AlMg4Zn) (ProCAST)	56
Figura 35 – Relação entre a temperatura e o coeficiente de transferência de calor de uma liga de Al-Si-Mg (A356) e (Zhang 2001)	57
Figura 36 - Efeito da condutividade térmica do revestimento da moldação no coeficiente de transferência de calor (espessura de revestimento=100µm e folga máxima=50 µm) (Krishna 2001)	58
Figura 37 - Relação experimental entre a espessura do revestimento e o tempo de solidificação (teste feito para uma barra) (Foseco 2007)	58
Figura 38 - Esquema ilustrando o fluxo de metal no sistema de enchimento. (a), (b) turbulência e metal deteriorado resultante de um ângulo reto. (c) linhas de corrente ao longo de canto suavizado que minimiza a turbulência e formação de metal deteriorado(ASM 2009).....	61
Figura 39 - Formação de zonas de baixa pressão devido à mudança brusca da secção transversal do canal de escoamento. (a) súbito alargamento do canal. (b) súbita redução do canal (ASM 2009)	61
Figura 40 - (a) Variação da temperatura da moldação durante vários ciclos na produção de jantes de automóveis. (b) Variação da temperatura da moldação para um único ciclo (estável) (Shi 2012).....	63
Figura 43 - Solidificação e formação de rechupe (Verran O. 1986).....	66
Figura 44 - Defeitos de fundição. (a) rechupe (cavidade). (b) rechupe disperso interno. (c) rechupe axial. (d) rechupe de ângulo (Sutaria et al. 2011)	67
Figura 41 - Diagrama dos diferentes processos físicos envolvidos na formação de micro rechupes (Lee, Chirazi, e See 2001)	68

Figura 42 - Micro rechupes na FCBP de uma jante automóvel (liga A356) (Merlin et al. 2009; Zhang et al. 2005)	69
Figura 45 - (a) defeito na superfície maquinada. (b) imagem obtida num microscópio ótico de uma inclusão debaixo da superfície rodeada de óxidos e porosidade. (c) e (d) imagens microscópicas (BSE e SEM) de inclusões (Zhang et al. 2005)	71
Figura 46 - Variação da solubilidade do hidrogénio no alumínio com a temperatura (fase sólida e líquida do alumínio) (Zhang et al. 2005)	72
Figura 47 - Solubilidade do hidrogénio à pressão atmosférica no alumínio e magnésio (Hatch, Association, e Metals 1984).....	73
Figura 48 - Influência da quantidade de magnésio na quantidade de hidrogénio no alumínio (Hatch, Association, e Metals 1984).....	74
Figura 49 - Exemplo do princípio de funcionamento de um desgaseificador rotativo (Metgraphite 2006)	75
Figura 50 - Puxador anodizado produzido na STA (peça 30000-670)	76
Figura 51 - Esquema da célula de um banho de anodização em ácido sulfúrico (Araújo 2012)	77
Figura 52 - À direita o puxador 30000-670 e à esquerda a asa 82005 (STA)	79
Figura 53 – Layout selecionado para a coquilha da peça 82000 (Duarte 2014).....	81
Figura 54 – Proposta de sistema de enchimento flexível da peça 82000. À direita a peça 82000 produzida por fundição em coquilha rotativa e anodizada pela STA (Duarte 2014).....	82
Figura 55 - Percentagem de macro porosidade.....	83
Figura 56 - Forno de resistência elétrica existente nas instalações do INEGI para adaptação da coquilhadora no seu topo	84
Figura 57 - Representação da coquilha na posição fechada (Duarte 2014).....	85
Figura 58 - Estrutura das coquilhas que serviram de exemplo à produção da coquilha para baixa pressão da peça 82000. À esquerda a coquilha da peça 82000 produzida por fundição em coquilha rotativa e à direita a coquilha da peça 30000-670 produzida por FCG.....	85
Figura 59 - Placa fixa.....	86
Figura 60 - Placa móvel de dimensões: 450 x 370 x 60mm	86
Figura 61 - Placa móvel com pinos guia (Guide Pillar Z03 Hasco)	86
Figura 62 - Placa fixa com casquilhos guia (Guide Bushing Z11 Hasco).....	87
Figura 63 - Alojamentos dos machos.....	87
Figura 64 - Dimensionamento das quadras.....	88
Figura 65 - Casquilhos e veios moldantes	88
Figura 66 – (a) vista de corte da quadra montada com o casquilho e veio moldante em conjunto com a peça. (b) Geometria semelhante à peça da coquilha de fundição rotativa com a distância entre centros de 64mm (igual à peça correspondente da coquilha de FCG).....	88

Figura 67 - Sistema de machos e placas de reforço móveis	89
Figura 68 - Sistema de machos e placas de reforço fixas	89
Figura 69 - Sistema de calços	90
Figura 70 - Folga entre as paredes dos calços e as placas extratoras.....	90
Figura 71 - Calços móveis	91
Figura 72 - Placa fixa com extratores (Z40 Hasco)	91
Figura 73 - Placa porta extratores	92
Figura 74 - Placa de aperto	92
Figura 75 - Representação no modelo CAD 3D da calha e do parafuso olhal (Z71 Hasco) ...	93
Figura 76 - Barra de transporte	93
Figura 77 - Conceito original de ligação (à esquerda o modelo CAD 3D e à direita o caso real, existente no INEGI)	94
Figura 78 - Conceito A	94
Figura 79 - Conceito B.....	95
Figura 80 – Conceito C à esquerda e o protótipo da peça de ligação à direita	95
Figura 81 - Peça de ligação entre a bacia da coquilha e o forno.....	96
Figura 82 - Projeto do guiamento da bacia cônica (pinos e casquilhos guia).....	96
Figura 83 - Protótipo realizado em estereolitografia da bacia cônica.....	96
Figura 84 - Projeto de redução de peso da estrutura (placa de topo final à direita).....	97
Figura 85 - Projeto de redução de peso da estrutura com recurso a um reforço estrutural (placa móvel final).....	97
Figura 86 – Sistema de guiamento final com guias de menor atravancamento face à condição de curso de 300mm	98
Figura 87 - Nova estrutura metálica inferior de dimensões reduzidas e com melhor sustentação do peso	98
Figura 88 - Transporte da estrutura da coquilhadora	99
Figura 89 - Implementação de dois cilindros hidráulicos à direita e o forno de cadinho a utilizar à esquerda.....	99
Figura 90 - Comparação entre a estrutura em formato CAD 3D à esquerda e a estrutura real à direita	100
Figura 91 - Aplicação da nova guia de menores dimensões	100
Figura 92 - Ilustração da estrutura soldada produzida em aço de construção CK45 albergando o forno de fusão e coquilhadora (esquerda) e da coquilha em aço H13 (direita)	100
Figura 93 - Primeira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do primeiro layout).....	101

Figura 94 - Segunda proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do segundo layout)	102
Figura 95 - Terceira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do terceiro layout)	103
Figura 96 - Quarta proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do quarto layout)	104
Figura 97 - Quinta proposta de layout da coquilha.....	105
Figura 98 - Macro porosidade assinalada a vermelho presente nos puxadores superior (A) e inferior (B) produzido por FCG	107
Figura 99 - Intervalo de solidificação do puxador 30000-670 produzido em FCG. A vermelho estão assinalados os locais críticos	108
Figura 100 - Percentagem de rechupes de solidificação	108
Figura 101 - Análise dos micro rechupes do puxador superior (A).....	109
Figura 102 - Alterações na geometria dos ataques com o aumento da área de contacto entre a peça e o alimentador	109
Figura 103 - Peça 30000-670 produzida por FCG pela STA. Puxador superior (A) e puxador inferior (B)	111
Figura 104 - Ensaio efetuado após vazamento em FCG do puxador inferior (B). (a) obj. 0.5x zoom 7.5x.....	111
Figura 105 - Defeito provocado pela existência de turbulência e óxidos durante o vazamento	111
Figura 106 - Secção de corte.....	112
Figura 107 – Cálculo do diâmetro do alimentador pelo método das circunferências.....	113
Figura 108 – Alimentador de diâmetro de 32mm e 48mm de altura (Chvorinov)	114
Figura 109 - Raios de ação de alimentadores (B) em função do módulo (M) e do metal vazado, segundo Gabel (Ferreira 1999)	115
Figura 110 - Forma tradicional do ataque/pescoço superior (A), STA.....	116
Figura 111 - Dimensionamento do ataque/pescoço para alimentadores de topo.....	116
Figura 112 - Dimensionamento do ataque para alimentadores laterais	117
Figura 113 - Geometria do ataque real e respetivo dimensionamento.....	118
Figura 114 - Tempo de solidificação da peça com alimentador (35.94s).....	119
Figura 115 – Intervalo de solidificação da peça com alimentador	119
Figura 116 - Percentagem de macro rechupes da peça com alimentador	120
Figura 117 - Sistema de gitagem (Versão 1)	121
Figura 118 - Puxador 30000-670	122
Figura 119 - Sistema de gitagem e alimentação da peça 30000-670 (Versão 2).....	123

Figura 120 – Dimensões da coquilha da peça 30000-670	124
Figura 121 - Dimensões da coquilha da peça 30000-670	125
Figura 122 - Diagrama da evolução da pressão durante a simulação de enchimento para o processo de FCBP	126
Figura 123 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Tempo de solidificação).....	126
Figura 124 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Intervalo de solidificação)	127
Figura 125 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Macro rechupes)	127
Figura 126 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Micro rechupes).....	128
Figura 127 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Turbulência e queda de metal).....	128
Figura 128 - Simulação de enchimento (Versão 4 – Diminuição da turbulência e queda de metal)	129
Figura 129 - Simulação de enchimento (Versão 4 - Intervalo de solidificação)	130
Figura 130 - Simulação de enchimento (Versão 4 - Macro e micro rechupes)	130
Figura 131 - Simulação de enchimento (Versão 5 – Diminuição da turbulência e queda de metal)	131
Figura 132 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Tempo de solidificação).....	131
Figura 133 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Campo de temperaturas)	132
Figura 134 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Intervalo de solidificação)	132
Figura 135 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Macro rechupes)	133
Figura 136 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Micro rechupes).....	133
Figura 137 - Puxador (30000-670) produzido por FCG	134
Figura 138 - Design inicial (peça 82005)	135
Figura 139 – Localização dos defeitos críticos da peça (Micro rechupes)	136
Figura 140 - Testes de vazamento em FCG da peça 82005 (STA)	136
Figura 141 - Localização dos defeitos da peça (Micro rechupes)	137
Figura 142 - Testes de vazamento em FCG (STA). À esquerda a alteração da zona de pescoço e à direita a presença de rechupes na zona de ligação	137
Figura 143 - Imagem microscópica da zona 1 (ligação entre ataque e a peça) 23x	138
Figura 144 - Primeira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do primeiro layout).....	139
Figura 145 - Segunda proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do segundo layout)	139
Figura 146 - Terceira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do terceiro layout)	140

Figura 147 - Quarta proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do quarto layout) 141

Figura 148 - Dimensionamento do ataque para alimentadores de topo..... 152

Figura 149 - Dimensionamento do ataque para alimentadores laterais 152

Índice de Tabelas

Tabela 1 - Comparação entre diferentes processos de fundição (Jolly 2003).....	18
Tabela 2 - Parâmetros para fundição em coquilha por baixa pressão e fundição injetada (Totten e MacKenzie 2003)	18
Tabela 3 - Comparação de propriedades mecânicas da liga A356 entre a FCBP e FCG (Zhang, Li, e Zhu 2009)	19
Tabela 4 - Exemplos de relações de gitagem para vários sistemas(Ferreira 1999; ASM 2009; Campbell 2001).....	22
Tabela 5 - Relações de área de sistemas pressurizados e despressurizados (Passini 2005)	23
Tabela 6 - Valores dos coeficientes de segurança, k	31
Tabela 7 - Valores dos coeficientes K' de acordo com o tipo de alimentador	32
Tabela 8 - Valores do coeficiente de contração volumétrica para uma liga de AlMg.....	32
Tabela 9 - Classificação AISI para aços ferramenta para trabalho a quente (Roberts, Krauss, e Kennedy 1998).....	48
Tabela 10 - Composição química do aço AISI H13 (Association 2003).....	48
Tabela 11 - Propriedades do aço AISI H13 (Efunda 2015; Schmolz-Bickenbach 2014).....	50
Tabela 12 - Composição da liga AlMg4Zn (NBN P21-101) (Cverna e Dunigan 2001)	53
Tabela 13 - Composição química da liga Al-Mg (wt.%) (Meng et al. 2014)	54
Tabela 14 - Propriedades mecânicas e físicas da liga AlMg4Zn (Duarte 2014; Kaufman 2000)	55
Tabela 15 - Propriedades mecânicas e físicas da liga da série 513.0-F (Aluminum Association) (Duarte 2014; Kaufman 2000)	56
Tabela 16 – Quantidade de defeitos nos puxadores superiores e inferiores produzidos pelo processo de FCG (peça 30000-670).....	110
Tabela 17 - Valores do coeficiente de segurança, k.....	151

Lista de Abreviaturas

AA - *Aluminum Association*;

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas;

ANN - *Artificial Neural Network*;

ASTM - *American Society for Testing and Materials*;

CV – Check Valve Process;

CAD 3D – *Computed Aided Design 3D*;

CAE – *Computer Aided Engineering*;

CAM – *Computer Aided Manufacturing*;

CLA – Fundição de baixa pressão de contra-gravidade de metais fundidos ao ar ou *Countergravity Low-Pressure Air Melt* (designação inglesa);

CLV – Fundição de baixa pressão de contra-gravidade de ligas reativas ou *Countergravity Low-Pressure Vacuum Process* (designação inglesa);

CLAS - Fundição de baixa pressão de contra-gravidade em moldações de areia;

DEMEC – Departamento de Engenharia Mecânica;

DEMEGI – Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial;

DIN - *Deutsches Institut für Normung*;

EXPMAT - Unidade de Mecânica Experimental e Novos Materiais

FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia;

FDM - *Finite-Difference Methods*;

FEM - *Finite Element Method*;

FEUP - Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto;

FI – Fundição Injetada ou HPDC - *High Pressure Die Casting* (designação inglesa);

FCG - Fundição em coquilha por gravidade ou GDC – *Gravity Die Casting* (designação inglesa);

FCBP – Fundição em coquilha por baixa pressão ou LPDC – *Low Pressure Die Casting* (designação inglesa);

FCCG – Fundição em coquilha por contra-gravidade;

GA - *Genetic Algorithm Method*;

IHTC - *Interfacial Heat Transfer Coefficient*;

INEGI – Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial;

NOTEPAP - Unidade de Novas Tecnologias e Processos Avançados de Produção

PLC – *Programmable Logic Controller*;

SL – *Stereolithography*;

STA – Sociedade Transformadora de Alumínios, SA

1. Introdução

A dissertação a seguir apresentada faz parte da Unidade Curricular de Dissertação (projeto final de conclusão de mestrado) do 5º ano do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Foi elaborada no INEGI, com a colaboração da empresa STA e tem como principal foco os processos de fundição em coquilha de ligas de alumínio bem como os seus acabamentos.

1.1. Apresentação das Empresas

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

O INEGI é uma Instituição de interface entre a Universidade e a Indústria vocacionada para a realização de Atividade de Inovação e Transferência de Tecnologia orientada para o tecido industrial. Nasceu em 1986 no seio do Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (DEMEGI) da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), mantendo até hoje uma forte ligação com o Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec). Ao longo dos seus mais de 25 anos de experiência em projetos com empresas e em consórcios nacionais e internacionais tem vindo a desenvolver atividades de investigação e inovação mas também de consultoria e serviços para um conjunto vasto de mercados e setores de atividade (saúde, energia, metalomecânica, automóvel e transportes, aeronáutica, espacial e defesa, economia do mar, ambiente, bens de equipamento, setor público e outros).

Com a figura jurídica de Associação Privada sem Fins Lucrativos e com o estatuto de «Utilidade Pública», assume-se como um agente ativo no desenvolvimento do tecido industrial Português e na transformação do modelo competitivo da indústria nacional, tendo como principal missão o aumento da competitividade na indústria nacional.

O INEGI detém um conjunto de competências científicas e tecnológicas que a tornam numa instituição de referência a nível nacional, e um elemento relevante do Sistema Científico e Tecnológico Europeu. A instituição possui um conjunto muito completo de meios para suportar a sua Atividade, nomeadamente, laboratórios destinados à realização de trabalho experimental, oficinas para desenvolvimento de componentes e pré-séries e um vasto conjunto de ferramentas informáticas para suportar o trabalho de engenharia, tais como: CAD 3D (*Computer Aided Design*), CAE (*Computer Aided Engineering*), ferramentas de simulação estrutural, IDEAS, COSMOS e ABAQUS, simulação de processos de fundição, conformação plástica, injeção de polímeros, CAM (*Computer Aided Manufacturing*) e ferramentas de suporte ao trabalho do Instituto na área da energia eólica, simulação de escoamentos atmosféricos (WASP e WindFarmer) e sistemas de informação geográfica (ArcGIS). Esteve envolvido na realização de vários projetos, como é exemplo o autocarro elétrico CAETANO 2500EL ou mesmo a garrafa de gás Pluma da Galp.

A maior parte da investigação científica portuguesa é realizada em Unidades de I&D financiadas e avaliadas pela FCT - Fundação para a Ciência e a Tecnologia. O INEGI conta 2 Unidades de Investigação e Desenvolvimento credenciadas pela FCT: a unidade de Mecânica Experimental e Novos Materiais (EXPMAT) com 70 investigadores e a unidade de Novas Tecnologias e Processos Avançados de Produção (NOTEPAP) com 14 investigadores.

A Comissão Executiva do INEGI assume o compromisso de gerir a Organização e todas as suas atividades implementando, desenvolvendo e melhorando, continuamente, a eficácia do Sistema de Gestão da Qualidade. Considerando como fator relevante da estratégia do INEGI unir e motivar os seus Colaboradores, promovendo práticas de conformidade.



Sociedade Transformadora de Alumínios (STA)

A Sociedade Transformadora de Alumínios, SA, formada em 1989 em parceria com o grupo belga Sobinco, é uma empresa especializada no desenvolvimento e produção de sistemas para portas e janelas, em particular para caixilharias de alumínio. Desde 2006 certificada segundo a norma ISO 9001 pela TÜV Rheinland Portugal, a STA conta com cerca de 155 funcionários qualificados, definindo-se como referência de Tecnologia, Inovação, *Design*, Qualidade e Durabilidade.

Tem como principal objetivo e visão serem líderes de mercado, primando pelo profissionalismo, qualidade, inovação e respetiva satisfação dos clientes. Por outro lado, a Sobinco, constituída em 1961, apresenta uma atividade análoga à da STA, com a singularidade de desenvolver soluções direcionadas para as necessidades das empresas extrusoras. Esta empresa possui um grande prestígio internacional, sendo líder europeia na sua área de intervenção, empregando cerca de 350 profissionais. Está presente em 5 continentes, exporta para 60 países e nos últimos anos tem vindo a apostar fortemente numa cooperação ao nível da Investigação e Desenvolvimento de novos produtos, partilhando os seus potenciais tecnológicos e industriais, maximizando assim o seu *know-how*.

A unidade fabril da STA localiza-se a norte de Portugal, na cidade da Maia, a 10km da cidade do Porto. Está equipada com tecnologia que permite a produção de ferragens por fundição injetada de alumínio e ZAMAK, fundição por gravidade, fundição em coquilhas rotativas, conformação de aço inoxidável, polimento, termolacagem em pó, anodização, pintura líquida, montagem e expedição.



1.2. Enquadramento e Objetivos

Esta dissertação surge devido ao interesse da empresa STA na procura de novas alternativas aos processos de fundição existentes na empresa (fundição em coquilha rotativa, fundição por gravidade e fundição injetada), melhorando continuamente o processo de produção e fabrico de peças de alumínio. Como tal, foi feito um desenvolvimento do processo de fundição em coquilha por baixa pressão de ligas de alumínio, com o objetivo de perceber melhor como funciona este inovador processo de obtenção de fundidos de elevada qualidade estrutural e superficial.

Como tal, este projeto insere-se na sequência de um extenso percurso de colaboração entre o INEGI e a STA, com inúmeros projetos realizados ao longo dos últimos anos. Através desta forte ligação entre empresas, foi possível adquirir um importante *know-how* de apoio a algumas das decisões tomadas nesta dissertação.

O objetivo geral desta dissertação é o desenvolvimento e projeto de sistemas de gitagem e alimentação para o processo de fundição em coquilha por baixa pressão de ligas de alumínio para obtenção de puxadores, podendo ser dividido em três tópicos:

- Reformulação do projeto de uma coquilhadora em curso de fabrico e implementação da mesma para vazamento de uma liga de alumínio, EN AlMg4Zn, e posterior obtenção de puxadores (peça 82000) através do processo de fundição em coquilha por baixa pressão;
- Projeto de sistemas de gitagem e alimentação para a obtenção de puxadores (peça 30000-670) numa liga de alumínio, EN AlMg4Zn, através do processo de fundição em coquilha por baixa pressão;
- Criação de layouts para a obtenção de “asas” (peça 82005) numa liga de alumínio, EN AlMg4Zn, através do processo de fundição em coquilha por baixa pressão.

1.3. Organização

A dissertação encontra-se dividida em quatro capítulos, em seguida apresentados, que descrevem de forma detalhada o trabalho teórico e experimental desenvolvido.

Capítulo 1: Introdução

Na primeira parte desta dissertação foi realizada uma introdução do tema abordado, das empresas participantes, bem com uma contextualização e principais objetivos do trabalho realizado.

Capítulo 2: Revisão Bibliográfica

Durante o segundo capítulo é feita uma introdução ao processo de fundição em coquilha por baixa pressão, descrevendo de forma detalhada todo o processo (parâmetros de controle, vantagens, desvantagens e comparação com outros processos de fundição).

Realizou-se uma extensa pesquisa de métodos e regras de dimensionamento do sistema de gitagem e alimentação, explicando o funcionamento do gito de enchimento, dos canais de distribuição, dos ataques e dos alimentadores. Analisou-se a possibilidade do uso de arrefecedores e filtros cerâmicos. Por outro lado, estudou-se também o modo de solidificação da liga metálica na moldação bem como o processo de simulação numérica utilizando o *software* ProCAST para fundição em coquilha por baixa pressão onde se destaca a elevada importância da simulação numérica no apoio à tomada de decisão.

Uma vez que o processo de fundição recorre ao uso de moldações permanentes foi realizado um estudo referente ao material utilizado na coquilha, no revestimento, assim como a influência do tempo, da velocidade de enchimento, da temperatura de vazamento e da moldação metálica na qualidade final dos fundidos e na vida útil da ferramenta. Como se recorre ao uso de ligas de alumínio para produção de puxadores, foi realizada uma pesquisa centrada nas ligas de alumínio da série 5XX.X (Al-Mg) em especial da liga AG4Z. Abordaram-se problemas relacionados com a fusão e vazamento, nomeadamente a tendência para a oxidação e a influência do hidrogénio na liga, que poderão comprometer a qualidade final das peças fundidas. Analisaram-se ainda outros defeitos, comuns na fundição em coquilha por baixa pressão, bem como o método de acabamento superficial utilizado na peça em estudo – anodização.

Capítulo 3: Trabalho Experimental

Neste capítulo descreve-se o trabalho experimental desenvolvido, onde se apresenta o projeto de implementação da estrutura da coquilhadora para implementação no forno de cadinho pré-existente no INEGI para o processo de baixa pressão. Desenvolveu-se um sistema de gitagem e alimentação, tendo em conta o processo de baixa pressão, para a produção de puxadores em alumínio, incluindo a escolha de um *layout* para a cavidade da coquilha. Por último, criaram-se vários *layouts* para a produção de uma nova peça por fundição em coquilha por baixa pressão.

Capítulo 4: Conclusões e trabalhos futuros

Apresentam-se as conclusões do trabalho desenvolvido bem como diversas propostas para trabalhos futuros

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Introdução

De acordo com (Kaye e Street 1982), a arte de fundir metais em moldações permanentes remonta ao início da civilização, a Idade dos Metais (3000 A.C.). Nesta época, o Homem aprendeu a dominar os materiais metálicos e respectivas técnicas de fundição dos mesmos, trazendo-lhe inúmeros benefícios na produção de utensílios e armas de caça. Ao longo dos últimos 5000 anos, o ser humano tem vindo a melhorar a sua capacidade de criar peças através da fundição de metais. Desde os Romanos a Johann Gutenberg, com a invenção da impressora, que o desenvolvimento nesta área tem crescido a olhos vistos. Através da criação de uma das primeiras máquinas de fundição em 1905 por Herman H. Doehler, percebeu-se o verdadeiro potencial deste processo de fabrico.

Segundo (Magalhães 2009; Neto 2014), a fundição é um processo tecnológico de produção de peças através do vazamento de uma liga metálica fundida numa cavidade. Com o desenvolvimento deste método surgiu a necessidade de uma classificação mais pertinente, dividindo o método em:

- Fundição em moldações permanentes: como é o caso da fundição injetada ou em coquilha (vazamento por gravidade, coquilha rotativa ou por baixa pressão);
- Fundição em moldações não permanentes: fundição em areia, gesso ou por cera perdida.

Dos processos de fundição utilizados, a fundição em coquilha é um processo que garante excelentes propriedades mecânicas devido à possibilidade de se obterem escoamentos não turbulentos, permitindo assim a obtenção de peças com baixas porosidades. Visto que o principal foco desta dissertação é a fundição em coquilha por baixa pressão (FCBP), também denominada de *Low Pressure Die Casting* (LPDC), a pesquisa a seguir enunciada incidirá apenas sobre este mesmo processo.

Ao longo dos últimos 40 anos o crescimento tem sido notório e inquestionável. O uso de ligas de alumínio trouxe vantagens indispensáveis (baixo peso, boas propriedades mecânicas, boa resistência à corrosão, baixo custo, possibilidade de uma grande variedade de características mecânicas através de tratamentos térmicos ou mecânicos, ponto de fusão inferior ao dos aços e uma capacidade reciclável de praticamente 100%) para a introdução e desenvolvimento de novas aplicações. Devido à grande qualidade das peças obtidas, elevada produtividade, complexidade geométrica e uma boa relação entre a qualidade e o custo da peça produzida, a fundição em coquilha por baixa pressão conquistou um lugar importantíssimo na indústria automóvel através do uso de ligas de alumínio. Quando surgiu, nos anos 10 e 20 do século XX, era vista como uma alternativa ao processo de fundição por gravidade com o intuito de melhorar os problemas associados ao vazamento manual do metal líquido, aumentando então a taxa de produção e diminuindo a percentagem de defeitos (Neto 2014).

Por fim, e com o passar dos anos, percebeu-se que a fundição em coquilha por baixa pressão é um dos processos de maior relevo industrial, sendo largamente utilizado nos últimos anos para obtenção de peças em ligas de alumínio e magnésio, de elevada exigência mecânica, como por exemplo: jantes de automóveis. Para uma melhor percepção deste crescimento, note-se que mais de 50% dos novos carros da América do Norte estão equipados com jantes de alumínio e cerca de 20% da fundição de ligas leves é feita segundo este processo (Guofa et al. 2008; Merlin et al. 2009; Zhang et al. 2005; Shi 2012).

2.2. Fundição em coquilha por baixa pressão

2.2.1. Introdução

Segundo (Guofa et al. 2008; Krishna 2001; Kuo, Hsu, e Hwang 2001), o processo de fundição em coquilha por baixa pressão é um processo de vazamento de metal composto por um forno pressurizado, onde o metal se encontra no estado líquido pronto a subir por uma coluna de enchimento até à cavidade da coquilha. O movimento ascendente do metal dá-se devido a uma diferença de pressão entre o forno e a coquilha através do teorema de Pascal:

$$p = \rho gh \quad (1)$$

É um processo de elevada precisão e eficiência que utiliza atributos da fundição em areia, fundição injetada e fundição em coquilha por gravidade. Ao longo dos anos, este processo de fundição tem vindo a ser crucial na produção de peças de elevada complexidade e exigência mecânica. É ainda caracterizado pelo facto de ser um processo *near net shape*, cíclico (usa moldações permanentes) e com um preenchimento suave, facilmente regulável, de modo a evitar regimes turbulentos. Devido a todas estas razões, quando empregue em ligas de alumínio, tem a vantagem de ser semiautomático, o que acaba por ser muito importante (capacidade de automatização do processo reduzindo a penosidade para o operador) a nível económico, reduzindo os custos de produção e aumentando o seu rendimento e lucro final



Figura 1 - Máquina de FCBP (Lexikon 2013)

2.2.2. Descrição

De acordo com (Fu et al. 2008; Committee 2008), o processo de fundição em coquilha por baixa pressão é baseado num simples conceito de contra-gravidade em que o metal fundido sobe ao longo de uma coluna de enchimento por meio da aplicação de uma pressão (de 0.1 a 1bar, geralmente) no banho metálico (teorema de Pascal). O metal presente num cadinho, no interior de um forno pressurizado e selado, é forçado a subir até ao respetivo sistema de gitagem. Durante o processo de FCBP deve-se sempre ter em conta parâmetros essenciais para a qualidade da peça obtida, como é o caso da pressão, velocidade e tempo de enchimento, temperatura da moldação e da liga. A título de exemplo, podemos visualizar na Figura 2 alguns dos principais componentes de uma máquina de FCBP que recorre ao uso de um hidráulico para abrir e fechar a coquilha, situada por cima do forno elétrico.

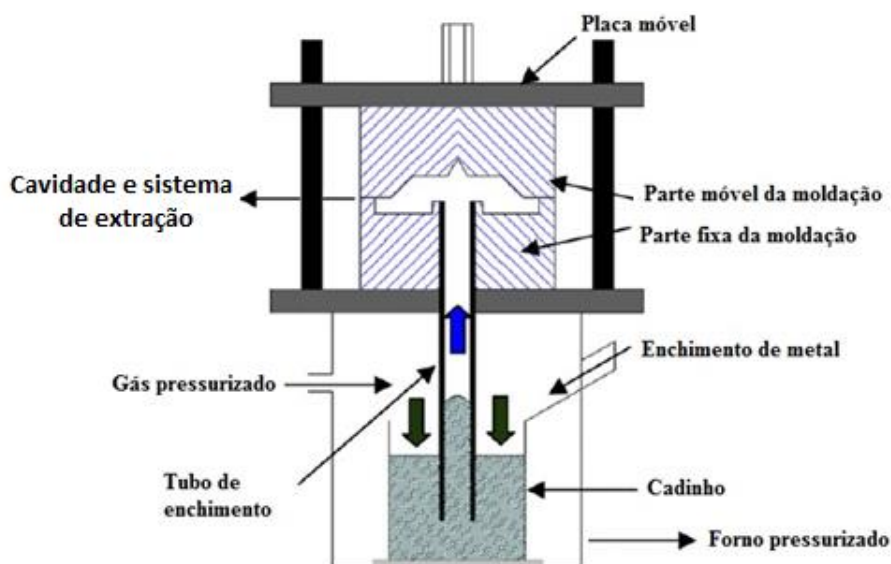


Figura 2 - Representação esquemática de uma máquina de fundição por baixa pressão (Fu et al. 2008)

A sequência de operações começa com o pré-aquecimento da moldação, geralmente com uma linha de apartação horizontal e devidamente revestida, na posição “aberta”. A placa fixa inferior, situada acima do forno, com o tubo de enchimento selado e posicionado até ao banho de metal mantém a sua posição. Quando o ciclo começa, a máquina move a parte móvel da moldação para baixo de forma a fechar a coquilha (geralmente usam-se pinos de guiamento ou guias para um melhor posicionamento das duas partes da moldação). A presença de sensores de posição vertical confirma o fecho da moldação e a pressão no forno começa a aumentar de acordo com os valores programados para o perfil de enchimento (suave e constante).

Inovações no controlo da pressão (programada para alcançar o máximo quando o molde estiver completamente cheio) de enchimento permitem um controlo bastante eficaz e com uma boa repetibilidade do perfil de enchimento, o que é fundamental para a qualidade da fundição.

Durante o movimento ascendente deve-se ter em conta que o tubo de enchimento é feito de material refratário de elevada resistência que, apesar de mais dispendioso que os tubos de aço ou ferro fundido utilizados anteriormente, é mais duradouro, eficiente e não necessita de pré-aquecimento, compensando o investimento ao longo do tempo. Em alguns casos é necessário o recurso a um tubo intermédio entre a coluna de enchimento e a moldação. Neste caso, o tubo intermédio deverá ser o menor possível, estando a uma determinada temperatura para que o metal não solidifique dentro do mesmo. Normalmente, recorre-se ao uso de fibras (junta de fibra cerâmica) entre a coluna de enchimento, tubo intermédio e moldação, de forma a manter uma vedação hermética e livre de fugas. É também de grande importância conseguir controlar a pressão exercida, de forma a garantir um escoamento laminar do metal fundido. Caso contrário, a peça sofrerá defeitos relacionados com turbulências. A pressão é conservada durante a solidificação mantendo um contacto íntimo entre o fundido e a parede da moldação, promovendo a transferência de calor e a rápida solidificação (microestrutura fina, ou seja, melhores propriedades mecânicas).

Conforme referido por (Fu et al. 2008), a pressão de enchimento é um dos parâmetros de maior relevo neste processo, como tal, faz todo o sentido abordá-lo de uma forma mais cuidada. A pressão de enchimento pode ser separada em três fases:

1ª Fase – Evolução da pressão de forma aproximadamente linear e suficiente para que o metal suba pela coluna de enchimento, de forma não turbulenta, até ao ataque da peça. Esta pressão é facilmente calculada através do teorema de Pascal e de alguma experiência industrial.

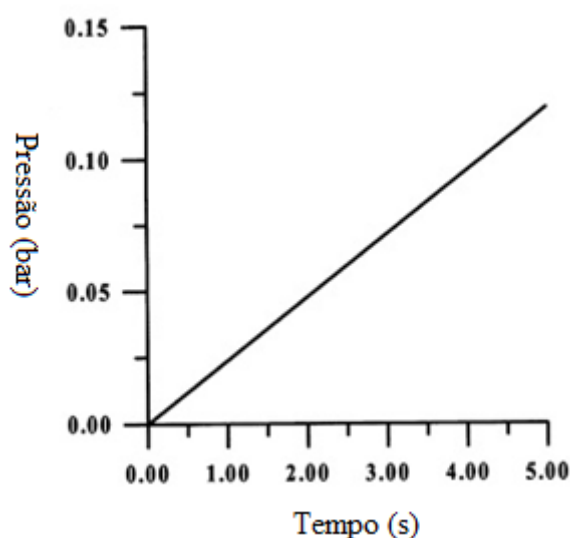


Figura 3 - Exemplo de uma curva de pressão-tempo necessária para o preenchimento do tubo de enchimento na primeira fase do processo de produção por FCBP de uma jante de alumínio (Kuo, Hsu, e Hwang 2001)

Em concordância com (Kuo, Hsu, e Hwang 2001), a pressão mínima de enchimento, p , aplicada à superfície do banho metálico pode ser calculada através do princípio de Pascal, onde ρ representa a massa volúmica do metal (geralmente em g/cm^3) e h a altura entre o metal fundido e a cavidade da moldação.

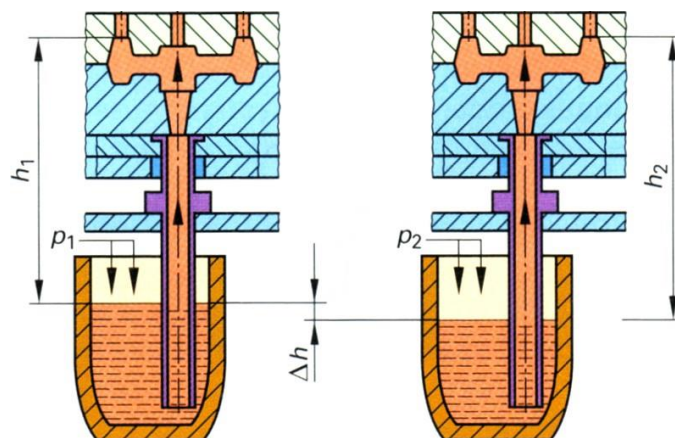


Figura 4 - Diferença de alturas do banho de metal (Lexikon 2013)

Como se pode concluir na Figura 4, a altura varia consoante o nível de metal líquido presente no banho. Quanto maior for o fluxo de metal em direção à moldação (variando consoante o volume da peça), menor será o nível de metal líquido no cadinho e por isso, também a pressão será diferente:

$$p_2 = p_1 + (\rho \cdot g \cdot \Delta h) \quad (2)$$

Normalmente, esta altura é medida ou calculada antes da produção de cada peça, sendo compensada antes de cada ciclo.

2ª Fase – Aumento da pressão, com o recurso a uma pressão extra para empurrar o metal até à cavidade sem ocorrência de turbulência ou aprisionamento de gás. Neste caso, o cálculo da pressão solicitada é mais complicado uma vez que os padrões de enchimento desejados dependem muito da forma da peça a criar, que geralmente é complexa. A pressão é conservada durante a solidificação (aumentando apenas o necessário), mantendo um contacto íntimo entre o fundido e a parede da moldação promovendo a transferência de calor e a rápida solidificação. Quando a cavidade ficar completamente preenchida, a pressão aplicada pode aumentar, pressurizando a coquilha. Este aumento de pressão serve, principalmente, para aumentar a eficiência do processo através de uma redução de defeitos aquando a solidificação.

Outro tópico muito importante é a velocidade de enchimento da moldação que é controlada pela taxa a que a pressão é exercida, realizando vazamentos com turbulências reduzidas. É uma fase crítica uma vez que o enchimento não deve ser turbulento e a velocidade deve ser controlada. Teoricamente, a velocidade não deverá ser muito elevada (inferior a 0.5m/s), no entanto, na prática, as velocidades de enchimento baixas diminuem a rentabilidade do processo uma vez que se torna demasiado moroso, podendo ocorrer uma solidificação prematura da liga. A nível industrial, quanto mais rápido melhor, desde que não ocorra turbulência, visto que permite produzir um maior número de peças (usam-se velocidades em torno de 1m/s).

Considerando o fluido laminar, num tubo em que o número de *Reynolds*, Re , seja menor que 2100 temos que:

$$Re = \frac{\rho Dv}{\mu} \quad (3)$$

Onde D é o diâmetro do tubo (cm), v a velocidade do metal no tubo (cm/s), ρ a massa volúmica do metal (g/cm^3) e μ a viscosidade dinâmica do mesmo, ($\text{g/cm}\cdot\text{s}$). No entanto, o escoamento de metal no tubo não deve ser turbulento para evitar o aprisionamento de ar, mas não necessariamente laminar. De reter que o critério para um escoamento laminar de $Re=2100$ refere-se a um tubo na posição horizontal e não na posição vertical, como é o caso. Através da experiência obtida industrialmente sabe-se que para um tubo com 50cm de comprimento e 9cm de diâmetro o enchimento demora cerca de 5 segundos.

3ª Fase – À medida que a solidificação avança para o gito, a pressão é relaxada, permitindo a descida do metal, o mais lento possível, de forma a reduzir a turbulência, para o forno. Este controlo de enchimento das peças é um dos pontos cruciais deste processo, conferindo excelentes propriedades mecânicas às peças a obter. Porém, este processo tem como desvantagens um decréscimo na produtividade, uma possível solidificação fora de tempo que resulta em erros crassos na fundição e a possibilidade de ocorrência de defeitos devido a um aprisionamento de gases originado pela lentidão do processo. Tendo em conta estes fatores deve-se ter em conta a geometria da peça para que o escoamento seja o mais próximo do ideal. Após um intervalo de tempo pré-determinado, a moldação abre e a peça é retirada da parte móvel da moldação através de extratores cilíndricos. A peça é então realojada num centro de arrefecimento ou temperada, caso seja necessário. Por fim, o operário confirma a limpeza da coquilha e o ciclo recomeça. O tempo total de ciclo para o processo de baixa pressão depende do número e do tamanho de peças a produzir tal como dos métodos de arrefecimento da moldação, porém, situa-se normalmente entre os 2 e os 7 minutos para peças de alumínio.

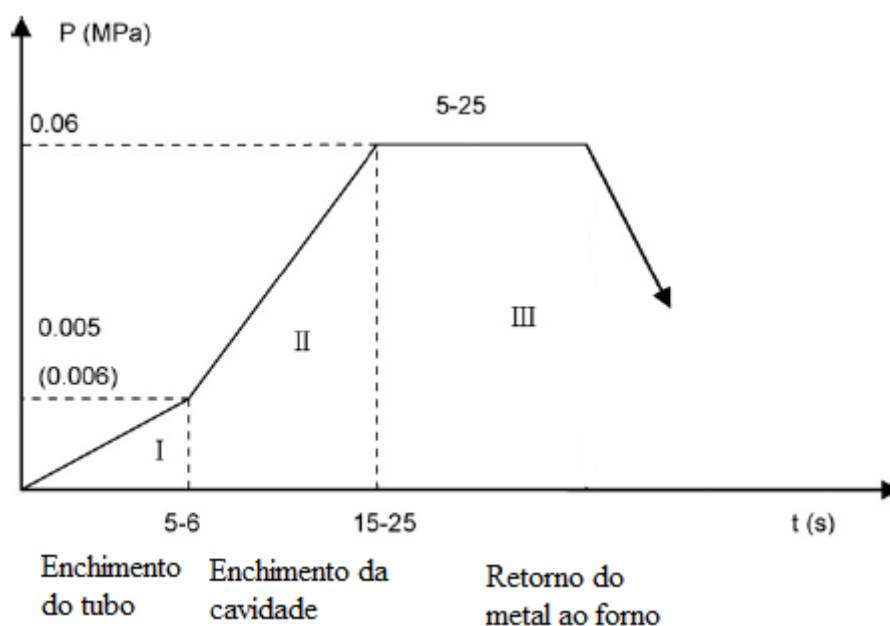


Figura 5 - Diferentes fases de enchimento na FCBP para a liga de alumínio-magnésio AM50 (Fu et al. 2008)

Em suma, pode-se verificar que o processo de FCBP apresenta um ciclo de pressões em função do tempo de produção (a zona constante da Figura 5, na realidade, cresce gradualmente até à abertura da moldação), desde a fase de enchimento até à extração da peça e limpeza da moldação. Este método de enchimento confere um elevado rendimento, associado a uma reduzida percentagem de defeitos. Os seus atributos asseguram a continuidade da produção de peças do ramo automóvel como é o caso das jantes de automóveis, coletores de gases de motores, cárteres, blocos de motor, pistões ou mesmo componentes de suspensão.

2.2.3. Soluções construtivas e variantes do processo

Segundo o (Committee 2008), a fundição por baixa pressão é empregue quando se pretende obter melhores propriedades mecânicas, como tal, existem diferentes formas de o fazer, através de diferentes soluções construtivas. É necessário um forno de tamanho suficiente para produzir uma elevada quantidade de peças, mas pequeno o suficiente para ser alocado debaixo da estrutura da máquina de FCBP. Fornos para alumínio podem albergar entre 400 a 1500kg, dependendo do tipo de forno e do tamanho da máquina de fundição. Os fornos podem ser aquecidos através de uma resistência elétrica, conforme ilustrado na Figura 7, ou a gás, contendo no seu interior um cadinho refratário (para o magnésio, usam-se por vezes, cadinhos de aço). Os fornos mais comuns, são aquecidos por meio de uma resistência elétrica com a presença de um cadinho no seu interior e um tubo de enchimento, porém, existem fornos que podem alocar até 5 tubos de enchimento conforme ilustrado pela Figura 6.



Figura 6 - Forno de fundição por baixa pressão (Committee 2008)

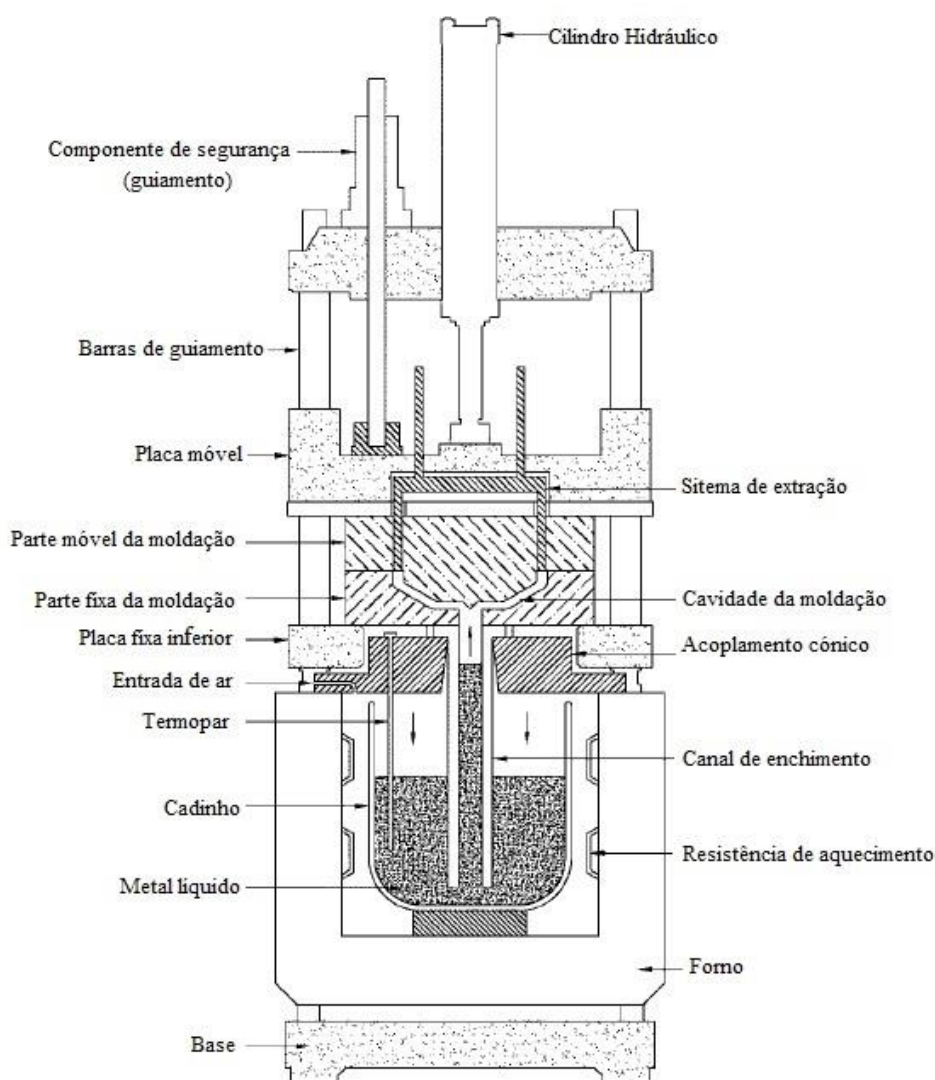


Figura 7 - Esquema de uma máquina de fundição em coquilha por baixa pressão com forno de resistências elétricas (Committee 2008)

Independentemente do tipo de forno utilizado, cada um deve ser reabastecido, depois do relaxamento da pressão, à medida que o metal é utilizado. Portanto, é muito importante conseguir reabastecer periodicamente o metal sem que o ciclo seja interrompido ou demorando o menor tempo possível. O reabastecimento feito após a queda de pressão deve ser feito quando a peça está a arrefecer na moldação, ficando completo antes do novo ciclo de enchimento, de modo a que a câmara possa restabelecer a pressão e o metal possa subir de novo para a cavidade da moldação. Por vezes, recorre-se à troca de todo o forno por outro com metal novo. Visto que o nível e volume de metal vai reduzindo, a altura que o mesmo terá de percorrer será maior, logo, idealmente é aplicado um fator no programa *PLC* de modo a compensar esta diminuição, garantindo que o metal atinja a moldação de forma repetitiva. Este fator pode ser calculado de várias formas e pode ser baseado no cálculo da diminuição de volume de metal por ciclo, peso de metal remanescente no forno ou nível de metal no forno através do posicionamento de um sensor, acabando por encarecer o processo (Figura 4).

A pressurização do forno é feita, tipicamente, através de ar comprimido seco (menor custo mas a liga apresenta maior tendência a oxidar do que com o N_2 , por exemplo) livre de óleo ou outras impurezas que possam contaminar o banho de metal através de uma excessiva oxidação. Para a maioria das aplicações, o ar seco é utilizado de forma rentável e eficiente, porém, para alguns componentes de elevadas características, o recurso a gases inertes como o argon industrial ou azoto é inevitável mesmo tendo em conta os seus elevados custos. Além do forno utilizado é importante caracterizar o tipo de coquilha empregue. Este processo apresenta, geralmente, dois tipos de coquilhas (Duarte 2014):

- Coquilhas amovíveis: a ferramenta é fechada num local próximo do forno, sendo depois posicionada por cima da coluna de enchimento. Depois do enchimento e solidificação, a coquilha é retirada e a peça é removida, deixando a coluna de enchimento exposta ao ar atmosférico (maior probabilidade de oxidação do metal). Geralmente, a vedação durante o enchimento, é feita por um assento axial cónico;
- Coquilhas fixas: a máquina apresenta um movimento vertical, acionado pelo cilindro hidráulico, de subida e descida, através de placas móveis e fixas. Os movimentos ascendentes e descendentes são efetuados quando a peça está pronta a ser retirada, através de extratores, da moldação, podendo passar à fase seguinte do processo de produção.

Além da diferença entre coquilhas e fornos, de acordo com (Stefanescu, Metals, e Committee 1988; Committee 2008; Aremo e Adeoye 2011; Freire de Andrade 2011) podemos também referir algumas variantes do processo de FCBP. Desde o início do século vinte que se tem vindo a tentar encontrar soluções otimizadas para a produção de peças fundidas em contra-gravidade. Durante a segunda guerra mundial, muitas peças de qualidade elevada foram produzidas em moldações metálicas através de um enchimento por vácuo. Porém, a necessidade de melhorar o processo levou a que nos anos setenta se desenvolvessem novos métodos. A fundição de baixa pressão por contra-gravidade assenta num princípio fundamental: uma moldação permeável ou com o recurso a *vents* (moldação ventilada), a um gás numa câmara isolada com um canal de enchimento.

Fundição de baixa pressão de contra-gravidade de metais fundidos ao ar (CLA)

O processo de contra-gravidade por vácuo é um processo muito preciso devido à eficiência do sistema de distribuição e ataque que permitem a obtenção de peças com menos defeitos de fundição, como é o caso de inclusões no metal líquido uma vez que o tubo de enchimento está sempre submerso no metal limpo. Através deste método é possível obter paredes com espessuras finas em moldações cerâmicas (0.75mm) a baixo custo.

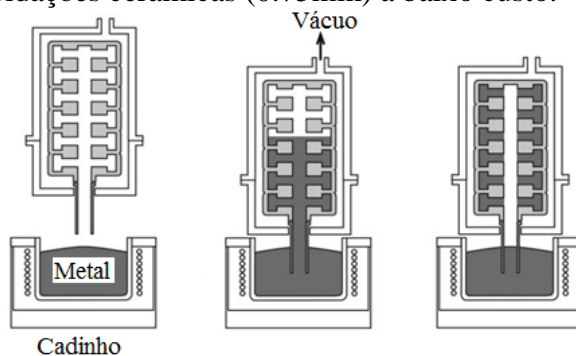


Figura 8 - Operações esquemáticas no processo CLA (Committee 2008)

Este processo é utilizado para a produção de peças em qualquer tipo de liga para as mais variadas indústrias, desde automóvel (braços oscilantes) até aeroespacial.

Fundição de baixa pressão de contra-gravidade em moldações de areia (CLAS)

O processo CLAS é utilizado para moldações em areia, sendo portanto um pouco diferente dos anteriores. Este processo tem uma característica única, a capacidade de produzir peças finas com baixos níveis de vácuo. Pode ser utilizado para produzir componentes da industria automóvel, com espessuras de parede na ordem dos 1.5mm, em aço e ferro fundido. De um modo geral, este processo permite obter peças com um elevado rendimento e boa definição. Porém, tem a desvantagem de ter uma capacidade de produção média-baixa.

Fundição de baixa pressão de contra-gravidade de ligas reativas (CLV)

O processo CLV é utilizado para ligas com metais reativos, especialmente superligas de níquel que possam conter alumínio, titânio, zircónio e háfnio. As vantagens associadas ao processo CLA podem ser aplicadas a este processo, adicionando o facto de este processo incluir a capacidade de preencher secções de reduzida espessura e de produzir fundidos livres de pequenos óxidos que influenciam negativamente o processo de vazamento.

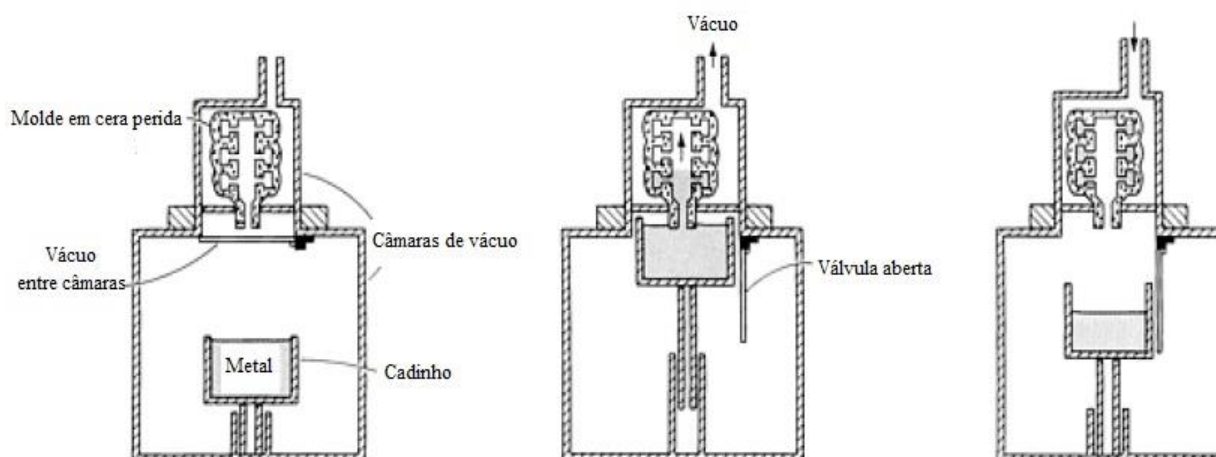


Figura 9 - Operações esquemáticas no processo CLV (Stefanescu, Metals, e Committee 1988)

É um processo utilizado para a produção de componentes de turbinas, visto produzir peças com os menores níveis de inclusões de óxidos no metal fundido.

Fundição por contra pressão

Uma outra variante da FCBP, segundo (Committee 2008; Mallick 2010; Kurtz 2007), é a fundição por contra pressão que utiliza uma combinação de pressão e contra pressão para controlar o enchimento das moldações. É um processo que utiliza um conjunto de equipamentos similar ao usado na FCBP e é basicamente uma prensa vertical com um forno de cadinho. O processo é idêntico à FCBP, sendo que a grande diferença reside no facto de não ser apenas o forno que se encontra pressurizado, mas também a moldação. Deste modo, a taxa de enchimento depende da diferença de pressões geradas, e não apenas da pressão a que o banho está sujeito, como acontece na FCBP. Os gastos associados a este processo serão superiores uma vez que o consumo de gás é maior, as normas de segurança são mais limitadas e as coquilhas mais complexas (pressurização do forno e da câmara onde se encontra a moldação).

2.2.4. Controlo do Processo

Segundo (Totten e MacKenzie 2003; Ferreira 1999; Committee 2008), a FCBP é um processo de obtenção de peças de elevada qualidade, com um rendimento da liga metálica próximo dos 95%, uma vez que o metal líquido entra na moldação a uma velocidade reduzida e, idealmente, mantém um fluxo não turbulento durante o seu preenchimento não necessitando, muitas vezes, de alimentadores. Porém, devido à geometria de algumas peças pode ser necessário recorrer ao uso dos mesmos, diminuindo o rendimento do processo. O controlo da FCBP influencia em muito a quantidade de defeitos da peça final, existindo a tendência para a entrada de ar sempre que o processo de controlo for deficiente. A forma e a qualidade do metal das peças vazadas deve ser analisada por processos de controlo laboratoriais como é o caso do controlo para verificação dimensional da forma, análise química e metalúrgica, controlo do metal fundido e sua composição ou controlo das propriedades físicas e mecânicas. Sendo que a velocidade empregue neste processo é baixa, é necessário ter em conta vários parâmetros de controlo como: velocidade a que a pressão é aplicada, a própria pressão e os gradientes térmicos que determinam a direção de solidificação e são estabelecidos de acordo com a espessura das paredes das peças e pelo modo de arrefecimento das mesmas. Através da perceção de quais as variantes a observar e corrigir, recorre-se a um *PLC (Programmable Logic Controller's)* com o intuito de controlar todos os movimentos da máquina de baixa pressão, pressurização do forno, circuitos de arrefecimento e aquecimento da moldação, extração automática (devido ao tamanho e número de peças produzidas) e manipulação do fundido para reabastecimento. Este programa de controlo pode também tratar ficheiros importantes sobre os ciclos de fundição, como a temperatura da moldação, tempo de ciclo, temperatura do metal, perfis de pressão e ciclos de arrefecimento, que podem ser utilizados para calibrar a produtividade ou solucionar problemas de fundição. É possível armazenar valores, aumentando assim a flexibilidade de fabrico de diferentes produtos, sem prejuízo para os produtos de fundição e com tempos mais curtos de *setup* das máquinas. Porém, apesar de toda a tecnologia presente neste processo, não deixa de ser necessária a presença de um operador para comandar o ciclo de fundição, analisar a performance da máquina, inspecionar peças em busca de defeitos mais notórios e ajustar a máquina quando necessário.

O operador tem ainda a função de inspecionar a moldação antes de cada ciclo, de forma a perceber se está operacional ou não. Os elevados custos associados à automatização do processo são amortizados através do elevado valor acrescentado dos produtos obtidos. Em seguida, podemos observar uma máquina de FCBP automatizada com controlo por *PLC*.



Figura 10 – Máquina de fundição em coquilha por baixa pressão BPC155H (Group 2015)

Por fim, podemos resumir os parâmetros principais que maior influência têm no controlo da FCBP (Duarte 2014):

- Temperatura da coquilha;
- Temperatura de vazamento da liga;
- Tempo de solidificação;
- Velocidade de enchimento;
- Pressão;
- Revestimento da coquilha;
- Liga utilizada;
- Cadência de produção (dependente do grau de automatização do processo, da liga vazada, do tamanho e volume da peça e da qualidade final pretendida para a mesma).

2.2.5. Vantagens e Desvantagens

Segundo (Committee 2008; Marques 2010; Jolly 2003; Bonollo et al. 2005; Merlin et al. 2009; Neto 2014; Lexikon 2013), o processo de fundição em coquilha por baixa pressão apresenta um rendimento bastante elevado uma vez que, para moldações devidamente projetadas, a direção de solidificação será a correta e a necessidade de alimentadores deixa de existir. Em seguida, apresentam-se as vantagens e desvantagens do processo de FCBP, sendo posteriormente comparado com outros processos de fundição.

Vantagens:

- Peças com boas propriedades mecânicas;
- Boa qualidade metalúrgica graças ao preenchimento homogêneo e solidificação controlada;
- Bom acabamento superficial e da microestrutura (diminuição de inclusões de gases e óxidos);
- Alguma versatilidade quanto ao tipo de ligas que podem ser utilizadas;
- Permite a realização de peças complexas e com secções finas (permite o uso de machos em areia para peças de maior complexidade);
- Projeto dos sistemas de gitagem e alimentação relativamente simples;
- Excelente controlo dos parâmetros do processo com um elevado grau de automatização, diminuindo a penosidade do operador em relação à fundição em coquilha por gravidade aumentando a taxa de produção;
- Permite o vazamento em vácuo ou por contra pressão;
- Elevado rendimento na utilização do metal fundido (superior a 90%);
- Permite a utilização de moldações metálicas (reduz o preço das peças produzidas);
- Solidificação direcional facilita o processo de enchimento, sendo apenas necessário manter a pressão na câmara do forno;
- Utilização em pequenos ou grandes volumes, entre peças de 5kg a 100kg (peças até 70kg podem ser produzidas com tolerâncias entre 0.3 e 0.6%);
- Redução do custo de acabamento e maquinaria (redução do número de alimentadores ou mesmo extinção);
- Peça final com poucas impurezas devido ao facto da coluna de enchimento estar posicionada numa zona central do banho, evitando purezas decantadas ou flutuantes.

Desvantagens:

- Requer taxas de produção consideráveis devido ao elevado investimento (não é muito aconselhada para peças de dimensões muito reduzidas);
- Cadências de produção média, inferiores às da fundição injetada;
- Custo de manutenção do sistema de enchimento da moldação (tubo de enchimento);
- Dificuldade de acesso ao metal armazenado no cadinho (para inspeção ou limpeza) para reabastecimento;
- Poderão surgir contaminantes no banho de metal devido ao arrasto de óxidos e impurezas da coluna de enchimento, daí se usarem tubos cerâmicos;
- Mais utilizado para ligas leves.

Em suma, mesmo que o investimento seja elevado, torna-se claro que o custo dos equipamentos será amortizado a médio prazo, obtendo peças de elevada qualidade e com cadências consideráveis. Na Tabela 1 pode-se observar alguns processos de fundição e sua comparação, em termos de duração e materiais utilizados.

Tabela 1 - Comparação entre diferentes processos de fundição (Jolly 2003)

Processo	Tempo	Materiais utilizados
Fundição em areia	minutos-horas	Maioria dos materiais
Fundição por cera perdida	minutos-horas	Maioria dos materiais
Fundição em coquilha por gravidade	minutos	Principalmente: Al, Zn, Mg e algum Cu
Fundição em coquilha por baixa pressão	minutos	Principalmente: Al, Mg e Cu
Fundição Injetada	segundos-minutos	Al, Mg, Zn e Cu

Em seguida será feita uma comparação entre o processo em estudo e os processos concorrentes.

Comparação com fundição injetada (FI)

Na Tabela 2, pode-se perceber melhor as diferenças entre os dois processos de fundição.

Tabela 2 - Parâmetros para fundição em coquilha por baixa pressão e fundição injetada (Totten e MacKenzie 2003)

Parâmetro	Fundição em coquilha por baixa pressão	Fundição Injetada
Tempo de enchimento [s]	3-30	0.05-0.2
Pressão do metal [MPa]	0.03-0.1	10-60
Velocidade no ataque [m/s]	0.1-0.6	20-60
Temperatura da moldação [°C]	300-450	120-260
Tempo de solidificação [s]	30-300	1-10
Coefficiente de transferência de calor entre o metal e a moldação [kW/ m² °C]	0.2-2	20-90
Tempo de ciclo [min]	5-10	0.3-2

A FCBP permite a obtenção de peças de elevada exigência mecânica, ductilidade e tenacidade, podendo produzir peças estruturais e de elevada resistência. A fundição injetada não permite a produção de tais peças, porém, permite a produção de componentes com espessuras mais finas uma vez que se utilizam velocidades de enchimento muito superiores.

Na FCBP o custo de equipamentos, apesar de considerável, é inferior aos utilizados na FI (menor investimento nas coquilhas de menor dimensão e com solicitações muito inferiores às da fundição injetada). Apesar do elevado custo de equipamento, a FI tem uma taxa de produção superior, com um tempo de ciclo entre 20 e 120 segundos, ditado pela rápida solidificação do metal. Na FCBP existe a possibilidade de anodização dos componentes obtidos, contrariamente ao que acontece com a fundição injetada (Neto 2014; Totten e MacKenzie 2003; Committee 2008).

Comparação com fundição em coquilha por gravidade (FCG)

Segundo (Krishna 2001; Kurtz 2007; Committee 2008; Neto 2014; Zhang, Li, e Zhu 2009), comparando a FCBP com FCG, percebe-se que a fundição em coquilha por baixa pressão apresenta algumas vantagens no que diz respeito ao processo controlado de enchimento (redução de turbulências), uma vez que o metal sobe por uma coluna de enchimento devidamente selada em atmosfera protegida. Desta forma, o metal absorve menos hidrogénio (ou outras impurezas) e a formação de filmes de óxidos é menos comum. As propriedades mecânicas destes componentes são, geralmente, 5 a 6% superiores àquelas obtidas por gravidade para ligas semelhantes, contudo, estes valores podem vir a ser superiores. Este processo permite a produção de paredes finas com boas tolerâncias dimensionais e ao contrário da FCG, a FCBP requer o reabastecimento de metal no cadinho à medida que a produção avança, mantendo o metal limpo.

A título de exemplo, apresenta-se em seguida uma tabela comparativa entre a FCG e a FCBP para algumas propriedades mecânicas da liga de alumínio-silício-magnésio (A356) bem como a microestrutura da mesma Figura 11. Estas propriedades e microestruturas foram obtidas em provetes retirados de peças fundidas.

Tabela 3 - Comparação de propriedades mecânicas da liga A356 entre a FCBP e FCG (Zhang, Li, e Zhu 2009)

Método de fundição	Tensão de rotura à tração [MPa]	Tensão limite elástico a 0,2% [MPa]	Extensão após rotura [%]
FCG	152	82	5.6
FCBP	180	98.3	8.0
Variação	18.4%	19.8%	42%

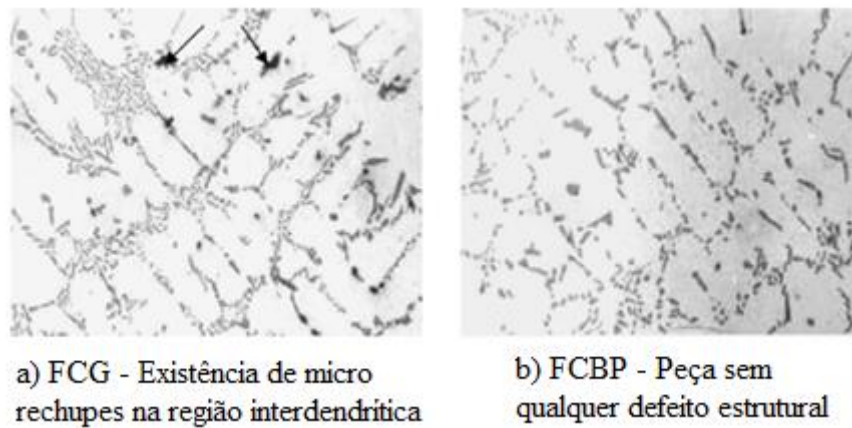


Figura 11 - Comparação de microestruturas da liga A356 entre o processo de FCG e FCBP (x50) (Srinivasan et al. 2005)

A fundição em coquilha por baixa pressão é um processo automatizado e controlado ao contrário da FCG, onde existe um operador a vaziar o metal para a moldação. Uma das principais vantagens da FCBP é o facto de poder ter um sistema de gitagem e alimentação menor que o da FCG conforme é visível na Figura 12.

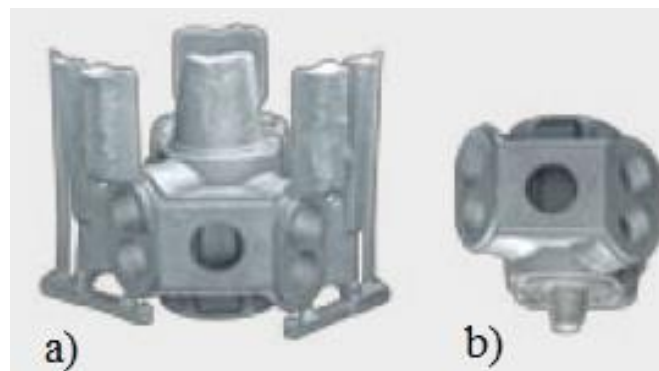


Figura 12 - Comparação entre FCG e FCBP. (a) FCG. (b) FCBP (Kurtz 2007)

Considerando estas vantagens, quanto maior o investimento em ferramentas e máquinas menor será o tempo de amortecimento e maior será o retorno.

2.3. Projeto de sistema de gitagem e alimentação

2.3.1. Introdução

Segundo (Soren 2007; Larsen 2004; Neto 2014; Ferreira 1999), o sistema de gitagem é responsável pela criação do percurso de metal até ao interior da cavidade moldante. Tem como objetivo fazer com que o metal fundido chegue o mais rápido possível, promovendo um enchimento suave e não turbulento, evitando que o metal reaja em demasia com a atmosfera ou moldação, não comprometendo a qualidade final da peça. Existem diversas variáveis que determinam se um sistema está ou não bem projetado, como é o caso da velocidade de entrada do metal na cavidade, da pressão hidrostática exercida pelo líquido sobre o metal em solidificação, da temperatura do metal em cada parte do sistema, da necessidade de evitar distorções, da facilidade de remoção dos ataques, da compatibilidade dos métodos de moldação e vazamento e da maximização do rendimento metálico.

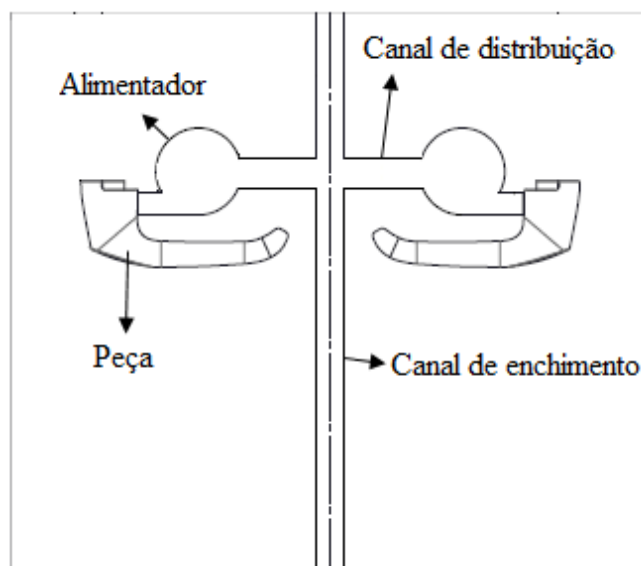


Figura 13 - Esquema de um sistema de alimentação em FCBP

Os sistemas de gitagem podem ser pressurizados, não-pressurizados ou mistos. A sua classificação varia consoante a localização da área de secção crítica que restringe o fluxo de metal, controlando assim, o tempo de enchimento. Geralmente, para a FCG a área crítica encontra-se na base do gito de enchimento ou no ponto de bifurcação do fluido de que resulta a interseção do gito de enchimento com os canais de distribuição horizontais, porém, para a FCBP não existem regras estabelecidas, sendo muitas vezes a secção do ataque um local apropriado.

Um sistema de gitagem pressurizado é projetado com reduções na área dos canais de cada vez que se executa uma transição de posição horizontal para vertical e vice-versa. O sistema pressurizado apresenta maior rendimento metalúrgico (peso e dimensões reduzidos), visto que as secções dos canais de distribuição vão diminuindo. A constante redução da área do gito de enchimento permite criar uma convergência direcional do fluido no sentido da cavidade moldante, tornando o processo mais rápido e portanto, eficiente. Porém, pode surgir um aumento da erosão da cavidade moldante, existindo a necessidade de se prever uma nova localização dos canais de ataque, minimizando os danos. Por outro lado, os sistemas de gitagem despressurizados apresentam uma diminuição da pressão a partir da secção crítica do sistema de gitagem, a partir da qual existe um decréscimo da velocidade do fluido. As baixas velocidades favorecem o escoamento laminar, ou menos turbulento, sendo adequados para ligas com forte tendência a oxidar e a formar escória como é o caso da liga AG4Z que tem forte tendência a formar escórias e oxidar. Estas ligas podem ainda ter problemas de corrosão, oxidação e absorção de hidrogénio.

A diferença entre estes dois sistemas (pressurizado e não pressurizado), reside na escolha da localização do estrangulamento de controlo de fluxo que determinará o caudal do sistema de enchimento. Esta decisão envolve a determinação da relação de gitagem desejada, ou seja, a relação das áreas transversais do gito de enchimento, canais de distribuição e ataques.

Referenciando (Campbell 2004; Ferreira 1999; Campbell 2001), um sistema de pressurização “naturalmente pressurizado” reúne as melhores características de um sistema pressurizado e despressurizado. A relação de gitagem entre o gito, canais de distribuição e ataques, determina a natureza da pressurização do sistema. A relação de gitagem, sob forma de uma razão numérica, define quanto é que o sistema de enchimento aumenta em área (não pressurizado) ou quanto é constrangido (pressurizado).

Tabela 4 - Exemplos de relações de gitagem para vários sistemas (Ferreira 1999; ASM 2009; Campbell 2001)

Tipo de sistema	Relação de gitagem (exemplos)
Pressurizado	1:0.8:0.6
Não pressurizado	1:2:2 1:2:4 1:4:4
Ligeiramente pressurizado	1:1:1
Naturalmente pressurizado	1:1.2:1.4

Segundo (Committee 2008), existe um atrito significativo envolvido em qualquer curva do sistema de gitagem, causando uma perda de 20% da velocidade do fluido. Caso se verifique, a área da secção transversal deverá ser 20% superior, anulando a redução de 20% na velocidade, proporcionando uma relação de gitagem de 1, 1.2, 1.4.

De acordo com (Passini 2005), a relação de gitagem para sistemas em que o alumínio (R_{gito} , R_{canal} , R_{ataque}) é utilizado remete para um sistema despressurizado conforme se percebe pela Tabela 5.

Tabela 5 - Relações de área de sistemas pressurizados e despressurizados (Passini 2005)

Pressurizados	Despressurizados
Ferros Fundidos	Alumínio
1:0.9:0.5	1:4:4
1:0.95:0.9	1:1.2:2
1:0.75:0.25	1:6:6
Aços	Magnésio
1:0.8:0.6	1:4:4
1:1:1	1:2:2

2.3.1.1. Coluna de enchimento

A coluna de enchimento não é mais que um canal que transporta o metal para o plano de apartação, considerando moldações com plano de apartação horizontal. O metal proveniente do forno, segue pela coluna de enchimento até se juntar a um ou mais canais de distribuição. A coluna de enchimento ou tubo de enchimento deve manter-se sempre cheio de modo a evitar a absorção de ar, daí apresentar um tronco em cone, com uma secção crítica que controla o tempo total de enchimento. A área da coluna de enchimento, ou gito, em m^2 , pode ser calculada da seguinte forma (Ferreira 1999; Committee 2008; Rainha 2004):

$$A_{\text{gito}} = \pi r^2 = \frac{r_{\text{gito}}}{r_{\text{ataque}}} \times S_t \quad (4)$$

Onde r diz respeito ao raio do gito e r_{gito} e r_{ataque} representam as relações de gitagem. O valor de S_t , secção mínima de passagem de metal, é calculado tendo por base a seguinte equação:

$$S_t = \frac{V_{\text{metal}}}{v \times t_{\text{máx.}}} \quad (5)$$

- V_{metal} – Volume de metal a ser vazado de modo a preencher todas as cavidades do molde, onde inclui o volume da peça e o sistema de alimentação e gitagem [m^3];
- v – Velocidade no gito, [m/s], que pode ser calculado da seguinte forma:

$$v = \sqrt{2gh} \quad (6)$$

- g – Aceleração da gravidade, equivalente a $9,81m/s^2$;
- h – Altura do nível de metal líquido no forno até ao sistema de gitagem [m].

- $t_{\text{máx.}}$ – Tempo necessário para o enchimento da moldação, [s], que pode ser calculado de acordo com a equação apresentada.

$$t_{\text{máx.}} = K_1 \times K_2 \times K_3 \times \left(\frac{V}{S} \right)^2 \quad (7)$$

- K_1 – Constante que depende do modo como se faz o enchimento;
- K_2 – Constante que depende da forma de fluxo;
- K_3 – Constante que depende das características térmicas do material a vaziar, da moldação e do grau de sobreaquecimento;
- $\frac{V}{S}$ – Módulo de arrefecimento do fluxo mais desfavorável, ou seja, mais comprido e mais fino, isto é, o que tiver menor relação $\frac{V}{S}$ [m].

Nota: K_1 , K_2 e K_3 têm de ser determinados experimentalmente por cada fundição.

Por fim, após obtido o valor da área respetiva (A_{gito}), calcula-se o diâmetro do gito (D_{gito}):

$$D_{\text{gito}} = 2\sqrt{\frac{A_{\text{gito}}}{\pi}} \quad (8)$$

Para um maior aproveitamento do metal, o diâmetro do gito deve ser o menor possível, desde que não comprometa a qualidade das peças produzidas. Como a liga a vaziar está a uma temperatura superior à da coquilha, é sabido que quanto menor for o diâmetro do gito de enchimento, mais rápido será o arrefecimento da liga. Caso o diâmetro seja demasiado baixo, pode até bloquear a passagem de metal para a moldação uma vez que pode solidificar primeiro no gito. Relativamente ao material do tubo de enchimento, caso fosse em ferro fundido, a tendência para aparecimento e acumulação de impurezas nas paredes do tubo seria superior, podendo migrar para as peças ou mesmo contaminar o banho, aquando do recuo do metal para o forno. Portanto, apesar de poderem ser utilizados revestimentos para os tubos de enchimento, diminuindo a probabilidade de acumulação de impurezas, o recurso a tubos de enchimento cerâmicos constitui uma prática aconselhável e benéfica. Para além disso, quando se usam tubos refratários, não existe a necessidade de pré-aquecer o tubo em cada vazamento, como acontece no caso dos ferros fundidos, para que o metal não arrefeça ao longo do tubo de enchimento.

2.3.1.2. Canais de distribuição

Segundo (Rainha 2004), os canais de distribuição têm como principal função o transporte de metal líquido, desde o gito de descida até aos ataques. São geralmente horizontais para poderem ser colocados no o plano de apartação. Por vezes são dotados de câmaras de decantação de escória, ou de tratamentos especiais do banho. A área dos canais de enchimento (A_{canal}), em m^2 , pode ser calculada da seguinte forma, supondo a existência de dois canais:

$$A_{\text{canal}} = \pi r^2 = \frac{r_{\text{canal}}}{r_{\text{ataque}}} \frac{S_t}{2} \quad (9)$$

2.3.2. Ataques

2.3.2.1. Descrição

Segundo (Ferreira 1999; Rainha 2004), o sistema de gitagem com ataques começa no canal de distribuição prolongando-se até à cavidade da moldação (supondo que não existem alimentadores no espaço intermédio, caso contrário, os ataques funcionariam como colo do alimentador, respeitando o sistema de alimentação). Caso o canal de distribuição esteja cheio, a turbulência é reduzida. Geralmente são largos e com um perfil retangular ou hexagonal de modo a facilitar a conceção dos mesmos. A área dos ataques (A_{ataque}), em m^2 , pode ser calculada da seguinte forma:

$$A_{ataque} = \frac{r_{ataque}}{r_{ataque}} \frac{S_f}{2} = \frac{S_f}{2} \quad (10)$$

2.3.2.2. Dimensionamento

Tendo em consideração o trabalho experimental, e visto que a peça em principal foco nesta dissertação (puxador 30000-670) apresenta um ataque que funciona como colo do alimentador, o projeto será feito tendo por base as regras referentes ao sistema de alimentação. De acordo com, (ASM 2009; Ferreira 1999; Verran O. 2013; Committee 2008), o colo deve apresentar um tempo de solidificação intermédio entre o da peça e do alimentador, portanto, o dimensionamento dos mesmos deve ter em conta alguns requisitos:

- Área suficiente para garantir uma velocidade inferior a 0.5m/s (*Nyama*). Contudo, na prática são comuns valores da ordem dos 1m/s, especialmente no gito. Porém, é importante referir que, geralmente, não se deve ultrapassar os 2m/s;
- O número de colos deve ser suficiente de modo a que a velocidade transversal no interior da moldação não exceda o valor crítico;
- É essencial que os ataques não formem pontos quentes na junção com a peça.

A figura que se segue permite, então, elucidar as regras gerais para o *design* do ataque/pescoço.

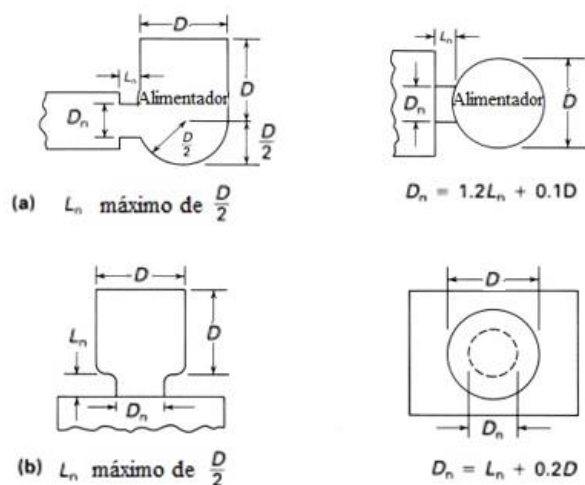


Figura 14 - (a) Alimentador lateral. (b) Alimentador de topo (ASM 2009)

Importante realçar que os valores indicados correspondem à FCG uma vez que não existem regras definidas para a FCBP, portanto, o cálculo foi feito tendo por base as regras enunciadas. De reter que as regras indicam um valor máximo do diâmetro, prevendo um ataque cilíndrico. Porém, na prática, a superfície do ataque não é cilíndrica, apresentando uma superfície próxima da hexagonal (Figura 15), daí a necessidade de tomar as devidas providências e aproximações (redução da área total cilíndrica em cerca de 30% segundo valores experimentais), tendo por base a experiência industrial.

$$A_{\text{superfície do ataque real}} = A_{\text{calculada para FCG}} \times 0.7 \quad (11)$$

Portanto, podemos realizar um cálculo aproximado das medidas da superfície do ataque:

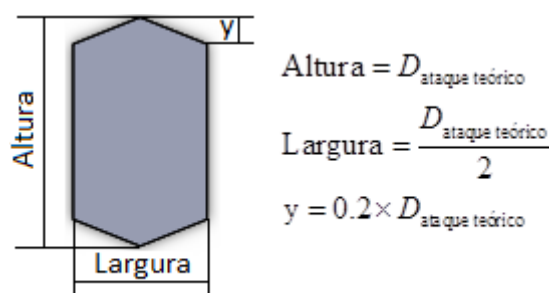


Figura 15 - Dimensionamento de um ataque real para FCBP

2.3.3. Alimentadores

2.3.3.1. Descrição

De acordo com (ASM 2009; Ferreira 1999; Verran O. 1986), os alimentadores tornam-se muito importantes na solidificação de um fundido de forma a colmatar a necessidade de metal nas zonas em que a solidificação se dá em último lugar (zonas de maior módulo), impedindo o aparecimento de rechupes de solidificação. Têm como principal função compensar as contrações no estado líquido e na solidificação da liga, garantindo a sanidade das peças obtidas. Os alimentadores são reservatórios (extra) de metal líquido que constituem os sistemas de alimentação das peças fundidas. Caso façam parte de um sistema de gitagem são chamados de alimentadores quentes (*hot risers*).

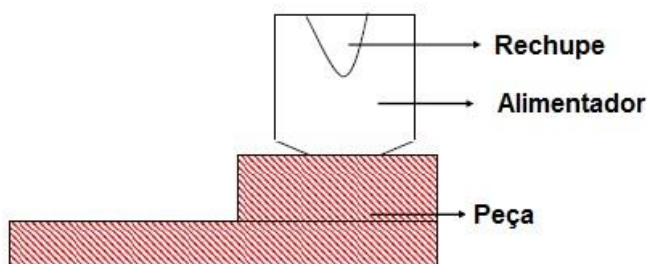


Figura 16 - Sistema de alimentação com rechupe no alimentador e não na peça (Verran O. 1986)

Um bom sistema de alimentação deve ser fácil de remover e apresentar o menor volume possível (maior rendimento metalúrgico), melhorando o seu rendimento (η).

$$\eta = \frac{\text{peso do fundido}}{\text{peso total (fundido + sistema de gitagem e alimentação)}} \times 100 \quad (12)$$

2.3.3.2. Classificação

De modo a melhorar a eficiência e aproveitamento de material utilizado no processo, pode-se tentar diminuir o tamanho do alimentador, nunca comprometendo o seu normal funcionamento, para tal, podem-se utilizar vários tipos de alimentadores:

- Alimentador de topo;
- Alimentador lateral.

Os alimentadores de topo estão, como o próprio nome indica, em cima de um ponto quente, enquanto os laterais são colocados ao lado do mesmo. Devido ao efeito da gravidade, normalmente os alimentadores de topo são os mais eficazes.

Os alimentadores podem também ser classificados como alimentadores atmosféricos ou cegos. Os alimentadores atmosféricos possuem os seus topos expostos à pressão atmosférica e têm como grande vantagem a facilidade de libertação de gases, e no entanto, o contacto com o ar atmosférico origina perdas de calor por radiação e convecção. Os alimentadores cegos, por estarem completamente no interior da moldação, têm menos perda de calor. A escolha deste tipo de alimentadores dá-se quando a quantidade de metal utilizado é menor (ASM 2009; Ferreira 1999; Verran O. 1986; Passini 2005).

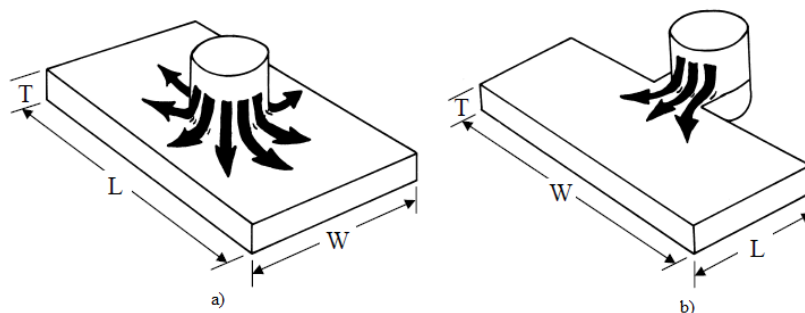


Figura 17 – (a) alimentador de topo. (b) alimentador lateral (America 1973)

É possível ainda recorrer a alimentadores no topo da moldação cobertos por um material isotérmico, de forma a manter a superfície líquida para que o metal esco para a peça devido à gravidade e pressão exercida pelo peso do material. Tem a vantagem de alimentar a menores distâncias, ocupar menos espaço e permitir uma maior liberdade de *layouts* (Rayes 2007).

Tendo em conta que os rechupes existentes nas peças vazadas são de grande importância, devemos perceber quando uma peça é ou não sã, ou seja, se é aceitável ou não, se pode ser comercializada ou não. Como tal, usa-se um parâmetro no dimensionamento e localização dos alimentadores, chamado de grau de sanidade.

2.3.3.3. Dimensionamento

Geralmente, o sistema de alimentação é feito antes do sistema de gitagem, uma vez que se precisa conhecer o volume total de metal. Um alimentador deve ter as dimensões e características indicadas para uma dada peça, portanto, é muito importante definir os vários parâmetros que entram no seu cálculo. Porém, antes disso devemos perceber as diferentes condições para o seu bom funcionamento (Verran O. 1986; Ferreira 1999).

1. Deve estar junto à parte da peça que solidifica em último lugar (ponto quente):
 - a. Método de *Heuvers* (círculos inscritos).

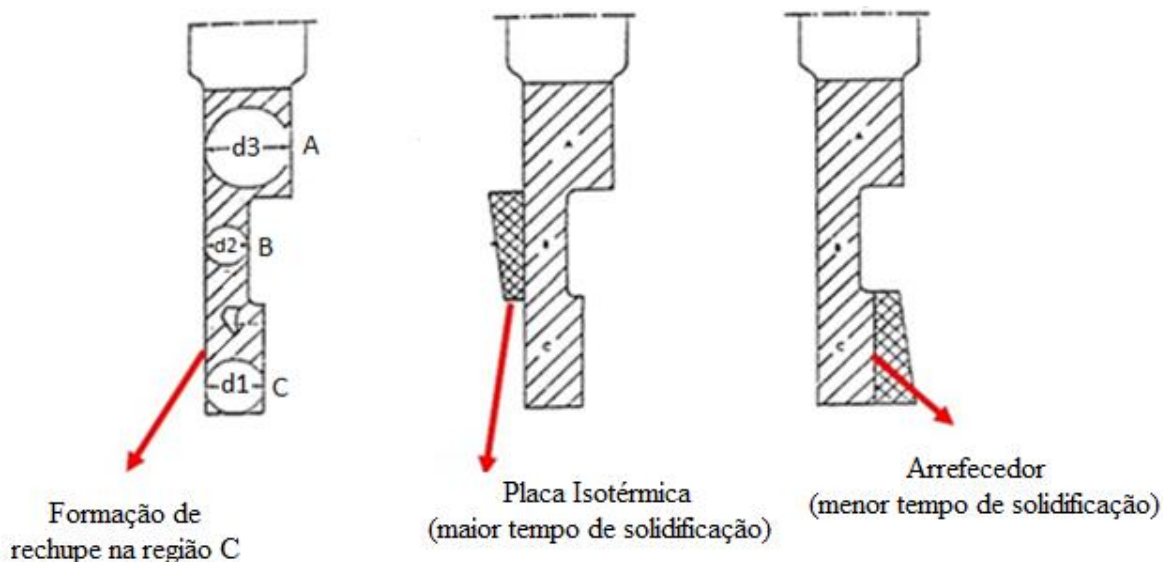


Figura 18 - Método de Heuvers (Verran O. 1986)

Este método consiste na inscrição de círculos tangentes ao contorno da secção em dúvida, onde o tamanho do diâmetro do círculo inscrito dita qual o ponto de maior calor. De acordo com a figura, podemos concluir que $d_3 > d_1 > d_2$, logo, as regiões A e C vão alimentar a região B, onde aparecerá um rechupe, a menos que se usem placas isotérmicas ou arrefecedores. Quanto maior o diâmetro do círculo maior será o módulo da secção, de modo que uma região com maior diâmetro irá alimentar uma de menor diâmetro, necessitando a primeira de um alimentador.

- b. Raio de alimentação – distância ao longo da peça na qual o alimentador é eficiente.

Pela observação da forma da peça, percebe-se onde localizar os alimentadores cruzando a experiência com os conhecimentos teóricos. Portanto, escolhe-se a posição de vazamento e esquematiza-se o sistema de gitagem, visando a criação de condições favoráveis à alimentação. Projeta-se todo o sistema, tendo em conta que o metal mais frio, ou seja, o primeiro a solidificar, seja levado para zonas afastadas onde a solidificação é mais rápida, promovendo o aquecimento de zonas que solidificarão em último lugar através da passagem de metal no estado líquido. Estes locais, onde a solidificação se dá em último lugar, são conhecidos por pontos quentes e são muitas vezes descobertos apenas por pura visualização da geometria da peça (junção de secções em “Y” ou em “T”). Todos os pontos quentes devem ser alimentados de forma eficaz, podendo ser necessário mais do que um alimentador. Quando os pontos quentes apresentam diferentes tempos de solidificação, a localização e o número dos alimentadores deve ser analisada de modo a compensar todos os pontos críticos da peça. Sempre que existam ligações entre elementos de geometria diferente, o problema já não é tão simples de solucionar e portanto, recorre-se ao método de *Heuvres*, anteriormente enunciado.

Sabendo que os alimentadores devem ser colocados próximos dos pontos quentes, de forma a proporcionar um melhor enchimento da peça, é necessário saber qual o seu raio de ação, estabelecendo limites aceitáveis. Os extremos da peça, como é natural, possibilitam a evacuação direta de calor para a moldação promovendo um arrefecimento rápido (efeito dos extremos). Este rápido arrefecimento vai diminuindo à medida que nos afastamos dos extremos, reduzindo a velocidade e aumentando o tempo de solidificação. Por sua vez, as frentes de solidificação tendem a ficar paralelas, uma vez que o gradiente térmico nessas zonas tende a ficar nulo. O uso de alimentadores, terá o resultado oposto, ou seja, ampliará o gradiente térmico, eliminando os problemas previamente enunciados (o paralelismo das frentes em solidificação devido aos gradientes térmicos nulos provocará rechupes dispersos visto que o fecho das dendrites na linha média da peça impossibilita a propagação de metal do alimentador para essa zona).

O raio de ação do alimentador é expresso através de uma distância máxima na sua vizinhança à volta da qual o núcleo da peça não apresenta rechupes devidos à contração metálica não compensada durante a solidificação. Os raios de ação podem ser determinados em função da espessura da placa (prisma quadrangular em que a secção transversal apresenta uma das dimensões igual ou superior a cinco vezes a outra) ou barra a ser alimentada. Podemos, também obter os valores do raio de ação, em centímetros, pelo ábaco bi-logarítmico de *Gabel* para peças em alumínio, por exemplo.

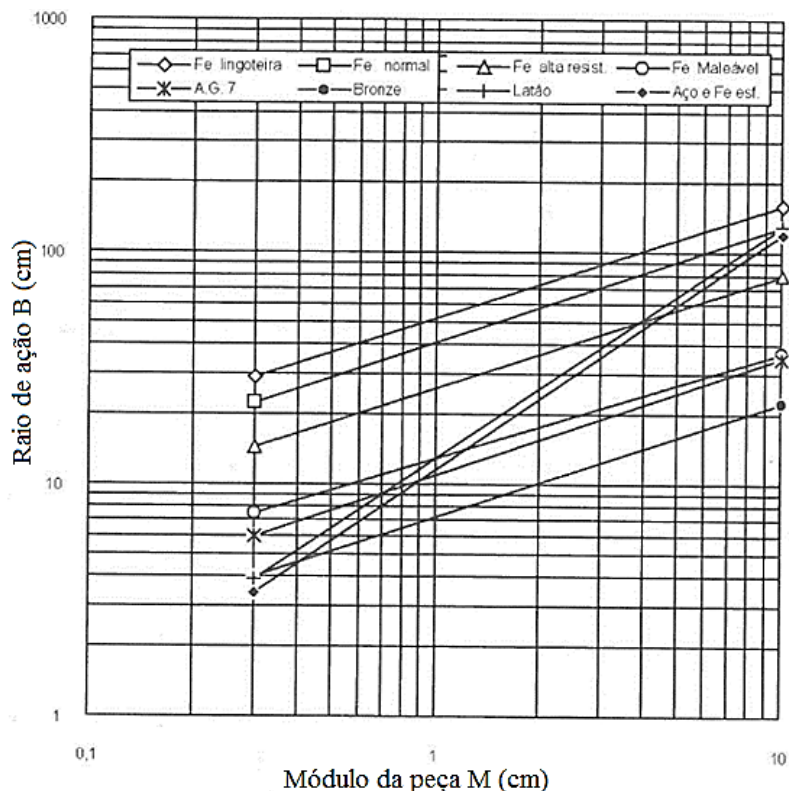


Figura 19 - Raios de ação de alimentadores (B) em função do módulo (M) e metal vazado, segundo Gabel (Ferreira 1999)

Em suma, a determinação do raio de ação, ou seja, da distância máxima que o alimentador pode fornecer metal líquido, é feita tendo por base ábaco de *Gabel*. Esta distância depende também da zona a alimentar, do efeito arrefecedor dos extremos, da existência ou não de arrefecedores e do tipo de liga (da forma como solidifica), sendo independente do volume e do módulo do alimentador.

2. O alimentador deve solidificar depois da peça (requisito térmico):
 - a. Módulo de arrefecimento (M) será superior ao da parte da peça a ser alimentada [m].

$$M_{\text{peça}} = \frac{V}{S} \tag{13}$$

- i. V é o volume da peça em solidificação [m³];
- ii. S é a superfície da peça em contacto com a superfície de extração de calor [m²];

- b. Módulo do alimentador (M_{al}) [m].

$$M_{\text{al}} = kM_{\text{peça}} \tag{14}$$

- i. k é o coeficiente de segurança (visto que a liga em causa é considerada uma liga leve, o fator de segurança toma o valor de 1.4 - Tabela 6).

Tabela 6 - Valores dos coeficientes de segurança, k

Metal	Coefficiente de segurança (k)
Ferro fundido de alta resistência	1.0-1.2
Ferro fundido perlítico normal	0.8-1.0
Ferro fundido maleável	1.4
Ferro fundido nodular	1.4
Aço	1.2
Níquel, cupro-níquel, cupro-alumínio	1.4
Cobre, bronzes, latão 70/30 e 60/40	1.2
Latão de alta resistência	1.4
Ligas leves	1.4

Tendo em conta o requisito térmico, é importante preservar o efeito da gravidade durante o vazamento da peça. Depois de vazado, o metal contrai, o que leva o alimentador a compensar esta contração.

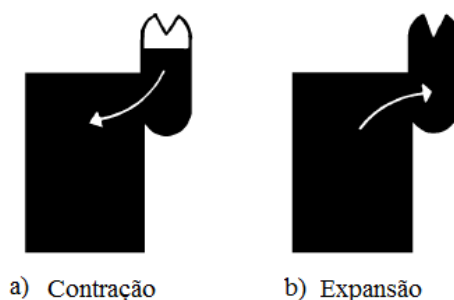


Figura 20 – Condição essencial do efeito da gravidade. (a) Contração líquida. (b) Expansão líquida (Sorelmetal 2000)

Deve-se ter em conta alguns cuidados no sentido de assegurar uma alimentação eficiente através de uma redução das perdas de calor no alimentador, de um reaquecimento do metal do alimentador e de um vazamento do metal pelo alimentador. Diferentes taxas de arrefecimento e tempos de solidificação podem gerar variações substanciais na estrutura resultante e nas suas propriedades.

c. Tempo de solidificação pela regra de *Chvorinov*.

$$t_{\text{solid}} = K_c \left(\frac{V}{S} \right)^n \quad (15)$$

- i. t_{solid} é o tempo de solidificação [s];
- ii. K_c é a constante da liga (depende dos materiais da moldação, da peça e da temperatura de vazamento) [s/m²];
 - i. $\left(\frac{V}{S} \right)$ é o módulo de arrefecimento [m];
 - ii. n varia entre 1.5 e 2.

3. O alimentador deve conter metal líquido suficiente (requisito volumétrico):
 - a. O volume do alimentador, [m³], deve ser superior ou igual ao volume de metal a ser fornecido de modo a compensar a contração durante a solidificação.

$$V_{\text{alim}} > V_{\text{rechupe na peça}} \quad (16)$$

Um meio bastante utilizado para a determinação de um volume mínimo do alimentador é a regra da contração:

$$V_{\text{alim}} \geq K' \beta V_{\text{peça}} \quad (17)$$

- i. K' - Coeficiente variável de acordo com o tipo de alimentador:

Tabela 7 - Valores dos coeficientes K' de acordo com o tipo de alimentador

Tipo de alimentador	K'
Alimentador frio	6
Alimentador quente	5
Alimentador com luva exotérmica	2

- ii. β - Coeficiente de contração volumétrica:

Tabela 8 - Valores do coeficiente de contração volumétrica para uma liga de AlMg

Liga	Sobreaquecimento	
	50°C	100°C
Ligas de alumínio (3% ≤ Mg ≤ 6%)	8%	8,5% - 9%

- iii. $V_{\text{peça}}$ - Volume da peça [m³].

Em alguns casos, o volume disponível é superior ao necessário, logo, o respectivo alimentador pode alimentar mais do que uma peça.

4. O alimentador deve atuar com pressão máxima durante a solidificação:

O metal de alimentação proveniente do alimentador para compensar as contrações do líquido tem que superar resistências opostas, tais como: o atrito do líquido contra os cristais cobertos com metal pastoso e o aumento da viscosidade do metal pastoso à medida que aumenta o arrefecimento. Por isso, o metal do alimentador deve exercer uma pressão elevada resultante da pressão metalostática e da pressão atmosférica.

5. O alimentador deve ter o mínimo peso em relação à peça:

É necessário ter um bom rendimento metalúrgico, podendo reduzir os custos de produção e aumentar a viabilidade do processo. Sempre com vista a um aumento de lucros e qualidade das peças obtidas. Podem-se ainda considerar a situação do alimentador em relação ao enchimento, como tal, deve-se colocar o alimentador sobre um ataque para que passe um volume suficiente de metal quente pelo alimentador durante o enchimento da moldação. A moldação irá aquecer e o metal no alimentador permanecerá líquido. Por outro lado, o metal irá arrefecer se tiver de passar por toda a peça antes de chegar ao alimentador, reduzindo a sua eficácia e rendimento. Logo, pode-se atribuir ao alimentador em causa um fator C que exprime o arrefecimento do metal, que para a liga em estudo apresenta um valor igual à unidade, uma vez que o alimentador é colocado sobre um ataque sem que haja uma forte passagem de metal. O módulo real do alimentador, será portanto (Ferreira 1999):

$$M_{\text{real do alimentador}} = \frac{M_{\text{geométrico}}}{C} \wedge M_{\text{geométrico}} = \frac{\text{Volume}}{\text{Superfície}} \quad (18)$$

2.3.4. Arrefecedores

De acordo com, (Verran O. 1986; Jorstad et al. 1993; Ferreira 1999), à medida que o metal solidifica, contrai, portanto, o alimentador começa a fornecer metal à peça com o intuito de corrigir o rechupe originado pela contração de solidificação. Porém, para pontos quentes de menores dimensões podem ser utilizados arrefecedores em vez de alimentadores.

Os arrefecedores são elementos metálicos inseridos na moldação, junto da interface metal/moldação com uma condutibilidade térmica superior, provocando uma modificação na forma das isotérmicas (alteração do paralelismo) de modo a originar uma solidificação orientada com gradientes térmicos positivos. Dependendo do material de que são feitos, a transferência de calor varia, podendo acelerar o processo de arrefecimento. O recurso a arrefecimento a ar ou a mudança de espessura da camada de revestimento podem ajudar a variar a transferência de calor, alcançado os valores desejados.

A alteração do coeficiente de transferência de calor entre o metal e o arrefecedor (IHTC - *Interfacial Heat Transfer Coefficient*) e dos fluxos térmicos, foi estudada por (Zhang e Li 2013) através de um processo de análise baseado na técnica dos mínimos quadrados. A experiência foi feita com uma liga de alumínio-silício (A356) fundida a 750°C num forno de resistência com um cadinho de grafite. Os fluxos térmicos durante o processo de solidificação são calculados através de um método inverso de condução de calor (*inverse heat conduction method*) baseado na medição de temperatura no interior do arrefecedor, determinando o coeficiente de transferência de calor através da seguinte equação:

$$h = \frac{q}{T_{\text{fundido}} - T_{\text{arrefecedor}}} \quad (19)$$

Na equação anteriormente demonstrada, h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$) corresponde ao coeficiente de transferência térmica entre interfaces (IHTC), q (W/m^2) representa o fluxo térmico e T_{fundido} e $T_{\text{arrefecedor}}$ (K) diz respeito às temperaturas de superfície dos respectivos componentes.

Em seguida, apresenta-se uma figura ilustrativa do procedimento experimental realizado.

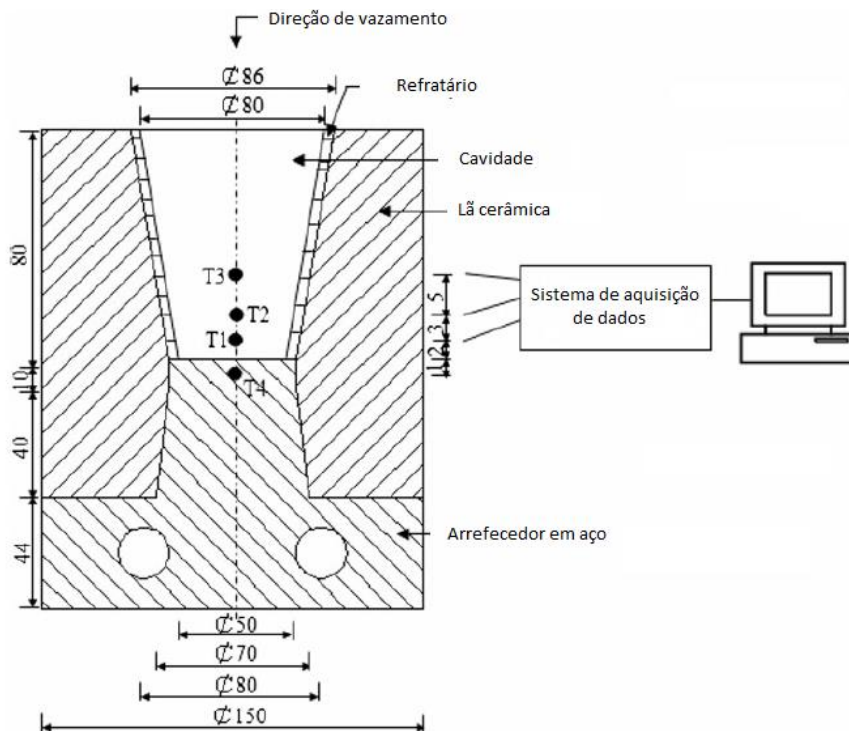


Figura 21 - Diagrama esquemático do procedimento experimental (dimensões em mm) (Zhang e Li 2013)

Após medidas as temperaturas nas várias localizações (T1, T2, T3 e T4), como se pode analisar numa fase inicial (primeiros 10 segundos) de solidificação, as temperaturas diminuíram bruscamente e os valores de transferência de calor (IHTC) aumentaram rapidamente até ao seu máximo (cerca de $3400 \text{ W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$ para a liga A356, devido a um elevado contacto interfacial entre o arrefecedor e o metal líquido). Passada esta fase inicial, a diminuição abrupta dos valores do IHTC pode ser atribuída à formação de uma folga entre o metal solidificado e o arrefecedor, deixando de existir contacto e passando a existir transferência de calor por correntes de convecção, radiação e de condução gasosa. Após 30 segundos, os valores do coeficiente de transferência de calor permanecem constantes (cerca de $900 \text{ W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$ para a liga A356). Este fenómeno acontece devido à descida de temperatura da peça, abaixo da temperatura de *solidus*, prevendo que o efeito da contração volumica seja equilibrado pela expansão térmica do arrefecedor, produzindo uma pressão constante entre a peça e a superfície do arrefecedor. Como se pode entender, a taxa de arrefecimento é superior em T3 relativamente a T1 (temperaturas medidas na peça), indicando que a transferência de calor ocorre primeiro em locais perto da interface e como é claro, o comportamento da temperatura em T4 é inverso ao que acontece em T1, T2 e T3, sendo que a transferência de calor da peça acaba por causar um aumento inicial de temperatura. Para o arrefecedor, o comportamento de T4 durante os primeiros 10 segundos demonstra a existência de um escoamento turbulento que leva ao aumento da temperatura em T4.

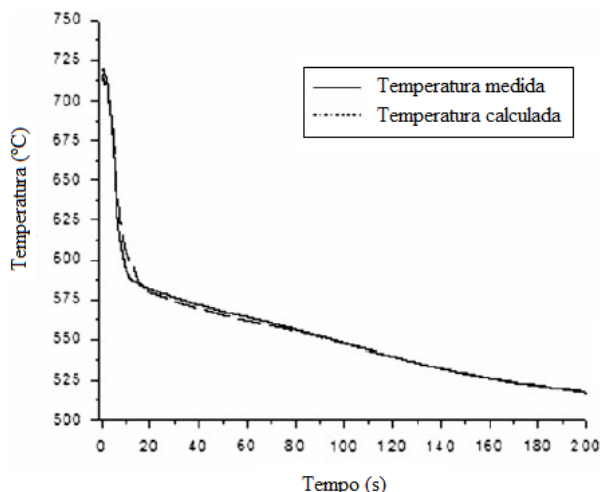


Figura 22 – Comparação entre temperatura medida e calculada para o caso de T1 (Zhang e Li 2013)

Tendo em conta que as temperaturas medidas, T1, T2 e T3, são equivalentes às calculadas, pode-se afirmar que o método de cálculo do coeficiente de transferência de calor é adequado.

2.3.5. Filtros cerâmicos

Os filtros cerâmicos, segundo (Committee 2008; Muller et al. 2009), têm despertado grande interesse tecnológico por resistirem a elevadas temperaturas (superiores a 1000°C), apresentando uma elevada eficiência e baixo custo de fabrico. São amplamente utilizados na indústria da fundição de modo a melhorar a qualidade das peças fundidas.

Os filtros são essencialmente de dois tipos, granulares e fibrosos. Existe uma grande variedade de filtros cerâmicos (materiais e formas), desde filtros em mulite, alumina, sílica ou mesmo em carboneto de silício (SiC), normalmente utilizados. As formas mais comuns vão desde espuma reticulada, formas celulares extrudidas, formas prensadas, blocos perfurados a espumas cerâmicas, que têm vindo a ser bastante utilizadas devido à elevada eficiência na remoção de inclusões.

Estudos realizados mostram que o uso de um filtro apresenta duas principais vantagens:

- Filtração (separação física e atração química) antes do metal entrar na cavidade (5%);
- Melhorias no fluxo de enchimento (95%).

Portanto, percebemos que os benefícios da utilização de filtros no enchimento dos sistemas surgem principalmente da redução da velocidade e turbulência do caudal, reduzindo os defeitos e melhorando a qualidade do fluido. Como tal, é importante dimensionar corretamente as superfícies de enchimento e alimentação, podendo aumentar o rendimento metálico em pelo menos 25% (de 45% para 70% ou mais).

Contudo, a limpeza e filtragem de óxidos (formados durante a fusão do metal, transferência e vazamento), de partículas metálicas e não metálicas não dissolvidas, de partículas refratárias do forno, do sistema de gitagem ou da própria moldação continua a representar um papel importante no processo de fundição uma vez que estas inclusões atuam como descontinuidades na matriz metálica, podendo reduzir as propriedades mecânicas do fundido (resistência à tração e alongamento). Podem ainda reduzir a resistência à fadiga da peça, dificultar o processo de maquinagem (a taxa de desgaste da ferramenta aumenta), acabamento ou anodização, podendo ocorrer falta de estanquicidade às pressões impostas. Tanto nos sistemas pressurizados como despressurizados, o sistema de gitagem deve ser projetado de forma a ter comprimento necessário para que as partículas de baixa densidade tenham tempo suficiente para flutuar e aderir à superfície da moldação antes de entrarem na cavidade onde decorrerá o vazamento e solidificação do metal. Visto que os filtros cerâmicos promovem a remoção de partículas indesejadas (através da separação das partículas pelas diferenças de densidade) presentes no banho metálico, o sistema de distribuição de metal para as peças pode ser projetado tendo em conta as seguintes regras:

- Imposição simples do filtro;
- Tempo de enchimento da moldação deve ser constante e independente da presença do filtro;
- Uso de um filtro adequado para a aplicação desejada;
- O projeto do sistema de gitagem deve ser feito de forma a reduzir a turbulência durante o processo bem como as dimensões do mesmo.

No entanto, na prática nem sempre é possível obter peças de qualidade adequada, o que se traduz numa redução da eficiência e rendimento do processo, especialmente em sistemas despressurizados. Porém, o recurso a filtros apresenta inúmeras vantagens:

- Redução da percentagem de inclusões e posteriores processos de rebarbagem e retificação (otimização do processo de maquinagem);
- Redução do tamanho do sistema de gitagem (quando projetado especialmente para o uso de filtros), aumentado o rendimento metalúrgico;
- Aumento da longevidade das ferramentas e do processo de maquinagem;
- Melhoria nas propriedades mecânicas da peça;
- A quantidade de sobresspessura para maquinagem pode ser reduzida;
- Aumento da qualidade das superfícies de acabamento;

2.3.6. Solidificação

2.3.6.1 Introdução

É na tecnologia da fundição que a ciência da solidificação de metais encontra o seu mais vasto campo de aplicação, transferindo a maior parte dos conceitos e métodos para uma escala industrial, aperfeiçoando a qualidade metalúrgica das peças fundidas. A solidificação é uma das fases mais importantes do processo de fundição, influenciando fortemente a qualidade final do produto. É caracterizada como sendo um fenómeno não-linear e transitório, daí ser tão difícil modelar e analisar de forma perfeita. Durante este fenómeno, ocorre uma mudança de fase pela libertação de calor latente numa interface líquido/sólido que avança à medida que a solidificação continua (o calor é transferido do metal para a moldação) (Teixeira 2013).

Existem ainda outros fatores que influenciam a forma como a variabilidade do processo aumenta, como os parâmetros de vazamento, o sistema de gitagem, a presença de arrefecedores e a complexidade da geometria do fundido. Este processo de solidificação tem início próximo das paredes da moldação, onde a área de transferência de calor é superior, progredindo para o centro e solidificando primeiro as secções de menor espessura. Visto que a mudança de estado de líquido para sólido, conforme ilustra a Figura 23, origina uma contração do volume é necessário o recurso a um sistema de alimentação de forma a evitar rechupes e cavidades resultantes da contração volumétrica. As zonas mais propícias a estes defeitos são as zonas que solidificam em último lugar, ou seja, os pontos quentes, daí ser tão importante direcionar a solidificação.

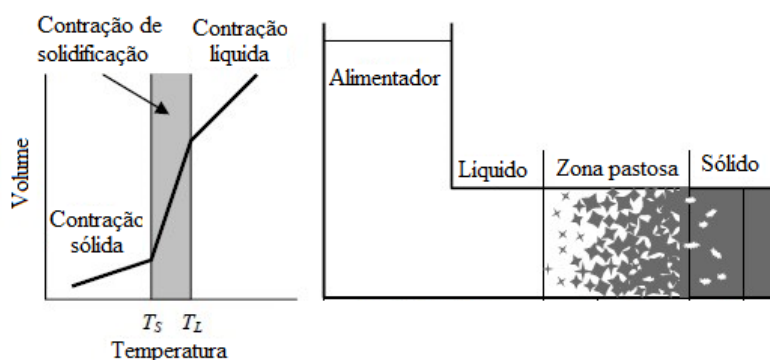


Figura 23 – Mecanismo de alimentação (Stefanescu 2008)

Tal como em todas as transformações de fase, a solidificação processa-se em duas etapas sucessivas (Ferreira 1999):

- Nucleação (fase sólida surge de forma estável no seio da fase líquida sob a forma de pequenos núcleos cristalinos):
 - Nucleação homogénea – Neste caso a fase sólida nucleia no seio da fase líquida sem que haja interferência ou contribuição energética de elementos ou agentes estranhos ao sistema metal líquido/metal sólido;
 - Nucleação heterogénea – Por sua vez, na nucleação heterogénea a fase sólida cresce com a contribuição energética de elementos estranhos ao sistema (impurezas, inclusões sólidas, inoculantes ou aditivos), sendo a mais comum na prática;
- Crescimento da nova fase no meio da anterior.

De modo a evitar a formação de rechupes, deve-se promover uma solidificação direcionada dos extremos para as zonas mais maciças e conseqüentemente para o interior dos alimentadores que solidificarão em último lugar devido à sua massividade. A melhor forma de reduzir os pontos quentes passa por eliminar ou simplificar as secções críticas, direcionando a solidificação de dois ou mais pontos por um único acesso, diminuindo o número de alimentadores necessários (Karunakar e Datta 2008).

De acordo com (Teixeira 2013), se as paredes paralelas de sólido se encontrarem no centro geométrico do fundido, o metal a solidificar encontra-se isolado, ou seja, completamente rodeado de metal no estado sólido, originando uma cavidade ou rechupe devido à contração do mesmo, durante a solidificação (Figura 24).

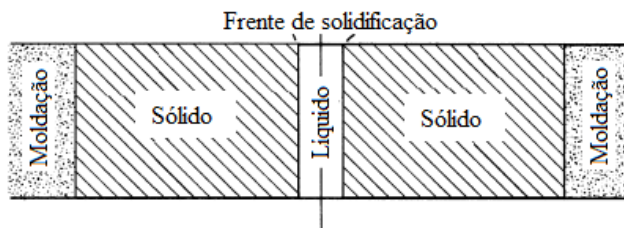


Figura 24 - Frente de solidificação paralela (ASM 2009)

No caso das frentes de solidificação convergirem das zonas mais finas para o centro térmico do fundido, estamos perante uma solidificação progressiva (Figura 25).

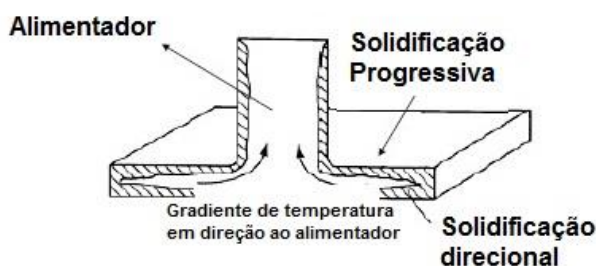


Figura 25 - Processo de solidificação progressivo e direcional (ASM 2009)

Para o caso das ligas de alumínio hipoeutéticas (como é a liga AlMg4Zn), a temperatura não permanece constante e portanto, o intervalo de solidificação é superior e a frente é dendrítica conforme se pode visualizar pela Figura 26.

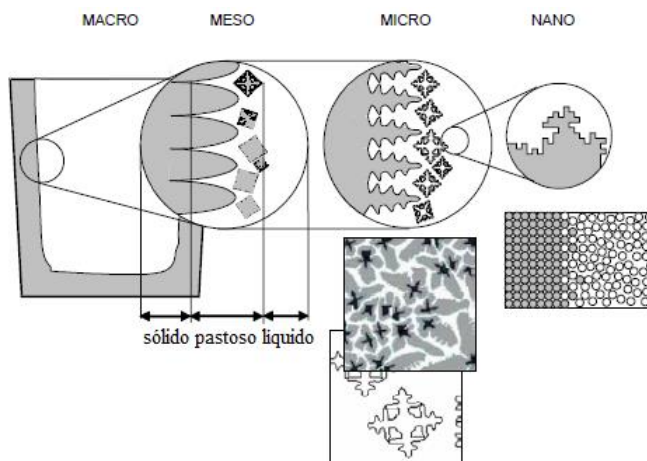


Figura 26 – Exemplo da escala de solidificação (Stefanescu 2008)

É sabido que menores espaçamentos dendríticos proporcionam melhores propriedades mecânicas e portanto melhores peças. O crescimento das dendrites em peças fundidas pode ser estudado pela análise de sistemas de solidificação unidirecional.

Nestes casos, a temperatura de vazamento deverá ser baixa e deve-se recorrer ao uso de arrefecedores e ataques nas partes finas. As ligas com grande intervalo de solidificação tendem, naturalmente, a criar problemas nas peças, enquanto os metais e ligas eutécticas (pequenos intervalos de arrefecimento) têm tendência a formar grandes cavidades. Neste caso podemos evitá-las através de uma fundição com solidificação direcional (ASM 2009; Verran O. 1986; Rayes 2007).

Nas peças fundidas em ligas com grande intervalo de solidificação corremos o risco de ter micro rechupes dispersos normalmente em camadas e macro rechupes dispersos em pontos quentes conforme se visualiza na Figura 27.

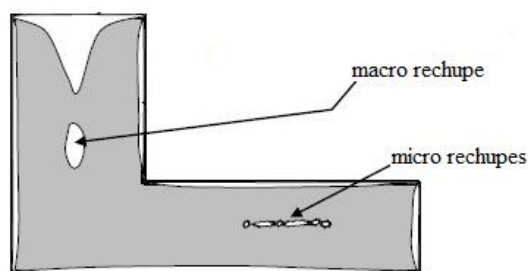


Figura 27 - Influência do modo de solidificação na alimentação de peças fundidas (Stefanescu 2008)

O alumínio apresenta valores de contração volumétrica de solidificação na ordem dos 6,5%, porém, para ligas de alumínio com percentagens de magnésio entre 3% e 6% (liga leve) o seu valor sobe para 8% com sobreaquecimento de 50°C e 8,5% a 9% para um sobreaquecimento de 150°C. Estes valores de contrações variam consoante a natureza da liga, processo de moldação e vazamento, localização dos alimentadores e ainda da velocidade de arrefecimento.

2.3.6.2. Transferência de calor

De acordo com (Ferreira 1999; Campbell 2001; Shi 2012; Stefanescu 2008), a solidificação de é um processo de transferência de calor (podendo ser transitório ou permanente), em que o calor latente de fusão gasto para fundir o metal é libertado durante o processo (*liquidus/solidus*), sendo depois transferido tendo por base os diferentes gradientes térmicos do sistema. As correntes de convecção formadas devido aos diferenciais térmicos gerados pelo sobreaquecimento (ΔT), são dissipadas quando este se torna nulo, levando ao desaparecimento da força motriz produtora das correntes de convecção e condução térmicas no metal, ficando o metal à sua temperatura de fusão até que o processo de solidificação termine. No processo de fundição em coquilha por baixa pressão, o calor é transferido do fundido para a moldação (que pode estar equipada com canais de arrefecimento a ar) e posteriormente para o ambiente envolvente.

O processo de transferência de calor pode ditar se uma peça foi ou não corretamente produzida, se tem uma estrutura metalúrgica bem determinada ou não. Esta análise é feita tendo em consideração os seguintes aspetos:

- Determinação do perfil térmico em função do espaço e tempo no sistema a analisar;
- Determinação da cinética de solidificação do metal, ou seja, do tempo de solidificação de uma dada quantidade de metal em função da espessura;
- Determinação da velocidade.

Uma vez que o processo de solidificação é feito em regime não estacionário, o perfil térmico varia em função do espaço e do tempo devido à alteração de posição da interface *liquidus/solidus*, o que torna o cálculo do balanço térmico dinâmico bastante complexo.

Conforme anteriormente analisado em 2.3.4. Arrefecedores e tendo em consideração (Hines 2004) é importante considerar o coeficiente de transferência de calor (IHTC), uma vez que quantifica a resistência ao fluxo térmico através da interface entre o metal e a moldação. Ao longo de muitos anos, muitos trabalhos foram feitos com o intuito de determinar os valores dos IHTCs em moldações permanentes, contudo, ainda muito pode ser descoberto.

O coeficiente de transferência de calor, quando bem determinado, tem um grande efeito no fenómeno de solidificação (variando significativamente com a posição dentro do fundido) quando comparado com outros parâmetros (calor específico da moldação, condutividade térmica). No entanto, a sua influência na solidificação não aumenta linearmente com o aumento do seu valor, não deixando de ter um papel preponderante no processo de simulação das curvas de arrefecimento. Em seguida, apresenta-se uma ilustração referente ao processo de transferência de calor (IHTC) e fluxo térmico entre a moldação e a liga metálica.

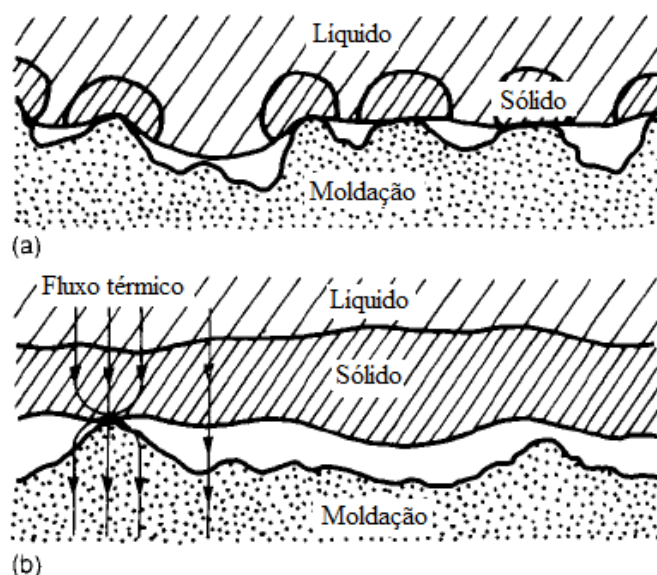


Figura 28 – Exemplo do IHTC entre o metal e a moldação. (a) interface entre o metal e a moldação num estado primário onde se dá início à nucleação. Bom contacto macroscópico. (b) redução da área de contacto pela deformação do fundido e da moldação (Campbell 2001).

2.3.6.3. Tempo de solidificação

No que diz respeito ao tempo de solidificação e considerando a regra de *Chvorinov*, a forma correta para um alimentador será aquela que permita um maior tempo de arrefecimento ou uma pequena área de superfície por unidade de volume. Teoricamente, a esfera seria a forma mais eficiente mas apresenta problemas relacionados com pressões metalostáticas. Como tal, a forma mais comum é um cilindro, onde a relação entre a altura e o diâmetro varia com a natureza da liga, posição do alimentador, entre outras. O tempo total de solidificação é o tempo que o metal líquido demora a solidificar a partir do seu próprio vazamento, podendo ser expresso pela seguinte equação de Chvorinov (Verran O. 1986; Ferreira 1999; ASM 2009):

$$t_{\text{solid}} = K_c \left(\frac{V}{S} \right)^n \quad (20)$$

- Onde n varia entre 1.5 e 2;
- V é o volume da peça em solidificação [m^3];
- S é a superfície da peça em contacto com a superfície de extração de calor [m^2];
- K_c [s/m^2] é a constante característica da liga (densidade, capacidade calorífica/térmica e entalpia/calor de fusão), do sobreaquecimento e do material da moldação (temperatura inicial, densidade, condutividade térmica e capacidade calorífica) bem como da sua espessura. Podemos criar provetes para determinar K_c . O valor determinado pode ser usado para outros casos sob as mesmas condições, como é o caso da liga em estudo em que podemos recorrer à seguinte fórmula.

$$K_c = \left\{ \frac{\rho'_{\text{metal}} \sqrt{\pi \alpha_{\text{mold.}}} \left[C' e_{\text{metal}} (T_v - T_L) + C_{l_{\text{metal}}} \right]}{2K_{\text{mold.}} (T_{\text{im}} - T_0)} \right\}^2 \quad (21)$$

- ρ'_{metal} - Massa específica do metal;
- $\alpha_{\text{mold.}}$ - Difusividade térmica da moldação;
- $C' e_{\text{metal}}$ - Calor específico médio do metal vazado;
- T_v - Temperatura de vazamento;
- T_L - Temperatura de início de solidificação do metal;
- $C_{l_{\text{metal}}}$ - Calor latente de fusão do metal;
- $K_{\text{mold.}}$ - Condutibilidade térmica da moldação;
- T_{im} - Temperatura de interface metal/moldação;
- T_0 - Temperatura inicial da moldação.

Porém, segundo estudos efetuados nas últimas décadas pode-se afirmar que a regra de *Chvorinov* apresenta algumas deficiências e portanto, desenvolveram-se novos métodos de cálculo considerando a forma e o tamanho do fundido. Descobriu-se então que o tempo de solidificação podia ser calculado da seguinte forma (Ransing e Sood 2006):

$$t_{\text{solid}} = B' k^{1.31} V^{0.67} \quad (22)$$

$$k = \frac{A_s}{A} = \frac{4.837V^{\frac{2}{3}}}{A} \quad (23)$$

Uma vez que o sistema de gitagem e alimentação no fim é removido, é normal que se deseje que a área de ligação seja a menor possível, no entanto, deve ser suficientemente grande para que esta zona não solidifique antes da completa solidificação da peça. Pode-se também calcular o tempo de solidificação através da temperatura na interface ou pelo módulo, via método gráfico. Em suma, pode-se concluir que (Ferreira 1999):

- Para duas peças homotéticas de dimensões de razão n , terão valores de módulo na mesma proporção e portanto o tempo de solidificação será n^2 vezes superior na peça de maior atravancamento, podendo criar modificações na forma das isotérmicas, ou seja, mesmo que se tenha em conta uma forma de gitagem homotética, esta pode não ser a mais apropriada para a obtenção de peças sãs. Um sistema de alimentação considerado eficiente para uma dada peça, não significa que o seja para outra qualquer peça homotética (maior ou menor) mesmo que o sistema de alimentação seja homotético do primeiro;
- Através da regra de *Chvorinov* é possível determinar os tempos de solidificação da peça e do gito de alimentação a ela ligado, percebendo se o gito contém material líquido até ao fim da solidificação da peça. É por isso crucial que exista livre circulação de metal entre o gito e a última zona da peça a solidificar, forças de pressão que conduzam o metal no sentido da peça e uma quantidade em volume de metal líquido no gito suficiente para alimentar a contração da peça.

2.3.7. Simulação Numérica

2.3.7.1. Introdução

Segundo (Teixeira 2013; Oliveira 2009), quando se simula o processo de solidificação, a geometria do fundido é dividida numa série de elementos simples, sendo aplicada uma equação de condução de calor ao longo de intervalos de tempo, a fim de obter as temperaturas nos diferentes nós do fundido. O elevado número de nós bem como os fenómenos de transferência de calor em cada um deles, obriga à utilização de *software* e *hardware* adequado. O método das diferenças finitas (FDM) e o método dos elementos finitos (FEM), constituem os métodos de aproximação mais utilizados na maioria dos programas de simulação, sendo o método dos elementos finitos o mais comum, uma vez que permite obter resultados realistas com elevada resolução e sensibilidade, porém, requer um grande esforço de computação.

O processo de simulação baseia-se num ficheiro CAD 3D com a peça a analisar (formato IGES), gerando uma malha (prismas tetraédricos no caso do FEM). Posteriormente seleciona-se o material e definem-se as propriedades térmicas, físicas, químicas, e pressões de enchimento. Especificam-se as condições fronteira (coeficientes de transferência de calor com moldação, ar e arrefecedores, se necessário) e processa-se. Após processamento visualizam-se os resultados apresentados (tempo de solidificação, percentagem de rechupes, intervalo de solidificação, temperaturas e velocidades de enchimento) geralmente sob a forma de gráficos com códigos de cores.

2.3.7.2. Simulação em processos de fundição de baixa pressão

É natural que o projeto de toda a coquilha tenha influência nos possíveis defeitos das peças, principalmente quando não é adequado. Para diminuição destes defeitos, a simulação representa uma grande mais-valia na medida em que permite uma melhor perceção dos resultados esperados no processo real. No entanto, os resultados obtidos por simulação numérica não constituem uma representação 100% fiel, visto que o campo de temperaturas na coquilha no instante inicial não é uniforme e é difícil definir de forma precisa o coeficiente de transferência de calor. O responsável encontra a relação ideal entre a velocidade no ataque e o tempo durante o vazamento a baixa pressão, realizando correções sempre que achar necessário. Enquanto calcula o padrão de preenchimento e o perfil de velocidade, a pressão de entrada poderá também ser obtida (Kuo, Hsu, e Hwang 2001).

O processo de simulação numérica na FCBP permite minimizar custos através da otimização da moldação, alcançando um enchimento e posterior solidificação mais eficiente. As vantagens de recorrer a este processo durante a fase de projeto são inúmeras, tais como (EnginSoft 2015):

- Redução de retornos (gitos);
- Redução do número de protótipos necessários e do tempo de projeto das moldações;
- Redução das mudanças estruturais após início de produção (redução do volume dos gitos e alimentadores aumentando o rendimento metalúrgico);
- Aumento da produtividade (evita metodologias de tentativa-erro que implicam custos superiores);
- Redução da quantidade de matérias-primas utilizadas;
- Capacidade de obter um modelo virtual completo para o processo de produção.

Atualmente, existe uma diversidade enorme de programas de conceção e simulação utilizados na engenharia de fundição, porém, apenas será dado maior ênfase aos *softwares* utilizados nesta dissertação (Melo 2014):

- SolidWorks: programa utilizado para a modelação de todas as peças em CAD 3D, devido à simplicidade de utilização e facilidade em termos de modelação e importação para o programa de simulação ProCAST.
- ProCAST: *software* baseado no método dos elementos finitos que permite simular uma grande variedade de processos de fundição, incluindo a FCBP. É um programa bastante completo, permitindo a previsão de defeitos de solidificação e enchimento das peças a produzir. Devido à elevada qualidade deste programa, o ProCAST é utilizado pelo INEGI como ferramenta de apoio ao projeto em processos de fundição, sendo usado nesta dissertação para simulação de diferentes modelos de gitagem e alimentação.

Tendo em consideração os estudos efetuados por (Zhang, Li, e Zhu 2009) para a produção de peças de parede fina em ligas de alumínio (a cerca de 680-750°C), analisou-se de forma prática as principais vantagens do uso do *software* ProCAST num processo de fundição em coquilha por baixa pressão para a liga modificada A356 (AlSi7Mg0.4-1). Utilizando uma barra em “L” e três termopares em posições distintas ao longo da peça, analisaram-se as temperaturas e respetivos intervalos de solidificação ao longo da peça, concluindo que, quanto mais afastado se está da zona de entrada de metal, menor será o tempo de solidificação (rápida taxa de arrefecimento devido às baixas temperaturas), muito devido ao facto de na posição próxima da entrada existir uma grande passagem de metal líquido a elevadas temperaturas e consequente transferência de calor, revelando uma solidificação direcional e reforçando a importância do *software* de simulação nos processos de fundição.

Contudo, e porque a fundição de baixa pressão está em constante crescimento, (Zhang et al. 2012) voltou a testar para a mesma placa um novo método de otimização dos parâmetros da FCBP de modo a encontrar os valores ideais para a temperatura de vazamento da liga e da moldação. Utilizando duas técnicas computacionais, *Artificial Neural Network* (ANN) e *Genetic Algorithm Method* (GA) em conjunto com o *software* ProCAST obtêm-se os parâmetros otimizados através da análise do processo de enchimento. É possível verificar que o método utilizado foi eficiente no que diz respeito à relação entre as condições do processo e a qualidade das peças obtidas, eliminando defeitos comuns como rechupes, porosidade, distorções ou fraturas e melhorando a qualidade superficial da mesma conforme se pode constatar.

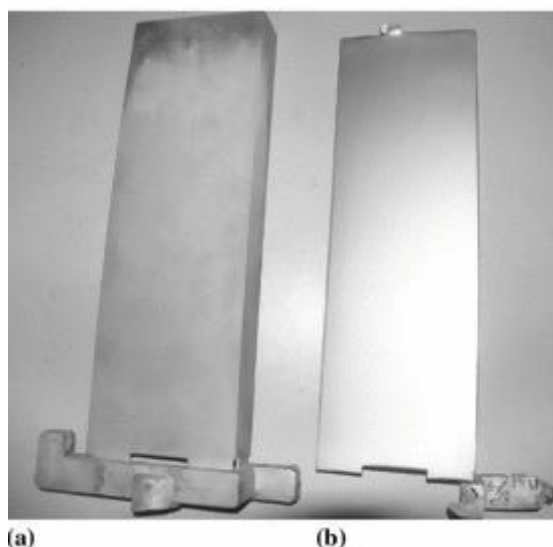


Figura 29 - Peça em A356: (a) antes da otimização dos processos. (b) depois da otimização dos processos (Zhang et al. 2012)

Devido à sua enorme importância num domínio de aplicação muito vasto, os *softwares* de modelação 3D, SolidWorks, e de simulação, ProCAST, constituem uma componente fulcral em qualquer engenheiro do século XXI.

2.4. Moldações metálicas

2.4.1. Introdução

De forma genérica, as moldações utilizadas na FCBP são de aço ou ferro fundido. Relativamente às moldações em areia, as moldações permanentes apresentam inúmeras vantagens, entre elas (Ferreira 1999):

- Maior velocidade de produção das peças;
- Economia de espaço na área de trabalho e de mão-de-obra;
- Maior limpeza das oficinas;
- Maior rigor dimensional;
- Menor rugosidade das peças obtidas;
- Peças com maior complexidade e com a vantagem adicional de não precisarem de acabamento (ou pouco);
- Maior rendimento metalúrgico (menor perda de metal em gitos, uma vez que as peças não necessitam de espessuras tão grandes);
- Peças deixam de estar sujeitas a defeitos como: cascão ou inclusões de areia (peças sem machos de areia);
- Peças com melhor qualidade e maior uniformidade, devido ao processo de solidificação e arrefecimento.

Para aplicações em que o arrefecimento é feito através de ar podemos utilizar moldações de ferro fundido uma vez que são muito eficientes e apresentam menor investimento. Por outro lado, para obter melhores propriedades mecânicas (permitindo o fácil manuseamento sem risco de fratura) o arrefecimento poderá de ser feito a água e os moldes serão de aço. Porém, o arrefecimento não pode ser demasiado rápido, ou seja, a velocidade de arrefecimento deve ser bem controlada através de um arrefecimento orientado, promovendo uma solidificação controlada e direcionada a partir das extremidades. Esta técnica dá origem a uma microestrutura fina e conseqüentemente, melhores propriedades mecânicas e menor tempo de ciclo. Na FCBP, os equipamentos podem ser munidos de solenóides de controlo computacional do arrefecimento com ar, que permitem a personalização da solidificação evitando assim a presença de rechupes. Importante referir que, pelo facto do metal subir pelo canal de enchimento, a parte dianteira do líquido em movimento será a que irá forçar o ar a sair da cavidade pelos respiros da moldação, senão, surgirão problemas de falta de enchimento devido a partículas de ar aprisionadas na moldação. Uma moldação tanto pode servir para 100 vazamentos como para mais de 250.000, dependendo do tipo de variáveis em discussão. Com o devido controlo e manutenção, uma moldação para o vazamento de pistões de alumínio em aço H13, aguenta cerca de 250.000 vazamentos sem necessitar qualquer reparação. Com o recurso a inspeção e manutenções apertadas, estas moldações podem produzir até 3.5 milhões de fundidos até serem descartadas (Committee 2008).

Estas moldações são, normalmente, afetadas pelos seguintes parâmetros (Committee 2008):

- Temperatura de vazamento: quanto maior for a temperatura do banho metálico, maior será a temperatura sob a qual a moldação irá operar (o mesmo acontece para a frequência de ciclos), enfraquecendo a moldação;
- Peso da peça fundida: a vida e duração da moldação diminui com o aumento do peso da peça obtida;
- Forma da peça fundida: as paredes da moldação dissipam o calor proveniente do enchimento (terão de dissipar mais quanto maior for a espessura da peça). Quando existe uma grande variação de espessuras da peça a fundir é gerado um diferencial de temperatura que quanto maior for, menor será a duração da moldação;
- Métodos de arrefecimento: o arrefecimento através de água é mais eficiente que o arrefecimento feito a ar, no entanto, diminui em muito a vida da moldação;
- Ciclos térmicos: geralmente, quando a moldação é mantida a temperaturas uniformes tem maior tempo de vida;
- Pré-aquecimento da moldação: o aquecimento que é feito através de gás ou aquecedores elétricos aumenta a duração da moldação. O choque térmico que se verifica quando começa o vazamento é uma das principais causas de falha da moldação;
- Revestimentos da moldação: os revestimentos refratários protegem a moldação de problemas originados pelo contacto entre o metal e a mesma;
- Materiais da moldação;
- Armazenamento: quando o armazenamento é feito de forma desadequada pode levar à corrosão de superfícies e aparecimento de ferrugem, reduzindo a sua duração;
- Limpeza;
- Sistema de ataques: um sistema mal dimensionado origina escoamentos turbulentos que reduzem a qualidade da moldação por erosão.

Segundo (Kaye e Street 1982; Marques 2010; Neto 2014), as coquilhas são compostas por um conjunto de materiais, geralmente ferrosos, em que cada um interfere no mecanismo de produção de peças sob condições de rápida mudança de temperaturas (flutuações térmicas cíclicas) à medida que o metal líquido sobe. É portanto fundamental que as coquilhas mantenham a sua estabilidade estrutural e dimensional durante os ciclos térmicos de trabalho, evitando fissuras que reduzem o tempo de vida útil da ferramenta. Além das solicitações termomecânicas, as coquilhas estão sujeitas à oxidação, à erosão provocada pela passagem de corrente líquida durante o vazamento, à corrosão a quente em contacto com a atmosfera, água ou outros líquidos de aplicação de revestimentos e às reações com as escórias. Estes fatores devem também ser levados em consideração quando se pretende escolher o material das coquilhas. Na escolha do material usado na coquilha, devemos também considerar a sua condutibilidade térmica, temperatura da coquilha, quantidade de peças que queremos produzir nessa mesma coquilha, qual a liga a vazar, qual a forma e espessura da peça, e por fim, o custo do material.

Conforme enunciado, os materiais tradicionalmente empregues na construção de coquilhas são:

- Ferros fundidos cinzentos e ferros fundidos nodulares: apresentam maior condutividade térmica do que o aço (devido à presença de grafite) mas, no geral, têm piores propriedades mecânicas. Ideais para séries curtas;
- Aços de baixo carbono (normalmente ligados ao crómio): apresentam elevada dureza e resistência mecânica a altas temperaturas, sendo portanto utilizados em série elevadas ou muito elevadas. São aços com percentagens de carbono em torno dos 0,4%, custam cerca de 5 a 6€/kg e permitem uma elevada resistência ao desgaste e à fissuração por fadiga térmica (aços de ferramenta para trabalho a quente);
- Ligas de cobre: apresentam uma condutividade térmica bastante elevada para uma maior fadiga térmica. Geralmente, as ligas tratadas termicamente como a de cobre-berílio têm uma boa resistência à corrosão. Estas ligas são bastante caras (20 a 30€/kg), sendo apenas utilizadas em casos muito específicos, nomeadamente para vazar ligas de cobre.

Em alguns casos as próprias ligas de alumínio podem ser utilizadas na fabricação de coquilhas. A anodização ou revestimentos adequados protegem então as coquilhas do contacto com as ligas vazadas, impedindo o seu excessivo aquecimento superficial.

2.4.2. Materiais utilizados

2.4.2.1. Aço AISI H13

2.4.2.1.1. Introdução

O aço AISI H13 pertence ao grupo dos aços de ferramentas para trabalho a quente. Inicialmente eram considerados como tendo um teor médio/alto de carbono, porém, com a introdução de diferentes elementos de liga a sua composição química foi sofrendo algumas alterações. Apesar de representarem uma pequena porção do total de aço produzido, a sua importância industrial é inquestionável, muito devido aos seus parâmetros de qualidade bastante exigentes. Permitem boas propriedades mecânicas, grande estabilidade dimensional durante o endurecimento e menor suscetibilidade à fissuração durante o tratamento térmico. Como tal, são muito utilizados no fabrico de componentes de máquinas, em aplicações de carácter estrutural de elevada responsabilidade (válvulas especiais, rolamentos para altas temperaturas ou parafusos de elevada resistência) ou mesmo em moldações complexas de elevada resistência mecânica, como é o caso. Os aços ferramenta são classificados segundo um sistema criado pelo *American Iron and Steel Institute* (AISI) que os divide em diferentes categorias. No entanto, neste trabalho apenas teremos em conta o aço ferramenta de trabalho a quente AISI H13, geralmente processado por conformação mecânica e produzido em fornos de fusão ou de arco eléctrico. Os aços ferramenta para trabalho a quente têm um símbolo associado, tendo por base a classificação AISI, que neste caso é a letra H. Dentro deste grupo de aços, existem várias opções tendo em conta o tipo de elemento de liga (Chandler 1995; Roberts, Krauss, e Kennedy 1998; Committee 1990).

Tabela 9 - Classificação AISI para aços ferramenta para trabalho a quente (Roberts, Krauss, e Kennedy 1998)

Aço ferramenta para trabalho a quente	Símbolo
Ligado ao Cr	H10 - H19
Ligado ao W	H20 – H26
Ligado ao Mo	H41 – H43

Centrando no aço em estudo, H13 temperado e revenido, facilmente se conclui que é um aço ligado ao cromo e como tal, apresenta uma boa resistência mecânica a elevadas temperaturas (mesmo sob condições de impacto, como no forjamento), resistência à distorção durante o tratamento térmico, boa maquinabilidade (pode ser melhorada recorrendo a um tratamento térmico de recozimento), fácil polimento, elevada tenacidade, elevada dureza e ductilidade, excelente resistência a choques térmicos (geralmente o aumento da fração volúmica de carbonetos diminui a tenacidade), ao desgaste a altas temperaturas e à fadiga térmica (garantindo um tempo de vida útil prolongado, reduzindo o aparecimento de possíveis defeitos).

O processo de fabrico deste aço, *electroslag remelting*, é um processo de refundição secundário baseado na desgaseificação a vácuo tradicional que deve garantir a não existência de carbonetos primários, uma vez que promovem grandes concentrações de tensões e diminuem a tenacidade do aço durante o trabalho da ferramenta. Devido à sua extrema dureza e baixa condutividade térmica, quando maquinado a altas velocidades de corte, pode ser suscetível a danos superficiais e desgaste acelerado em consequência das altas temperaturas e tensões geradas no processo. As tensões residuais dependem do material da peça maquinada, do tipo e geometria da ferramenta e dos parâmetros de corte (velocidade, avanço e profundidade) (Roberts, Krauss, e Kennedy 1998; Capello 2005; Cindra Fonseca 2000; Maherauch e Kloos 1987; Umer, Xie, e Wang 2008; Kharicha et al. 2012).

2.4.2.1.2. Composição química

Os aços ferramenta para trabalho a quente têm em comum a capacidade de manter a resistência mecânica quando sujeitos, em períodos longos e repetidos, a altas temperaturas, como acontece aos que são empregues nos processos de fundição. Este conjunto de requisitos é conseguido através de uma composição química com um teor médio de carbono, uma concentração de cromo acima dos 4.5% e outros elementos de liga. Na seguinte tabela, podemos verificar as composições máximas e mínimas de cada elemento presente no aço H13 (Roberts, Krauss, e Kennedy 1998; Totten 2006; Association 2003):

Tabela 10 - Composição química do aço AISI H13 (Association 2003)

Aço H13	C (%)	Mn (%)	Si (%)	Cr (%)	V (%)	Mo (%)
Mínimo	0.37	0.20	0.80	5.00	0.80	1.20
Máximo	0.42	0.50	1.20	5.50	1.20	1.75

O teor de carbono, C, garante uma dureza de 48 HRC (cerca de 480 HV) e promove uma boa tenacidade, restringindo o teor de carbono da martensite e a quantidade de carbonetos. Segundo a seguinte figura, podemos entender as transformações isotérmicas de um aço semelhante ao utilizado (BH 13 com 5% de crómio).

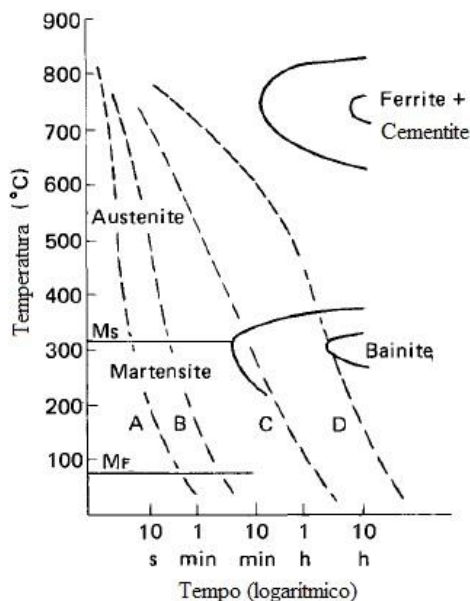


Figura 30 - Diagrama de transformações isotérmicas do aço BH 13 (Kaye e Street 1982)

Por comparação, tendo como exemplo uma têmpera a água pela curva (A) acima indicada, e uma têmpera a óleo pela curva (B), entende-se que o aço passará de austenite a martensite a partir de cerca de 300°C. Por outro lado, uma taxa lenta de arrefecimento pela curva (C), tipicamente arrefecida a ar, produzirá uma estrutura intermédia entre 330°C e 210°C, conhecida como bainite. O elevado teor em elementos de liga permite uma excelente temperabilidade, levando ao endurecimento de secções espessas arrefecidas ao ar. O manganês, Mn, atua como desoxidante a produção do aço, diminuindo o potencial de oxigénio. O crómio, Cr, aumenta a temperabilidade do aço e a resistência à corrosão e o vanádio, V, ajuda no refinamento do grão austenítico aumentando a tenacidade do aço. Por fim, o molibdénio, Mo, evita a fragilização a elevadas temperaturas, mantendo a sua dureza (Roberts, Krauss, e Kennedy 1998; Totten 2006; Benedyk, Moracz, e Wallace 1970; Kaye e Street 1982).

2.4.2.1.3. Propriedades mecânicas

Na seguinte tabela estão representadas as principais propriedades físicas e mecânicas do aço H13 (Efunda 2015; Schmolz-Bickenbach 2014):

Tabela 11 - Propriedades do aço AISI H13 (Efunda 2015; Schmolz-Bickenbach 2014)

Aço AISI H13	
Densidade	7,76
Módulo de Elasticidade [(GPa)]	190-240
Coefficiente de Poisson	0,27-0,30
Condutividade térmica [W/(m·K)]	28,6
Expansão térmica entre 20-200°C [$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$]	11,5
Dureza no estado tratado[HRC]	48
Tensão limite elástico a 0,2% e 48 HRC [MPa]	1310
Tensão de rotura à tração a 48 HRC [MPa]	1586
Extensão após rotura a 48 HRC [%]	13
Coefficiente de estrição a 48 HRC [%]	38

Segundo a Figura 31, obtida pelo programa ProCAST, a condutividade térmica do aço tratado pode variar com a temperatura de forma bastante brusca. Apresenta um valor máximo de cerca de 45W/(m·K) para 185°C e um mínimo de cerca de 27W/(m·K) para cerca de 775°C.

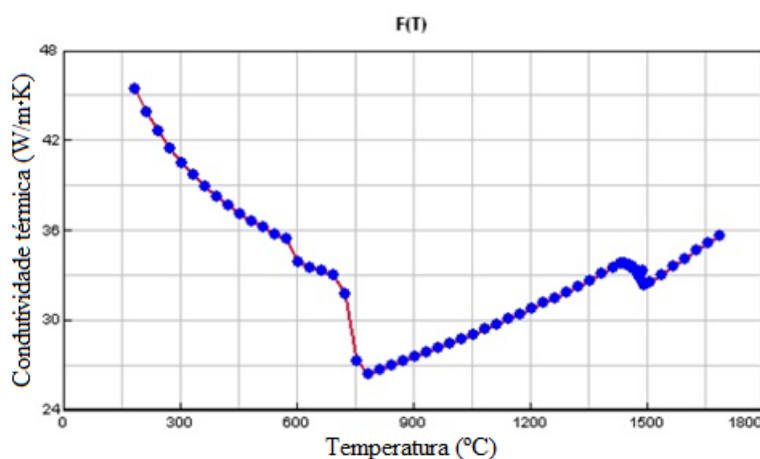


Figura 31 - Relação entre a condutividade e a temperatura para o aço H13 (ProCAST)

Em suma, visto que a seleção de um aço deve ter sempre em conta a temperatura a que vai ser usado e como vai ser arrefecido é importante garantir a temperatura de 350°C aquando do vazamento da liga de alumínio (AG4Z) a cerca de 730°C. Esta temperatura de 350°C representa uma temperatura média entre os 300°C e 400°C, usada como *standard* (baseada na experiência prática) pela empresa STA. Permite que a moldação não arrefeça depressa de mais, mantendo uma boa temperatura para o vazamento e reduzindo possíveis empenos.

2.4.2.2. Alumínio e suas ligas

2.4.2.2.1. Introdução

Sabendo que a liga utilizada na empresa STA, para fabrico de puxadores, é a liga AFNOR AG4Z equivalente à liga de fundição EN AlMg4Zn, também designada de NBN P21.101 segundo a norma belga, foi possível identificar as suas principais características. Esta liga tem uma percentagem de magnésio em torno dos 4%, podendo ser usada na fundição em areia e em outros processos de fundição em moldações permanentes, como é o caso da FCBP. É uma liga que pertence à série 5XX.X (*Aluminum Association – USA*) das ligas de alumínio, mais concretamente à série 513.X (liga de alumínio-magnésio) (Cverna e Dunigan 2001).

Segundo (ABAL 2007; Verran O. 1986), o alumínio comercialmente puro quase não é usado na produção de peças fundidas em virtude da baixa resistência mecânica e das fracas propriedades de fundição, logo, introduzem-se elementos de liga de forma a melhorar as características de fundição e propriedades mecânicas. O facto de o alumínio poder combinar com a maioria dos metais, chamados de elementos de liga, tornam este metal bastante atraente do ponto de vista industrial. O grande alcance das suas ligas oferece à indústria uma grande variedade de combinações de resistência mecânica, resistência à corrosão e ao ataque químico, condutibilidade elétrica, maquinabilidade, ductilidade e maleabilidade.

Para (Hatch, Association, e Metals 1984; Verran O. 1986), a maioria dos elementos metálicos podem ser ligados ao alumínio, formando ligas de alumínio, mas apenas alguns deles são de maior interesse e relevo. Os elementos mais utilizados em ligas de alumínio para fundição são: cobre, silício, magnésio e zinco com teores que, em geral, não vão além dos 10 %. Não obstante, existe um número apreciável de outros elementos suplementares de forma a melhorar as propriedades e características da liga. Geralmente são adicionados com o intuito de aumentar a sua resistência mecânica.

2.4.2.2.2. Série 5XX.X

Segundo (Aluminium 1998; Kaufman e Rooy 2004; Kaufman 2000; Meng et al. 2014) a série 5XX.X representa as ligas de alumínio-magnésio. Este grupo de ligas pode ser amplamente utilizado em inúmeros setores como é o caso da indústria automóvel, da construção civil, em equipamentos de processamento e armazenamento de produtos químicos e aplicações que envolvam a exposição a ambientes marinhos. As ligas de alumínio da série 5XX.X apresentam as seguintes propriedades:

1. Fáceis de trabalhar e maquinar;
2. Fácil soldadura (espessuras até 200 mm) devido à presença de cobre no eutético;
3. Excelente resistência à corrosão;
4. Excelente tenacidade (mesmo a temperaturas criogénicas perto do zero absoluto);
5. Tensão de rotura entre 125 e 350 MPa;
6. Grande capacidade de absorção de energia durante a fratura;
7. Resistência mecânica moderada a elevada;
8. Elevada dureza;
9. Grande aptidão á anodização decorativa.

As ligas de alumínio-magnésio apresentam elevadas propriedades mecânicas, resistência à corrosão e maquinabilidade. Visto que o magnésio é o principal elemento de liga e sendo um dos mais efetivos no que diz respeito ao seu endurecimento é importante ter em conta o seu teor na liga. Normalmente não são tratadas termicamente uma vez que os tratamentos não têm efeito significativo nas propriedades finais, tornando-se inviável do ponto de vista financeiro, no entanto, podem ser facilmente anodizadas, como é o caso da liga em estudo. São caracterizadas pela boa aparência quando anodizadas, todavia, são difíceis de fundir devido à forte tendência de formação de escórias e às fracas características de alimentação que obrigam ao uso de alimentadores grandes e arrefecedores, quando necessário. Visto que estas ligas oxidam muito facilmente quando estão no estado líquido, é importante manter um elevado rigor na condução das operações de fusão e vazamento. Nestas ligas com percentagens de magnésio superiores 3 % e expostas continuamente a temperaturas acima dos 100 °C devemos tomar as respetivas precauções de forma a evitar problemas de oxidação, absorção de hidrogénio e corrosão devido à formação de Al_3Mg_2 (fase β) (Chiaverini 1986; Hatch, Association, e Metals 1984; Cverna e Dunigan 2001; Aluminium 1998; Kaufman 2000; Kaufman e Rooy 2004; Meng et al. 2014).

Concentrando na liga AlMg4Zn (AG4Z), pertencente à série 5XX.X, em seguida serão apresentados os seus principais elementos de liga e respetivo efeito, tal como a seguinte figura ilustrando o diagrama ternário Al-Mg-Zn (Zolotovskiy, Belov, e Glazoff 2010; Liang et al. 1998).

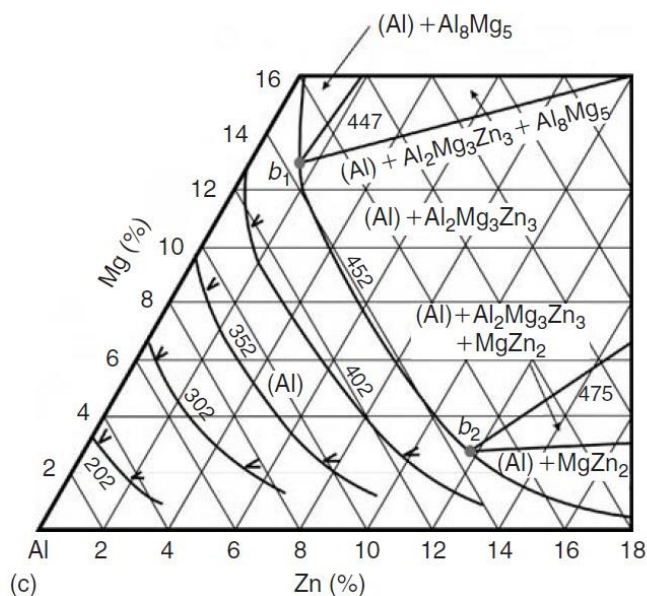


Figura 32 - Diagrama de equilíbrio do diagrama ternário Al-Mg-Zn (Zolotovskiy, Belov, e Glazoff 2010)

2.4.2.2.3. Composição química da liga AG4Z (AlMg4Zn)

A liga em estudo, AlMg4Zn, é composta por elementos de liga e impurezas. O magnésio, zinco e o titânio são os principais elementos de liga, sendo que o manganês, ferro, silício, cobre, níquel, chumbo e estanho estão presentes na liga sob a forma de impurezas. Na seguinte tabela podemos ver a composição química da liga AlMg4Zn.

Tabela 12 - Composição da liga AlMg4Zn (NBN P21-101) (Cverna e Dunigan 2001)

Elementos de liga	Zn	Mg	Mn	Ti	Si	Cu	Fe	Ni	Pb	Sn
	0.90-1.50	3.50-4.50	≤0.60	≤0.25	≤0.50	≤0.10	≤0.50	≤0.05	≤0.05	≤0.05

De um modo geral, podemos dividir os elementos de liga entre aqueles que conferem à liga a sua característica principal (resistência mecânica, resistência à corrosão e colabilidade) e os que têm uma função de controlo de microestrutura, impurezas e traços que prejudicam a produção ou aplicação do produto. Dependendo do grupo de ligas, a adição de um determinado elemento químico pode ou não ser desejável. Neste caso específico analisaremos os elementos de liga presentes e os seus efeitos (ABAL 2007; Hatch, Association, e Metals 1984; Marques 2010; Meng et al. 2014; Aleris 2011):

Magnésio: É o principal elemento de liga na série 5XX.X. A elevada percentagem de magnésio (cerca de 4%) permitirá um aumento da resistência mecânica da peça, excelente acabamento superficial (peças polidas com grande brilho) e uma melhor resposta a tratamentos superficiais como a anodização. Será também esperada uma maior resistência à corrosão e uma melhor relação entre resistência e ductilidade, contudo, aumenta a tendência para a absorção de hidrogénio e oxidação. Quando em solução sólida, o efeito do magnésio na tensão limite elástico e extensão após rotura é bastante notório até 1% de magnésio, através de uma brusca redução das mesmas, tornando-se mais suave para percentagens de magnésio entre 1 e 5% conforme indicado na Figura 33. As ligas binárias de Al-Mg são difíceis de fundir devido ao elevado intervalo de solidificação. O aumento de magnésio permite ainda a redução da densidade final da liga.

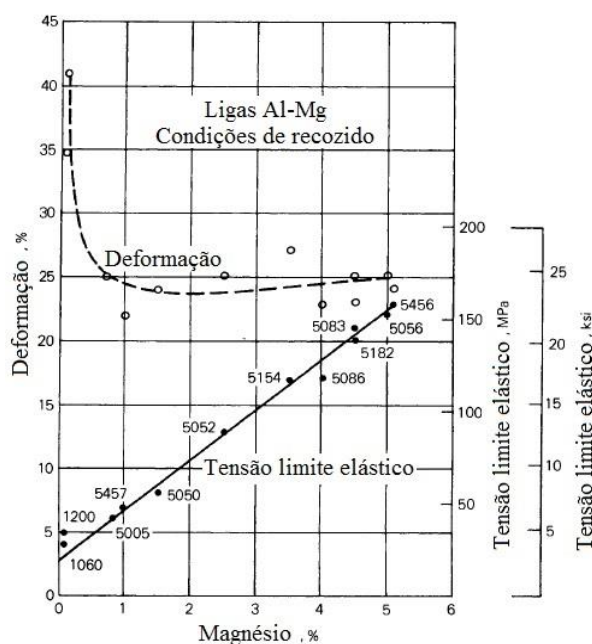


Figura 33 - Relação entre tensão limite elástica, deformação e porcentagem de magnésio para algumas ligas comerciais (Hatch, Association, e Metals 1984)

Zinco: A simples adição de zinco não traz grandes benefícios em termos da fundição das ligas de alumínio, porém, quando combinado com o magnésio aumenta a resistência ao impacto, melhorando a resistência à tração e ductilidade. Para elevados teores de zinco a contração e consequentemente a fragilidade a quente aumenta, tal como a expansão térmica do alumínio. Referenciando (Meng et al. 2014), e tomando como exemplo uma liga de Al-Mg com as propriedades (próximas da liga a tratar) enunciadas na Tabela 13 entendemos que a tensão limite elástica aumenta com o teor de zinco, uma vez que este promove a formação de uma fase intermetálica na matriz, enquanto a tensão de rotura permanece praticamente constante.

Tabela 13 - Composição química da liga Al-Mg (wt.%) (Meng et al. 2014)

Liga	Zn	Mg	Mn	Ti	Si	Zr	Cu	Fe	Cr
Liga de Al-Mg	1.00	5.80	0.80	0.07	0.15	0.15	0.15	0.2	0.03

A presença de zinco na liga influencia, em muito, a quantidade de massa perdida pela mesma quando sujeita a corrosão. Também se verificou que, após tratamento, a profundidade da camada de corrosão diminuiu com o aumento da porcentagem de zinco. Como tal, conclui-se que a adição de Zn aumenta a resistência mecânica e a resistência à corrosão das ligas Al-Mg.

Titânio: Este elemento destina-se a promover o refinamento do grão, aumentando a dureza da liga e a sua resistência à tração. É também responsável pelo aumento da ductilidade e resistência à tração, diminuindo por outro lado a condutividade térmica.

Manganês: Esta impureza reduz a contração e atua como refinador de grão dentro de certos valores. Nas ligas trabalhadas mecanicamente facilita o trabalho mecânico efetuado sobre as mesmas e pode também ser usado para melhorar a resposta de algumas ligas a acabamentos químicos.

Ferro: O ferro (impureza permanente) reage com outros compostos formando uma grande quantidade de compostos intermetálicos (FeAl_3 , FeMnAl_6 e αAlFeSi) insolúveis, responsáveis pelo aumento da resistência, mas também pela fragilização da microestrutura. É considerado, muitas vezes, como impureza, tal como se verifica quando o aumento do seu teor leva ao crescimento de fases insolúveis. O ferro participa na formação de escórias juntamente com o magnésio e crómio e atua como refinador de grão sendo responsável pela diminuição da contração. Quando presente em percentagens superiores a 0.2% tem um efeito negativo na ductilidade apresentada pela liga.

Silício: Nas ligas de alumínio-silício, o silício melhora quase todas as propriedades de fundição destas ligas, produzindo um aumento de dureza por envelhecimento em conjunto com o magnésio, porém, dá origem a uma cor cinzenta durante a anodização (dificultando o processo). Adições de silício melhoram a colabilidade permitindo espessuras reduzidas e pormenores complexos, resistência à fissuração a quente e características de alimentação das moldações. O silício reduz ainda o peso específico e o coeficiente de expansão térmico. No entanto, a formação de partículas de segunda fase tem uma grande influência na tensão de rotura, onde um aumento de ferro, níquel ou manganês leva a um aumento de partículas microscópicas que promovem a fratura. Nas ligas AlMg4Zn o silício é considerado uma impureza.

2.4.2.2.4. Propriedades mecânicas da liga AG4Z (AlMg4Zn)

Por fim, e após a análise das propriedades e características da liga, resta apresentar as propriedades mecânicas e físicas da liga em estudo (AG4Z):

Tabela 14 - Propriedades mecânicas e físicas da liga AlMg4Zn (Duarte 2014; Kaufman 2000)

Propriedades mecânicas e físicas da liga AlMg4Zn	
Densidade	2.65
Módulo de elasticidade [GPa]	71
Coeficiente de Poisson	0.33
Intervalo de solidificação [°C]	640-570
Condutividade térmica [W/(m·K)]	129.704
Coeficiente de dilatação linear entre 20-100°C (α) [10^{-6} K^{-1}]	24
Resistividade a 20°C [$\mu\Omega\text{cm}^2/\text{cm}$]	5
Tensão limite elástico 0.2% [MPa]	82.7
Extensão após rotura [%]	3

Por outro lado, existem alguns valores referentes às ligas de alumínio da série 513.0-F, cuja composição é a que mais se aproxima da liga AlMg4Zn, podendo completar de certa forma a gama de características da liga em estudo.

Tabela 15 - Propriedades mecânicas e físicas da liga da série 513.0-F (Aluminum Association) (Duarte 2014; Kaufman 2000)

Propriedades mecânicas e físicas da liga AlMg4Zn	
Calor específico [J/(kg·°C)]	963
Calor latente de fusão [kJ/Kg]	389
Viscosidade a 700°C [(N·s)/m²]	0.00106
Tensão superficial entre 700-740 °C [N/m]	0.61
Tensão de rotura [MPa]	185
Contração [%]	13
Dureza [Brinell]	60
Tensão de rotura ao corte [MPa]	150
Tensão limite de fadiga [MPa]	70

Recorrendo ao *software* de simulação utilizado, ProCAST, foi possível identificar algumas propriedades mecânicas da liga AG4Z. No que diz respeito à condutividade da liga, é normal que esta diminua durante o seu aquecimento e respetiva passagem para o estado líquido, conforme ilustrado na Figura 34.

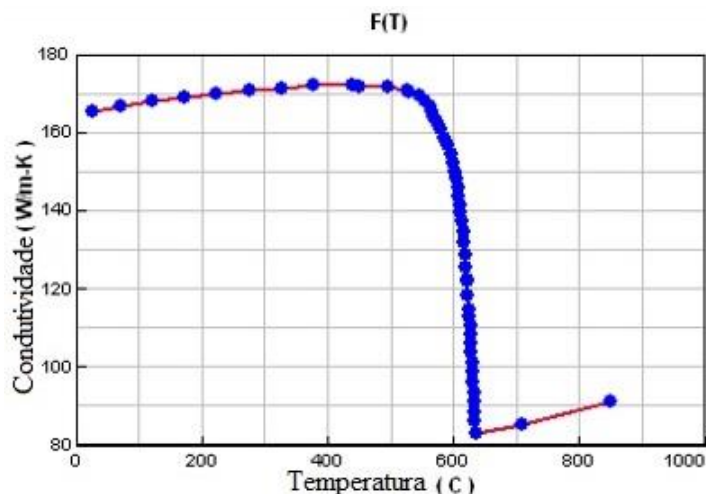


Figura 34 - Condutividade térmica da liga AG4Z (AlMg4Zn) (ProCAST)

Segundo (Zhang 2001), o coeficiente de transferência de calor entre o alumínio e a moldação durante o processo de FCBP (usando revestimentos comuns na indústria de fundição), pode ser demonstrado pela seguinte figura.

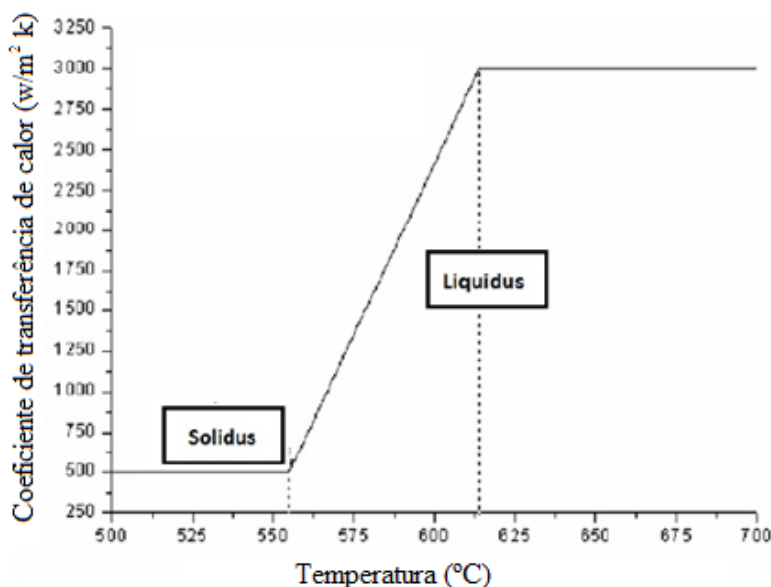


Figura 35 – Relação entre a temperatura e o coeficiente de transferência de calor de uma liga de Al-Si-Mg (A356) e (Zhang 2001)

2.4.2.3. Revestimentos

De acordo com (Committee 2008; Totten e MacKenzie 2003; Ferreira 1999), as moldações são revestidas por uma fina camada de material cerâmico de forma a separar o metal líquido da superfície da moldação durante o enchimento e solidificação do mesmo. Os principais fatores para o uso de revestimentos são:

- Proteger a superfície da moldação do metal líquido, minimizando os choques térmicos e evitando a soldadura do metal fundido à moldação;
- Controlar o escoamento do metal;
- Controlar a transferência de calor entre o líquido metálico e a moldação;
- Controlar a superfície de acabamento do fundido;
- Escoar o ar aprisionado na cavidade da moldação;
- Prevenir o arrefecimento prematuro do metal fundido;
- Facilita o processo de desmoldação.

Segundo (Committee 2008; Ferreira 1999; Krishna 2001), existem duas famílias principais de revestimentos de moldações: isolantes e lubrificantes. O controle da transferência de calor entre todas as secções da moldação é a característica mais importante dos revestimentos, uma vez que permite o controle da taxa e direção de solidificação do metal. A título de exemplo, pode-se analisar a Figura 36 onde é visível o aumento do coeficiente de transferência de calor com o crescimento da condutividade térmica.

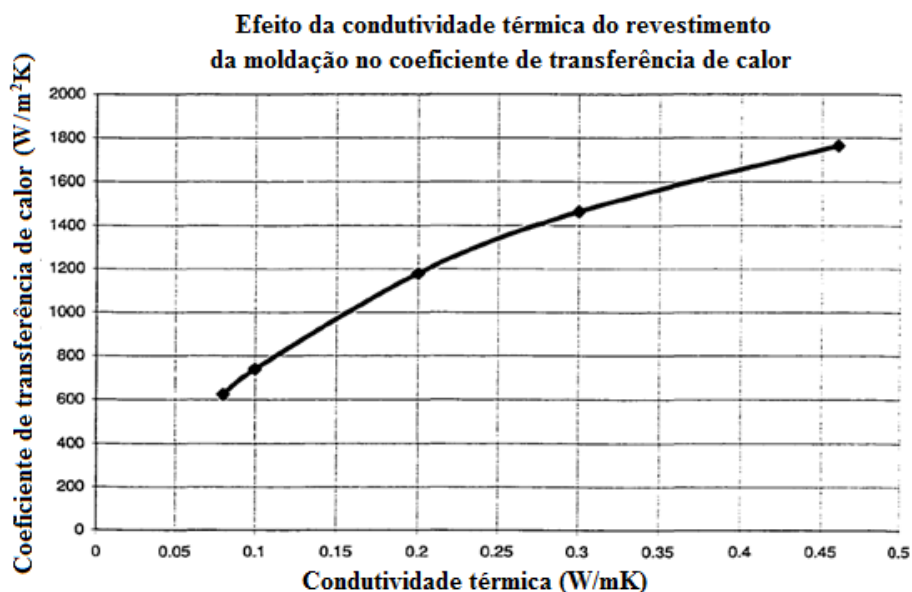


Figura 36 - Efeito da condutividade térmica do revestimento da moldação no coeficiente de transferência de calor (espessura de revestimento=100µm e folga máxima=50 µm) (Krishna 2001)

A capacidade de isolamento dos revestimentos depende das propriedades físicas dos materiais utilizados, do método de aplicação do revestimento à moldação e da espessura da camada de revestimento (geralmente entre 200 e 300µm e inferior a 1mm).

Os revestimentos são compostos por três componentes básicos:

- Componentes refratários como alumina, sílica, grafite (lubrificante) ou óxido de ferro;
- Ligante refratário de silicato de sódio com uma percentagem de SiO₂/Na₂O (isolante);
- Água.

A camada de revestimento deve ser compacta, de fácil remoção, inerte em relação ao metal líquido e ter espessura suficiente para garantir a condição de durabilidade e isolamento. Quanto maior for a sua espessura, dentro de um intervalo de segurança, maior será o tempo de solidificação.

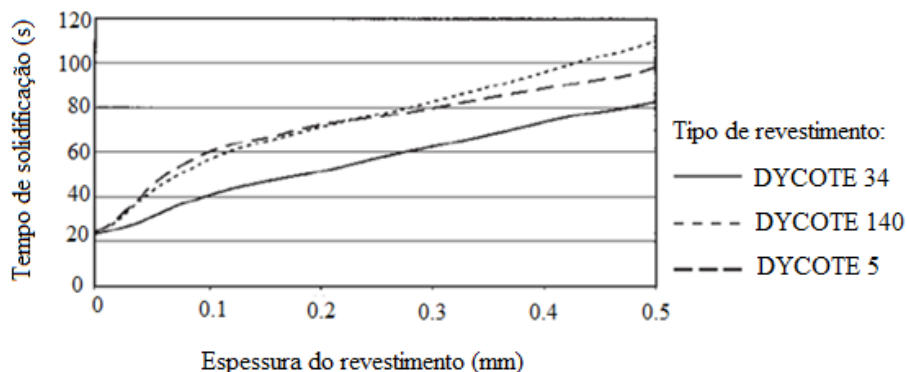


Figura 37 - Relação experimental entre a espessura do revestimento e o tempo de solidificação (teste feito para uma barra) (Foseco 2007)

A aplicação da camada de revestimento deve ser precedida de uma limpeza (remoção de impurezas e óleos) e preparação da superfície a aplicar. Geralmente, a moldação é pré-aquecida entre 200 e 370°C e é aplicado um *spray* de água desionizada na superfície que oxida e melhora a capacidade de aderência da mesma. Quando a moldação e o revestimento estiverem preparados, deve-se começar a aplicação. A forma como o *spray* é aplicado, ângulo e distância (60 a 90cm), influencia a deposição do revestimento na superfície desejada. Devem ser adicionadas camadas sucessivas de revestimento até que se atinja a espessura desejada, geralmente de 0.8mm. Quando aplicado, a moldação deverá ser reaquecida. É relevante ter em conta que quando se reveste a moldação, os respiros devem ser isolados e caso fiquem sujos ou bloqueados durante o enchimento, devem ser limpos ou repostos mantendo a sua eficiência. A correta aplicação do revestimento é fundamental no que diz respeito à longevidade e performance do mesmo. A sua duração depende então de fundição para fundição e de peça para peça. Depende também da complexidade da moldação, temperatura de vazamento, tempo de ciclo, liga utilizada e da natureza do revestimento. No entanto, a qualidade do revestimento não depende apenas do seu tempo de vida, mas também da capacidade de resistir aos ciclos térmicos e pressões exercidas que acabam por comprimir e perder a espessura desejada. Através da análise de diversos fabricantes de revestimentos, é possível identificar inúmeros tipos de revestimentos para as mais variadas aplicações.

Segundo (Foseco 2007), para a FCBP podem-se utilizar os mesmos revestimentos empregues na FCG. Para esta aplicação o revestimento mais indicado é o “DYCOTE 7029”, contudo, não existe qualquer informação complementar em relação ao revestimento utilizado.

2.4.3. Processo de Vazamento

2.4.3.1. Introdução

O processo de vazamento de ligas de alumínio em moldações metálicas requer um elevado controlo da pressão e velocidade de enchimento uma vez que a turbulência gerada no vazamento pode levar ao aparecimento de óxidos prejudiciais ao banho metálico. Quando a pressão é diminuída, o óxido cai para o metal líquido presente no cadinho, daí a importância da regularização e controlo da pressão empregue. Para minimizar este problema, uma contrapressão pode ser mantida de forma a impedir que o metal volte de novo para o banho. Procede-se também à filtragem do metal, colocando filtros de rede de aço, coadores cerâmicos ou cerâmicos esponjosos (Jolly 2003).

O vazamento da liga metálica na moldação de aço é um processo de enorme importância, constituído por uma rede de canais onde o metal escoar até à cavidade da moldação, solidificando. Quando se projeta um sistema destes devemos ter em conta vários fatores que influenciam o enchimento correto da moldação (Ferreira 1999; ASM 2009; Campbell 2001):

Enchimento rápido da moldação: Para peças de secção fina, a perda de calor do metal pode resultar num arrefecimento prematuro, causando defeitos superficiais, como é o caso das juntas frias ou um enchimento incompleto em várias secções. Quando tentamos encher rapidamente uma moldação, a moldação fica sujeita à erosão, devido à velocidade de escoamento do metal. Logo, a gama de velocidades deve estar idealmente situada entre 0.4m/s e 0.6m/s. O sobreaquecimento do metal aumenta a fluidez e retarda o arrefecimento, porém, se for excessivo, pode criar problemas de absorção de gás pelo metal fundido, degradando termicamente a moldação e reduzindo a sua vida útil.

Minimizar a turbulência: A turbulência sempre esteve ligada à velocidade de enchimento, quanto maior for a velocidade maior será a turbulência gerada e por isso, maior será o desgaste mecânico e térmico das moldações. Em casos excessivos, este problema pode introduzir defeitos nas peças devido à formação de filmes de óxidos, inclusões e porosidades gasosas. Escoamentos turbulentos aumentam a superfície de contacto entre a liga e o ar nos canais, logo, devido à sensibilidade de oxidação da liga de alumínio utilizada, a criação de filmes de óxidos é inevitável e inaceitável, visto que se misturaram no metal originando defeitos inadmissíveis. No caso da FCBP, quando devidamente controlada, este problema é bastante reduzido. A geometria do sistema de gitagem pode influenciar a intensidade de turbulência. A presença de ângulos retos pode tornar-se bastante perigosa para a qualidade final do fundido, visto que o fluxo é diretamente afetado nos locais adjacentes às curvas conforme explicado na Figura 38.

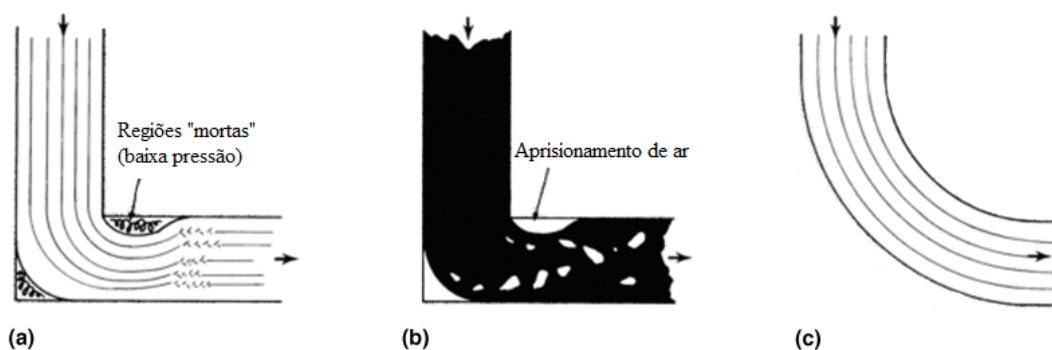


Figura 38 - Esquema ilustrando o fluxo de metal no sistema de enchimento. (a), (b) turbulência e metal deteriorado resultante de um ângulo reto. (c) linhas de corrente ao longo de canto suavizado que minimiza a turbulência e formação de metal deteriorado(ASM 2009)

De acordo com (Ferreira 1999; Larsen 2004), podem surgir zonas de depressão das quais resulta uma tendência nefasta para a mistura com ar assim que o fluxo de metal se separa das paredes do canal. As mudanças bruscas de direção do escoamento com o aumento das possibilidades de deterioração do metal aumentam as perdas por fricção durante o escoamento. Quanto menos suaves forem as geometrias maiores serão os fatores de perda. Portanto, existe um maior impacto das curvas retas no fluxo de metal, com um fator de perda superior, resultante da formação de um estrangulamento local devido ao fenômeno de *vena contracta*. A convergência ou divergência de seção representam dois fenômenos distintos sob o ponto de vista da influência que exercem sobre o caudal de metal.

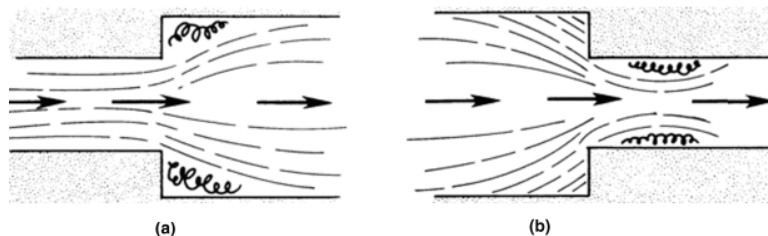


Figura 39 - Formação de zonas de baixa pressão devido à mudança brusca da secção transversal do canal de escoamento. (a) súbito alargamento do canal. (b) súbita redução do canal (ASM 2009)

Evitar erosão do molde e dos machos: Escoamentos com velocidades elevadas ou mal direcionados contra uma parede da moldação ou do macho podem originar peças defeituosas devido à erosão da superfície interna da moldação, alargando a cavidade e criando inclusões de material solto das paredes. A destruição dos machos deve ser evitada.

Remoção de escória, impurezas e inclusões: Substâncias provenientes de materiais exteriores à moldação podem afetar o processo de vazamento e solidificação, corrompendo-o. Estes materiais podem ser eliminados com a introdução de filtros no sistema de enchimento.

Gradientes de temperatura favoráveis: Uma vez que o último material a entrar na moldação, normalmente, é o mais quente, é aconselhável dirigir o escoamento desde o sistema de enchimento até um alimentador. Caso seja impossível ter gradientes de temperatura favoráveis, devemos pelo menos evitar situações de gradientes desfavoráveis.

Melhorar custos de produção: Grande parte dos custos irrecuperáveis é devida ao metal que enche o sistema de gitagem e alimentação. Após solidificação da peça, estes elementos são cortados e refundidos, reduzindo o seu valor até ao de sucata.

Evitar distorção na cavidade de moldação: Em peças vazadas com parede fina, as distribuições de calor não uniforme durante o enchimento podem originar padrões de solidificação indesejáveis (contração) criando distorções na cavidade da moldação.

Controlo do processo: Durante o enchimento deve ser rapidamente atingida uma velocidade constante de escoamento, e as condições de escoamento devem ser previsíveis e mantidas de moldação em moldação. Devem ser definidos os pontos de maquinagem e evitar os danos causados pela existência de rechupes

2.4.3.2. Propriedades de Vazamento

2.4.3.2.1 Temperatura de vazamento

Segundo (Marques 2010; Ferreira 1999), a temperatura de vazamento para as ligas de alumínio é um parâmetro de controlo importante para a minimização da quantidade de defeitos e para o aumento da longevidade da coquilha. Como tal, existem certos limites, que para as ligas de alumínio variam entre os 650 e os 790°C. Uma vez estabelecida a temperatura de vazamento para uma dada peça, esta pode admitir variações de apenas $\pm 10^\circ\text{C}$. No caso de serem utilizadas temperaturas inferiores à temperatura mínima admissível, a cavidade da moldação poderá não ser preenchida na totalidade e os gitos ou alimentadores poderão solidificar antes da própria peça, contudo, se forem empregues temperaturas bastante superiores à temperatura máxima admissível, poderão provocar contrações excessivas e promover a erosão e distorção da coquilha. Elevadas temperaturas levam à obtenção de peças com fracas propriedades mecânicas, aumentando a probabilidade de absorção de gases e formação de escórias e filmes de óxidos. Como tal, é necessário tomar as devidas precauções de modo a evitar que o calor residual presente no forno eleve a temperatura do metal acima dos valores adequados. A melhor forma de prevenir este problema é automatizar o forno para ser possível controlar finamente as temperaturas do fundido. Além disso, é crucial estar familiarizado com os princípios químicos e físicos da fusão da liga de alumínio, desde a facilidade de oxidação, absorção de hidrogénio ou contração volumétrica. O elevado grau de proteção que o filme de óxido superficial proporciona, torna-se essencial no combate à absorção de gases. É portanto essencial que esta película não seja quebrada pela turbulência durante as operações de fusão e vazamento.

2.4.3.2.2. Temperatura da moldação

A temperatura da moldação deve ser estabelecida tendo em conta a liga a vaziar e o material da própria moldação. Depois de revestida, a moldação é aquecida até cerca de 350°C, ficando preparada para o vazamento do alumínio a cerca de 750°C. Quando o processo de vazamento é iniciado, o calor que a moldação recebe pode aumentar ou diminuir a sua temperatura, dependendo da cadência de produção, sendo a temperatura constante o ideal. Porém, o que se verifica com maior frequência é um aquecimento da mesma devido à maior quantidade de calor recebido em relação ao dissipado (Ferreira 1999).

Para uma melhor percepção dos conceitos enunciados, analisou-se um caso real. De acordo com (Shi 2012), a temperatura medida na moldação de uma máquina de fundição de baixa pressão é exposta na Figura 40.

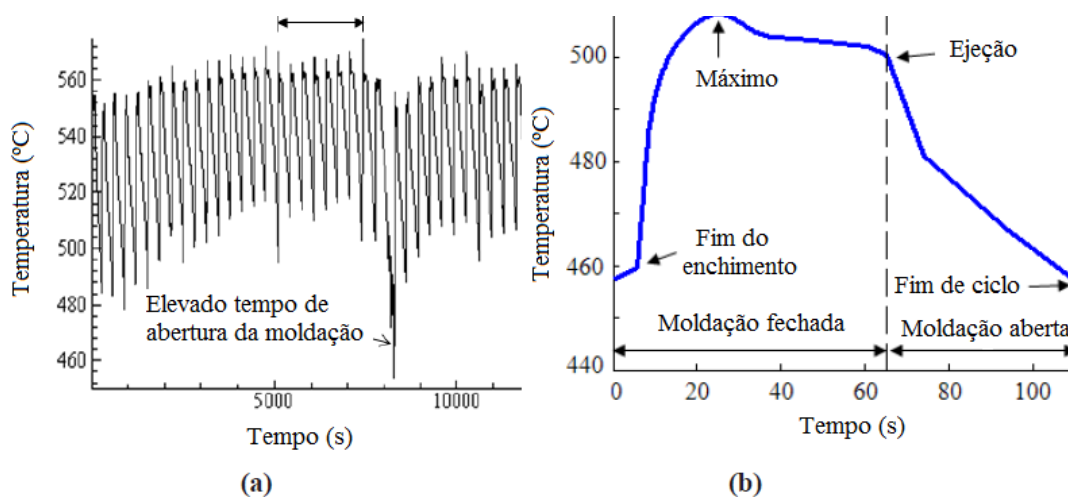


Figura 40 - (a) Variação da temperatura da moldação durante vários ciclos na produção de jantes de automóveis. (b) Variação da temperatura da moldação para um único ciclo (estável) (Shi 2012)

Em cada ciclo existe um aumento da temperatura à medida que a moldação enche e em seguida arrefece devido à transferência de calor para o exterior. Como se pode perceber pela figura apresentada, o intervalo de temperaturas em (a) indica uma resposta oscilatória, onde a temperatura inicial e final de cada ciclo não é igual. Como é possível perceber existe uma variação muito grande próximo dos 8000s devido à abertura da moldação. Podemos ainda visualizar variações de temperaturas (a cada 8 – 10 ciclos) que ocorrem durante o processo e correspondem ao momento de transferência de metal para o forno. O período de adição de metal está indicado na figura pela seta de duas pontas entre os 5000s com uma baixa temperatura devido à adição do novo metal e os 7500s. Através dos resultados obtidos percebe-se que a temperatura da moldação é bastante sensível às variações dos parâmetros do processo. As condições industriais são determinadas com base na experiência, não existindo qualquer regra para determinação das mesmas. A temperatura de ejeção, no início da abertura da moldação, deve corresponder ao tempo em que o fundido alcança a total solidificação e a resistência mecânica necessária para a ejeção. Para atingir a estabilidade, os parâmetros da FCBP não devem ser alterados e o processo não deve ser perturbado. Na prática, as condições ideais de funcionamento no estado estacionário são impossíveis de realizar devido às inúmeras perturbações do processo.

2.4.3.2.3. Velocidade de enchimento e tempo de enchimento

A velocidade das peças fundidas tem um papel determinante na qualidade da superfície. Para uma boa qualidade superficial, a frente do metal deve avançar somente a uma velocidade cuja tensão superficial possa preservar a integridade da superfície, daí existirem valores críticos na ordem dos 0.5m/s. Se a altura de uma perturbação presente na superfície do banho exceder os valores aconselhados, essa superfície irá colapsar e entrar no interior do banho metálico, contaminando-o e afetando a qualidade final da peça a produzir. Ao exceder a velocidade crítica, a energia cinética aumenta e leva à produção de perturbações no banho devido à turbulência superficial. A condição de velocidade crítica não aconselha a colocação de ataques em zonas propícias à queda de metal de alturas superiores a 10mm. A condição de altura de queda crítica só se aplica do ataque em diante, onde o metal deve prosseguir num plano horizontal ou em contraste com a força da gravidade. Escolhida a velocidade de enchimento, dentro de intervalos adequados, pode-se centrar no cálculo do tempo máximo admissível de enchimento. Os tempos de enchimento das moldações são determinados por fatores que envolvem o tipo de metal vazado e a espessura mínima da peça a fundir. Assim que o tempo máximo admissível de enchimento é definido, os princípios de escoamento são aplicados de forma a determinar a área da secção transversal mínima dos canais necessários para a passagem de fluxo (Teixeira 2013; Campbell 2001).

2.4.3.3. Escoamento de fluidos

O escoamento de fluidos pode ser analisado tendo em conta três princípios (Ferreira 1999; ASM 2009):

- Teorema de Bernoulli: princípio básico da mecânica dos fluidos que relaciona a pressão, velocidade e a energia potencial ao longo de uma linha de fluxo (contínuo, incompressível e sem atrito), onde é aplicado o sistema de gitagem. Este teorema diz que em qualquer ponto num sistema, a soma de energia potencial, da energia cinética, da energia devido à pressão, e a energia devida ao atrito (perda de carga) de um fluido em movimento é igual a uma constante. Permitindo prever o efeito das múltiplas variáveis em diferentes pontos no sistema de gitagem de vazamento admitindo que o sistema está cheio e são tidas em conta todas as perdas de energia e de calor;
- Lei da continuidade: para um sistema de paredes impermeáveis e preenchido com um fluido incompressível, o caudal será idêntico em todos os pontos do sistema. Posto isto, a forma geométrica ideal de uma coluna de enchimento, uma forma tridimensional de revolução: parabolóide-hiperbólico. Na prática, por facilidade de construção, faz-se este gito com uma forma cônica ou recorrendo a um estrangulamento do mesmo com a intenção de acompanhar a forma natural do escoamento e consequentemente diminuir a turbulência e a possibilidade de aspiração de ar.
- Quantidade de movimento: segundo *Newton*, um corpo em movimento continua em movimento numa dada direção até que uma força seja exercida para lhe alterar a direção. Através do número de *Reynolds*, Re , pode-se caracterizar o fluido como laminar ($Re < 2.000$), turbulento com uma camada de relativa laminaridade ($2.000 < Re < 20.000$) ou turbulento ($Re > 20.000$).

2.4.4. Defeitos na Fundição em coquilha por baixa pressão

2.4.4.1. Introdução

Durante o processo de fundição existe uma grande variedade de defeitos que poderão originar a inviabilização da comercialização das peças produzidas, sendo muito importante perceber o porquê da existência dos mesmos e como evitá-los. 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 devido ao seu efeito nocivo em termos de aparência estética e performance mecânica. Existem três principais origens de defeitos:

- Projeto da peça;
- Método de produção utilizado;
- Erros humanos.

Embora exista uma multiplicidade de defeitos, apenas serão analisados aqueles que estão tipicamente presentes em peças em ligas de alumínio obtidas por processos de fundição em moldações permanentes, ou seja:

- Falta de enchimento;
- Rechupes;
- Inclusões;
- Porosidades gasosas

2.4.4.2. Falta de enchimento

Segundo (Ferreira 1999; Marques 2010), a falta de enchimento pode ser causada pela baixa temperatura da moldação ou da liga, pelo aprisionamento de ar, libertação de vapores, pelo excesso de humidade, baixa colabilidade ou pelo deficiente vazamento. São defeitos causados pela junção de dois ou mais fatores. Ao aumentar a temperatura de vazamento e da moldação metálica pode-se diminuir ou eliminar a falta de enchimento, contudo, pode originar outros defeitos, como porosidade ou rechupes. Uma prática comum consiste num aumento da temperatura da moldação em locais críticos através de fontes exteriores ou pela aplicação de isolamentos em locais específicos (importante em peças de espessuras finas). De reter que uma boa ventilação é o modo mais simples de eliminar o ar aprisionado.

2.4.4.3. Rechupes

De acordo com (Shi 2012; Lee, Chirazi, e See 2001), os rechupes são defeitos comuns que se formam durante a solidificação e podem ser classificados de acordo com o tamanho dos vazios:

- Micro rechupe: pequenos vazios dispersos, $<500\mu\text{m}$, formados quando a alimentação interdendrítica é insuficiente;
- Macro rechupe ou rechupe: surge devido ao aprisionamento de metal líquido no centro do metal já solidificado.

2.4.4.3.2. Macro rechupes

A formação de macro rechupes ocorre em locais onde a alimentação é insuficiente e portanto, a contração metálica acaba por não ser compensada (quanto maior for a contração volumétrica da liga maior será a tendência para a criação deste tipo de defeitos), dando lugar a três tipos de contração:

- Contração do líquido;
- Contração por solidificação (*liquidus-solidus*);
- Contração no estado sólido (*solidus-ambiente*) à medida que o metal arrefece vencendo forças resistivas e criando tensões residuais que podem levar à fratura (pode ser reduzida pela pressão hidrostática do líquido ou pela moldação).

A quantidade de metal contraído depende do coeficiente de contração térmica (propriedade da liga) e da quantidade de sobreaquecimento. Contudo, a contração líquida nem sempre representa um problema na fundição, uma vez que o metal na zona de ataque continua a fluir para a cavidade da moldação à medida que o metal na cavidade arrefece e contrai. Enquanto o metal arrefece entre *liquidus-solidus* ocorrem bastantes contrações que dependem fortemente da percentagem de pureza do metal ou do tipo de liga utilizada (ASM 2009; Rayes 2007; Zhang et al. 2005; Verran O. 1986; Marques 2010).

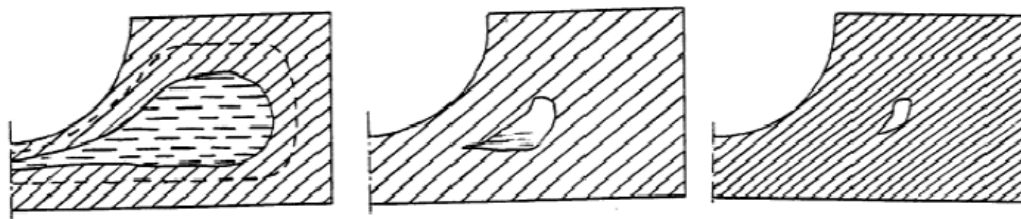


Figura 41 - Solidificação e formação de rechupe (Verran O. 1986)

Portanto, promove-se uma solidificação progressiva de forma a eliminar os pontos quentes. Apesar das condições que levam à formação de macro rechupes serem simples de identificar, a forma e distribuição das mesmas são difíceis de prever. Assim, centra-se o foco na identificação da ocorrência de aprisionamento de líquido.

O aprisionamento de líquido no interior da cavidade ocorre quando um volume de metal líquido é rodeado de metal sólido ou parcialmente sólido e está diretamente relacionado com a temperatura da moldação. Posto isto, é possível recorrer ao valor da temperatura da moldação como indicador indireto de macro rechupes. Este conceito é suportado pela experiência industrial que afirma que um controlo adequado das temperaturas da moldação é essencial para a produção de peças de qualidade superior com maior rendimento (Shi 2012; Ferreira 1999).

Os macro rechupes podem surgir em zonas centrais ou junto à superfície devido à solidificação não direcional, existência de secções isoladas mal alimentadas, elevadas temperaturas de vazamento ou devido à composição da liga (Aleris 2011; Jorstad et al. 1993).

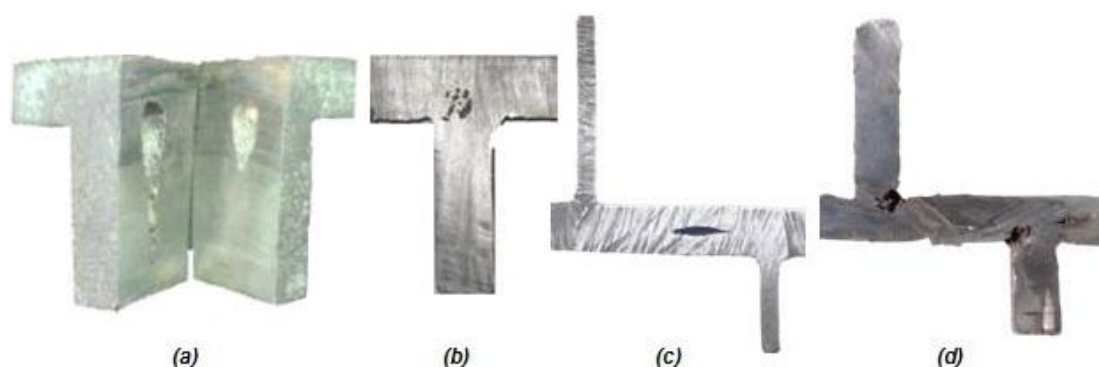


Figura 42 - Defeitos de fundição. (a) rechupe (cavidade). (b) rechupe disperso interno. (c) rechupe axial. (d) rechupe de ângulo (Sutaria et al. 2011)

Para o caso das ligas que solidificam rapidamente (ao longo de um pequeno intervalo de solidificação), as cavidades são bem definidas enquanto as ligas de solidificação mais lenta (ao longo de um grande intervalo de solidificação) produzem micro rechupes dispersos na peça.

A fim de avaliar o impacto das técnicas de eliminação de macro rechupes, é importante identificar e quantificar o volume destes defeitos formados durante o processo (Marques 2010).

De acordo com (Teng et al. 2009), quanto maiores forem os rechupes menor será a ductilidade da peça em termos de tensão de cedência à tração e respetiva resistência ao corte. Para o primeiro caso, a relação é linear e inversamente proporcional enquanto para o segundo a relação é também inversa mas não linear.

Embora se devam utilizar técnicas não destrutivas no ambiente industrial, como a inspeção ultrassónica ou raios X, o uso das mesmas representa um custo associado bastante elevado e um atraso na capacidade de resposta perante o cliente (Shi 2012)

Segundo (Zhang et al. 2005; Merlin et al. 2009; Shoumei XIONG 2002), o controlo de rechupes é feito utilizando simulações computacionais do fluxo térmico da peça e da moldação. Por isso, é importante definir corretamente as condições fronteira (transferência de calor entre interfaces) e melhorar a capacidade de prever quantitativamente a distribuição da macro rechupes com a temperatura. É ainda possível prever rechupes utilizando o método de cálculo e previsão destes defeitos para FCBP de ligas de alumínio. Para estes materiais, o processo de enchimento pode ser descrito pela lei de *Darcy*. Ao considerar os efeitos dos rechupes no fluxo de metal entre as dendrites foi possível criar um método de cálculo.

$$\frac{G_{SC}}{\sqrt{\frac{R_{SC}}{P_{SC}}}} < K_C \quad (24)$$

Onde G_{SC} , R_{SC} e P_{SC} representam o gradiente de temperaturas, taxa de arrefecimento e a pressão, e K_C diz respeito ao valor crítico (quando o valor do lado esquerdo da expressão é menor que K_C , formação de rechupes) (Shoumei XIONG 2002).

2.4.4.3.1 Micro rechupes

A quantidade e tamanho dos rechupes depende das condições de solidificação. A ligação entre os micro rechupes e as condições de solidificação deriva da diminuição da pressão no líquido interdendrítico durante as últimas fases da solidificação devido à presença de líquido na zona pastosa de solidificação para compensar a contração volumétrica associada à transformação líquido-sólido (Zhang et al. 2005).

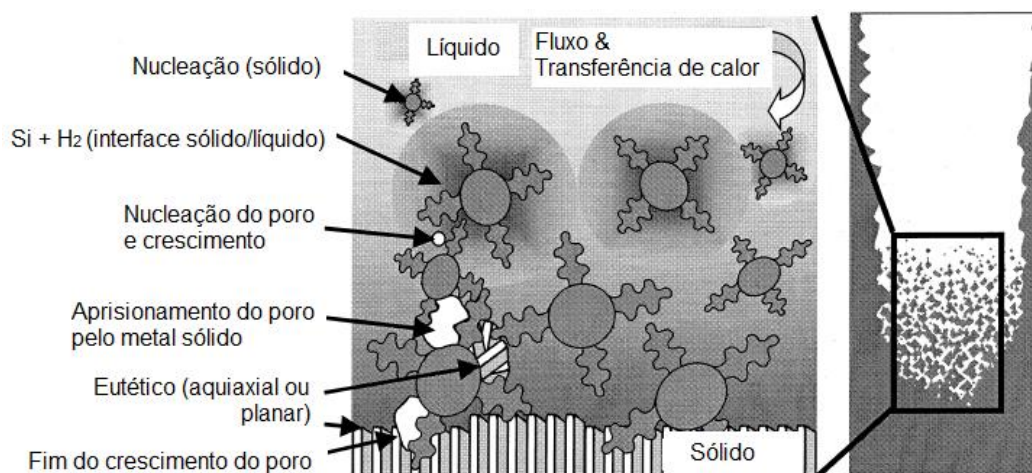


Figura 43 - Diagrama dos diferentes processos físicos envolvidos na formação de micro rechupes (Lee, Chirazi, e See 2001)

Grande parte dos defeitos localizam-se logo abaixo da superfície da peça, sendo apenas visíveis após maquinagem uma vez que apresentam dimensões na ordem dos microns (Figura 44).

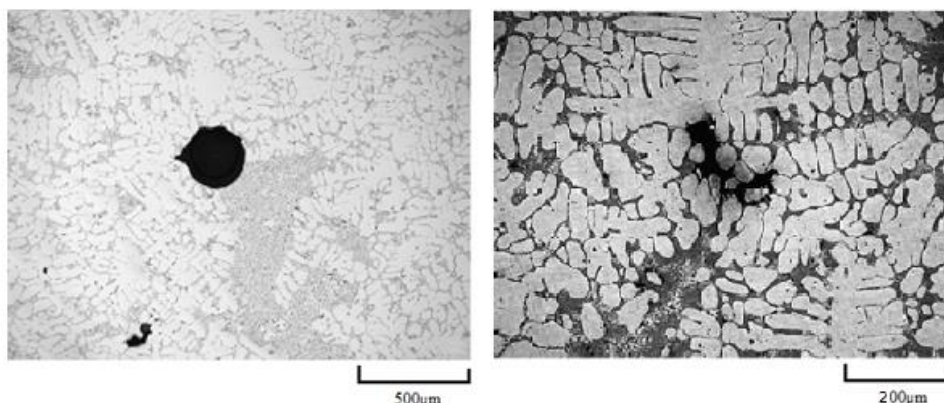


Figura 44 - Micro rechupes na FCBP de uma jante automóvel (liga A356) (Merlin et al. 2009; Zhang et al. 2005)

Devido ao grande impacto que estes defeitos têm nas peças, deverão ser adotadas técnicas de vazamento apropriadas. De acordo com (Lee, Chirazi, e See 2001), os métodos de análise de micro rechupes não são os ideais. Após uma análise de cinco modelos percebeu-se que:

- Soluções analíticas apenas são aplicadas em casos de solidificação direcional;
- O conjunto de regras gerais – *criteria functions* - relacionadas com as condições locais: taxa de arrefecimento, velocidade de solidificação e gradiente térmico, não pode ser aplicado para novas ligas ou processos;
- Os modelos computacionais baseados na lei de *Darcy* apenas fornecem uma boa relação para a percentagem de rechupes e não para a sua morfologia;
- Os modelos de difusão do hidrogénio apenas prevêm valores médios;
- Os modelos que prevêm a distribuição de micro rechupes e o tamanho máximo dos vazios - *continuum-stochastic* - não prevêm rechupes e são bastante dispendiosos.

Portanto, um modelo ideal teria que corrigir todas estas limitações, no entanto, devido ao elevado número de materiais e de condições fronteira este modelo torna-se demasiado complexo para o ambiente industrial.

A absorção de gases, como é o caso do hidrogénio, será abordada posteriormente nesta dissertação em: 2.4.4.5. .

2.4.4.4. Inclusões

De acordo com (Beeley 2001), as inclusões podem ser endógenas ou exógenas.

Inclusões Endógenas:

São partículas dispersas de pequenas dimensões que estão em suspensão no banho metálico durante o processo de vazamento, ou podem precipitar devido a alterações de solubilidade durante o arrefecimento. Normalmente, são inerentes à liga e ao processo de fusão.

As reações responsáveis pela formação de inclusões endógenas (reações entre elementos presentes no banho de fusão) envolvem elementos comuns como o azoto e oxigênio. Estas impurezas interagem com os elementos mais reativos da liga, geralmente, através de oxidação para o caso das ligas de alumínio (quanto maior for a temperatura maior será a oxidação). À medida que estas inclusões surgem, a separação gravítica inicia-se (Lei de *Stoke*). Para pequenas partículas suspensas no metal pode-se afirmar que a velocidade de separação das mesmas é superior para as partículas de maiores dimensões.

$$v = \frac{2r^2 g(\rho_1 - \rho_2)}{9\mu} \quad (25)$$

- v - Velocidade de separação das partículas [m/s];
- r - Raio da partícula [m];
- g - Aceleração da gravidade [m/s²];
- ρ_1 e ρ_2 - Massa volúmica do líquido e da partícula, respetivamente [kg/m³];
- μ - Viscosidade do líquido [Pa·s].

Onde a velocidade de separação depende do raio da partícula, das densidades, da viscosidade do líquido e da aceleração da gravidade. É portanto necessário que o líquido permaneça no forno durante um certo intervalo de tempo antes de ser vazado, viabilizando o método uma vez que o tempo necessário para eliminação das partículas de menores dimensões é impraticável. Para o caso das ligas leves, como é a liga AlMg4Zn, a separação gravítica não é eficaz devido à pequena diferença entre densidade do metal e das partículas, por isso, é crucial que a superfície não seja agitada durante o processo de fusão.

A formação de defeitos durante a solidificação pode ser analisada na FCBP através do método Lagrangiano SPH – *Smoothed particle hydrodynamics*, que permite prever a formação de óxidos durante o vazamento. Podem-se distinguir três fases de enchimento com diferentes fluxos. Na fase inicial, a turbulência gera um aumento na formação de óxido e nas fases intermédias, à medida que o fluido evolui, surgem óxidos no novo metal do canal de enchimento. Por fim, à medida que o metal atinge a moldação, diferentes taxas de enchimento em diferentes secções levam a um enchimento complexo que aumenta a taxa de formação óxidos (Cleary 2010).

Através do recurso a sistemas avançados de previsão de defeitos podemos melhorar o processo, porém, ainda não existem métodos de previsão completamente corretos que permitam reduzir os defeitos a 100%. A minimização das inclusões endógenas reside maioritariamente no domínio e conhecimento da técnica de fusão.

Inclusões Exógenas:

Segundo (Zhang et al. 2005), inclusões exógenas são partículas provenientes dos componentes presentes no processo de fundição e não presentes na própria liga. São resultantes do revestimento interior dos fornos, moldações, revestimentos ou qualquer outro componente em contacto com a liga. Estas partículas incluem carbonetos de alumínio (Al_4C_3), boretos e óxidos. Dependendo da localização, tamanho e *design* da peça, estas inclusões podem limitar as propriedades mecânicas e resistência à fadiga, levando a defeitos de superfície. A Figura 45 ilustra de forma real inclusões exógenas que resultam em defeitos “cosméticos” de superfície após maquinagem.

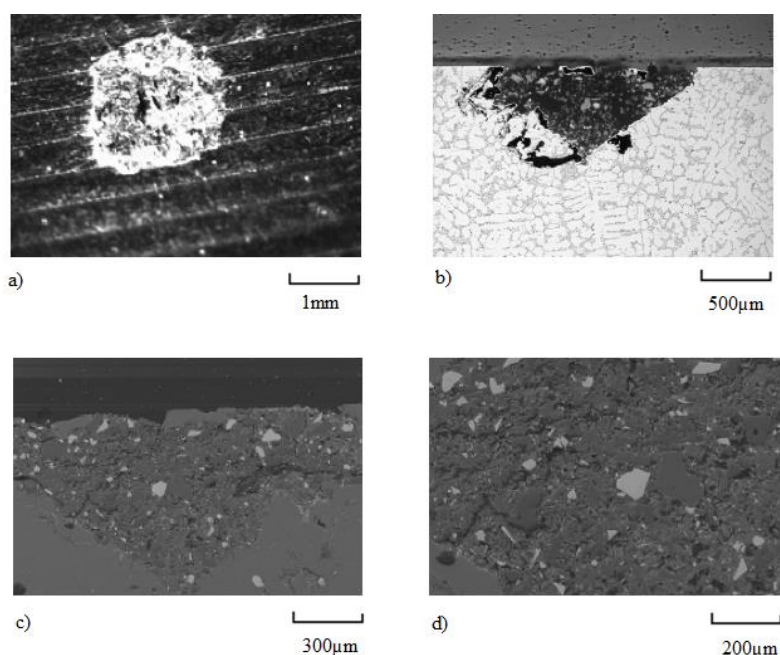


Figura 45 - (a) defeito na superfície maquinada. (b) imagem obtida num microscópio ótico de uma inclusão debaixo da superfície rodeada de óxidos e porosidade. (c) e (d) imagens microscópicas (BSE e SEM) de inclusões (Zhang et al. 2005)

Como se pode perceber pela imagem (c) e (d), existem três constituintes principais em cada inclusão: partículas brancas, cinzentas e pretas. Estas partículas podem ter surgido dos revestimentos existentes no processo de FCBP ou de outras partículas refratárias dos cadinhos.

De acordo com (Marques 2010; Zhang et al. 2005), quando o alumínio reage com a atmosfera ou humidade, existe a tendência para a formação de escórias compostas por óxidos de alumínio, zinco e magnésio, bem como nitretos. Uma vez que a escória tem uma densidade aproximada do alumínio e é molhada por este, normalmente entranha-se no banho metálico durante a fusão, vazamento ou manuseamento. Por sua vez, a quantidade de escória aumenta com a turbulência (quebra da película de óxidos que protege o banho metálico), com o uso de sucata de forma incorreta, com a presença de magnésio ou pelo aumento da temperatura dos gases em contacto com a superfície do metal. Portanto, a sua redução dá-se pela imposição de boas práticas de fusão e manuseamento, pela produção de fusões parcialmente livres de partículas suspensas e pela redução da turbulência.

A turbulência é também causa do aparecimento de inclusões, não só devido ao aumento da erosão das moldações mas também do aprisionamento de ar na cavidade da moldação (causado pelo insuficiente sobreaquecimento da liga, por um sistema de ventilação inadequado e por uma turbulência excessiva). O uso de filtros à entrada cavidade tem revelado uma elevada eficiência na remoção deste tipo de inclusões uma vez que retêm algumas inclusões e permitem a diminuição da turbulência na entrada de metal na moldação. Logo, um enchimento lento e controlado da cavidade da moldação facilita a libertação de ar e diminui a probabilidade de ocorrência de inclusões, daí a FCBP ser uma mais valia.

2.4.4.5. Porosidades gasosas

O mecanismo de formação de porosidades pode resultar do aprisionamento de ar durante o vazamento, de gases libertados das moldações (revestimentos) ou dos machos. Os gases podem estar presentes nas peças fundidas em solução ou sob a forma de porosidades, sendo a sua origem proveniente do processo de fusão (O_2 , H_2 , N_2), vazamento, através do contacto com a moldação e respetivos revestimentos ou ainda da atmosfera envolvente.

No vazamento em coquilha das ligas de alumínio a baixa pressão, a maior parte das porosidades resulta do aprisionamento de ar durante o enchimento resultante de turbulência e de porosidade devida ao hidrogénio (defeitos muito pequenos de forma arredondada). Tendo em conta que as ligas de alumínio têm grande tendência para captar hidrogénio através da decomposição do vapor de água considera-se que este dissolve-se atómicamente, sintetizando sob a forma de gás. Como existe uma queda na solubilidade do hidrogénio entre as fases líquida e sólida (Figura 46), haverá uma tendência para a sintetização do mesmo, originando porosidade gasosa (Beeley 2001; Zhang et al. 2005).

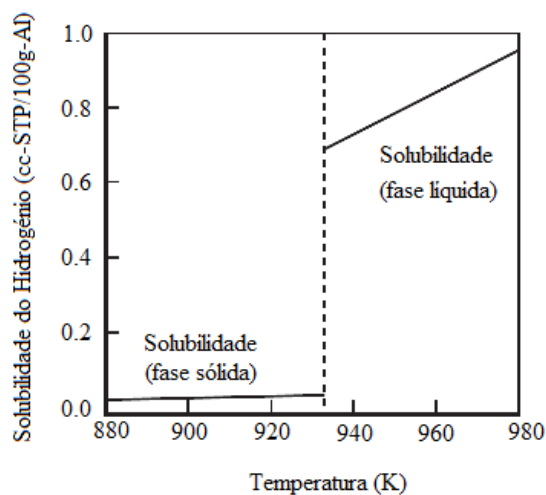


Figura 46 - Variação da solubilidade do hidrogénio no alumínio com a temperatura (fase sólida e líquida do alumínio)
(Zhang et al. 2005)

As transformações que ocorrem na liga de alumínio-magnésio promovem fenómenos de natureza química e física que poderão afetar as propriedades dos produtos finais. Para atingir níveis de qualidade elevados deverão ser adotadas técnicas de diminuição da formação de óxidos assim como de absorção de hidrogénio.

Durante a fusão, o metal está rodeado de gases, incluindo o hidrogénio. Segundo ((Duarte 2014; Marques 2010), existem várias fontes de hidrogénio, destacando-se as seguintes:

- Fluxos húmidos podem provocar a captação de hidrogénio através da decomposição do vapor de água (composto que fornece a maior quantidade de hidrogénio à liga);
- Humidade presente nos refratários, ferramentas e sucatas incorretamente limpas contendo óxidos, óleos e outros elementos que constituem fontes de hidrogénio através da redução de compostos orgânicos ou pela decomposição do vapor de água da mistura;
- Atmosfera do forno de fusão pode originar uma combustão incompleta no caso dos fornos a gás natural ou fuel óleo, daí se usarem fornos de resistência elétrica;
- Presença de alguns elementos de liga como o magnésio, pode afetar a quantidade de hidrogénio absorvido através da formação de produtos com uma baixa resistência à difusão do hidrogénio na mistura.

Apesar do hidrogénio ser um dos principais gases solúveis no alumínio passando a fazer parte da composição química do metal, apresenta-se como altamente insolúvel para o alumínio a 25°C e 1atm. Porém, a adição de magnésio nas ligas de alumínio permite um aumento da solubilidade do alumínio devido à sua afinidade química com o hidrogénio. O equilíbrio da sua solubilidade no alumínio líquido pode ser descrito através da seguinte equação (Jones 2003; Lancaster 1999; Marques 2010; TotalMateria 2002):

$$s = 625.2 \left(\sqrt{p} \right) e^{\frac{-6355}{T}} \quad (26)$$

- s representa a solubilidade do hidrogénio [ml/100g];
- p representa a pressão relativa [atm];
- T diz respeito à temperatura absoluta.

Referenciando (Hatch, Association, e Metals 1984; Lancaster 1999), pode-se afirmar que a solubilidade do hidrogénio está diretamente relacionada com a temperatura e a raiz quadrada da pressão.

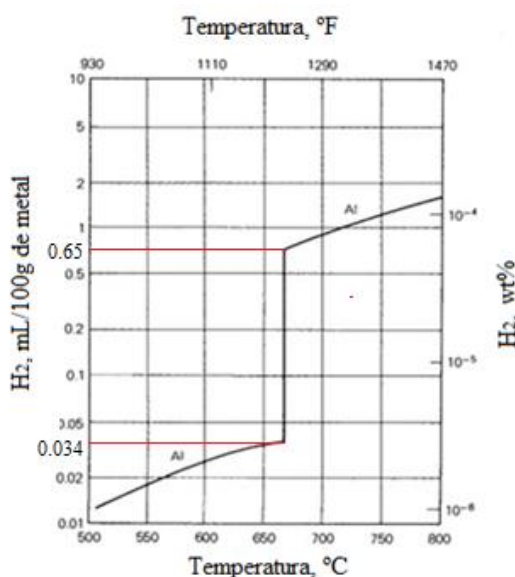


Figura 47 - Solubilidade do hidrogénio à pressão atmosférica no alumínio e magnésio (Hatch, Association, e Metals 1984)

Quando o metal é vazado, a temperatura decresce e a solubilidade do hidrogénio no alumínio diminui, não conseguindo manter a mesma quantidade de gás na sua composição que tinha na fase líquida (de 0.65mL/100g para 0.034mL/100g), produzindo bolhas com tendência a subir e escapar para a atmosfera. Como o metal solidifica rapidamente, nem todo o gás consegue sair da moldação, ficando aprisionado e criando porosidade. Além de provocar porosidade gasosa, o hidrogénio provoca deterioração do metal a elevadas temperaturas durante o tratamento térmico (TotalMateria 2002).

Segundo (Jones 2003), para as ligas da série 5XXX, existem evidências que o crescimento da fenda resulta da dissolução anódica e da indução ao crescimento da fenda pelo hidrogénio. Através de inúmeras observações conclui-se que a fase β destas ligas (Al_3Mg_2) contribui para a corrosão das ligas de Al-Mg e diminui com o aumento da percentagem de magnésio. Contudo, a adição de maiores concentrações de magnésio tem sido limitada uma vez que as ligas com mais de 3.5% de magnésio são suscetíveis ao fenómeno de corrosão. Por isso, para que ocorram defeitos na solidificação são necessárias concentrações médias a elevadas de hidrogénio na ordem dos 0.3mL/100g (3% de magnésio na liga), o que se conclui que para a liga em estudo (cerca de 4% de magnésio) existe uma concentração de 0.35cm³/100g ou seja, de 0.35mL/100g e portanto, uma probabilidade de sintetização do hidrogénio (Figura 48).

De um modo geral, a presença deste gás provoca uma redução das propriedades mecânicas da liga pela redução da área resistente e aumento da concentração de tensões, sendo mais notório na tenacidade, resistência à fadiga e resistência mecânica das peças. No entanto, nem sempre é desvantajoso, em alguns casos, o hidrogénio altera a forma e distribuição de algumas porosidades relacionadas com as contrações do metal em zonas de fraca alimentação. Com o intuito de evitar estes defeitos, deve ser feita antes do vazamento uma operação de desgaseificação da liga (redução do H₂ através do tratamento do banho metálico com outros gases ou cloretos) visto ser o método mais eficaz (Kaye e Street 1982; TotalMateria 2002; Duarte 2014).

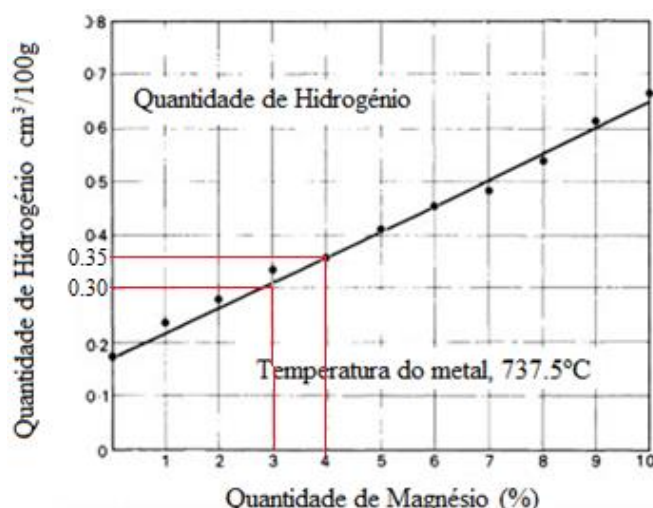


Figura 48 - Influência da quantidade de magnésio na quantidade de hidrogénio no alumínio (Hatch, Association, e Metals 1984)

Caso haja um estágio prolongado a temperaturas muito próximas da temperatura de fusão, é possível reduzir em muito o teor de hidrogénio dissolvido. Contudo, a necessidade de um estágio demasiado longo torna este método de desgaseificação natural pouco produtivo, portanto, recorre-se a um método “artificial”. Adicionalmente, a desgaseificação também poderá melhorar a dispersão dos óxidos no banho (partículas não metálicas), sendo feita por via mecânica, química ou mista (mais utilizada) (Utigard 1998).

Segundo (Marques 2010), o método mais utilizado para a desgaseificação é feito por meio de um rotor (desgaseificador rotativo com baixos custos de implementação e utilizado em fornos de cadinho até 500kg). O princípio de funcionamento consiste na ação de um fluxo de gás insolúvel no alumínio que captura e arrasta por ação mecânica os gases e restantes partículas (inclusões de óxidos) para a superfície do banho metálico.

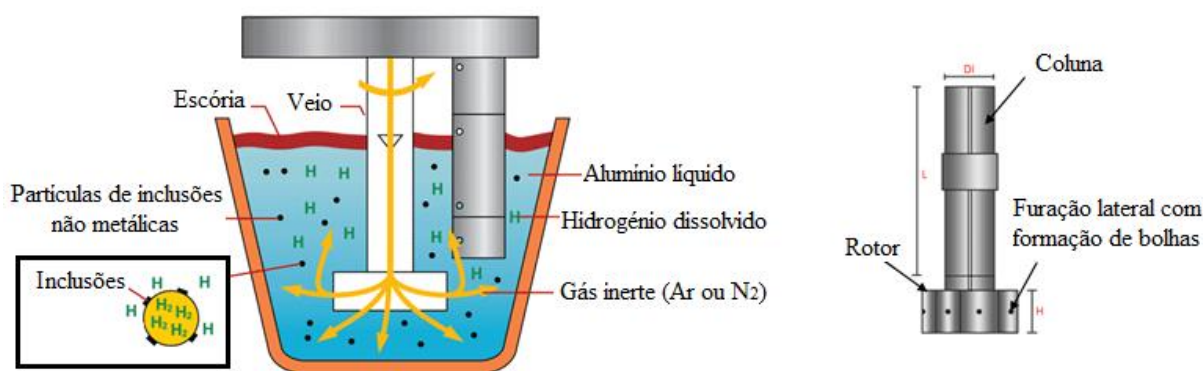


Figura 49 - Exemplo do princípio de funcionamento de um desgaseificador rotativo (Metgraphite 2006)

A ação mecânica está sempre presente no processo qualquer que seja o agente desgaseificante uma vez que a desgaseificação puramente química não é possível, daí ser considerada como químico-mecânica (mista). Atualmente, e tendo em conta os perigos associados à utilização de cloro, a desgaseificação é feita com o uso de argon (Ar), azoto (N₂) ou outros gases inertes que não reajam com o alumínio. Embora não sejam tóxicos, os gases inertes são menos eficazes, porém, devido às normativas de segurança impostas, o recurso ao cloro foi praticamente abandonado. A eficiência na remoção do hidrogénio depende do diâmetro das bolhas de gás que arrastam o hidrogénio para a superfície do banho (quanto maior for o diâmetro menor será a eficiência) e da concentração do gás utilizado (quanto maior for a concentração maior será a eficiência).

Por vezes, a necessidade de realizar desgaseificação nas ligas de alumínio leva à utilização de dois fornos em série (técnica de fusão *duplex*), sendo a liga fundida num primeiro forno e posteriormente transferida para um segundo forno de manutenção que a mantém a temperatura constante (ligeiramente a cima do ponto de fusão) onde é desgaseificada.

2.4.5. Acabamento superficial

2.4.5.1. Anodização

Apesar de existirem materiais com capacidade para resistir a ambientes corrosivos sem que seja utilizada qualquer proteção, existem outros em que é necessário recorrer a tratamentos superficiais de modo a melhorar as suas propriedades. A pintura e a anodização são os dois métodos adotados pela STA para o revestimento dos produtos de fundição em ligas de alumínio. Relativamente aos puxadores obtidos por FCBP, estes são anodizados, apresentando uma elevada resistência à corrosão e um acabamento superficial de elevada qualidade.



Figura 50 - Puxador anodizado produzido na STA (peça 30000-670)

Segundo (Araújo 2012; Kaye e Street 1982; Domingues, Fernandes, e Ferreira 2003; Duarte 2014; Polmear 2006), a anodização é um processo normalmente utilizado na indústria aeronáutica com o intuito de melhorar as propriedades anticorrosivas das ligas de alumínio. A capacidade do alumínio de formar uma camada de óxido, quando exposto ao meio ambiente, confere-lhe uma capacidade de se revestir e proteger de forma uniforme. A anodização é um processo eletroquímico que faz uso das características amorfas da alumina (Al_2O_3) resultante da oxidação do alumínio, para criar uma camada porosa e uniforme de proteção contra a corrosão. A grande qualidade de acabamento superficial torna este método bastante utilizado, apresentando vantagens a nível económico entre outras, como:

- Estabilidade de cor: a camada criada pela anodização é muito estável quando exposta a raios ultravioletas e resistentes à humidade e ambientes salinos;
- Estética: a anodização dispõe de um vasto leque de polimentos e colorações;
- Facilidade de manutenção: as superfícies são fáceis de limpar apenas com água e sabão, não requerem outro tipo de agente químico para limpeza;
- Durabilidade: maior tempo de vida útil (elevada resistência ao desgaste e corrosão).

A possibilidade de produzir revestimentos anodizados com espessuras variáveis (gama ótima entre $15\mu m$ e $30\mu m$) permite a utilização desta tecnologia para diferentes aplicações dependendo do tipo de liga de alumínio, do meio onde a peça será utilizada e da espessura da mesma. Em suma, a resistência à corrosão de um produto anodizado depende principalmente da espessura da camada anodizada e da qualidade da sua colmatagem. Na STA, os puxadores têm uma espessura de anodização dentro da gama ótima referida anteriormente, uma vez que está também relacionada com a tonalidade e brilho apresentado pela peça que deve ser perfeito, devido à elevada importância da componente estética.

A anodização pode estar dividida em dois tipos que diferem entre si pelo banho utilizado: anodização em banho de óxido de crômio (Cr_2O_3) ou em banho de ácido sulfúrico (H_2SO_4). A anodização em ácido sulfúrico é a mais vulgar na indústria (utilizada na STA) uma vez que a primeira utiliza banhos de decapagem e anodização que contêm elementos tóxicos e cancerígenos, no entanto apresenta melhor resistência à corrosão para a mesma espessura. Por outro lado, a anodização sulfúrica tem um custo inferior e pode ser realizada à temperatura ambiente ou a baixa temperatura, resultando num revestimento convencional ou duro. Contudo, também apresenta desvantagens ao nível da resistência à fadiga do alumínio anodizado, não sendo adequada para ligas de alta resistência em peças estruturais.

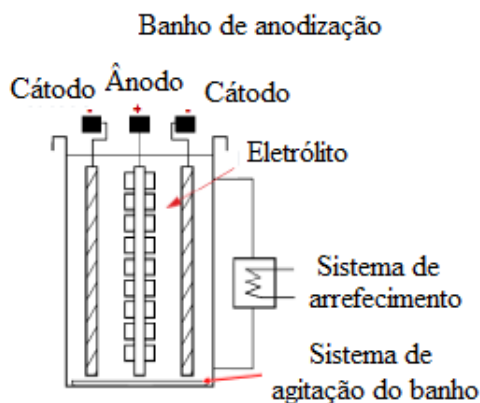


Figura 51 - Esquema da célula de um banho de anodização em ácido sulfúrico (Araújo 2012)

Dependendo do tipo de eletrólito, o banho opera entre 18 a 25°C (quanto menor for a temperatura mais difícil será a formação do filme anódico). A anodização depende então do tipo de eletrólito, da agitação do banho e impurezas, da temperatura do banho, da intensidade de corrente que está dependente da concentração do eletrólito e da composição química da liga a anodizar. Na presença de determinadas ligas, por exemplo da liga alumínio-magnésio, a anodização demonstra ser uma ferramenta útil contra a corrosão mas não para a aplicação de coloração. É um tipo de liga que apresenta resultados excelentes no que diz respeito ao combate da corrosão quando anodizada mas imprópria para a aplicação de anodização brilhante.

No que diz respeito ao processo de colmatção, de acordo com (Araújo 2012), este permite aumentar a durabilidade da camada de óxido através do preenchimento dos poros com compostos mais volumosos, garantindo a sua estanquicidade. Na STA, o processo é utilizado com água em ebulição, no entanto este processo pode ser feito com vapor saturado de sais de níquel, por polimerização de matérias plásticas ou a frio.

A anodização deve ser um processo controlado na medida em que tem o objetivo de garantir a qualidade das superfícies das peças anodizadas que terão de cumprir todos os requisitos necessários para os produtos serem comercializados com sucesso. Portanto, podem ser analisados em ambientes secos com humidade controlada, tendo por base o ensaio de medição de espessura (microscopia ótica através do microscópio de reflexão, pelo método gravimétrico ou pela passagem de correntes de Foucault que é o mais utilizado uma vez que não é destrutivo) ou de colmatagem através do ensaio de gota, pela ação de um ácido sobre uma superfície desengordurada da amostra. Por fim, referir que ao longo do processo de produção de cada peça deve-se ter sempre em conta a componente económica do mesmo, percebendo as vantagens e desvantagens da relação qualidade/preço.

3. Trabalho Experimental

3.1. Introdução

A segunda fase desta dissertação diz respeito à componente experimental da mesma, onde se reformulou uma estrutura de suporte de uma coquilha para produção de peças em FCBP. Por outro lado, recorrendo à FCBP para a produção de puxadores de portas (peça 30000-670) na liga de alumínio AG4Z e de asas (82005) também na mesma liga, é feito o projeto de sistemas de gitagem e alimentação.



Figura 52 - À direita o puxador 30000-670 e à esquerda a asa 82005 (STA)

Todo o trabalho efetuado pode então ser dividido em três partes:

- Projeto de implementação da estrutura de uma coquilha para vazamento de uma liga de alumínio (AG4Z) e posterior obtenção de puxadores (peça 82000) através do processo de FCBP;
- Projeto de sistemas de gitagem e alimentação para a obtenção de puxadores (peça 30000-670) numa liga de alumínio (AG4Z) através do processo de FCBP;
- Criação de *layouts* para a obtenção de “asas” (peça 82005) numa liga de alumínio (AG4Z) através do processo de FCBP.

No que diz respeito à primeira fase, o objetivo prende-se na documentação da mesma e organização de todo o processo de conceção da coquilha, da estrutura da coquilhadora pré-existente no INEGI e da implementação da mesma no forno de resistência elétrica, dando seguimento à dissertação anteriormente realizada sobre o processo de FCBP para puxadores (peça 82000) em alumínio (Duarte 2014). A estrutura de suporte da coquilhadora deve ser adaptada ao forno já existente no INEGI (400kg de alumínio) de modo a ser corretamente fixada e movimentada em relação ao mesmo. A estrutura deve ainda garantir o correto funcionamento da coquilhadora, assim como um fácil acesso à máquina para remoção dos fundidos. Por sua vez, o enchimento do forno deve ser feito de forma rápida, fácil e eficaz, diminuindo o tempo de paragem da operação e a penosidade do operador. Desenvolveu-se a coquilha para a peça 82000, em seguida apresentados. Esta primeira fase pode ser dividida em duas etapas:

- Projeto de sistemas de gitagem e alimentação:
 - Análise da geração de conceitos (*layouts*);
 - Reformulação do projeto dos sistemas de gitagem e alimentação;
- Projeto de reformulação e implementação da estrutura de uma coquilhadora e criação de uma coquilha:
 - Projeto da coquilha (CAD 3D);
 - Projeto da bacia de vazamento e componentes de ligação;
 - Reformulação e implementação da estrutura da coquilha

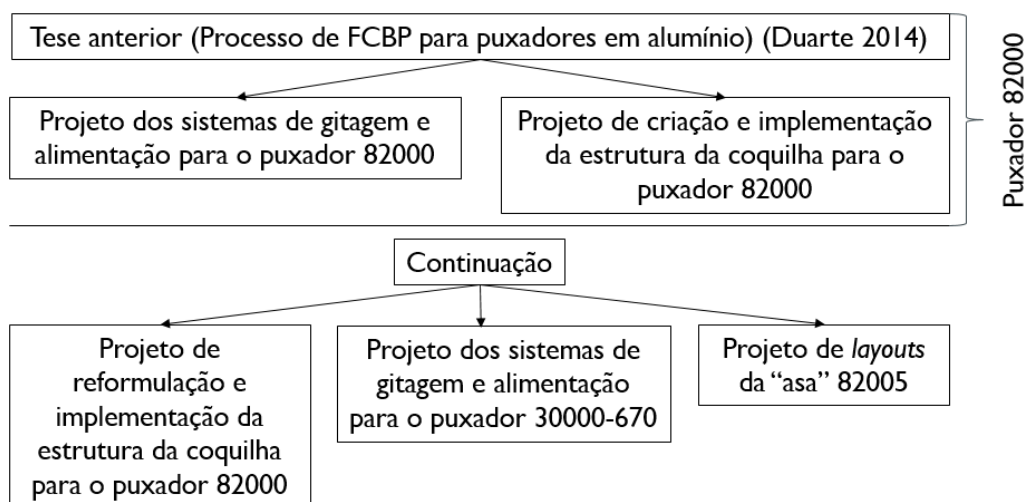
Relativamente à segunda fase do trabalho, o objetivo centrou-se no cálculo e na tentativa de estabelecer um modelo para o dimensionamento do sistema de gitagem e alimentação para a peça 30000-670 obtida pelo processo de FCBP, desde o cálculo de alimentadores, até ao sistema de gitagem, composto pelo gito de enchimento, canais de distribuição e ataques. Durante esta segunda fase do trabalho experimental foram realizadas as seguintes etapas:

- Geração de conceitos (*layouts*);
- Projeto dos sistemas de gitagem e alimentação;

Por fim, na terceira fase do trabalho experimental desta dissertação, foi feito um levantamento do estado atual da peça 82005 e foram concebidos diversos *layouts* para a produção da mesma através do método de FCBP. A última fase pode então ser dividida em duas etapas:

- Peça 82005;
- Geração de conceitos (*layouts*).

Como tal, podem-se resumir as diferentes fases do processo experimental partindo da dissertação anteriormente realizada (Duarte 2014):



De referir que o uso do *software* SolidWorks desempenhou um papel bastante importante no que diz respeito à conceção dos modelos CAD 3D para análise visual e respetivos ajustes, bem como posteriores simulações efetuadas no programa ProCAST, permitindo a identificação de alguns problemas aquando da simulação de solidificação e enchimento das peças a obter.

3.2. Projeto de reformulação e implementação da estrutura de uma coquilhadora e criação de uma coquilha (peça 82000)

3.2.1. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação

3.2.1.1. Análise da geração de conceitos (*layouts*)

A fase inicial do projeto implementação da estrutura da coquilha para produção de puxadores, foi feita segundo vários princípios e fases de desenvolvimento, como tal, começou-se por enunciar os pontos cruciais:

- Respeitar atravancamentos entre placas moldes e coquilha e entre a coquilha e o forno:
 - A dimensão máxima da coquilha condiciona o *layout* da cavidade e dos sistemas de gitagem e alimentação;
 - Adaptação do sistema de machos existentes na STA para a movimentação dos machos na FCBP.
- Dimensionar de forma correta os sistemas de gitagem e alimentação:
 - O projeto da coquilha tem uma grande influência nos defeitos das peças fundidas, para que os defeitos existentes diminuam é importante recorrer à simulação numérica de sistemas de gitagem e alimentação de forma a escolher a solução preferencial, mesmo não sendo a simulação numérica um processo 100% fiel à realidade.
- Produzir um maior número de peças por cada vazamento sem comprometer a qualidade das mesmas de forma a aumentar o rendimento e lucro do processo.
- Simetria da gitagem para uma distribuição mais uniforme das temperaturas das placas molde;

Tendo como seguimento uma dissertação anterior (Duarte 2014), apresenta-se o *layout* que reunia o maior número de vantagens (maior número de peças a cada vazamento tendo em conta as dimensões da coquilha, com 4 puxadores, mantendo a simetria de tensões) tendo em consideração a forma de enchimento, o posicionamento dos alimentadores e as dimensões da coquilha.

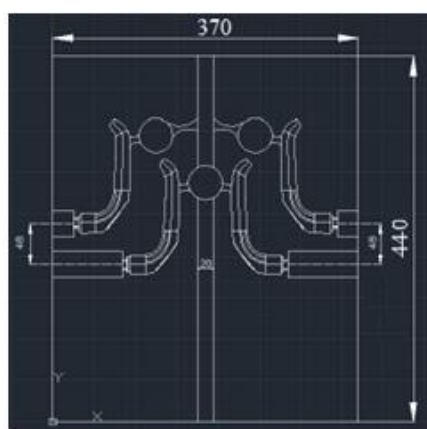


Figura 53 – *Layout* selecionado para a coquilha da peça 82000 (Duarte 2014)

3.2.1.2. Reformulação do projeto de sistemas de gitagem e alimentação

Após apresentado o *layout* escolhido foi necessário definir um dimensionamento adequado dos sistemas de gitagem e alimentação, sendo a componente de simulação realizada no ProCAST bastante importante. As simulações efetuadas permitiram prever os resultados esperados na solidificação das peças, otimizando os respectivos sistemas de gitagem e alimentação e reduzindo o custo global do projeto. Importante reter que os dados em seguida apresentados dizem respeito a documentos internos do INEGI, pelo que, por vezes, carecem de informação de maior detalhe. Adotou-se o sistema de enchimento flexível com duas posições de vazamento (projeto da coquilha rodada 180°), e determinaram-se os módulos de arrefecimento e respetivo sistema de gitagem.

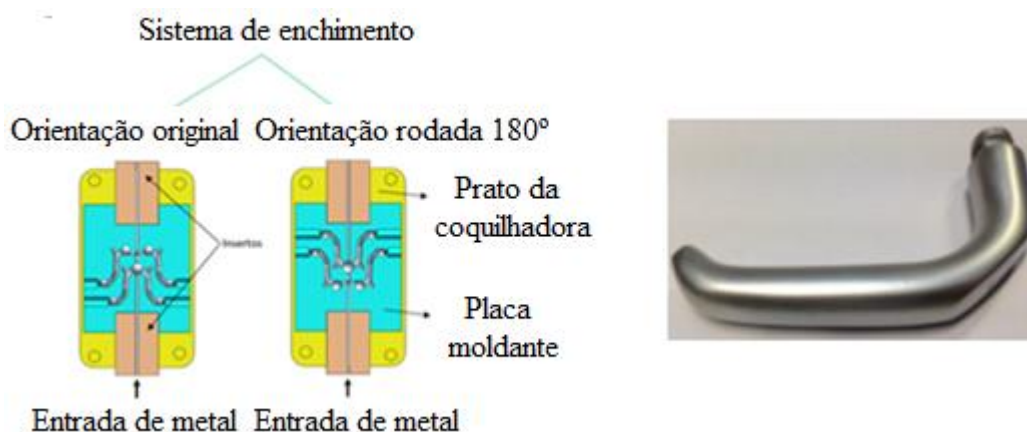


Figura 54 – Proposta de sistema de enchimento flexível da peça 82000. À direita a peça 82000 produzida por fundição em coquilha rotativa e anodizada pela STA (Duarte 2014)

Importante referir que os cálculos dos ataques, alimentadores e simulações da peça 82000 foram previamente realizados, sendo documentados nesta dissertação apenas os resultados finais. Com o intuito de melhorar o rendimento metalúrgico e promover uma gitagem simétrica de distribuição mais uniforme da temperatura nas placas molde, corrigiram-se os ataques e alimentadores da peça em estudo. Tendo por base a coquilha pré-existente na STA para produção de peças por fundição em coquilha rotativa, dimensionaram-se os ataques com o intuito de prevenir fissuração nas peças, transportando possíveis fissuras para os alimentadores. Portanto, obteve-se secções com ângulos agudos e reduzindo o comprimento em cerca de 50%, segundo recomendação da empresa STA (diminuição de turbulência), representando um ataque um pouco diferente do utilizado na coquilha rotativa pré-existente na STA:

- Espessura = 11mm;
- Comprimento na peça = 16.75mm.

Após dimensionamento dos ataques estudou-se qual a melhor geometria e atravancamento para os alimentadores (superiores e inferior) tendo por base, novamente, a coquilha existente na STA para fundição em coquilha rotativa. Visto que a geometria esférica não dava para acomodar a geometria do ataque, mudou-se para uma forma oval com módulos de arrefecimento e volumes equivalentes às esferas.

- Módulo do alimentador inferior = 0.81cm (para um módulo da peça de 0.39cm)
- Módulo dos alimentadores superiores = 0.63cm

Após calculado o sistema de alimentação e ataque adotou-se um sistema de gitagem, previamente definido no INEGI, despressurizado (enchimento rápido, canais cheios e um maior rendimento metalúrgico) e realizaram-se simulações tendo por base uma gitagem ligeiramente despressurizada de relação de 1:1:2, próxima da relação proposta por (Passini 2005) para o alumínio (1:1.2:2). Recorrendo ao *software* de simulação, ProCAST, foi possível simular o sistema proposto, adotando a pressão de 1bar (dentro dos valores aceitáveis na indústria da FCBP), arrefecimento ao ar e utilizando a liga AG4Z anteriormente referida em 2.4.2.2. Alumínio e suas ligas, a uma temperatura uniforme (devido à enorme dificuldade de previsão dos campos de temperaturas iniciais na coquilha ou mesmo na própria liga, simplificou-se o processo de simulação) de 750°C e o aço H13 na moldação a 350°C, não recorrendo ao uso de tintas. Visto que a seleção de um aço deve ter sempre em conta a temperatura a que vai ser usado e como vai ser arrefecido é importante garantir a temperatura de 350°C aquando do vazamento da liga de alumínio (AG4Z). Esta temperatura de 350°C representa uma temperatura média entre os 300°C e 400°C, usada como *standard* (baseada na experiência prática) pela empresa STA. Permite que a moldação não arrefeça depressa de mais, mantendo uma boa temperatura para o vazamento e reduzindo possíveis empenos. Procedeu-se à simulação e percebeu-se que com uma suavização da zona de transição entre o gito e o canal o aprisionamento de ar diminuiria. Na seguinte figura, percebe-se que o sistema está corretamente dimensionado uma vez que os rechupes estão no interior dos alimentadores e a peça está livre de porosidade e praticamente sem defeitos (a rotação da coquilha 180° praticamente não alterou os resultados finais).

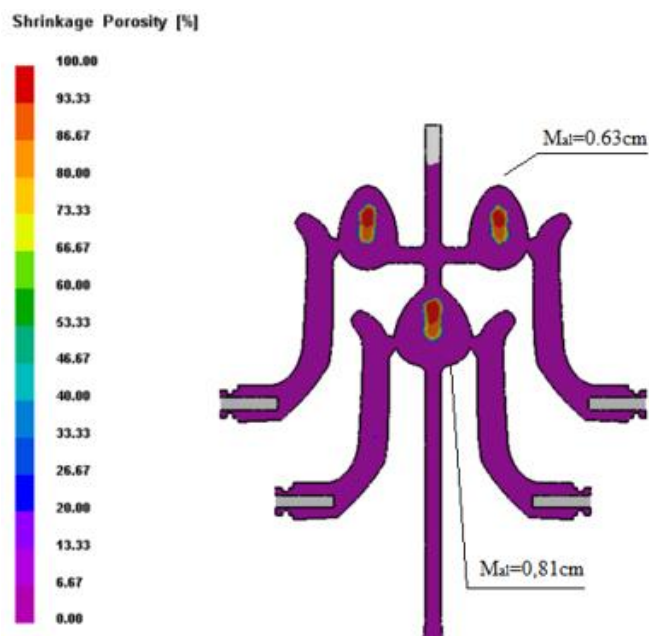


Figura 55 - Percentagem de macro porosidade

Em jeito de conclusão:

- Prevê-se uma velocidade de metal nas peças de 0.8m/s excedendo um pouco o valor máximo teórico de 0.5m/s;
- Espera-se uma solidificação favorável com vista à obtenção de peças de qualidade;
- Supõe-se que a última alteração na secção de transição diminua ou faça desaparecer a possibilidade de aprisionamento de ar entre o gito e os canais de enchimento.

3.2.2. Projeto de reformulação e implementação do sistema de baixa pressão

3.2.2.1. Projeto da coquilha (CAD 3D)

Previamente ao projeto da estrutura de suporte e adaptação da coquilhadora ao forno existente no INEGI, existe a necessidade de estabelecer um conjunto de requisitos. O correto funcionamento da máquina (produção de peças de qualidade) depende fortemente da capacidade de toda a estrutura em cumprir os requisitos em seguida enunciados:

- Fixação segura e estável da coquilhadora à estrutura de suporte;
- A estrutura deverá ser suficientemente rígida para suportar as cargas e esforços a que está sujeita;
- Possibilidade de movimentação da estrutura para enchimento do forno e de rotação da coquilhadora para vazamento em duas posições distintas (rodada 180°);
- Possibilidade de movimentação vertical da coquilhadora em cada vazamento (subida e descida por meio de cilindros hidráulicos fixos à placa de topo da estrutura);
- A extração (movimento de abertura e fecho da coquilha através de uma atuação hidráulica no prato móvel) deve ser simples de forma a facilitar o trabalho do operador.

Visto que não existe a possibilidade de colocar o forno debaixo do solo, reduzindo a altura total da estrutura, partiu-se do princípio que a estrutura seria feita em altura, permitindo a utilização do forno conforme ilustrado pela Figura 56, à superfície.

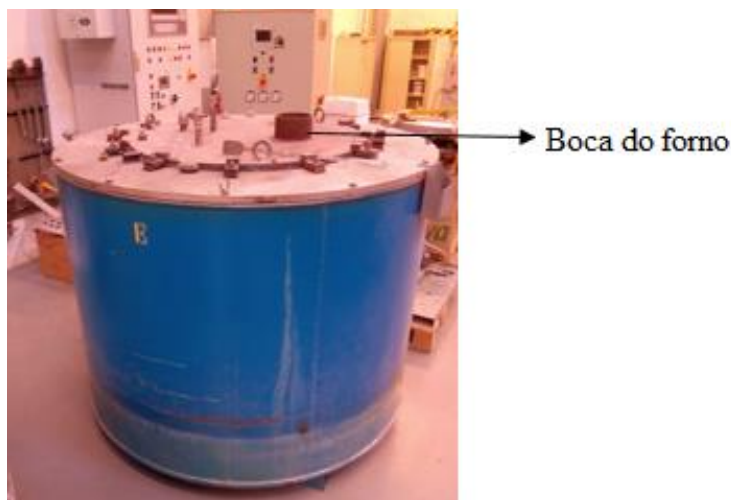


Figura 56 - Forno de resistência elétrica existente nas instalações do INEGI para adaptação da coquilhadora no seu topo

O conceito de utilização de um sistema de elevação por atuação hidráulica consiste, como o próprio nome indica, na movimentação do sistema coquilha-coquilhadora através da ação de atuadores hidráulicos fixos ao topo da estrutura. Embora seja uma solução um pouco dispendiosa, permite um maior controlo do movimento vertical (menor dependência do peso do conjunto, gerando cursos superiores), sendo portanto a solução construtiva mais utilizada a nível industrial para FCBP. De notar que o estudo e análise de produtos existentes possui uma elevada importância em qualquer projeto de engenharia, encontrando a solução preferencial tendo em conta as diferentes restrições impostas.

Segundo (Duarte 2014), podemos prever o movimento de abertura e fecho da coquilha através do movimento do prato móvel:

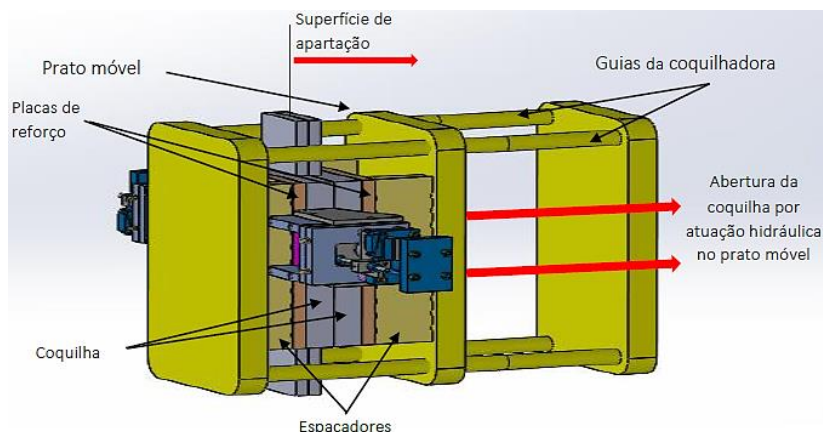


Figura 57 - Representação da coquilha na posição fechada (Duarte 2014)

O projeto da estrutura da coquilha para baixa pressão da peça 82000 foi feito tendo como base as estruturas das coquilhas existentes na STA para fundição em coquilha rotativa da peça 82000 e para fundição por gravidade da peça 30000-670, principal foco desta dissertação posteriormente abordada (3.3. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação (peça 30000-670)).

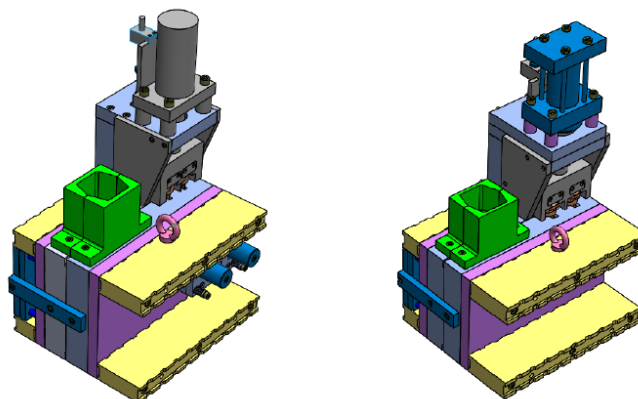


Figura 58 - Estrutura das coquilhas que serviram de exemplo à produção da coquilha para baixa pressão da peça 82000. À esquerda a coquilha da peça 82000 produzida por fundição em coquilha rotativa e à direita a coquilha da peça 30000-670 produzida por FCG.

A estrutura da coquilha para baixa pressão foi projetada tendo como base as coquilhas anteriormente ilustradas, sendo que existem valores de folgas e tolerâncias existentes que não são expostos uma vez que são dimensões internas do fornecedor de coquilhas da empresa STA. O projeto da coquilha apresenta um conjunto de peças e componentes (CAD 3D) que dizem respeito a documentos internos do INEGI que serão demonstrados tendo em conta as seguintes fases:

1. Criação das placas moldantes;
2. Criação do sistema de machos e reforços;
3. Criação de calços fixos;
4. Criação do sistema de extração;
5. Implementação de parafusos olhal, calha para empilhador e barra de transporte.

1. Criação das placas molde:

- Placa fixa: A placa fixa da moldação aloja os termopares nos furos indicados na figura.

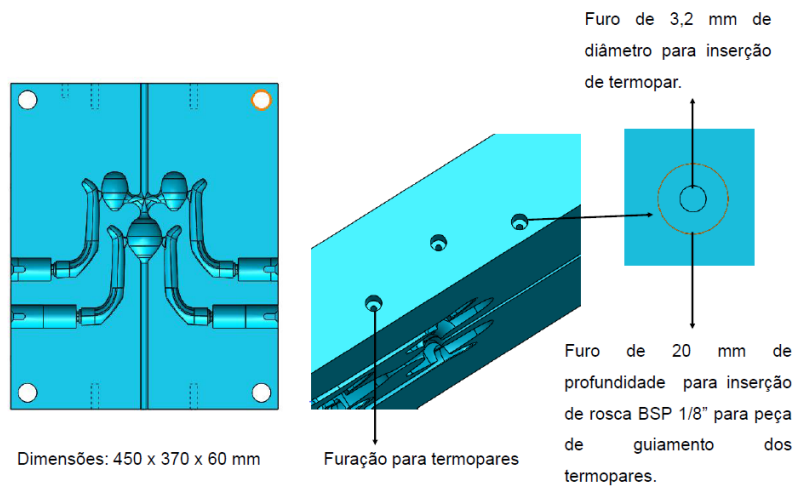


Figura 59 - Placa fixa

- Placa móvel: O modelo 3D inclui furação para extratores (indicada pelos círculos vermelhos) mas não inclui ventilação. Tal como recomendado pela empresa STA; esta será feita após os primeiros testes experimentais.

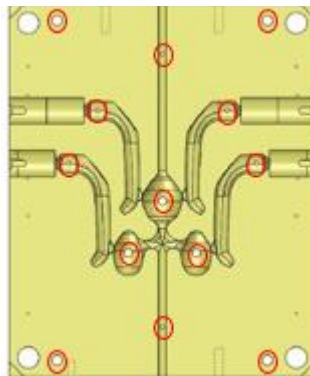


Figura 60 - Placa móvel de dimensões: 450 x 370 x 60mm

- Guias: Os pinos guia para a placa móvel são os mesmos utilizados na coquilha de fundição rotativa da STA da peça 82000.

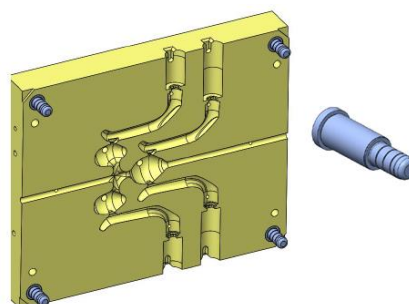


Figura 61 - Placa móvel com pinos guia (Guide Pillar Z03 Hasco)

- Casquilhos: Os casquilhos guia para a placa fixa são os mesmos utilizados na coquilha de fundição rotativa da STA.

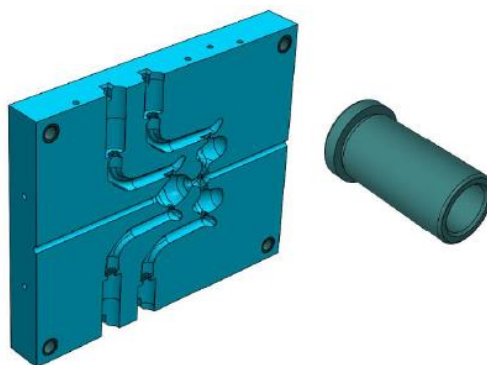


Figura 62 - Placa fixa com casquilhos guia (Guide Bushing Z11 Hasco)

Importante indicar que tal como na coquilha de fundição rotativa da peça 82000, as dimensões da furação, tanto para os pinos guia como para os casquilhos guia estão com as cotas nominais e portanto, não foram atribuídas quaisquer tolerâncias.

2. Criação do sistema de machos e reforços:

- Alojamentos: Tal como no modelo 3D da coquilha de fundição rotativa (lado direito da Figura 58), foram dadas as folgas indicadas na figura para o alojamento dos machos, tendo em conta os casquilhos moldantes de diâmetro de 32mm.

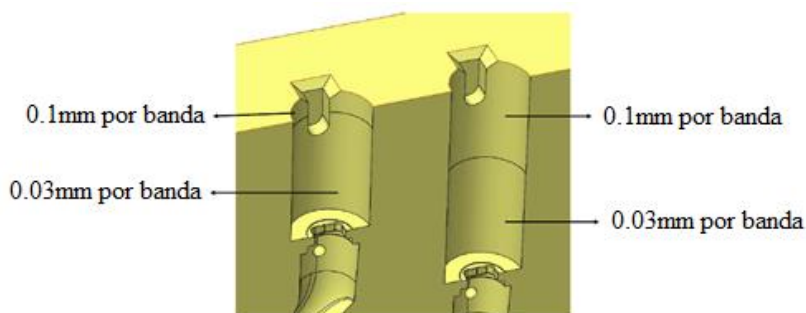


Figura 63 - Alojamentos dos machos

- Quadras: Neste caso, foi dada uma saída na zona moldante da quadra de acordo com as tolerâncias especificadas para a peça. Após reunião com a empresa STA, as quadras ficaram com as medidas em seguida apresentadas, para compensar a contração do material, mantendo a geometria da quadra dentro das cotas pretendidas Figura 64.

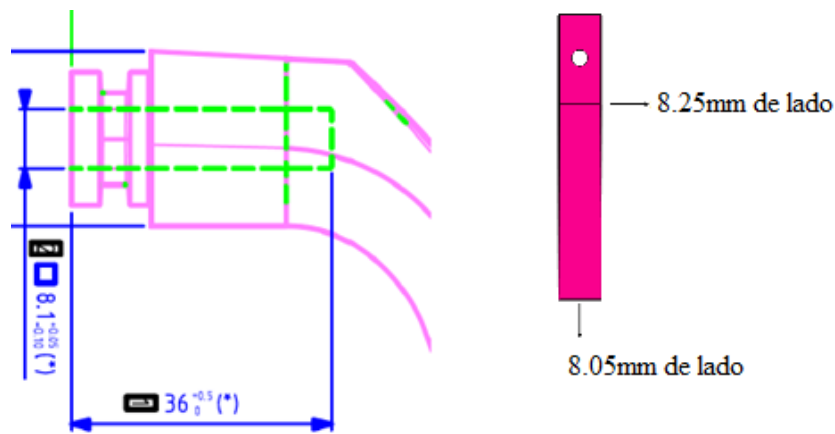


Figura 64 - Dimensionamento das quadras

- Casquilhos e veios moldantes: Os casquilhos e veios moldantes têm dimensões semelhantes aos do modelo 3D da coquilha de fundição rotativa da Figura 58, alterando-se apenas o seu comprimento.

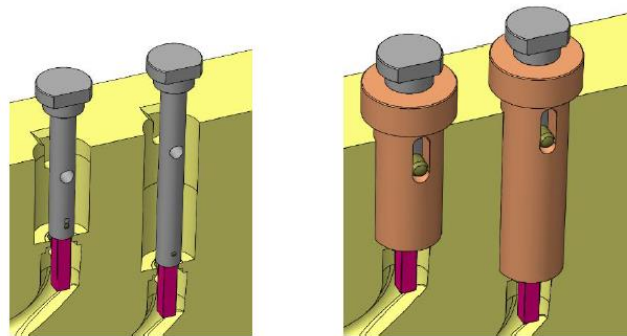


Figura 65 - Casquilhos e veios moldantes

O sistema de machos projetado, apresenta bastantes semelhanças ao modelo 3D da coquilha de fundição rotativa da Figura 58, apenas com algumas alterações dimensionais.

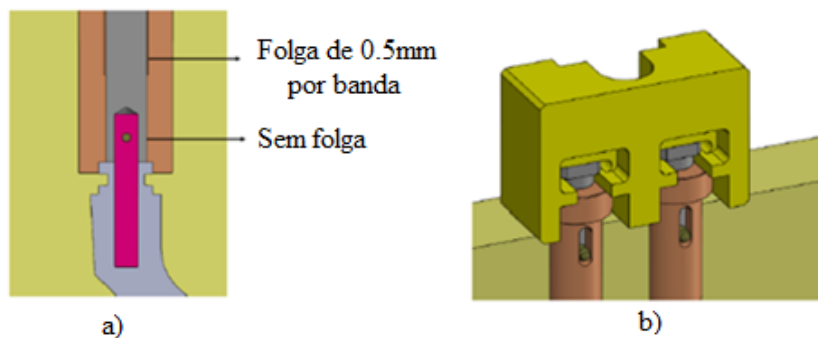


Figura 66 – (a) vista de corte da quadra montada com o casquilho e veio moldante em conjunto com a peça. (b) Geometria semelhante à peça da coquilha de fundição rotativa com a distância entre centros de 64mm (igual à peça correspondente da coquilha de FCG)

- Sistema de machos e placas de reforço móveis: Foram desenhadas placas reforço móveis semelhantes às da coquilha de fundição rotativa da Figura 58, no entanto, visto que se vão utilizar dois sistemas de machos, teve de se desenhar uma placa reforço de apoio para os dois sistemas. Foram acrescentados parafusos para uma melhor fixação das placas.

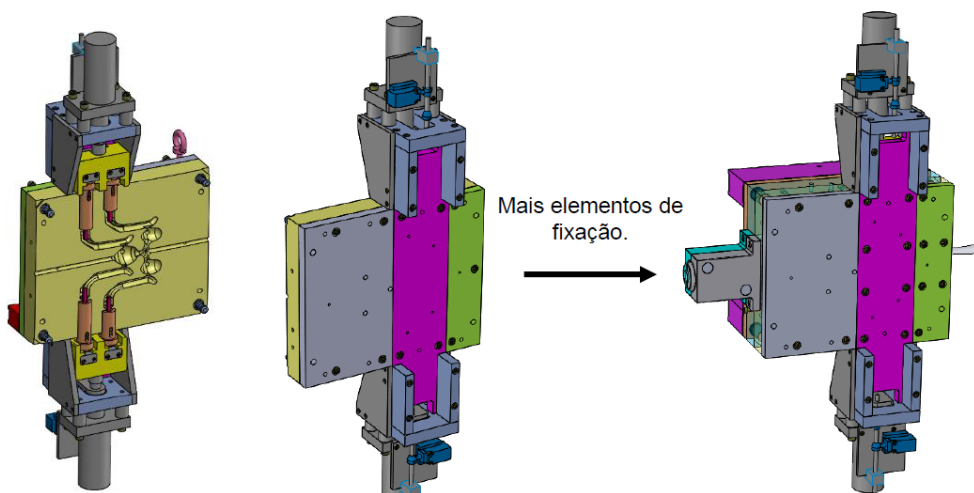


Figura 67 - Sistema de machos e placas de reforço móveis

- Sistema de machos e placas de reforço fixas: A placa de reforço fixa é semelhante à do modelo 3D da coquilha de fundição rotativa.

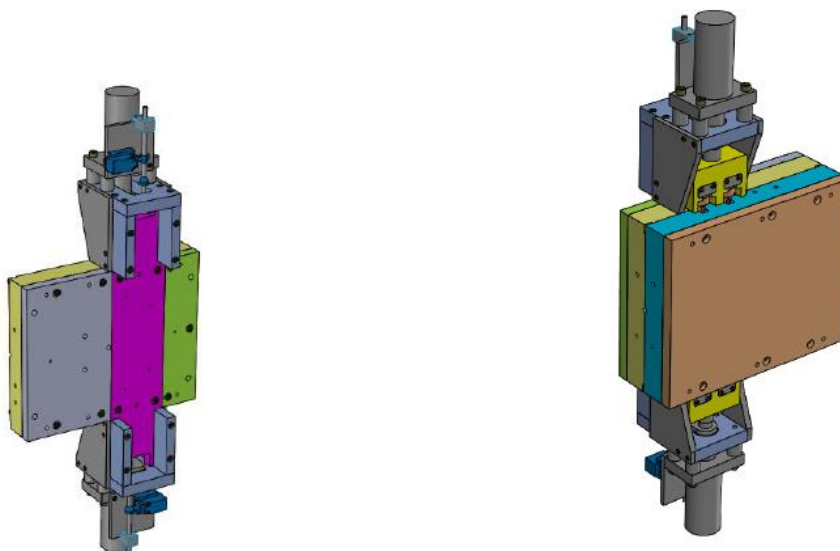


Figura 68 - Sistema de machos e placas de reforço fixas

3. Criação de calços fixos:

- Calços fixos: Os calços são semelhantes aos utilizados nas outras coquilhas, porém, teve de se alterar o aumento do comprimento destes, assim como a sua altura de modo a ser possível incluir a furação para posterior aperto aos pratos da coquilhadora.

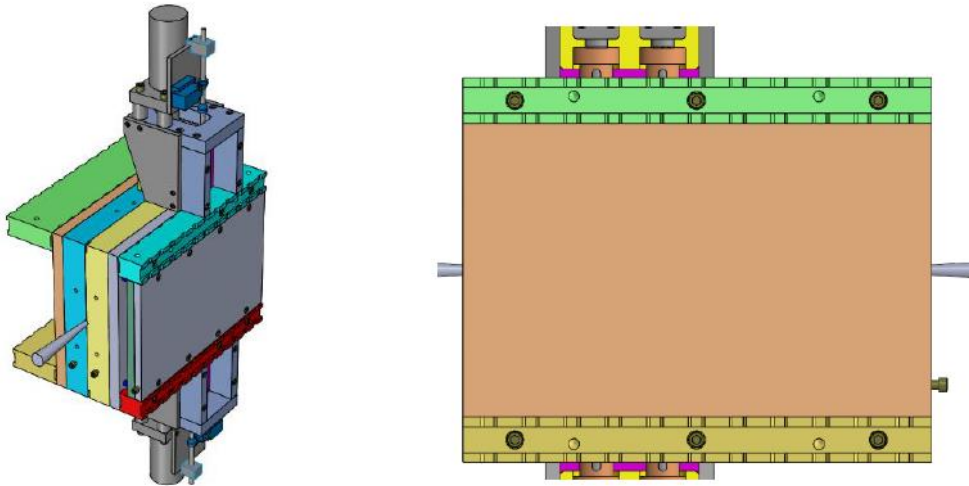


Figura 69 - Sistema de calços

- Furação: Relativamente à furação dos pratos da coquilhadora, o projeto baseou-se em dimensões fornecidas pela própria empresa.
- Folgas: Foi inserida uma folga de 1mm entre as paredes dos calços e as placas extratoras.

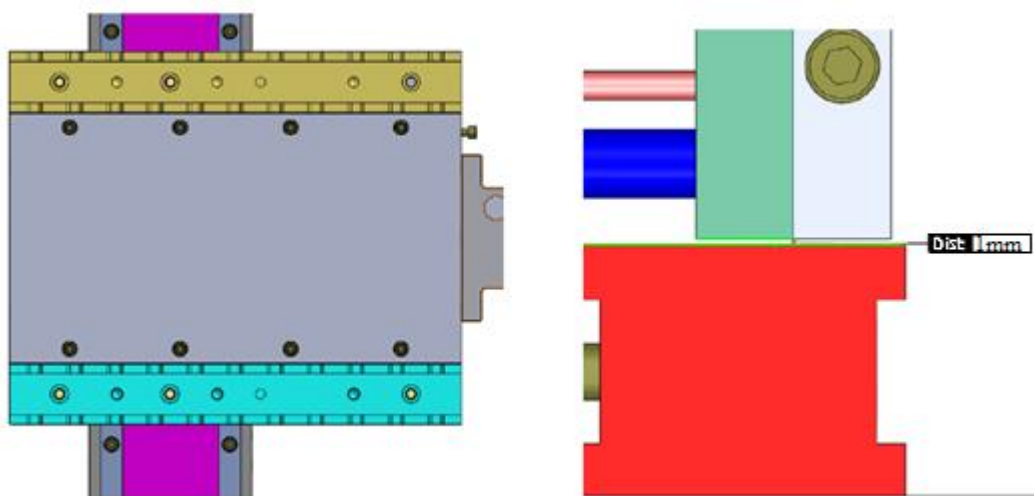


Figura 70 - Folga entre as paredes dos calços e as placas extratoras

4. Criação do sistema de extração:

- Calços móveis: Utilizou-se a furação das filas superiores e inferiores.

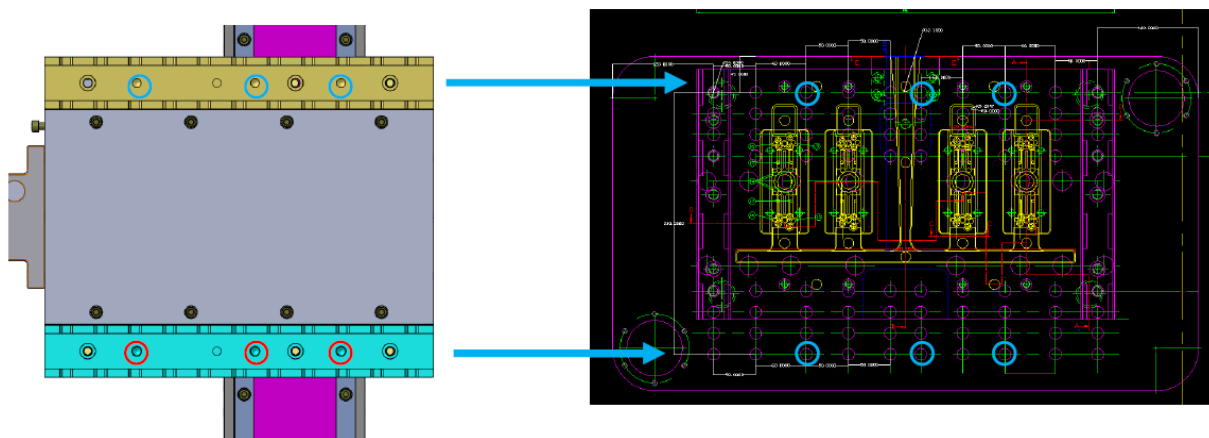


Figura 71 - Calços móveis

- Extratores: A distribuição dos extratores (Z40 Hasco) é consoante ilustrado na Figura 72. Quatro extratores de 12mm de diâmetro na face da placa fixa (azuis), três extratores de 10mm de diâmetro nos alimentadores (amarelos), quatro extratores de 5mm de diâmetro nas peças (vermelhos) e dois extratores de 5mm de diâmetro nos gitos (verdes).

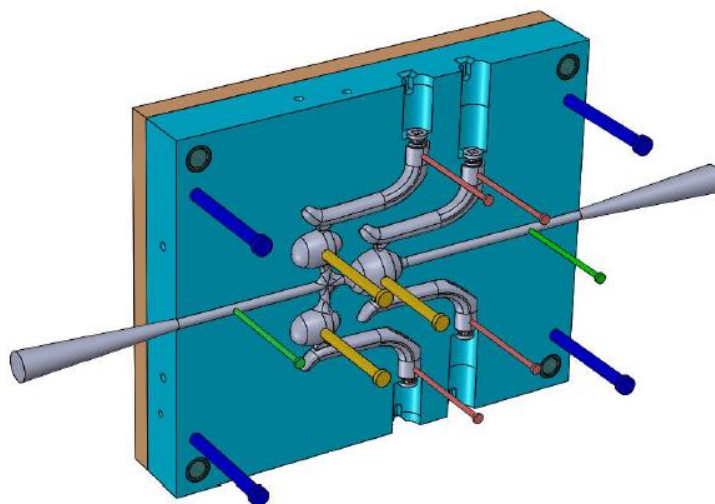


Figura 72 - Placa fixa com extratores (Z40 Hasco)

- Placa porta extratores: Os alojamentos dos extratores de 12mm de diâmetro têm as suas folgas (iguais às do modelo 3D da coquilha de fundição rotativa) demonstradas na Figura 73, enquanto os outros extratores não têm folga especificada.

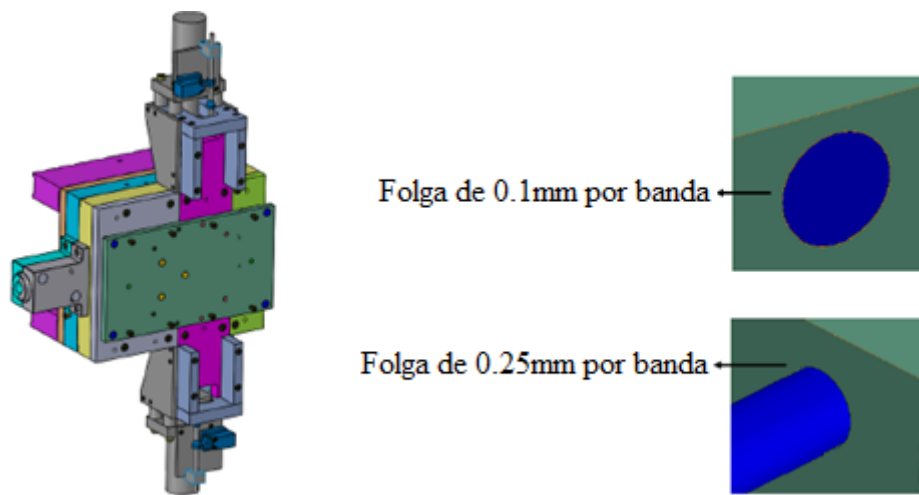


Figura 73 - Placa porta extratores

- Placa de aperto: A placa de aperto é semelhante à das outras coquilhas. Devido ao aumento em altura dos calços, tanto a placa de aperto como a placa porta extratores foram diminuídas na mesma proporção.

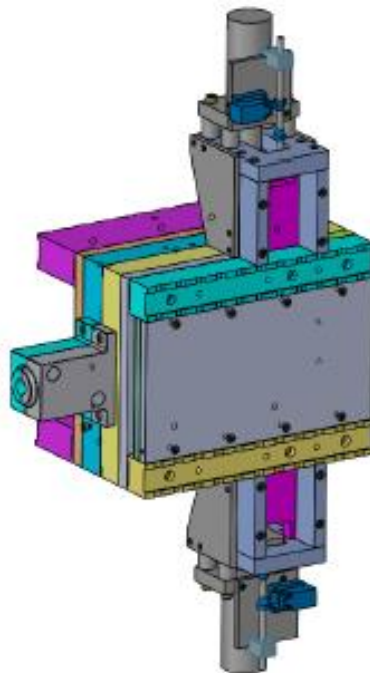


Figura 74 - Placa de aperto

5. Implementação de parafusos olhal, calha para empilhador e barra de transporte:

Além dos componentes e peças anteriormente referidos, naturalmente que é importante enunciar também o meio de transporte e de fixação da estrutura da coquilha. Para o transporte, recorreu-se ao uso de parafusos olhal e uma calha de aço de 3mm de espessura (segundo informações obtidas em documentos internos do INEGI), para servir de guia para um garfo de empilhador. Por questões de transporte e devido à localização dos dois sistemas de machos, a localização dos parafusos de olhal foi mudada para as faces laterais das placas molde. Isto irá implicar que as bacias sejam montadas em último lugar quando se montar a coquilha na estrutura de suporte para os ensaios de baixa pressão.

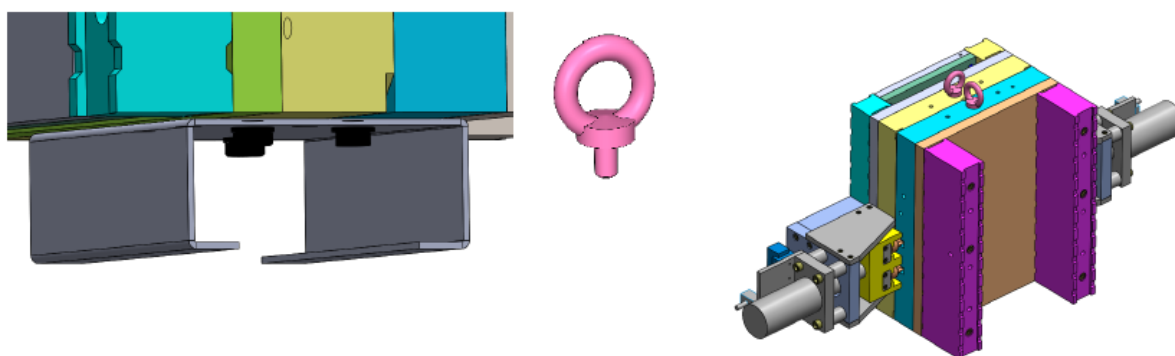


Figura 75 - Representação no modelo CAD 3D da calha e do parafuso olhal (Z71 Hasco)

Relativamente à barra de transporte, alterou-se a sua localização, desviando a barra para um ponto mais inferior, visto que o local que normalmente ocupa nas outras coquilhas estará ocupado pela bacia.

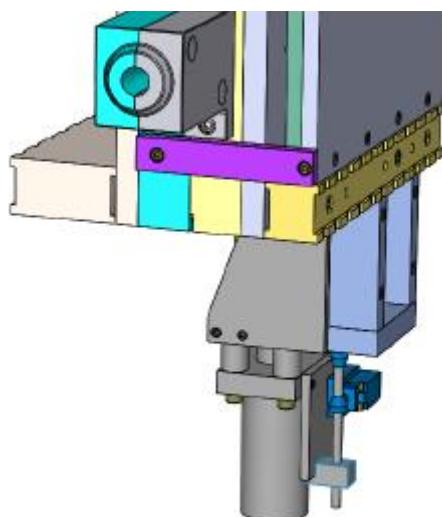


Figura 76 - Barra de transporte

3.2.2.2. Projeto da bacia de vazamento e componentes de ligação

A zona de ligação entre o forno e a coquilha (entrada e saída de metal do forno para a moldação) foi sujeita a alterações dimensionais e estruturais por questões mecânicas de ligação, tentando recuperar algum metal do processo de fundição de modo a aumentar o rendimento metalúrgico do processo. Aplicou-se uma passagem gradual de secção no gito com o intuito de prevenir e evitar turbulência durante o enchimento da coquilha. Posto isto, foram propostos vários conceitos para alteração do sistema de ligação entre o forno e a coquilha. Inicialmente, o conceito original da bacia e componentes de ligação estava baseado num tubo refratário (cerâmico) e uma flange (aço de baixo teor em crómio). Elementos estes já presentes no forno do INEGI aquando do início desta dissertação, não existindo informação complementar de maior detalhe em relação aos materiais empregues na sua construção.

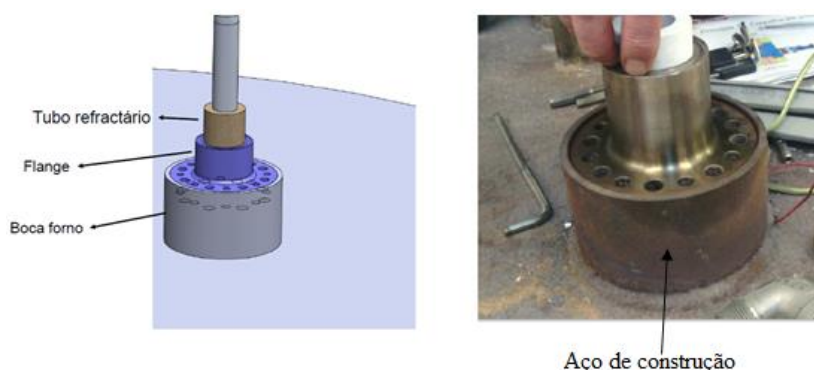


Figura 77 - Conceito original de ligação (à esquerda o modelo CAD 3D e à direita o caso real, existente no INEGI)

Contudo, foi necessário alterar este conceito para outro mais eficaz. Como tal, surgiram três novos conceitos (através do processo de fabrico aditivo de estereolitografia produzido na máquina da 3D Systems Viper si² SLA System presente no INEGI) foi possível obter as peças desejadas e analisar a sua fiabilidade). De realçar que os três conceitos em seguida apresentados são conceitos que foram previamente projetados no INEGI, não existindo informação complementar de maior detalhe em relação aos materiais empregues na sua construção. Como tal, serão apenas enunciados exemplificando com figuras o seu modo de funcionamento.

1. Conceito A:

- Substituição da flange original por uma nova com forma cónica (forma cónica fêmea seria inserida no próprio inserto) mantendo o sistema de fixação ao forno;
- Aproveitamento do tubo refratário localizado no mesmo local do sistema anterior.

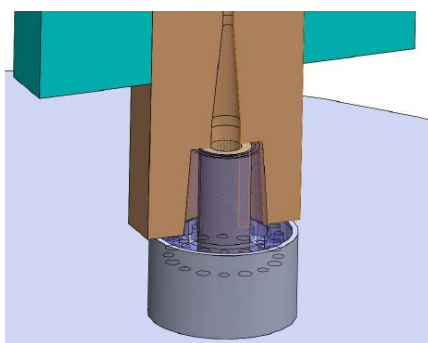


Figura 78 - Conceito A

Apesar de ser um conceito à partida vantajoso, existe a dúvida se este sistema terá ou não maior tendência a encravamentos. Portanto, propôs-se um segundo conceito.

2. Conceito B:

- Todos os insertos seriam cónicos, aumentando a área de guiamento;
- A flange teria uma geometria mais complexa podendo acomodar a forma cónica do inserto e manter o mesmo sistema de fixação no forno.

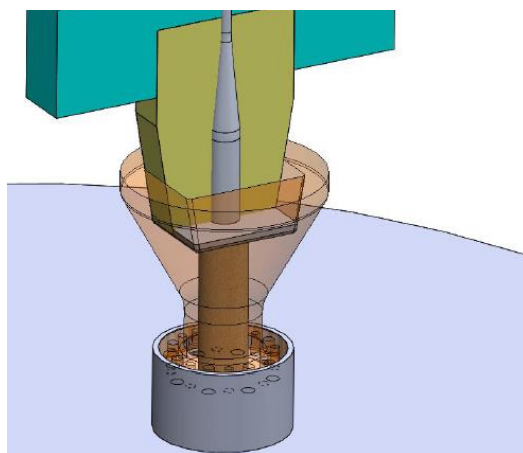


Figura 79 - Conceito B

Porém, teria o inconveniente de se aumentar a altura do tubo refratário em cerca de 50mm, aumentando os custos e o atravancamento do sistema de baixa pressão. O próprio fabrico da flange seria mais complexo uma vez que acomodaria a forma cónica de fixação entre o forno e a bacia de vazamento.

3. Conceito C:

O seguinte conceito propõe o uso de um anel de fibra para garantir uma melhor vedação e centragem entre o inserto e o tubo refratário, um tubo de *sialon* que mergulha no banho de metal líquido e uma nova peça de diâmetro de 124mm, dimensionada apenas para o conceito propostos, que efetua a ligação entre a boca do forno e o inserto, contendo no seu interior o tubo refratário de enchimento.

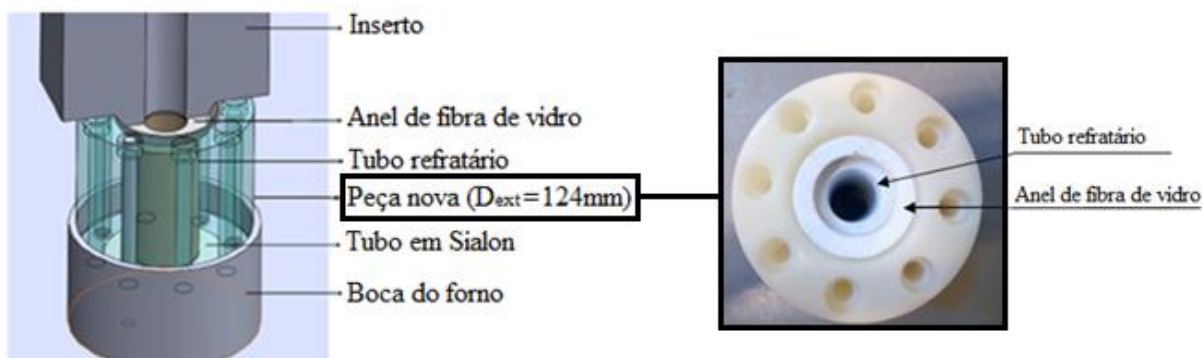


Figura 80 – Conceito C à esquerda e o protótipo da peça de ligação à direita

Como tal, escolheu-se o conceito C, utilizando um anel de centragem, um tubo de *sialon* e um tubo refratário de reduzido custo para facilitar a mudança do mesmo, conforme se pode verificar pelo protótipo realizado pelo processo de fabrico aditivo de estereolitografia (SL) em que o protótipo é criado com base no modelo virtual (CAD 3D) por fotopolimerização de uma resina líquida através da incidência de luz ultravioleta (Figura 80).

Em relação à peça de ligação entre a bacia da coquilha (produzidas pela STA em aço H13) e a boca do forno, existe uma ligação por meio de parafusos M10 de 50mm de comprimento (Z30 Hasco). Entre a peça de ligação e a bacia irá estar um anel de fibra prensado para vedação e proteção do tubo refratário que estará dentro da peça de ligação (Figura 80).

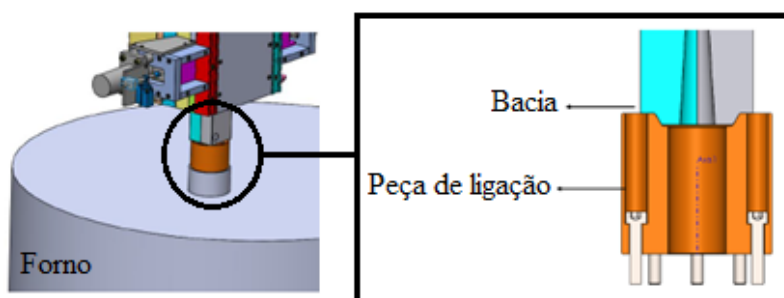


Figura 81 - Peça de ligação entre a bacia da coquilha e o forno

No que diz respeito ao modo de fixação da bacia, são utilizados pinos e casquilhos guias, semelhante ao utilizado nas outras coquilhas. No entanto, existem algumas diferenças, como é o caso da inserção de um sistema de guiamento também nas próprias bacias para garantir que não se perde a conicidade da bacia na união das duas metades.

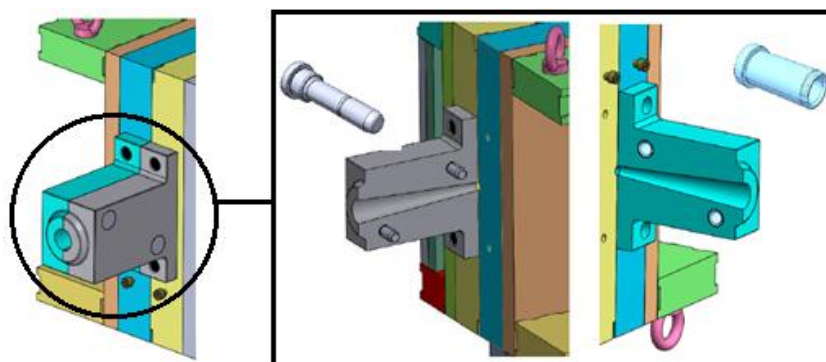


Figura 82 - Projeto do guiamento da bacia cônica (pinos e casquilhos guia)



Figura 83 - Protótipo realizado em estereolitografia da bacia cônica

3.2.2.3 Projeto de reformulação e implementação da estrutura da coquilhadora

Após concluído todo o projeto da estrutura da coquilha resta ainda demonstrar e ilustrar todo conceito da estrutura de adaptação da coquilhadora para FCBP com o recurso ao forno de cadinho já existente no INEGI (400kg de alumínio). Seguindo o trabalho efetuado (Duarte 2014), prosseguiu-se ao melhoramento e à aplicação de algumas mudanças estruturais com vista ao aperfeiçoamento da estrutura de suporte. Com base em documentos internos ao INEGI, foram demonstradas as várias fases do processo, sendo toda a estrutura produzida em aço de construção DIN CK45. Visto que a estrutura apresentava peso excessivo, foram propostas várias alterações na placa de topo, na placa móvel, nas guias, na estrutura metálica inferior, no meio de transporte da estrutura e na configuração do acionamento hidráulico com o intuito de tornar a estrutura mais leve, antes que esta começa-se a ser produzida.

1. Placa de topo:

- A placa de topo está no topo da estrutura. As dimensões da placa de topo foram significativamente reduzidas com o intuito de diminuir o peso total da estrutura, no entanto, foram adicionados reforços para que a rigidez estrutural da mesma não fosse comprometida.



Figura 84 - Projeto de redução de peso da estrutura (placa de topo final à direita)

2. Placa móvel:

- A placa móvel onde está fixa a coquilhadora, movimentar-se-á ao longo das guias representadas na Figura 86. O contacto entre a placa móvel e as guias da máquina é feito através de quatro chumaceiras lineares com flange. O movimento vertical é assegurado hidraulicamente, sendo que a haste do cilindro hidráulico não atua diretamente na coquilhadora ou na placa móvel mas sim num braço de elevação (Figura 90) por intermédio de uma ligação roscada. A placa móvel foi redimensionada com a finalidade de reduzir o peso da estrutura, sendo posteriormente reforçada (perfil do reforço: 100 x 20mm) para evitar empenos e aumentar a rigidez estrutural.

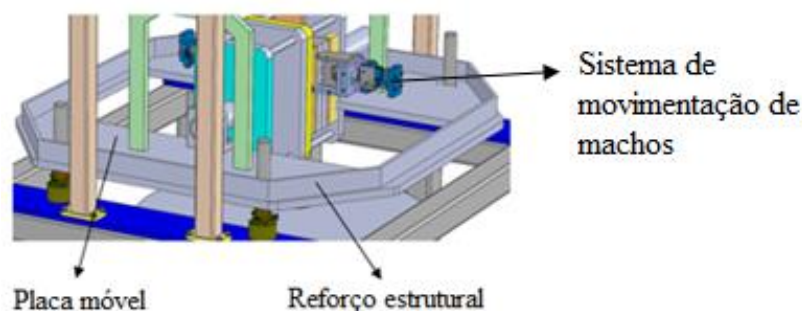


Figura 85 - Projeto de redução de peso da estrutura com recurso a um reforço estrutural (placa móvel final)

Nota: A configuração da placa móvel e do braço de elevação foram estabelecidas para que a coquilhadora possa rodar sem que o sistema de movimentação de machos interfira com qualquer um dos componentes, incluindo o braço de elevação.

3. Guiamento:

- O sistema de guiamento vertical da placa móvel inicial foi substituído por um novo de menores dimensões. Foram projetadas guias de menor atravancamento uma vez que o curso de 300mm não justifica a utilização de guias de tais dimensões, por outro lado, através da redução das guias simplificou-se o processo de montagem e reduziu-se a probabilidade de empeno das mesmas.

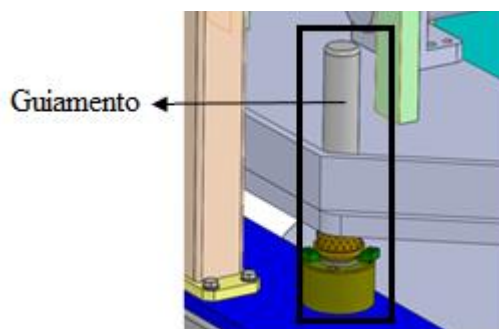


Figura 86 – Sistema de guiamento final com guias de menor atravancamento face à condição de curso de 300mm

4. Estrutura metálica inferior:

- Após uma redução do peso da parte móvel da estrutura, prosseguiu-se para uma redução da altura da estrutura metálica inferior não comprometendo a cota vertical compatível com o posicionamento da coquilhadora no topo do forno. De notar que a nova estrutura permite uma maior sustentação do peso total de todos os componentes, mantendo uma lateral “aberta” para permitir a movimentação da estrutura, condição essencial para o enchimento do forno. No entanto, teve que voltar a sofrer algumas alterações. A nova estrutura metálica teve que ser aumentada (comprimento passou de 1850mm para 2150mm) para uma melhor sustentação do peso de cima, assim como para proporcionar um maior espaço de manobra com o forno.

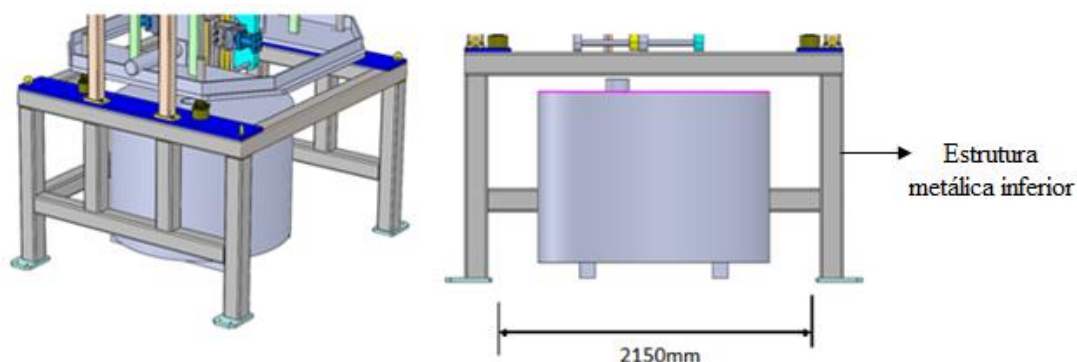


Figura 87 - Nova estrutura metálica inferior de dimensões reduzidas e com melhor sustentação do peso

Nota: Sendo que o comprimento médio do braço de um homem é cerca de 820mm (Duarte 2014), a distância entre a coquilha e o local onde opera o funcionário deverá ser próxima deste valor (horizontal), facilitando a remoção dos fundidos. No caso vertical, a redução da altura da estrutura metálica foi benéfica para o operador, diminuindo a sua penosidade.

5. Meio de transporte da estrutura:

- Em seguida aplicaram-se quatro parafusos olhal para transporte de toda a estrutura através de uma ponte hidráulica.

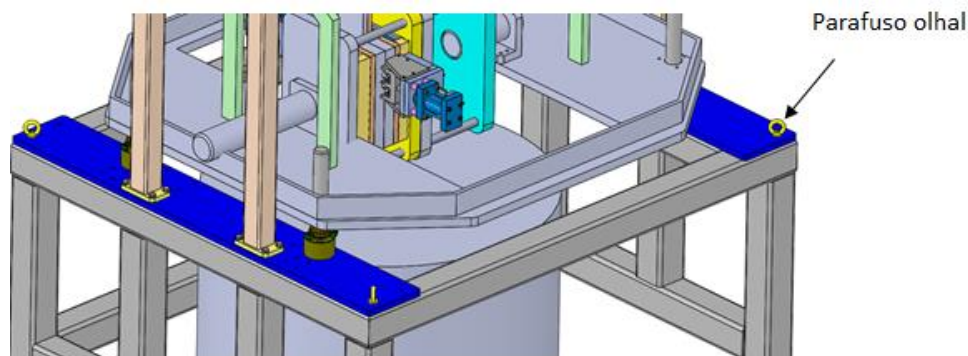


Figura 88 - Transporte da estrutura da coquilhadora

6. Configuração do acionamento hidráulico:

- Importante referir que, já durante a fase de implementação, foi decidido substituir o cilindro hidráulico único central por dois hidráulicos (Figura 89), permitindo evitar futuros empenos na placa móvel durante o acionamento da mesma.

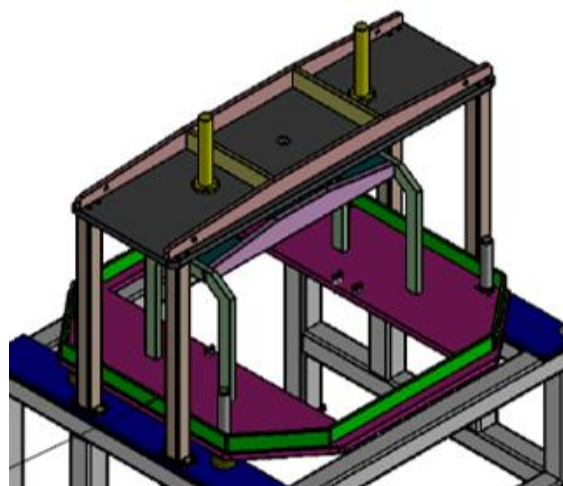


Figura 89 - Implementação de dois cilindros hidráulicos à direita e o forno de cadinho a utilizar à esquerda

Após a fase de conceção do projeto iniciou-se a fase de implementação e produção da estrutura real. Em seguida serão apresentadas várias imagens referentes à estrutura final.

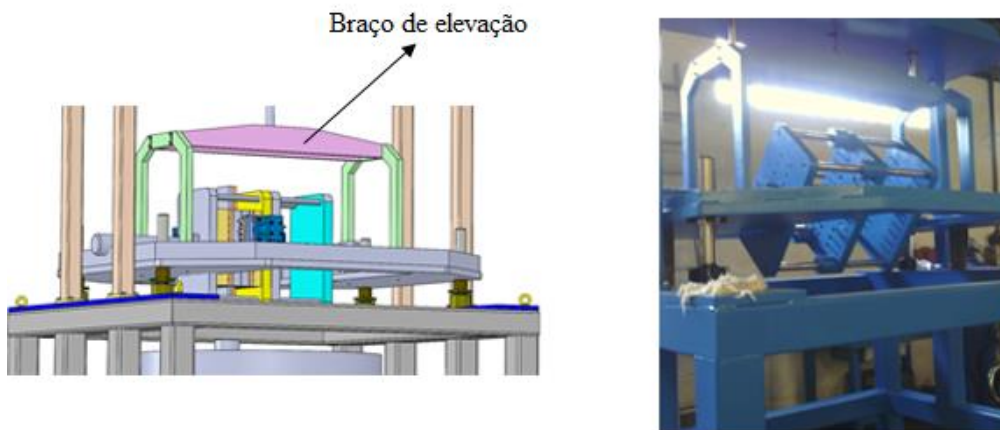


Figura 90 - Comparação entre a estrutura em formato CAD 3D à esquerda e a estrutura real à direita

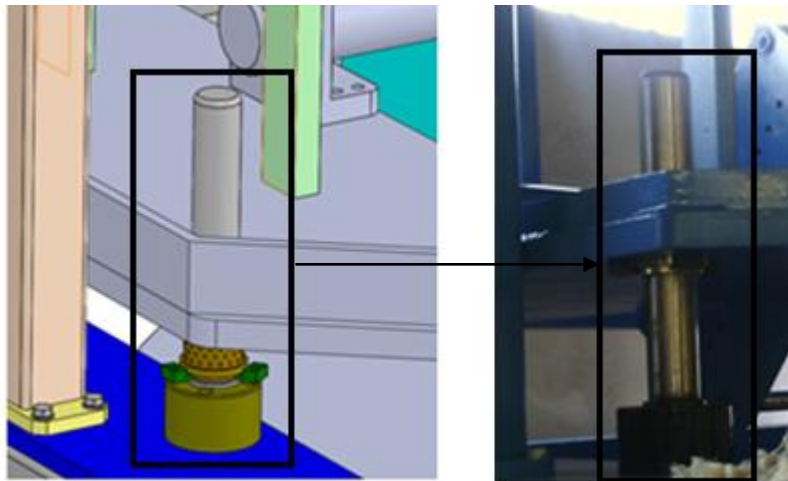


Figura 91 - Aplicação da nova guia de menores dimensões

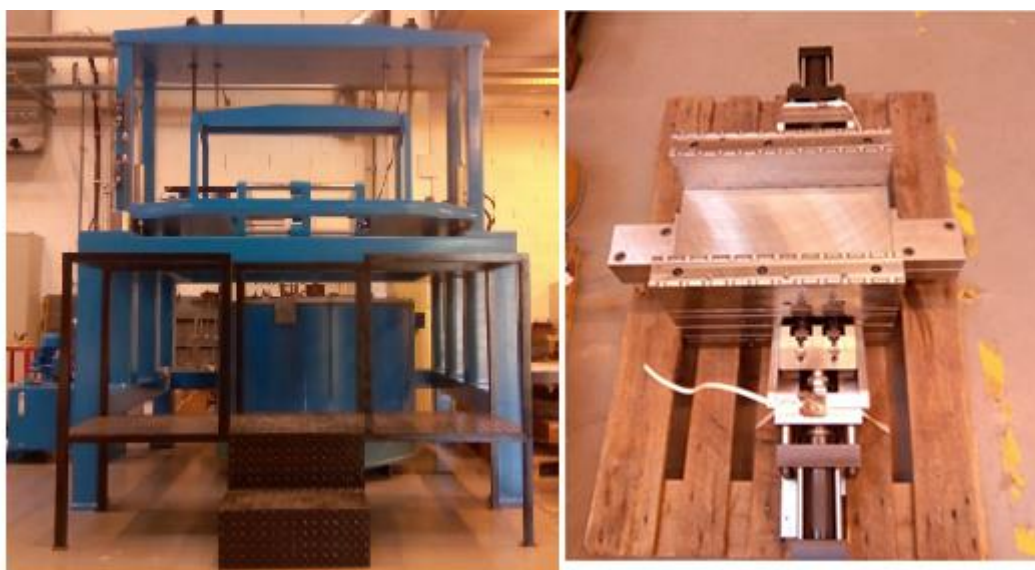


Figura 92 - Ilustração da estrutura soldada produzida em aço de construção CK45 albergando o forno de fusão e coquilhadora (esquerda) e da coquilha em aço H13 (direita)

3.3. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação (peça 30000-670)

3.3.1. Geração de conceitos (*layouts*)

Nesta segunda fase do trabalho experimental começou-se por decidir qual o *layout* adequado para a produção da peça em estudo nesta dissertação (puxador 30000-670). Naturalmente que existem muitas configurações possíveis para a cavidade da coquilha, no entanto, é necessário analisar os prós e contras de cada uma delas, percebendo qual a melhor solução. Serão expostas cinco configurações que em seguida analisarei. A coquilha poderá ser projetada de modo a realizar duas ou quatro peças, uma vez que uma coquilha com uma só peça representa um gasto muito elevado para o número de peças resultante, por isso, opta-se por uma coquilha simétrica com duas ou quatro peças. A orientação das peças é variável, tal como o tamanho e posição dos alimentadores e ataques. Iniciou-se portanto a análise dos vários desenhos 2D de forma a perceber qual a solução mais vantajosa. Os desenhos apresentados para a fundição de duas ou quatro peças apenas apresentam cotas de atravancamento e um diâmetro de gito de enchimento de 20mm (valor comum e usual neste processo de fundição por baixa pressão). De reter que os sistemas de gitagem e alimentação não estão dimensionados nesta fase, apenas se utilizou uma simplificação dos mesmos para materialização dos diferentes conceitos.

1. Desenho 1:

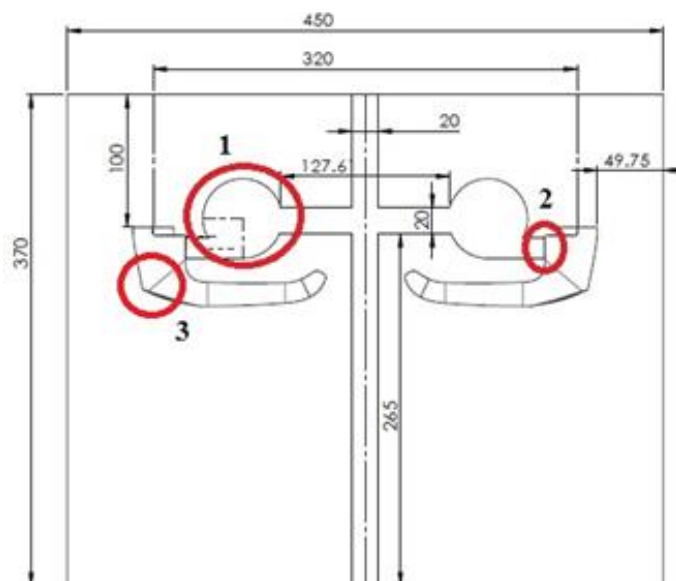


Figura 93 - Primeira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do primeiro layout)

As vantagens da primeira proposta são:

- Redução do tamanho da coquilha;
- Possibilidade de redução do canal de enchimento, tendo em conta valores admissíveis;
- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Alimentadores esféricos (forma geométrica ideal – maior módulo) (1);
- Ataque na zona não visível e plana da peça (2).

As desvantagens da primeira proposta são:

- Produtividade poderia ser superior com a produção de quatro puxadores;
- Utilização de dois hidráulicos de machos;
- Ataques deveriam ser divergentes (alimentador-peça) **(2)**;
- Possibilidade de queda de algum metal aquando do enchimento da moldação, causando alguma turbulência (no entanto, as características da FCBP permitem diminuir as consequências da queda, pela redução da velocidade do metal na zona de ataque) **(3)**.

2. Desenho 2:

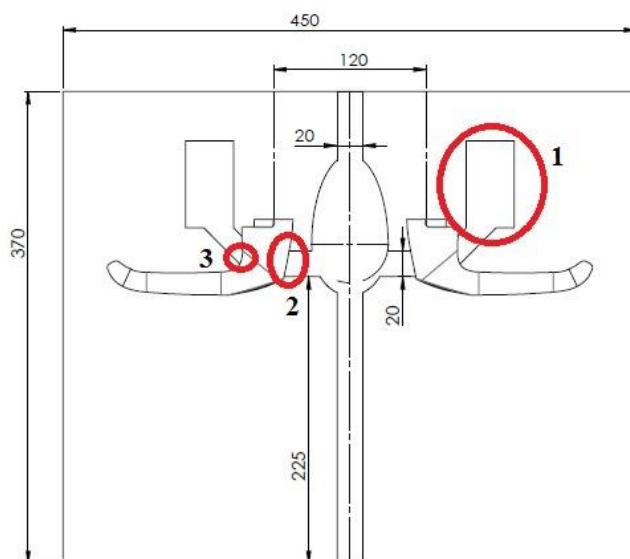


Figura 94 - Segunda proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do segundo layout)

As vantagens da segunda proposta são:

- Redução do tamanho da coquilha;
- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Possibilidade de queda de metal é bastante reduzida, protegendo a peça de possíveis turbulências no enchimento;
- Ataques divergentes na zona não visível da peça **(3)**.

As desvantagens da segunda proposta são:

- Produtividade poderia ser superior com a produção de quatro puxadores;
- Uso de dois hidráulicos de machos;
- Alimentadores não esféricos **(1)**;
- Ataque proveniente do alimentador central está em contacto com uma parte visível da peça podendo suscitar problemas durante o corte e anodização da peça (aparecimento de manchas) **(2)**;
- Ataque interior em zona não plana dificultando o corte após vazamento **(3)**.

Comparativamente com o primeiro desenho, este segundo *layout* apresenta problemas no que diz respeito à localização dos alimentadores, sendo os ataques em zonas consideradas “proibidas”. Para além disso, aumentou-se o número de alimentadores de dois para três, o que acarreta maiores gastos na produção das peças, uma vez que continua apenas a produzir duas peças (redução do rendimento metalúrgico).

3. Desenho 3:

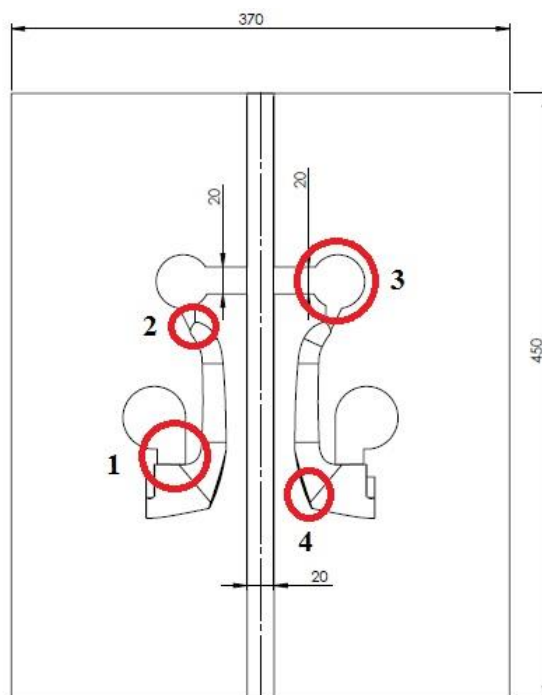


Figura 95 - Terceira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do terceiro layout)

As vantagens da terceira proposta são:

- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Ataque na zona não visível e plana da peça (1);
- Ataques superiores em zona pouco visível da peça (2);
- Alimentadores esféricos (forma geométrica ideal – maior módulo) (3).

As desvantagens da terceira proposta são:

- Produtividade poderia ser superior com a produção de quatro puxadores;
- Uso de dois hidráulicos de machos;
- Ataques deveriam ser divergentes (alimentador-peça) (1);
- Elevada queda de metal líquido aquando do enchimento da moldação, causando turbulência (4).

Comparativamente com o segundo desenho, este caso acrescenta um alimentador, no entanto, apresenta alimentadores esféricos, colocados em zonas não visíveis e com ataques adequados. A localização dos ataques do segundo desenho em zonas visíveis ou em superfícies curvas da peça prejudicam bastante o potencial do mesmo. Posto isto, nenhuma das soluções é a ideal, visto que quer a localização dos ataques em zonas visíveis ou não planas, quer a possibilidade de queda de metal são situações bastante perigosas. Tendo em conta o primeiro desenho, o aumento de alimentadores para quatro e a impossibilidade de redução do canal de enchimento poderão causar alguns inconvenientes a nível económico. Portanto, teoricamente, o primeiro desenho continua a ser a opção mais viável.

4. Desenho 4:

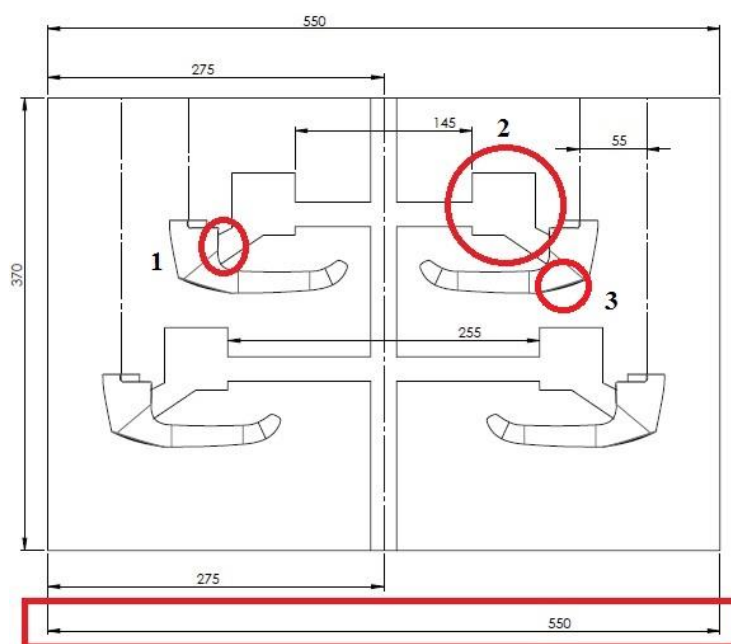


Figura 96 - Quarta proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do quarto layout)

As vantagens da quarta proposta são:

- Elevada produtividade (4 puxadores);
- Ataques divergentes (alimentador-peça) (1).

As desvantagens da quarta proposta são:

- Uso de dois hidráulicos de machos;
- Aumento do tamanho da coquilha;
- Possivelmente a qualidade final das peças superiores seria diferente das peças inferiores, uma vez que as condições de transporte de metal são diferentes (diferentes comprimentos dos canais de distribuição);
- Ataques em zonas não planas, dificultando o corte após vazamento (1);
- Alimentadores não esféricos (2);
- Possibilidade de queda de algum metal líquido aquando do enchimento da moldação causando alguma turbulência (3).

Comparativamente com o primeiro desenho, que continua a ser o preferencial, neste caso observamos um aumento de puxadores na coquilha, e como tal, um aumento de área de 20% que acaba por se tornar inviável. Neste quarto desenho deparamo-nos com um problema semelhante ao do segundo desenho, onde o ataque é feito numa zona com algum grau de curvatura, o que pode constituir um problema no corte das peças. Creio que uma combinação do desenho 1 com o desenho 4 poderia ser uma boa aposta uma vez que se aumentaria a produtividade (quatro puxadores em vez de dois), com ataques em zonas não visíveis e planas e alimentadores esféricos adequados. O único senão, seria o maior atravancamento da coquilha, todavia, o aumento de produção poderia vir a compensar este investimento numa coquilha maior e mais complexa. No entanto, neste caso prático não foi possível obter uma coquilha de maiores dimensões, logo, o primeiro *layout* continua a ser preferencial.

5. Desenho 5:

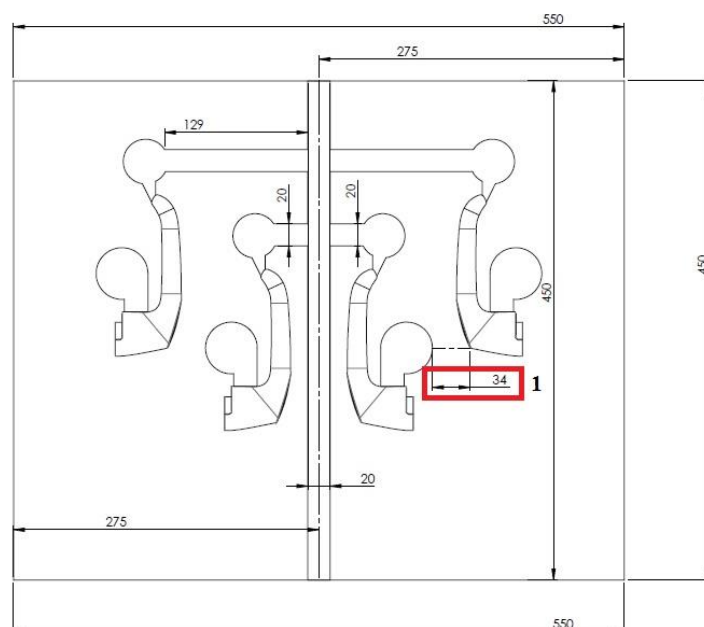


Figura 97 - Quinta proposta de layout da coquilha

As vantagens da quinta proposta são:

- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Elevada produtividade (4 puxadores);
- Ataque na zona não visível e plana da peça;
- Ataques superiores em zona pouco visível da peça;
- Alimentadores esféricos (forma geométrica ideal – maior módulo).

As desvantagens da quinta proposta são:

- Uso de dois hidráulicos de machos;
- Apesar da otimização de distâncias a coquilha teria que ser alargada (1);
- Ataques deveriam ser divergentes (alimentador-peça);
- Possivelmente a qualidade final das peças superiores seria diferente das peças inferiores, uma vez que as condições de transporte de metal são diferentes (diferentes comprimentos dos canais de distribuição)
- Elevada queda de metal líquido aquando do enchimento da moldação, causando turbulência.

Comparativamente com o desenho anterior, ambos com quatro puxadores, a coquilha sofreu um aumento da altura de 370mm para 450mm e conseqüentemente um aumento de área de 50% em relação à coquilha inicial. O número de alimentadores ao aumentar de quatro para oito torna esta solução completamente inviável do ponto de vista do rendimento metalurgico. Estas alterações de *layout* levam a crer que uma maior quantidade de metal será exigida no processo de forma a alimentar a peça, aumentando o custo do processo. A mudança de dimensões da coquilha também terá conseqüências no campo financeiro. Se possível, os quatro alimentadores superiores desapareciam dando lugar a um ou dois centrais de menor volume total. A posição das peças podia ser alterada, mudando a sua inclinação de forma a reduzir as turbulências resultantes do processo de enchimento (queda de metal), reduzindo a cota de 129mm entre o alimentador superior e o canal de enchimento. A solução exposta poderia ser bastante poderosa, quer a nível de produtividade, quer a nível de qualidade de peças vazadas. Porém, a conceção de quatro puxadores irá aumentar bastante o atravancamento da coquilha, tornando estas mudanças inviáveis.

Por fim, o layout escolhido foi uma adaptação do primeiro desenho com dois alimentadores, visto que não se pode aumentar as dimensões da coquilha (apenas dois puxadores). O aumento das dimensões da coquilha em 20% no quarto desenho ou 50% no quinto desenho traduz-se num aumento do tamanho das placas moldantes o que aumentaria bastante a estrutura do molde e conseqüentemente o seu custo de produção.

3.3.2. Projeto de sistemas de gitagem e alimentação

3.3.2.1. Cálculo do sistema de alimentação

A alimentação das peças terá de ser feita de modo a que o alimentador forneça metal à peça de acordo com a ação da gravidade, solidificando em último lugar. Para o molde usou-se o aço H13 (aço de trabalho a quente com excelentes propriedades mecânicas) a uma temperatura uniforme de 350°C. Este valor situa-se entre os 300°C e 400°C devido a inúmeros resultados obtidos experiencialmente em vazamentos em coquilha por gravidade efetuados na empresa STA, daí ser o valor de referência. Para além disso, esta temperatura permite que a moldação não arrefeça demasiado rápido, mantendo uma boa temperatura para o vazamento e reduzindo probabilidade de ocorrência de empenos. Por outro lado, para a liga AFNOR AG4Z (AlMg4Zn) considerou-se um vazamento a 730°C (valor ideal a utilizar, definido com base em várias simulações realizadas para FCBP utilizando moldações de aço H13 e a liga AG4Z). É utilizado um revestimento refratário para evitar que a liga entre em contacto direto com o aço da moldação e cole. A moldação e a liga vazada são arrefecidas a ar.

Depois de definidas as temperaturas da coquilha e do metal do puxador (composto por duas regiões fundamentais: a quadra e o manípulo) procedeu-se a uma simulação de enchimento no *software* ProCAST utilizando o sistema de gitagem projetado para FCG e visualizaram-se os defeitos de forma teórica para o mesmo processo (processo utilizado na STA para a produção dos puxadores em estudo), sendo estes depois comparados com os defeitos reais obtidos após vazamento em FCG, com o objetivo de entender a qualidade dos alimentadores e ataques projetados, comparando posteriormente com os defeitos obtidos no processo de FCBP.

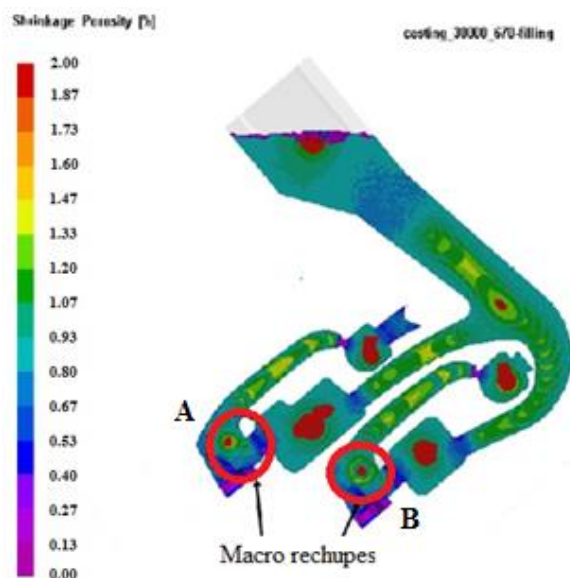


Figura 98 - Macro porosidade assinalada a vermelho presente nos puxadores superior (A) e inferior (B) produzido por FCG

Além da análise dos rechupes presentes na peça, o programa de simulação indica quais os pontos onde o metal solidifica em último lugar (*fraction solid* - intervalo de solidificação).

Este parâmetro é de extrema importância uma vez que é condição necessária que os alimentadores solidifiquem depois da peça.

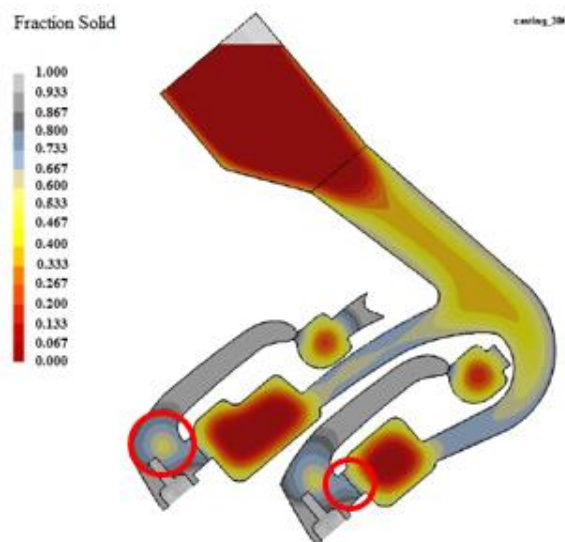


Figura 99 - Intervalo de solidificação do puxador 30000-670 produzido em FCG. A vermelho estão assinalados os locais críticos

Outro aspeto prende-se com o tempo de solidificação dos ataques, uma vez que devem permitir o enchimento da peça sem que solidifiquem demasiado cedo ou enquanto a peça ainda não está completamente cheia, podendo criar uma barreira entre o alimentador e a peça. A Figura 99 ilustra esse mesmo problema, uma vez que na zona onde apareceram rechupes o metal não está completamente sólido (cerca de 55%) e na zona de ataque a percentagem de solidificação é superior (cerca de 70%), criando uma barreira à passagem de metal líquido, conforme se percebe pela zona assinalada a vermelho. Através do uso do *software* ProCAST foi possível analisar o puxador de forma isolada (Figura 100) e comparar com as simulações anteriormente realizadas. Percebeu-se onde poderiam estar localizados os pontos quentes da peça e através da análise dos rechupes (*shrinkage porosity*) entende-se que o ponto crítico da peça estava localizado no seu interior, afastado da superfície.

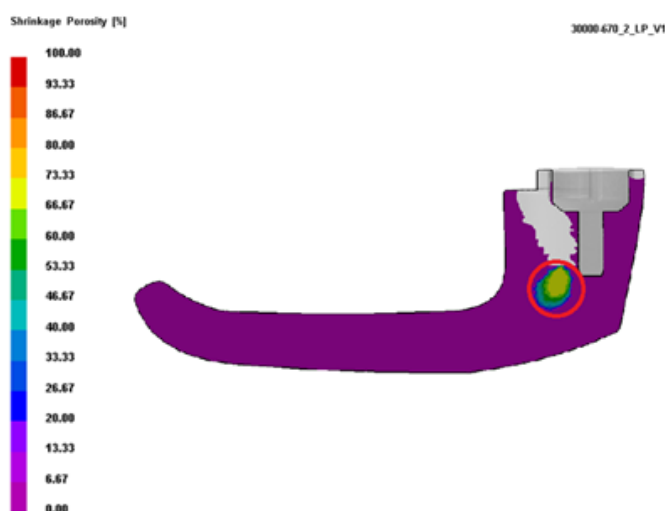


Figura 100 - Percentagem de rechupes de solidificação

Importante referir que, durante um período de tempo, t , a maior temperatura (temperatura no ponto quente) tem um valor de:

$$T_{\text{ponto quente}} < T_{\text{solid}} - 10^{\circ} C \quad (27)$$

Nota: O valor de $10^{\circ}C$ foi previamente definido pelo computador de forma a facilitar o processo de simulação, se necessário, poderíamos aumentar por exemplo para $20^{\circ}C$.

Após concluídas as simulações da peça para produção de FCG procedeu-se ao vazamento e análise das mesmas. Compararam-se os defeitos da peça vazada com os obtidos no *software* ProCAST.

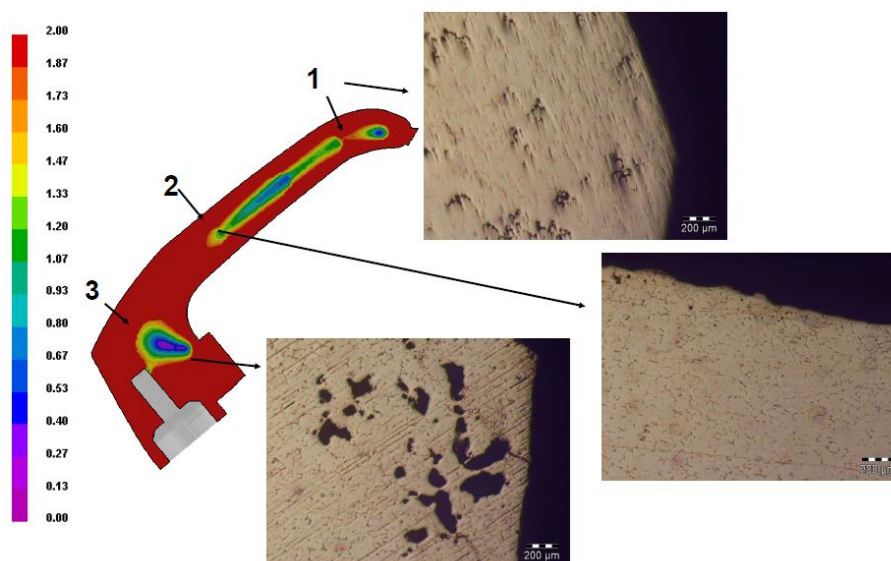


Figura 101 - Análise dos micro rechupes do puxador superior (A)

Conclui-se então, que a simulação é fiável e os defeitos inaceitáveis. Portanto, é claro que o conjunto alimentador-ataque não está corretamente dimensionado, uma vez que a passagem de metal não ocorre de forma correta, produzindo defeitos indesejados (rechupes de solidificação) em locais “proibidos”. Como tentativa de melhorar os defeitos próximos da superfície rodou-se a moldação 90° , porém, os resultados obtidos foram insatisfatórios uma vez que os defeitos permaneciam inalterados. Por fim, percebeu-se que ao alterar as dimensões do ataque e aumentado a secção de passagem de metal o problema poderia ser solucionado. Como tal, aumentou-se a altura do ataque e o seu volume.

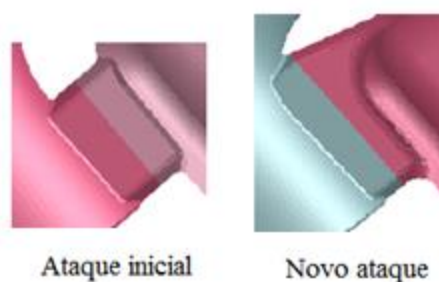


Figura 102 - Alterações na geometria dos ataques com o aumento da área de contacto entre a peça e o alimentador

Com as alterações referidas, os defeitos próximos da superfície deixaram de existir (o dimensionamento dos ataques funciona para o processo de FCG, logo, à partida, também funcionará para o processo de FCBP) para a peça superior (micro rechupes moveram-se para o interior da peça) e continuaram na peça inferior, movendo-se para outra extremidade. De notar que, pelo facto do novo ataque estar demasiado próximo da superfície curva da peça, a empresa STA, decidiu não adotar a geometria proposta, optando por um ataque um pouco menor que o ataque projetado mas ainda assim superior ao ataque inicial, evitando problemas durante o corte da peça e reduzindo o número total de alimentadores (de quatro para dois). Analisando as peças vazadas, produziu-se uma tabela onde se analisam os defeitos presentes nos puxadores superiores e inferiores, tentando entender a razão dos mesmos (Tabela 16).

Tabela 16 – Quantidade de defeitos nos puxadores superiores e inferiores produzidos pelo processo de FCG (peça 30000-670)

Posição do puxador	Total de peças	Peças com rechupes		Peças com rechupes [%]	Peças sem rechupes		Peças com defeitos (óxidos e ar aprisionado) [%]	Total defeitos [%]
			T/O			T/O		
Superior (A)	25	1/25	T/O	$\frac{1}{25} = 4\%$	24/25	T/O	$\frac{(1+9)}{25} = 40\%$	$\frac{(1+9)}{25} = 40\%$
			1/1			9/24		
Inferior (B)	33	17/33	T/O	$\frac{17}{33} = 52\%$	16/33	T/O	$\frac{(14+8)}{33} = 67\%$	$\frac{(17+8)}{33} = 76\%$
			14/17			8/16		

Nota: T/O diz respeito a defeitos resultantes da turbulência e/ou óxidos

Pela Tabela 16, percebe-se que foram analisados 25 puxadores superiores e 33 inferiores (o facto de na peça inferior terem sido considerados 33 puxadores e na superior apenas 25, resulta de uma dificuldade em obter peças de qualidade, sendo que algumas acabaram por se tornar sucata). Dos 25 puxadores superiores, 1 apresenta rechupes e 9 dos 24 puxadores restantes livres de rechupes apresentam defeitos relacionados com turbulência ou óxidos. Portanto, em 25 puxadores apenas 15 são aceitáveis. Dos 33 puxadores inferiores, 17 apresentam rechupes (em que 14 dos 17 que apresentam rechupes são originados pela turbulência do processo de FCG) e 8 dos restantes 16 puxadores que não apresentam rechupes têm problemas relacionados com óxidos e turbulência. Ou seja, em 33 puxadores, 25 apresentam defeitos como se percebe pela Figura 104, onde 76% dos puxadores são defeituosos. Posto isto, prevê-se que os puxadores superiores sejam afetados pelos inferiores. No entanto, visto que os puxadores superiores estão livres de rechupes (comprova o bom dimensionamento), admite-se que os problemas relacionados com turbulência sejam eliminados quando produzidos por FCBP (não existe o problema da influência entre peças), uma vez que o controlo do processo de FCBP reduz fortemente a tendência para a formação de regimes turbulentos.

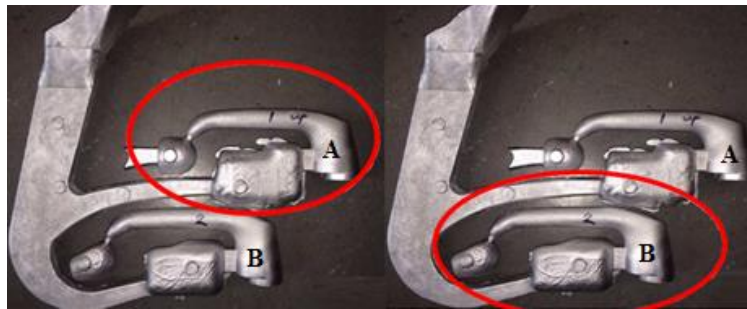


Figura 103 - Peça 30000-670 produzida por FCG pela STA. Puxador superior (A) e puxador inferior (B)

Como se pode entender pelas imagens tiradas ao microscópio óptico, a peça inferior apresenta uma elevada quantidade de defeitos.

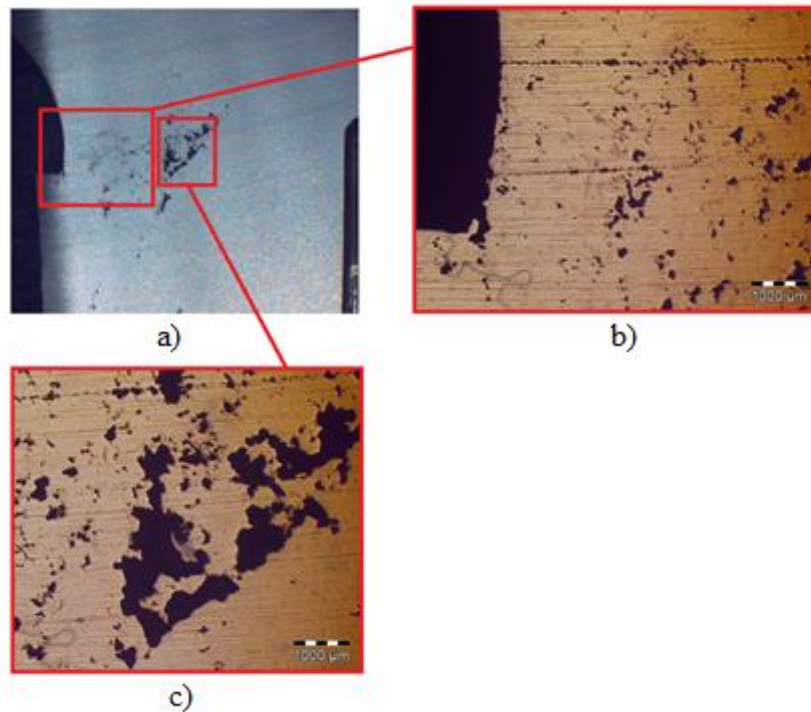


Figura 104 - Ensaio efetuado após vazamento em FCG do puxador inferior (B). (a) obj. 0.5x zoom 7.5x.



Figura 105 - Defeito provocado pela existência de turbulência e óxidos durante o vazamento

3.3.2.1.1. Módulo do alimentador

Após a análise do sistema de alimentação para FCG do puxador 30000-670, procedeu-se ao cálculo do mesmo sistema aplicado ao processo em estudo, FCBP. Percebendo que as peças superiores estão corretamente dimensionadas, dimensionaram-se novos alimentadores para FCBP tendo por base as regras de FCG conhecidas. O dimensionamento dos alimentadores para baixa pressão foi realizado após uma leitura sobre os mais variados processos de obtenção do módulo dos alimentadores. Após a pesquisa efetuada e anteriormente enunciada, optou-se pelo uso da regra de *Chvorinov*, visto ser um método bastante usado a nível industrial, simples e de fácil compreensão. Procedeu-se ao cálculo dos módulos dos alimentadores com vista a implementá-los segundo o *layout* escolhido. O cálculo foi feito de duas formas:

- Método 1: através do corte da peça pela secção crítica (rechupes próximos da superfície a maquinar);
- Método 2: através da criação de uma circunferência em volta dos rechupes de forma a obter o módulo da peça para posterior cálculo do módulo do alimentador.

Visto que o novo *layout* será simétrico, apenas será necessário efetuar cálculos para a peça superior, uma vez que os alimentadores serão iguais.

1. Método 1: Identificaram-se os principais defeitos (junto à superfície) com base na Figura 100, obtendo a seguinte secção de corte.

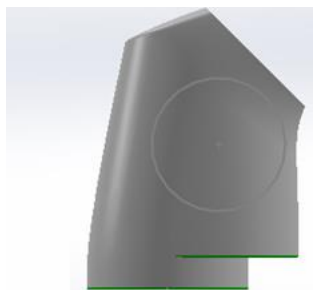


Figura 106 - Secção de corte

Através do comando *Mass Properties* do *software* de CAD 3D SolidWorks, foi possível calcular a área (*surface area*) e o volume da secção de corte, em mm^2 e mm^3 , respetivamente.

$$A_{\text{secção de corte}} = 7744.54 \text{mm}^2 \quad (28)$$

$$V_{\text{secção de corte}} = 32297.14 \text{mm}^3 \quad (29)$$

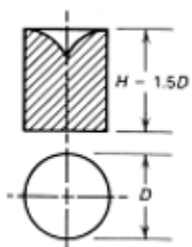
Logo, procedeu-se ao cálculo do módulo da peça:

$$M_{\text{peça}} = \frac{V_{\text{secção de corte}}}{A_{\text{secção de corte}}} = \frac{32297.14}{7744.54} = 4.17 \text{mm} \quad (30)$$

Segundo (Ferreira 1999), para ligas leves o valor de segurança, k , é de 1.4, logo, o módulo do alimentador será:

$$M_{ali} = M_{peça} k_{ligas\ leves} = 5.8mm \quad (31)$$

Supondo que o alimentador terá a forma de um cilindro em que a sua altura é igual a 1.5 vezes o diâmetro (geometria usual), temos que:



$$M_{ali} = 0.187D_{ali} \Leftrightarrow D_{ali} = 30mm \quad (32)$$

$$h_{ali} = 1.5D_{ali} = 45mm \quad (33)$$

- Método 2: Identificaram-se os principais defeitos (junto à superfície), obtendo a seguinte secção de corte.

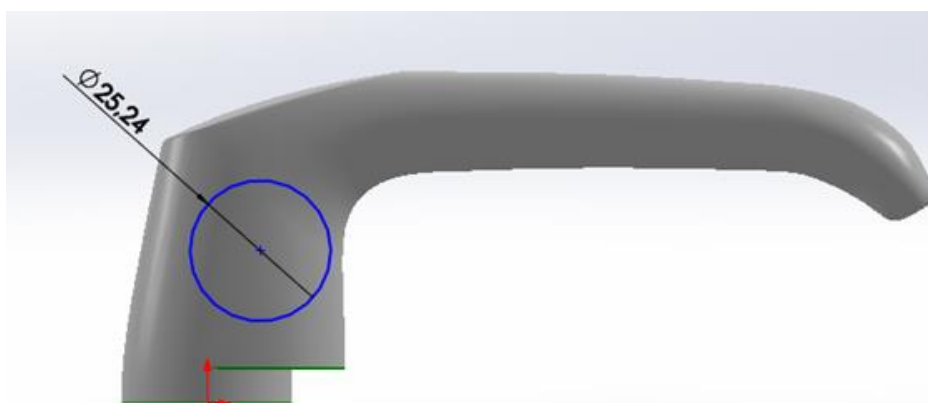


Figura 107 – Cálculo do diâmetro do alimentador pelo método das circunferências

Logo, procedeu-se ao cálculo do módulo do alimentador:

$$r_{peça} = \frac{D_{peça}}{2} = 12.62mm \quad (34)$$

$$M_{peça} = \frac{V_{seção}}{A_{seção}} = \frac{8419.12}{2001.38} = 4.21mm \quad (35)$$

$$M_{ali} = M_{peça} k_{ligas\ leves} = 5.9mm \quad (36)$$

Recorrendo então à fórmula de cálculo do módulo do alimentador para cilindros, visto que é a forma mais usada a nível industrial e apesar da esfera ter a melhor relação entre volume e área superficial apresenta problemas relacionados com pressões metalostáticas existentes.

$$M_{\text{ali}} = 0.187D_{\text{ali}} \Leftrightarrow D_{\text{ali}} = 32\text{mm} \quad (37)$$

$$h_{\text{ali}} = 1.5D_{\text{ali}} = 48\text{mm} \quad (38)$$

Por fim, usaram-se os resultados obtidos pelo segundo método, onde o diâmetro do alimentador tem 32mm, a altura é de 48mm e o módulo é de 5.9mm (a análise feita pelo segundo método representa dimensões ligeiramente superiores, mas mais fidedignas).

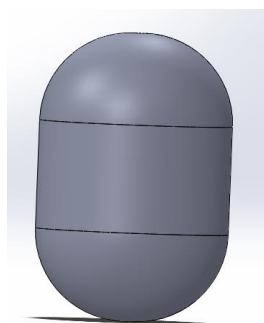


Figura 108 – Alimentador de diâmetro de 32mm e 48mm de altura (Chvorinov)

Após este cálculo decidiu-se confirmar e comparar os valores obtidos através do cálculo do mesmo módulo mas agora recorrendo ao método de *Rabinovic* (considerado limite superior uma vez que representa valores de diâmetro do alimentador superiores). Este método, quando aplicado a ligas de Al-Mg apresenta a seguinte equação:

$$M_{\text{peça}} = 0.138D_{\text{ali}} - 0.0012 \left(\frac{V_{\text{peça}}}{(D_{\text{ali}})^2} \right) \quad (39)$$

Neste caso, considerando:

$$r_{\text{peça}} = r_{\text{anteriormente calculado}} = 16\text{mm} \quad (40)$$

$$h_{\text{peça}} = h_{\text{anteriormente calculada}} = 48\text{mm} \quad (41)$$

$$A_{\text{peça}} = 2\pi r_{\text{peça}} (h_{\text{peça}} + r_{\text{peça}}) = 6434\text{mm}^2 \quad (42)$$

$$V_{\text{peça}} = \pi (r_{\text{peça}})^2 h_{\text{peça}} = 38603.9\text{mm}^3 \quad (43)$$

$$M_{\text{peça}} = \frac{38603.9}{6434} = 6\text{mm} \quad (44)$$

$$D_{\text{ali}} = 44\text{mm} \quad (45)$$

Em suma, teremos um diâmetro de alimentador baseado no anterior, contudo, será certamente superior. Deste modo, existirão dois extremos, o inferior (*Chvorinov*) e o superior (*Rabinovic*).

$$\text{Limite inferior: } M_{\text{ali}} = 5.9\text{mm} \wedge D_{\text{ali}} = 32\text{mm}$$

$$\text{Limite superior: } M_{\text{ali}} = 8.2\text{mm} \wedge D_{\text{ali}} = 44\text{mm}$$

Comparando os diâmetros dos alimentadores, percebemos que pelo segundo método os valores serão bastante superiores, o que poderá acarretar problemas financeiros e técnicos. (maior alimentador, maior quantidade de metal, menor espaço livre na moldação e menor rendimento metalúrgico). Como tal, decidiu-se fazer as simulações aplicando o método de *Chvorinov*.

De notar que o alimentador não apresenta uma forma totalmente cilíndrica, sendo arredondado nos topos. Para o processo de FCBP usaram-se as regras de cálculo da FCG uma vez que não existem quaisquer regras de cálculo para o processo em estudo, visto que para a fundição por baixa pressão não é normal recorrer ao uso de alimentadores. À partida, o cálculo das dimensões dos alimentadores com base em regras de FCG cumprirá os requisitos da FCBP (geralmente, se os alimentadores “funcionam” no processo de FCG também o farão na FCBP).

De acrescentar que se usou uma distância de alimentação de cerca de 50mm, inferior ao valor de raio de ação de 70mm calculado segundo o ábaco bi-logarítmico de Gabel para placas ou barras em liga de alumínio (Figura 109).

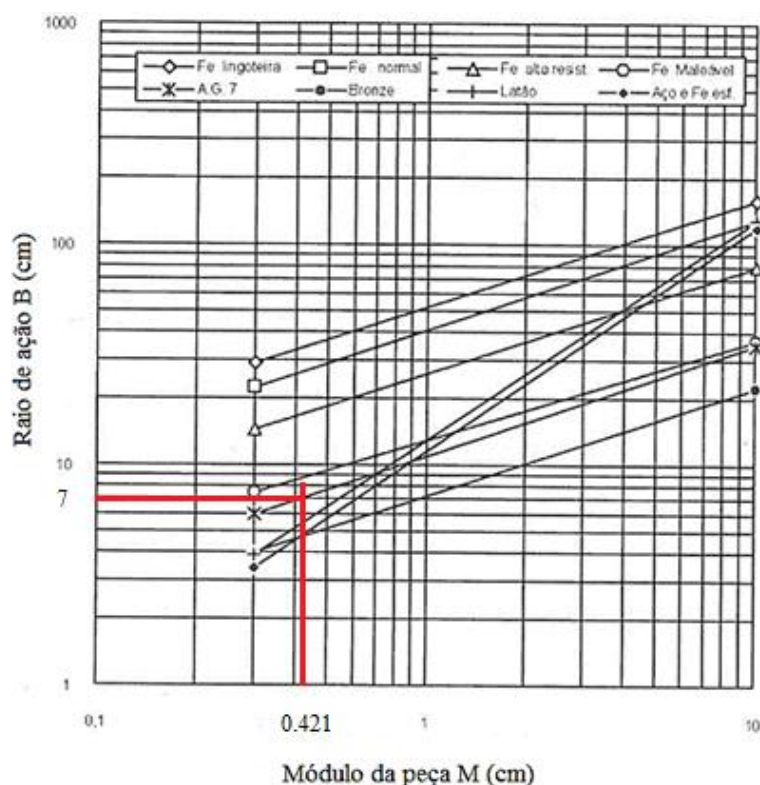


Figura 109 - Raios de ação de alimentadores (B) em função do módulo (M) e do metal vazado, segundo Gabel (Ferreira 1999)

3.3.2.1.2. Dimensionamento do ataque/pescoço

De modo a promover uma solidificação direcional, o módulo do ataque deve ter um valor intermédio entre o módulo do alimentador e da peça. De acordo com (ASM 2009), existem ataques laterais e de topo, porém, neste caso específico o ataque não é nenhum dos dois, sendo portanto uma mistura de ambos. Visto que a empresa em causa pretende manter o formato tradicional, resta tentar analisar o caso real (que funciona corretamente) e teórico, comparando as diferentes áreas, de forma a entender o funcionamento de cada um deles. No que diz respeito ao caso teórico, analisou-se o cacho obtido em FCG na STA (aço H13 a 350°C e liga de alumínio AG4Z a 700°C) visível na Figura 103.

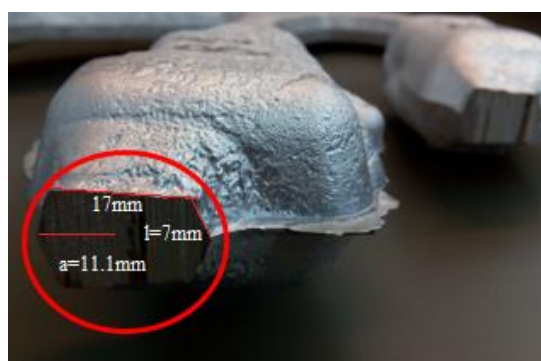


Figura 110 - Forma tradicional do ataque/pescoço superior (A), STA

Ao longo dos anos, a empresa STA tem vindo a usar esta forma pela sua facilidade de ser alterada, melhorada e conter saídas apropriadas. Após corte das peças foi possível identificar a zona de ataque e efetuar as medições adequadas (quer o ataque superior, quer o inferior têm aproximadamente as mesmas dimensões). Com os dados obtidos experimentalmente, podemos então calcular a área da secção:

$$A_{\text{ataque real}} = 262\text{mm}^2 \quad (46)$$

Segundo (Ferreira 1999), o diâmetro do ataque é aproximadamente 60% do diâmetro do alimentador, logo terá um valor de cerca de 20mm, no entanto, o cálculo teórico terá de ser feito para comprovar a experiência prática. Em seguida apresenta-se uma ilustração referente ao modo de cálculo do diâmetro do ataque, baseada na fundição por gravidade.

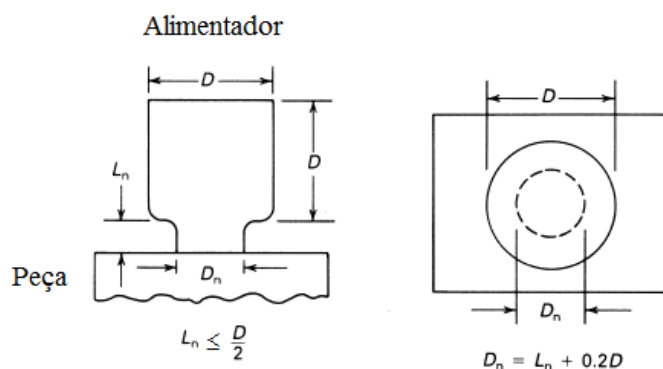


Figura 111 - Dimensionamento do ataque/pescoço para alimentadores de topo

Podemos calcular o valor de D_n , ou seja, do diâmetro do ataque (*neck*) para alimentadores de topo.

$$L_{\text{ataque}} \leq \frac{D_{\text{ali}}}{2} \leq 16\text{mm} \quad (47)$$

$$D_{\text{ataque}} = L_{\text{ataque}} + 0.2D_{\text{ali}} \Leftrightarrow D_{\text{ataque}} = 22\text{mm} \quad (48)$$

Por outro lado, para alimentadores laterais temos que:

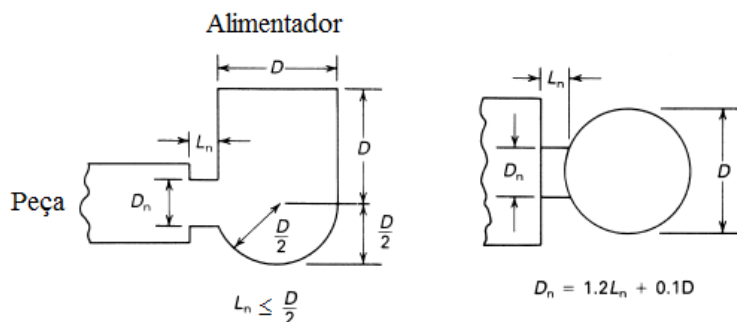


Figura 112 - Dimensionamento do ataque para alimentadores laterais

Podemos calcular o valor de D_n , ou seja, do diâmetro do ataque (*neck*).

$$D_{\text{ataque}} = 1.2L_{\text{ataque}} + 0.1D_{\text{ali}} \Leftrightarrow D_{\text{ataque}} = 22\text{mm} \quad (49)$$

Estranhamente os valores de diâmetro de ataque são iguais, no entanto, é importante referir que o caso em estudo acaba por ser uma mistura de ambos. Em seguida é feita uma comparação entre as diferentes áreas obtidas para um diâmetro teórico máximo de 22mm (comprova o valor teórico de 20mm) e o valor da área real obtida pelo processo de FCG.

$$A_{\text{ataque teórico}} = \frac{\pi D^2}{4} = \frac{\pi \times (22)^2}{4} = 380\text{mm}^2 \quad (50)$$

$$\frac{A_{\text{ataque real}}}{A_{\text{ataque teórico}}} \times 100 = 70\% \quad (51)$$

De salientar que a área referente ao ataque real é relativa a um ataque com uma superfície não circular, conforme ilustrado na Figura 110. Portanto, comparando os cálculos teóricos para FCG e o valor real da área do ataque utilizado em FCG, percebe-se que existe uma discrepância de 70% entre as áreas, concluindo que a área do ataque produzido deverá ser 30% inferior à calculada com as seguintes dimensões.

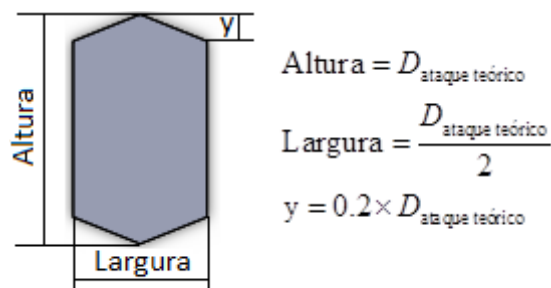


Figura 113 - Geometria do ataque real e respetivo dimensionamento

Esta diferença de áreas deve-se, em grande parte, devido ao facto do valor teórico ter como base fórmulas e experimentos para elementos produzidos em fundição em areia de forma circular, e não para outros formatos de menor área e por outros processos de fundição. Uma vez que o ataque e o alimentador funcione para FCG, ou seja, esteja corretamente dimensionado, a partida também funcionará para FCBP uma vez que as condições de enchimento serão melhoradas e os problemas relacionados com turbulências são muito reduzidos. No entanto, este valor teórico serve de alguma forma para ter uma pequena noção e termo de comparação, todavia, o valor tido em conta será o valor real (medido pela peça obtida), uma vez que representa um valor mais fiável.

Para o processo de FCBP usaremos os valores calculados para FCG uma vez que não existem quaisquer regras de cálculo para o processo em estudo.

3.3.2.1.3. Modelação CAD 3D e análise da simulação efetuada no software ProCAST à peça com alimentador e ataque

Após analisados os principais defeitos e tendo em conta que o enchimento será feito por baixa pressão, chegou-se à conclusão de que a peça precisará de um alimentador de forma a compensar os defeitos provenientes do ponto quente. O alimentador iria “puxar” até si os rechupes e a peça ficaria sã, porém, é necessário colocá-lo no local adequado (zona plana e não visível da peça), com os ataques recomendados (ligeiramente divergentes) e com o volume necessário para que o seu tempo de solidificação seja superior ao da peça.

De seguida, iniciou-se a simulação da peça em conjunto com o alimentador anteriormente dimensionado e respetivo ataque. Para um ataque de 262mm^2 de área (Figura 113) e um alimentador de 32mm de diâmetro e 48mm de altura (Figura 108) a uma distância vertical de 16mm da peça (base do alimentador-peça) e de 13mm (distância horizontal) da quadra (evitar pontos quentes devido à elevada transferência de calor proporcionada pela grande massa de metal líquido presente no alimentador) obteve-se o seguinte resultado para o tempo de solidificação.

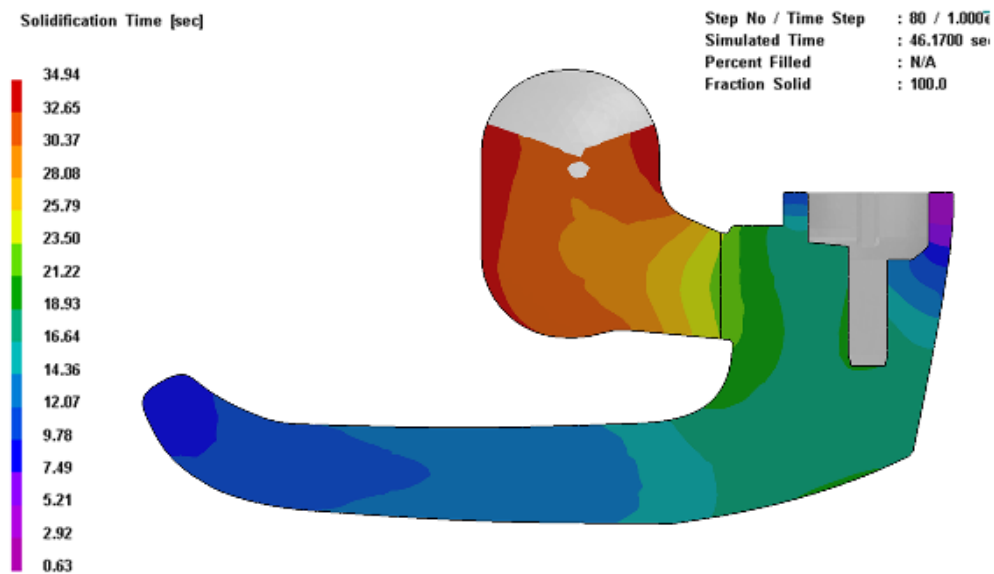


Figura 114 - Tempo de solidificação da peça com alimentador (35.94s)

Para a seguinte configuração, obteve-se um tempo de solidificação total de 34.94s, sendo esse o tempo de solidificação do alimentador (solidifica depois da peça) e cerca de 22s para a peça em si ($\Delta t \approx 13s$).



Figura 115 – Intervalo de solidificação da peça com alimentador

Pela simulação de solidificação percebe-se ainda que o conjunto alimentador-ataque-peça está corretamente dimensionado e localizado, permitindo uma solidificação direcional (conforme indicado pela seta da Figura 115), levando os rechupes para o alimentador.

A percentagem de macro rechupes de 0%, conforme se pode verificar pela Figura 116, indica também um bom dimensionamento do sistema de alimentação e portanto uma peça livre de defeitos de maior relevo.

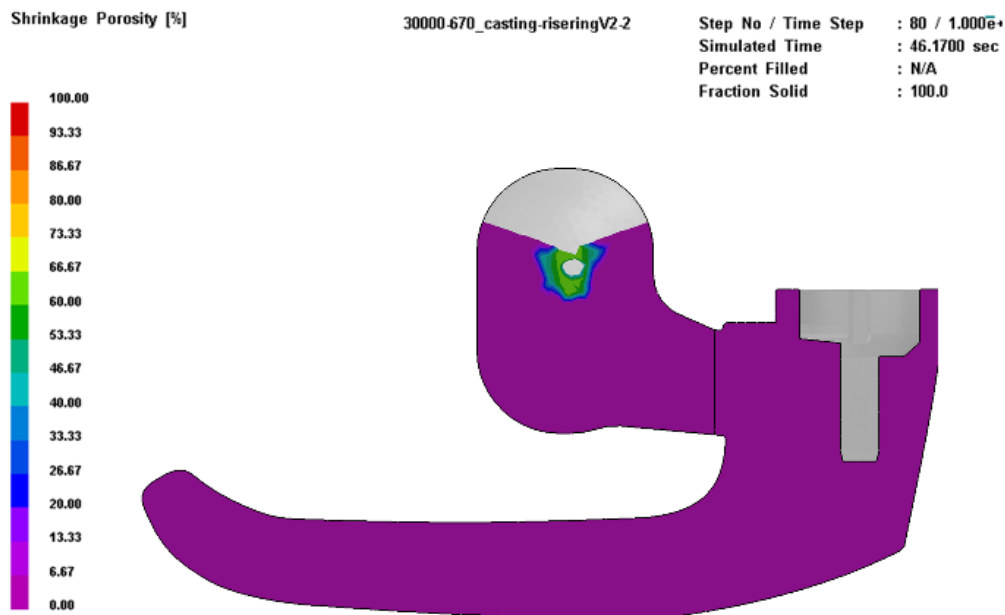
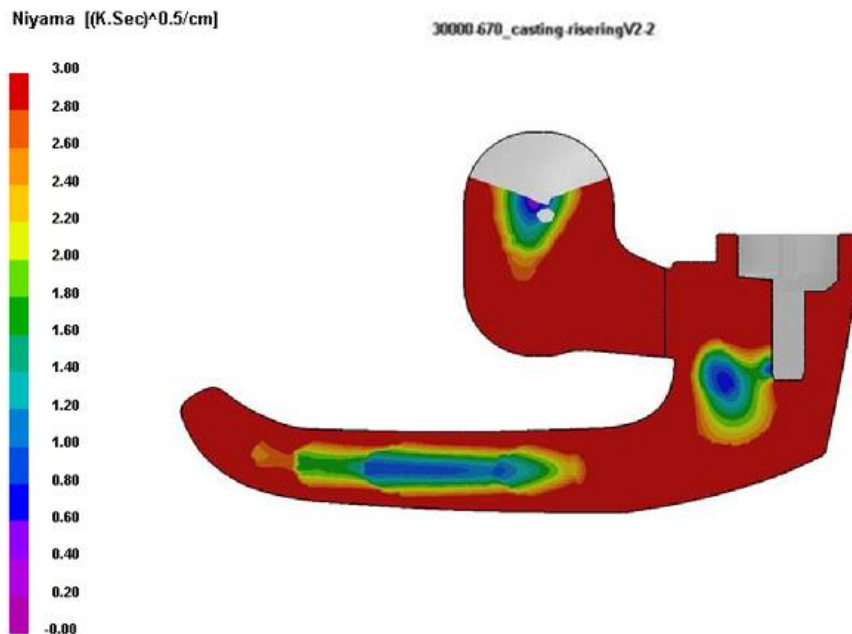


Figura 116 - Percentagem de macro rechupes da peça com alimentador

Visto que não existem macro rechupes é então necessário analisar a quantidade de micro rechupes de modo a entender onde estão localizados os defeitos.



Como se percebe, os defeitos estão localizados em zonas interiores, centrais e afastadas da superfície da peça. Podemos concluir que a peça foi dimensionada de forma correta. O que valida os valores do módulo do alimentador e a geometria do ataque.

3.3.2.2 Cálculo do sistema de enchimento

3.3.2.2.1 Dimensionamento do canal de enchimento e canais de distribuição

Com o recurso a simulações numéricas do *layout* anteriormente definido foi possível entender quais as zonas críticas de passagem de metal e de surgimento de defeitos relevantes (podendo otimizar os sistemas de gitagem ainda na fase de projeto, minimizando o custo global). Após um correto dimensionamento dos alimentadores e ataques é necessário passar ao próximo passo, o projeto da estrutura da coquilha. Este projeto inclui os sistemas de gitagem compostos pelo gito de enchimento, canais de distribuição e mais uma vez, os ataques. De acordo com o módulo geométrico, o cilindro seria a escolha mais indicada uma vez que apresenta um módulo inferior, no entanto, na prática, por motivos de facilidade de fabrico, os canais não são cilíndricos, apresentando uma forma semelhante ao ataque anteriormente desenhado. Contudo, foi projetado um sistema de gitagem cilíndrico, nunca esquecendo a importância do tempo de enchimento e da qualidade do mesmo (enchimento completo).

1. Versão 1:

Inicialmente, estabeleceu-se uma distância entre a peça e o gito de cerca de 16mm de modo a que o metal em circulação no gito não afete o processo de solidificação da peça, uma cota de 200mm da base até ao centro do canal de distribuição e uma distância de cerca de 40mm para o nível de enchimento da coquilha (a contar a partir do topo dos alimentadores). Como tal, fizeram-se os seguintes cálculos com o intuito de obter o diâmetro do canal de gitagem e distribuição tendo por base uma gitagem pressurizada.

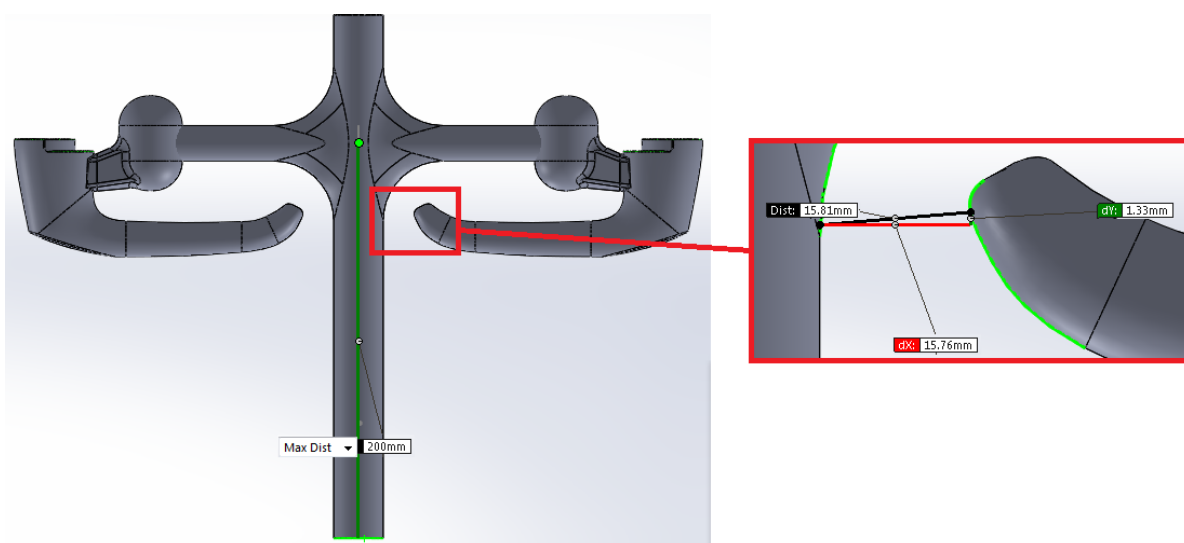


Figura 117 - Sistema de gitagem (Versão 1)

Supõe-se uma relação de gitagem entre área do gito, do canal e do ataque ligeiramente pressurizada:

$$r_{\text{gito}} = r_{\text{canal}} = r_{\text{ataque}} = 1 \quad (52)$$

Admitiu-se que o valor da secção total mínima de passagem de metal/secção total de entrada na peça, S_t , poderia ser calculado através da expressão anteriormente explicada na revisão bibliográfica (5).

No entanto, após uma vasta pesquisa, não foram encontradas quaisquer regras de cálculo adequadas para a determinação do tempo máximo de enchimento. Pela experiência, afirmou-se que a secção mínima de passagem de metal, S_t , é igual à área de ataque utilizada na simulação (único valor conhecido). Visto que existem dois ataques, podemos calcular o valor de S_t .

$$A_{\text{ataque}} = \frac{r_{\text{ataque}}}{r_{\text{ataque}}} \times \frac{S_t}{2} \Leftrightarrow S_t = 2A_{\text{ataque}} = 2 \times 262 = 524 \text{mm}^2 \quad (53)$$

Como tal, podemos concluir que a área de cada canal (existem dois canais de distribuição no total) será igual à área de cada ataque e a área do gito será o dobro (relação de gitagem de 1:1:1).

$$A_{\text{canal}} = \frac{r_{\text{canal}}}{r_{\text{ataque}}} \times \frac{S_t}{2} = 262 \text{mm}^2 \quad (54)$$

$$A_{\text{gito}} = \frac{r_{\text{gito}}}{r_{\text{ataque}}} \times S_t = 524 \text{mm}^2 \quad (55)$$

Através do valor da área do canal e do gito, podemos facilmente obter os valores dos diâmetros respetivos

$$D_{\text{canal}} = 2\sqrt{\frac{A_{\text{canal}}}{\pi}} = 18 \text{mm} \quad (56)$$

$$D_{\text{gito}} = 2\sqrt{\frac{A_{\text{gito}}}{\pi}} = 25 \text{mm} \quad (57)$$

Tendo em conta que existe um gito, dois canais de distribuição, dois alimentadores e dois ataques, calculou-se o volume de metal dos mesmos recorrendo ao *software SolidWorks*. Segundo o *software* utilizado, o volume de gitagem e alimentação foi de 387957.91mm^3 e o volume dos dois puxadores foi de 126228.13mm^3 , considerando uma diferença insignificante de 0.01% pelo facto de parte do ataque estar no puxador, como demonstra a figura.

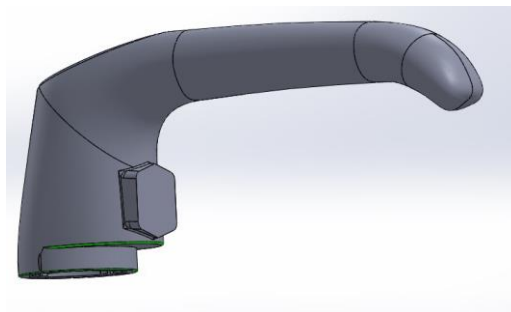


Figura 118 - Puxador 30000-670

Após uma rápida análise dos volumes encontrados, considerando um único vazamento onde todas as peças são sãs e isentas de defeitos e tendo em conta a equação anteriormente explicada (12), temos que:

$$\eta_{\text{Versão 1}} = \frac{126228.13}{126228.13 + 387957.89} \times 100 = 25\% \quad (58)$$

Uma vez que o rendimento metalúrgico obtido é demasiado baixo, não se efetuou qualquer simulação, tendo sido dada prioridade a uma nova versão mais eficiente. Como tal, procedeu-se ao cálculo de uma segunda versão com valores de diâmetros mais aceitáveis tendo em vista o rendimento metalúrgico.

2. Versão 2:

Tendo em conta que o valor encontrado de 25% é demasiado baixo procedeu-se à diminuição dos diâmetros de gitagem e distribuição.

$$D_{\text{gito}} = 10\text{mm} \quad (59)$$

$$D_{\text{canal}} = 7\text{mm} \quad (60)$$

Alterou-se ainda altura até ao centro do canal de distribuição de 200mm para 180mm, bem como a distância do gito à peça de 16mm para 13mm. Como se pode ver na figura, os canais diminuíram bastante, mais de 50%, o que poderá aumentar em muito o rendimento metalúrgico mas pode criar problemas de enchimento relacionados com um grande aumento de velocidade e turbulência no escoamento.

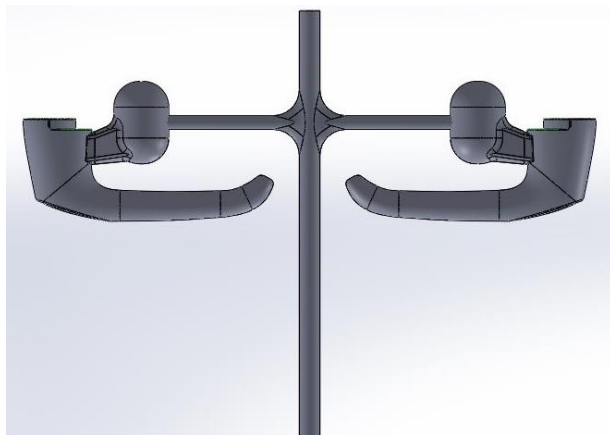


Figura 119 - Sistema de gitagem e alimentação da peça 30000-670 (Versão 2)

Logo:

$$\eta_{\text{Versão 2}} = \frac{126228.13}{126228.13 + 117130.51} \times 100 = 52\% \quad (61)$$

Apesar do rendimento obtido ser bastante superior ao anterior, tendo em conta a experiência industrial percebeu-se que os valores estabelecidos para os diâmetros de gitagem não são os mais adequados.

3. Versão 3:

Através da redução dos diâmetros e da altura do gito, foi possível duplicar o rendimento mecânico para 52%, no entanto, os valores dos canais de enchimento são demasiado baixos, sendo portanto crucial encontrar um valor intermédio para os diâmetros e reduzir a altura do gito de forma a melhorar o rendimento metalúrgico em relação ao primeiro teste (diâmetros de gito e canal de 25mm e 18mm, respetivamente). Reduziram-se os diâmetros para 20mm e 10mm, gito e canais respetivamente, obtendo o seguinte rendimento metalúrgico:

$$\eta_{\text{Versão 3}} = \frac{126228.13}{126228.13 + 155598.36} \times 100 = 45\% \quad (62)$$

O valor de rendimento metalúrgico, apesar de ser um pouco baixo, foi o melhor encontrado tendo em consideração valores aceitáveis para os diâmetros do gito, dos canais e dimensões gerais da coquilha. No entanto, é importante referir que este valor pode ser melhorado em pelo menos 20% se considerarmos retorno de metal de parte do gito ou alcançar os 80% admitindo que existe retorno de metal do sistema de gitagem (exceto do alimentador e ataque). Como tal, encontram-se nas seguintes figuras as respetivas dimensões e projeto da coquilha.

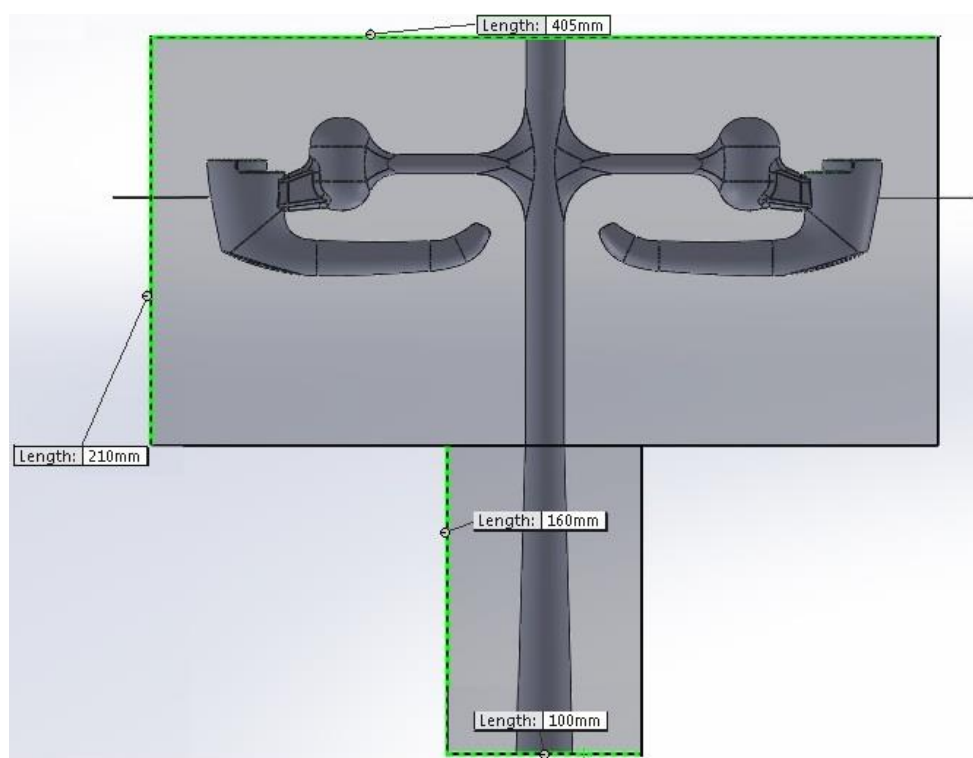


Figura 120 – Dimensões da coquilha da peça 30000-670

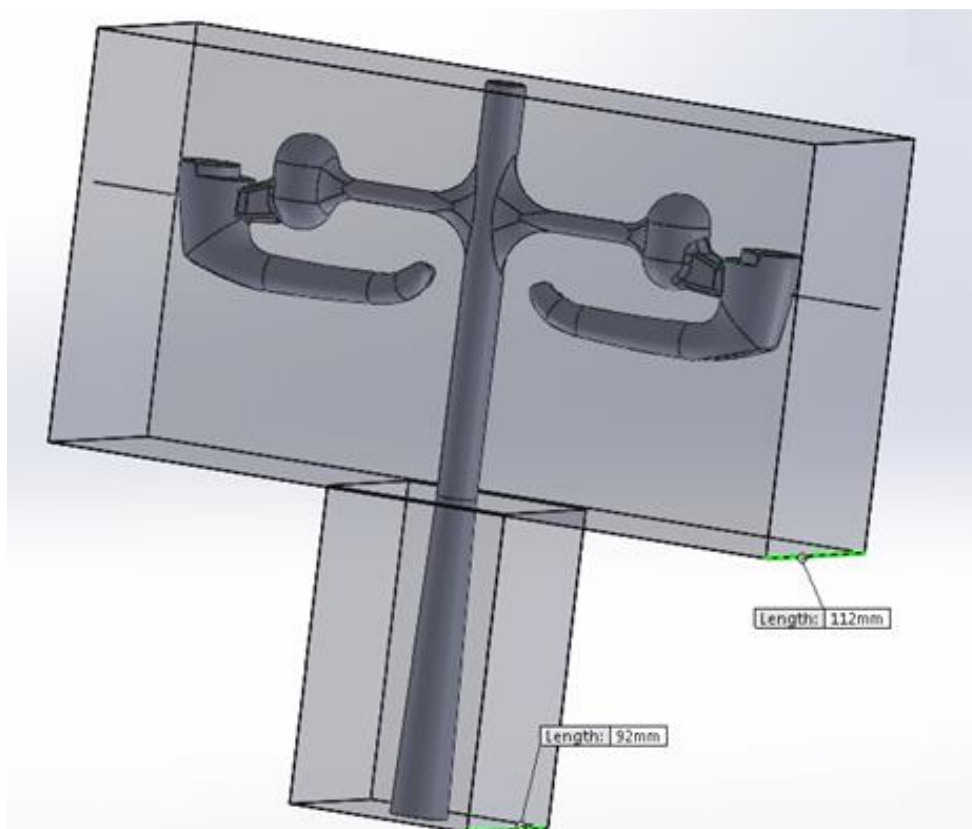


Figura 121 - Dimensões da coquilha da peça 30000-670

3.3.2.2.2. Modelação CAD 3D e análise da simulação efetuada no software ProCAST a todo o sistema de gitagem e alimentação

No caso da FCG, geralmente, usam-se razões de 1:2:4 ou 1:1,5:2, divergentes, de modo a garantir um enchimento lento e completo, porém, no processo de FCBP este problema não existe uma vez que a velocidade é controlada. Segundo (Passini 2005), para a o alumínio usa-se uma relação despressurizada 1:1.2:2, próxima da relação 1:1:2 geralmente utilizada para FCBP (ligeiramente despressurizada). Tendo em conta a versão 3, simulou-se o enchimento e analisaram-se os principais defeitos tendo por base os seguintes valores:

$$A_{\text{gito}} = 314.2\text{mm}^2 \tag{63}$$

$$A_{\text{total dos canais}} = 157.1\text{mm}^2 \tag{64}$$

$$A_{\text{total dos ataques}} = 524\text{mm}^2 \tag{65}$$

Realizaram-se várias simulações de enchimento a 0.56bar ($T_{liq}=635.7^{\circ}C$ e $T_{sol}=570^{\circ}C$), com a liga AG4Z a $730^{\circ}C$ e a moldação metálica em aço H13 a $350^{\circ}C$, alcançando os resultados em seguida demonstrados.

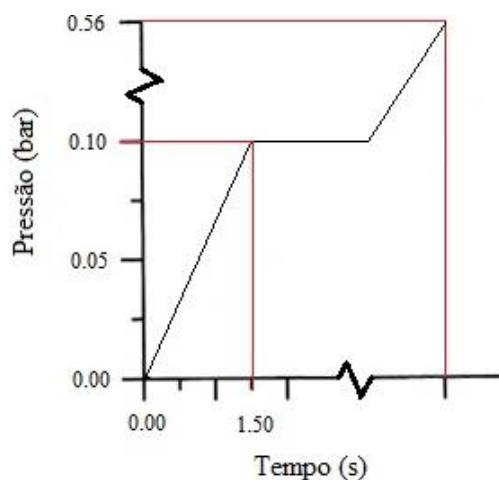


Figura 122 - Diagrama da evolução da pressão durante a simulação de enchimento para o processo de FCBP

Como se pode observar, o tempo de solidificação total (tempo de ciclo) calculado pelo *software* de simulação foi de 34.91 segundos, sendo que os alimentadores solidificam depois das peças, garantindo a condição de alimentação até ao final da solidificação. As peças apresentam tempos de solidificação na ordem dos 22 segundos, perfazendo um $\Delta t \approx 13s$. Importante referir que visto que a coquilha está disposta de forma simétrica, o comportamento observado no puxador da esquerda é idêntico ao da direita.

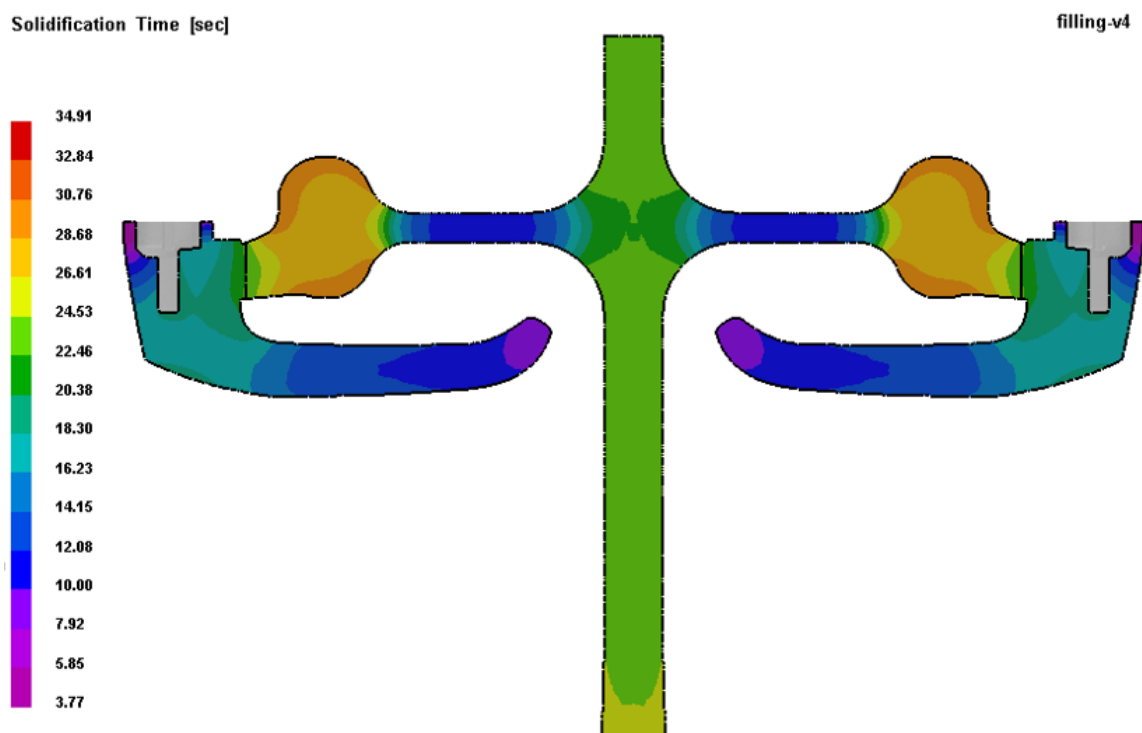


Figura 123 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Tempo de solidificação)

É sabido que os tempos de solidificação dos alimentadores deverão ser sempre superiores aos das peças, garantindo um $\Delta t > 0$. No entanto, estes valores não devem ser demasiado elevados, de forma a minimizar o tempo de ciclo de processo e aumentando a produtividade. No que diz respeito ao intervalo de solidificação nota-se a existência de uma solidificação praticamente direcional, sendo que na zona de ligação entre a peça e o ataque existe uma quebra de passagem de metal devido à solidificação prematura do metal, isolando-se no interior do fundido uma bolsa de metal líquido.

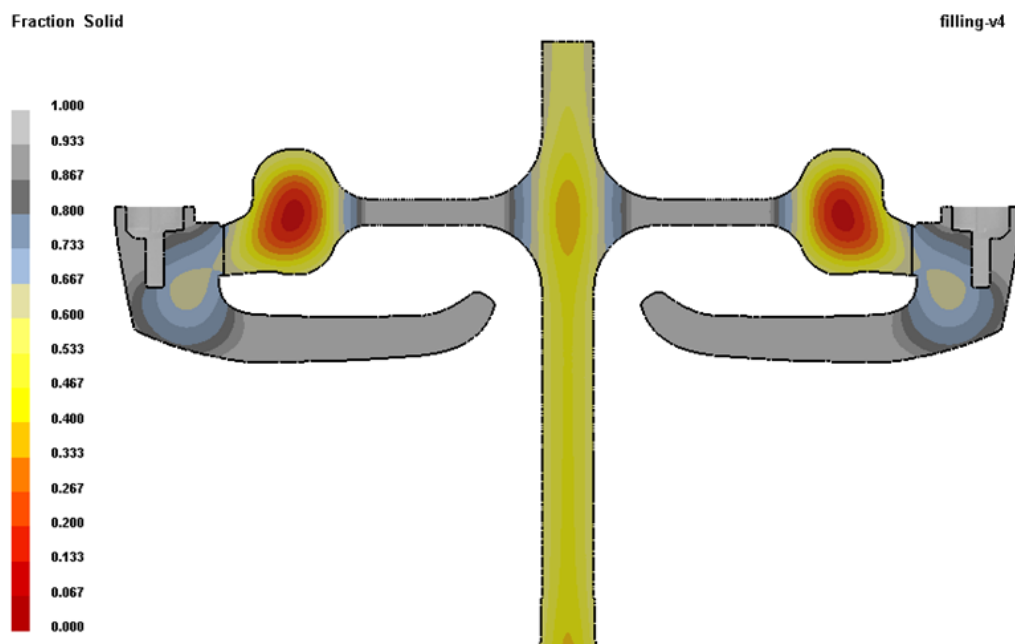


Figura 124 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Intervalo de solidificação)

Posto isto, analisaram-se as percentagens de rechupes de solidificação presentes na peça.

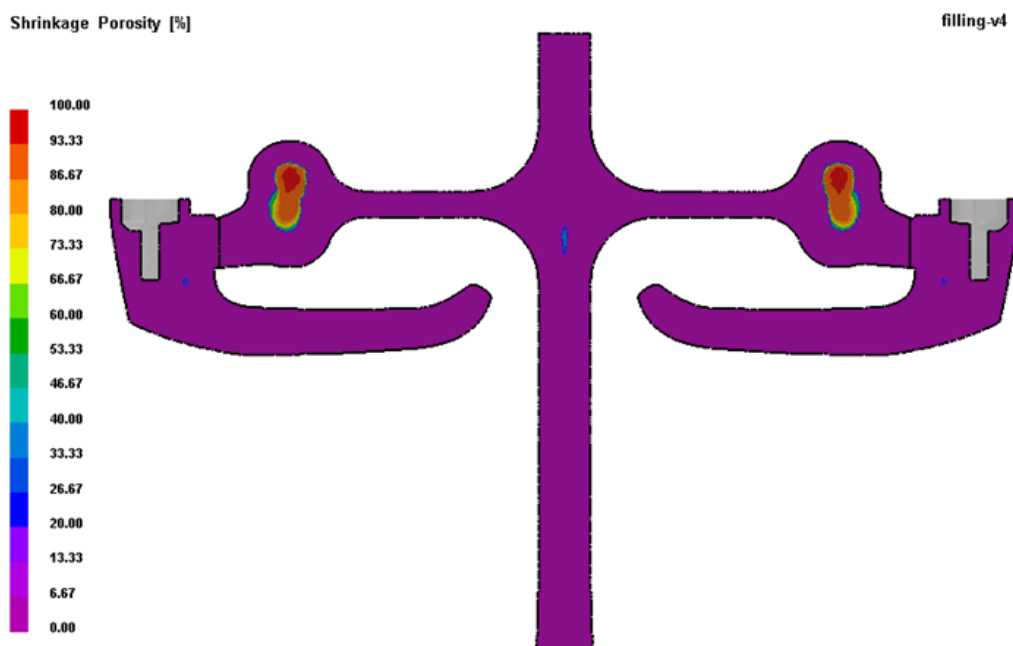


Figura 125 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Macro rechupes)

Conforme se verifica na Figura 125, os defeitos associados ao processo de solidificação existem nas duas peças em locais idênticos. O facto de estarem alojados no interior do fundido tornam a sua existência aceitável. Posto isto, analisaram-se os micro rechupes de modo a perceber se estão próximos da zona de ligação (Figura 126).

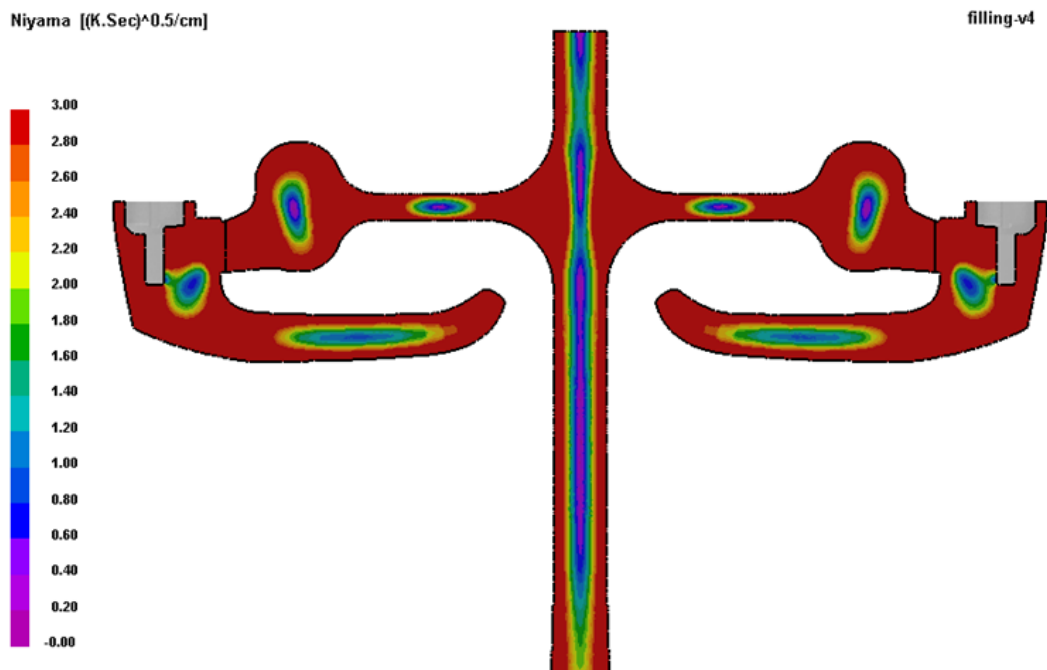


Figura 126 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Micro rechupes)

Como é visível, a quantidade de micro rechupes existente não é problemática, visto estarem localizados em zonas interiores da peça. O enchimento feito a 0.56bar representa uma velocidade de metal nos canais um pouco elevada (1.5m/s), criando problemas através do surgimento de zonas de elevada turbulência e queda de metal.

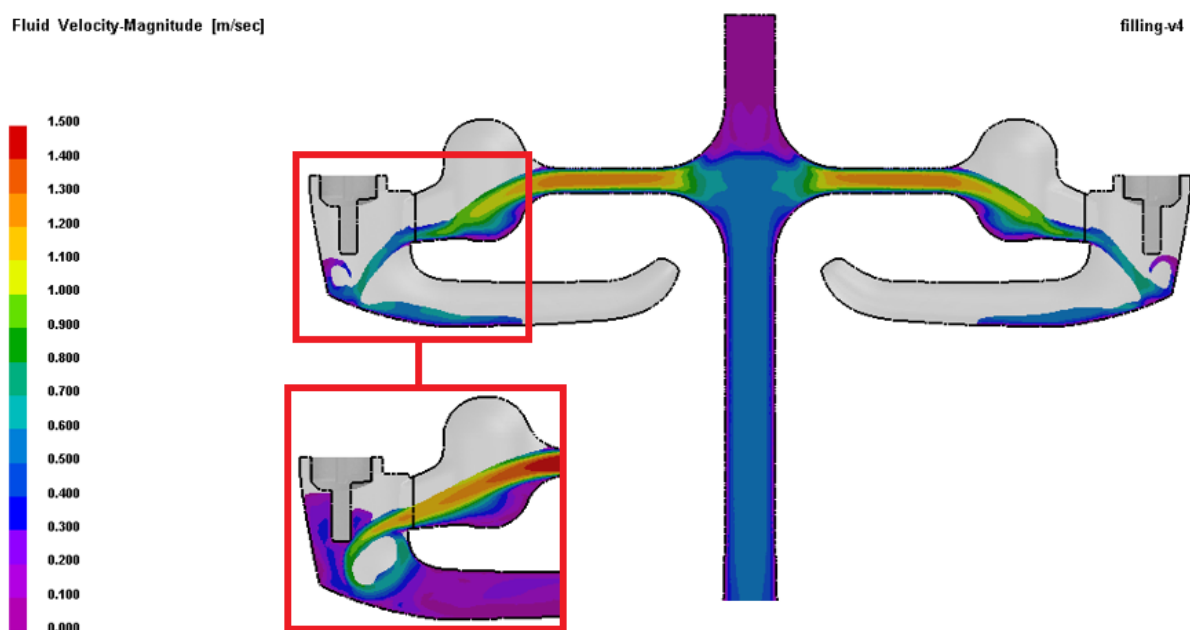


Figura 127 - Simulação de enchimento (Versão 3 - Turbulência e queda de metal)

Mesmo que a peça esteja isenta de defeitos de maior importância é necessário corrigir alguns parâmetros, uma vez que o sistema de giteagem não está dimensionado da melhor forma possível (turbulência e queda acentuada de metal). Supondo a solução anteriormente simulada realizaram-se alguns ajustes de modo a corrigir os problemas encontrados (uma vez que o *layout* já está definido).

4. Versão 4:

- Diâmetro do gito: manteve-se no valor de 20mm (valor usual na FCBP);
- Diâmetro do canal de distribuição: aumentou-se o valor de 10mm para 15mm, com o intuito de diminuir a velocidade de escoamento (quanto maior a área da secção do canal de distribuição, para o mesmo caudal, menor será a velocidade de enchimento), uma vez que com o diâmetro de 10mm atingiu-se uma velocidade de 1.5m/s (demasiado elevada, sendo a velocidade máxima teórica 0.5m/s);
- Diminuiu-se ainda a altura de ligação entre o alimentador e o canal de distribuição na tentativa de reduzir a queda de metal, anteriormente verificada;
- Diminuiu-se também a distância entre a extremidade do puxador e o canal de giteagem para 11mm, mantendo uma distância de segurança superior a 10mm (valor aconselhável na prática industrial).

Após as seguintes alterações obteve-se o seguinte rendimento metalúrgico:

$$\eta_{\text{Versão 4}} = \frac{126228.13}{370380.52} \times 100 = 34\% \quad (66)$$

Porém, considerando um retorno do metal da superfície cônica do gito, o rendimento metalúrgico seria melhorado para 43% e para 65% caso se considera-se um retorno de metal de todo o gito de enchimento. Apesar de uma redução de rendimento metalúrgico em cerca de 10%, foi possível obter um enchimento com velocidades controladas (1m/s), diminuindo a percentagem de turbulência e queda de metal no enchimento da peça:

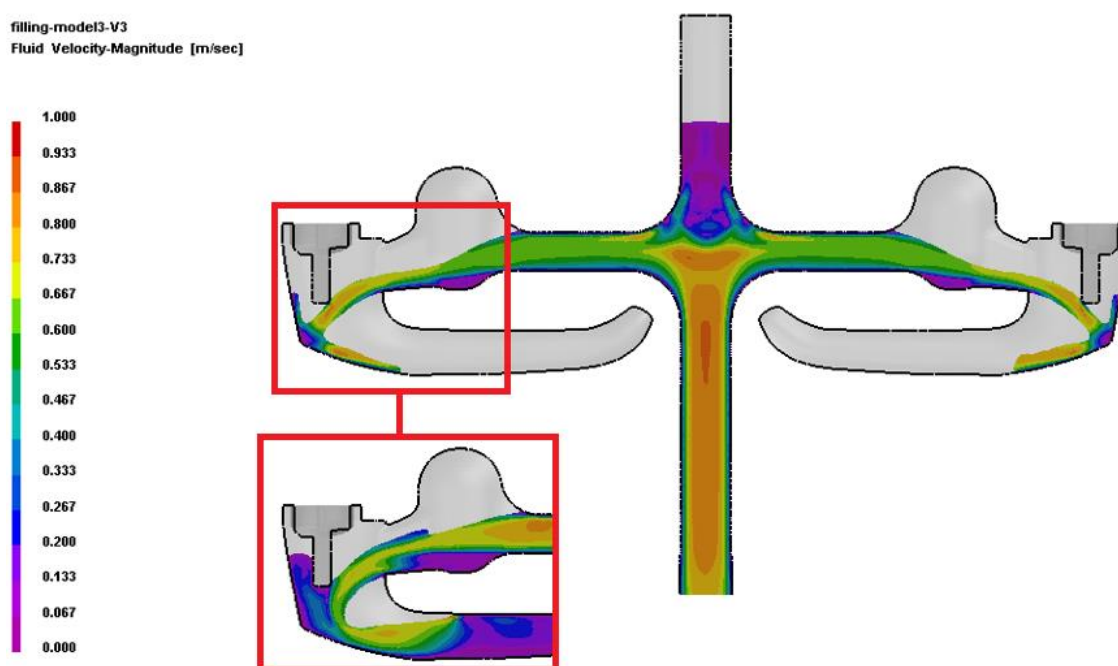


Figura 128 - Simulação de enchimento (Versão 4 – Diminuição da turbulência e queda de metal)

No que diz respeito ao intervalo de solidificação (Figura 129) e percentagem de macro e micro rechupes podemos concluir que a diminuição da altura de entrada de metal no alimentador prejudicou a capacidade de alimentação dos alimentadores (efeito da gravidade foi comprometido uma vez que em vez do alimentador alimentar a peça, passou a ser alimentado, parcialmente, pela peça), visto que “puxou” os micro rechupes para a zona de corte (ligação entre a peça e o ataque) conforme é visível na Figura 130.

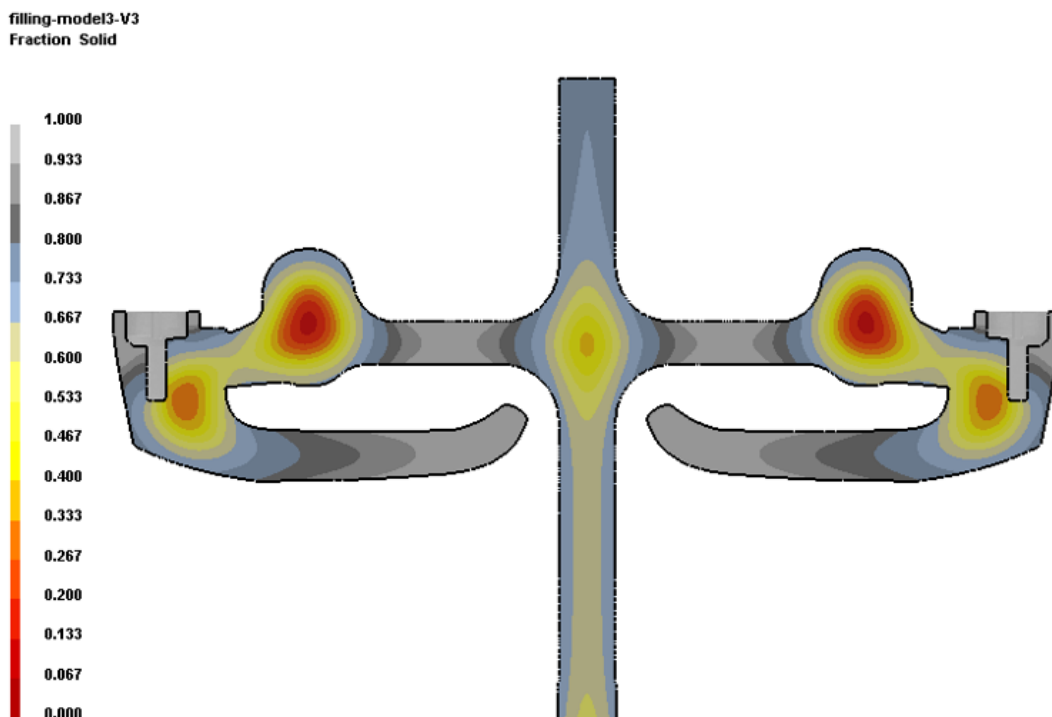


Figura 129 - Simulação de enchimento (Versão 4 - Intervalo de solidificação)

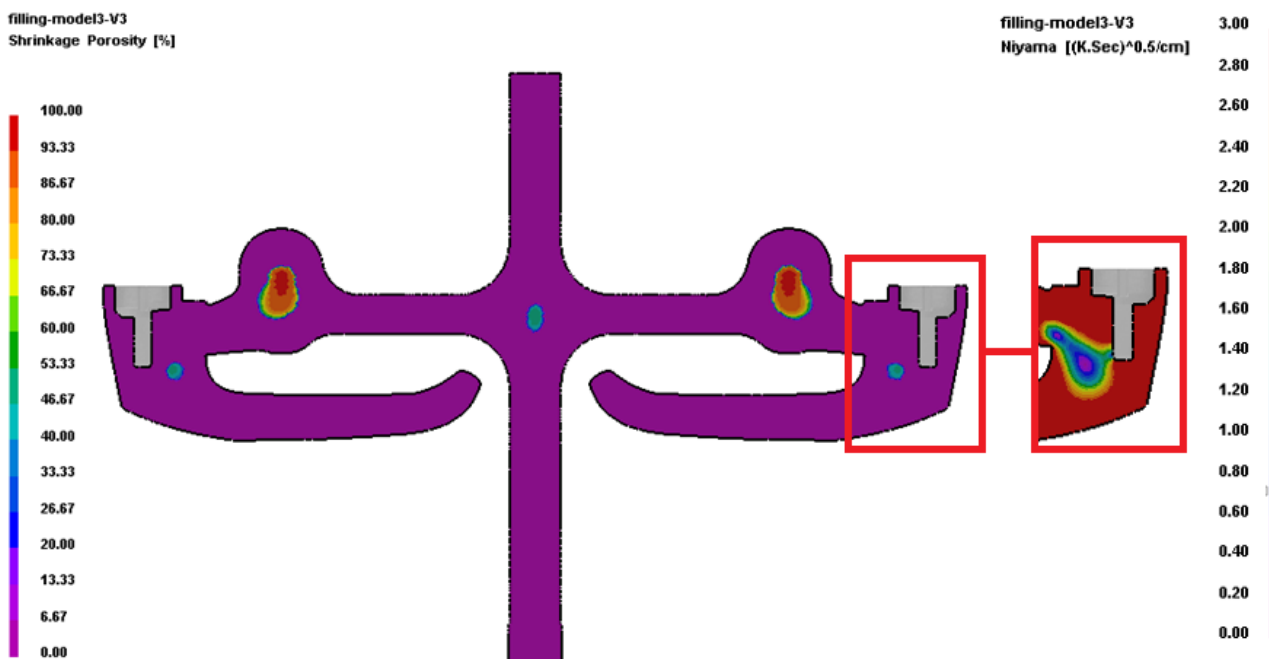


Figura 130 - Simulação de enchimento (Versão 4 - Macro e micro rechupes)

5. Versão 5:

Percebeu-se que as dimensões de gitagem estavam adequadas (diâmetros), no entanto, voltou-se a posicionar o canal de distribuição na zona central do alimentador com o intuito de voltar a “empurrar” os defeitos para o interior da peça corrigindo os erros encontrados à superfície. Analisou-se a velocidade e modo de enchimento e percebeu-se que o sistema estaria corretamente dimensionado para FCBP (Figura 131).

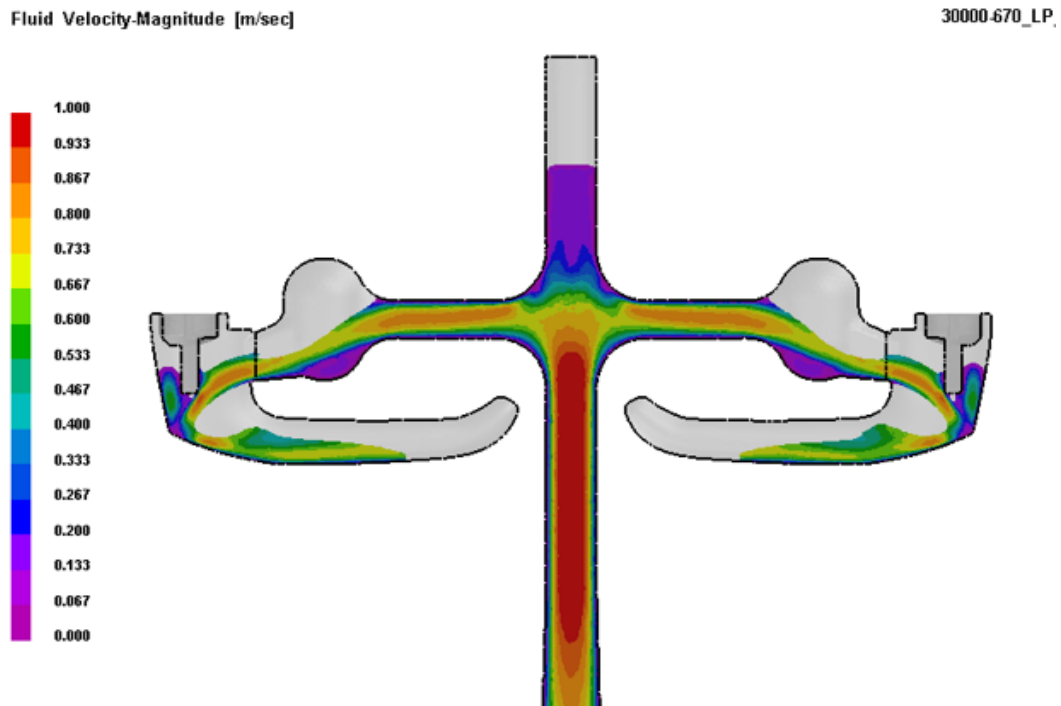


Figura 131 - Simulação de enchimento (Versão 5 – Diminuição da turbulência e queda de metal)

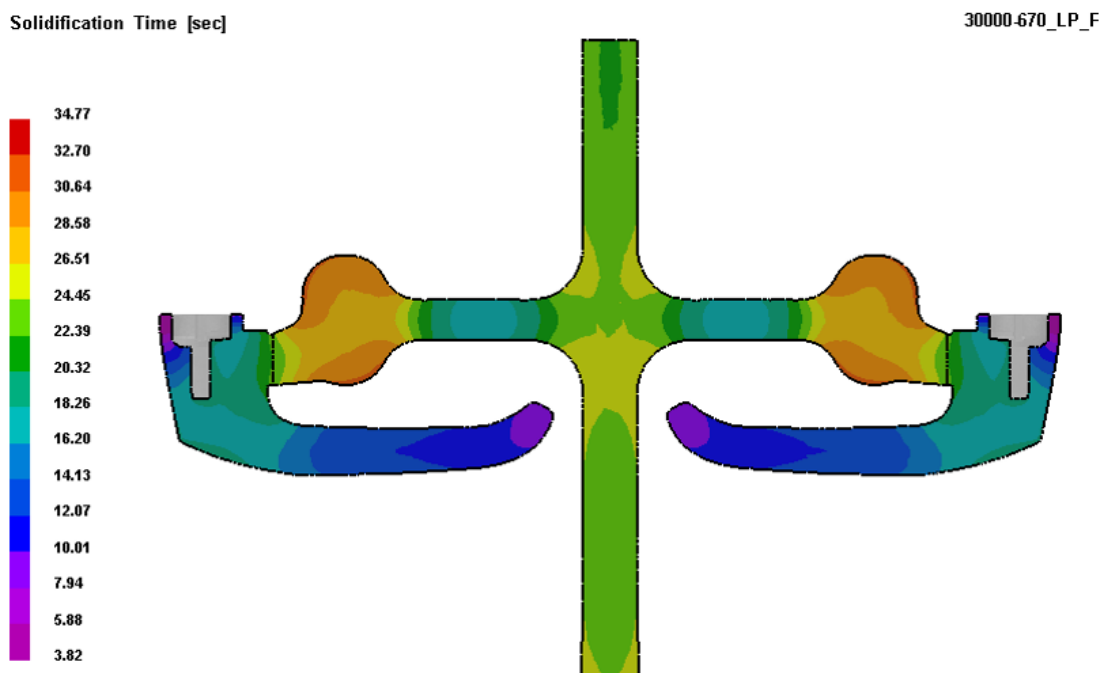


Figura 132 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Tempo de solidificação)

Através da simulação de enchimento comprovou-se que a turbulência e queda de metal diminuíram bastante em comparação com a Versão 3, conforme esperado, e a velocidade máxima manteve-se em 1m/s (cerca de 0.8m/s para a peça). O tempo de solidificação total do ciclo foi de 34.77 segundos, mantendo um $\Delta t \approx 13s$. O campo de temperaturas visível na Figura 133 confirmou a previsão de solidificação direcional em conjunto com a Figura 134 onde se percebe a continuação da existência de uma bolsa de metal líquido no interior da peça, no entanto, a criação de uma barreira metálica entre o alimentador e a peça foi corrigida.

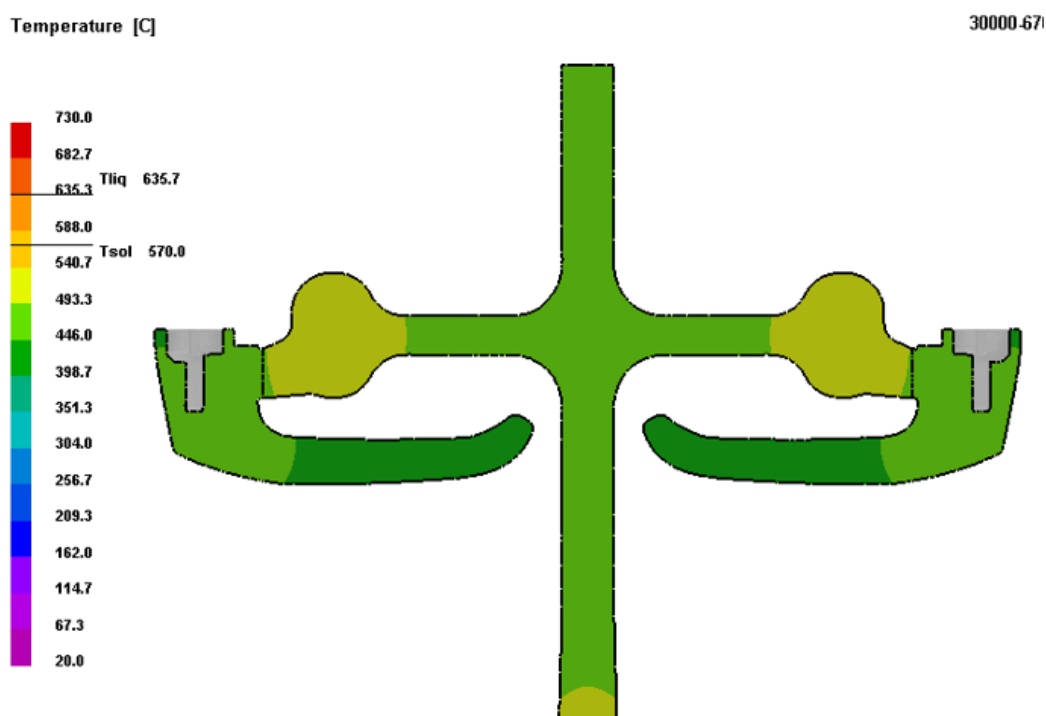


Figura 133 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Campo de temperaturas)

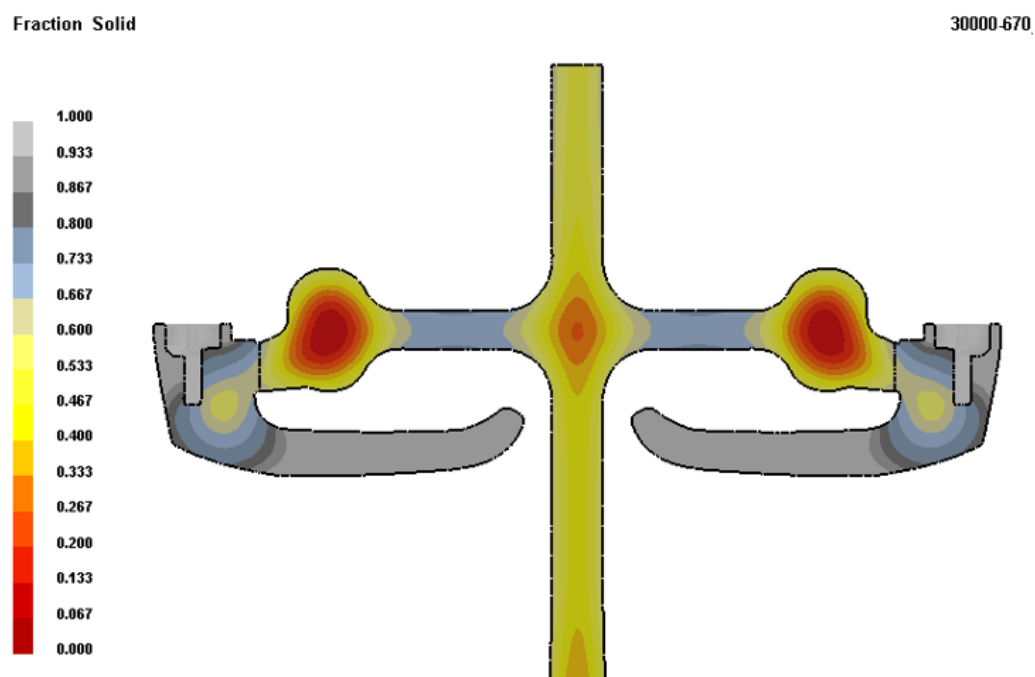


Figura 134 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Intervalo de solidificação)

No que diz respeito à percentagem de macro e micro rechupes podemos concluir que o reposicionamento da altura de entrada de metal no alimentador corrigiu os problemas de micro rechupes na zona de ligação entre a peça e o ataque (Figura 136) e a percentagem de rechupes de solidificação caiu para 0% (Figura 135), corrigindo os principais defeitos.

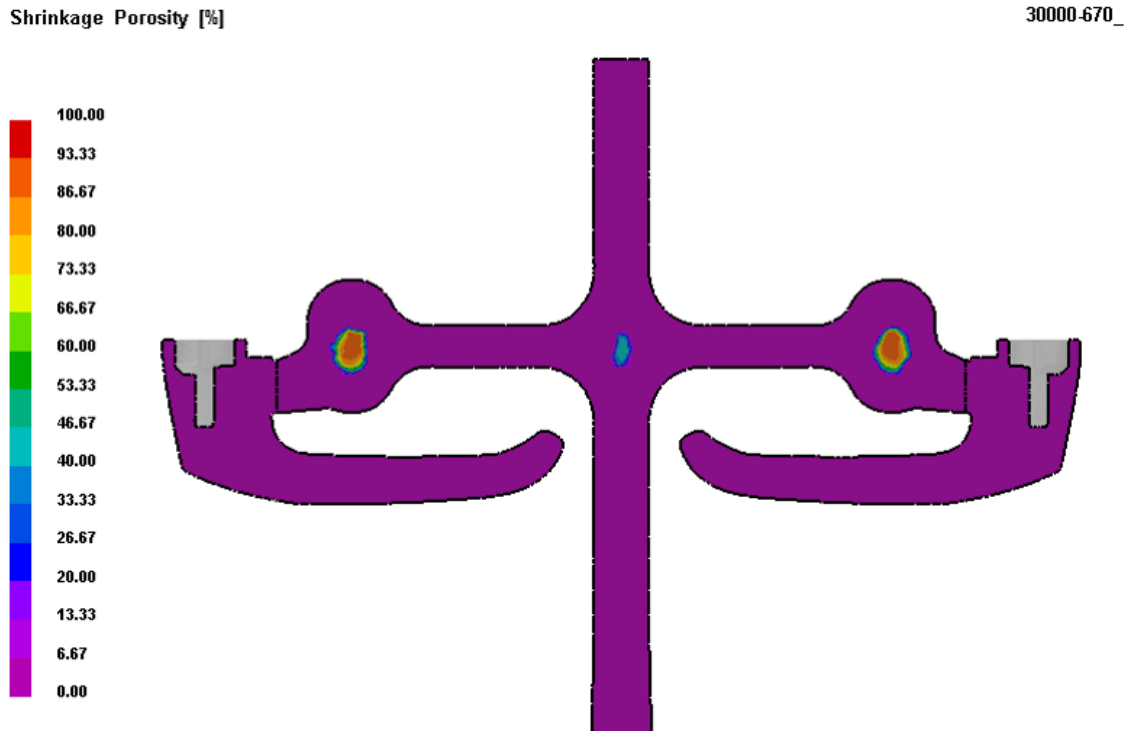


Figura 135 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Macro rechupes)

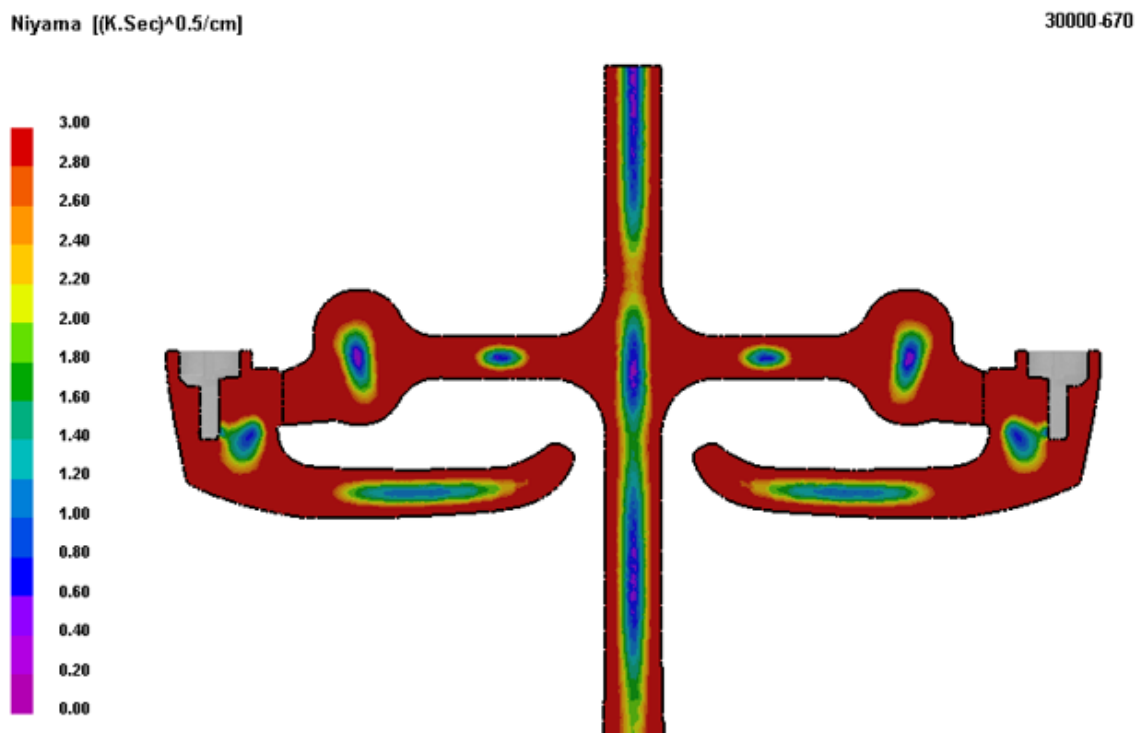


Figura 136 - Simulação de enchimento (Versão 5 - Micro rechupes)

Tendo em conta os resultados previamente analisados referentes à peça 30000-670 produzida em FCG sabe-se que a peça superior está a ser produzida praticamente sem defeitos, sendo apenas influenciada pela peça inferior e pela turbulência associada ao processo. Com a mudança de *layout* e processo, a influência de uma peça inferior deixará de existir (*layout* simétrico de duas peças) e a turbulência será bastante diminuída (controlo da velocidade de enchimento no processo de FCBP), portanto, serão produzidas duas peças por vazamento, livres de defeitos superficiais. A Figura 137 mostra a peça produzida por FCG e anodizada, livre de defeitos superficiais. Portanto, utilizando a mesma secção de ataque e recorrendo a alimentadores corretamente dimensionados será possível produzir a mesma peça por FCBP, livre de rechupes ou turbulências, aumentando a produtividade e eficiência do processo, utilizando as regras de cálculo explicadas ao longo da dissertação e posteriormente resumidas em Anexo A.



Figura 137 - Puxador (30000-670) produzido por FCG

Na Figura 135 está explícito que não existirão rechupes de solidificação e que a presença de micro rechupes pode ser desprezada visto estarem presentes no interior da peça (Figura 136). Comparando a Figura 136 com a Figura 101 e os dados da Tabela 16, percebe-se que os defeitos obtidos na simulação em FCBP são idênticos aos obtidos no puxador superior para FCG, cruzando as simulações com os resultados experimentais (FCG) e sabendo que a peça superior está livre de defeitos, pode-se afirmar que o processo de FCBP permitirá a produção de duas peças por vazamento isentas de defeitos superficiais e com um rendimento metalúrgico máximo de 65%, bem como uma relação de gitagem ligeiramente despressurizada para a liga de alumínio AG4Z (próxima da relação de gitagem despressurizada para o alumínio de 1:1.2:2 anteriormente referida).

$$A_{\text{gito}} = 314.2\text{mm}^2 \quad (67)$$

$$A_{\text{total dos canais}} = 2 \times 176.7 = 353.4\text{mm}^2 \quad (68)$$

$$A_{\text{total dos ataques}} = 524\text{mm}^2 \quad (69)$$

$$A_{\text{gito}} : A_{\text{canal}} : A_{\text{ataque}} \Leftrightarrow 1 : 1.1 : 1.7 \quad (70)$$

3.4 Projeto de *layouts* (peça 82005)

3.4.1. Introdução

Na última fase do trabalho experimental, será estudada a peça 82005 (asa), utilizada em portas blindadas, produzida pela STA. Atualmente a peça é produzida em FCG (com uma inclinação da coquilha de 30°) na liga AG4Z vazada a 720°C e em moldações de aço H13 a 370°C. Inicialmente será feita uma documentação das várias fases de projeto da peça recorrendo a documentos internos do INEGI e será criado um conjunto de *layouts* para a implementação do processo de FCBP para produção da peça. Numa primeira fase, simulou-se a peça com a seguinte configuração.

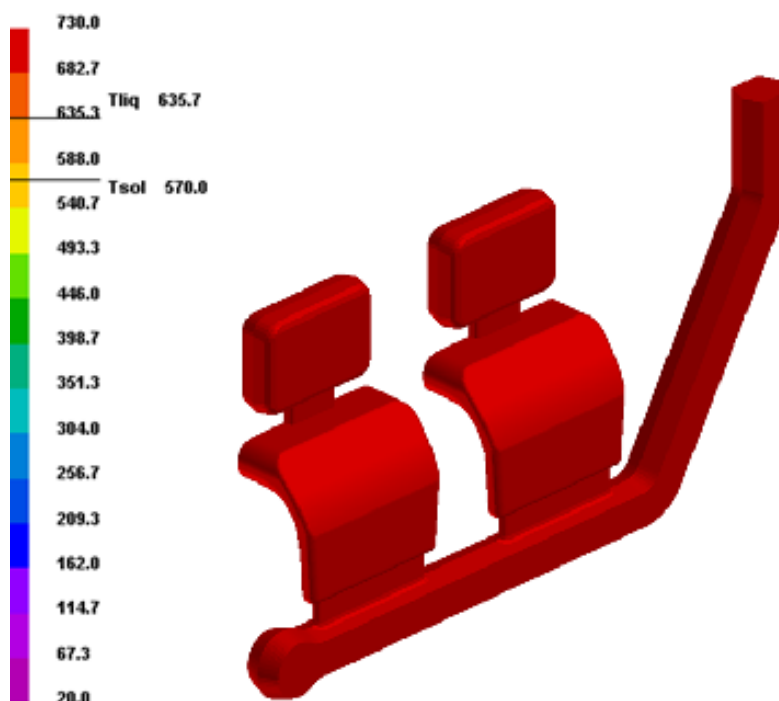


Figura 138 - Design inicial (peça 82005)

Analisaram-se os defeitos superficiais e internos e concluiu-se que a peça apresentava muitos problemas, com uma taxa de rejeição próxima dos 100%, não podendo ser comercializada conforme se pode perceber melhor pela Figura 139 e Figura 140.

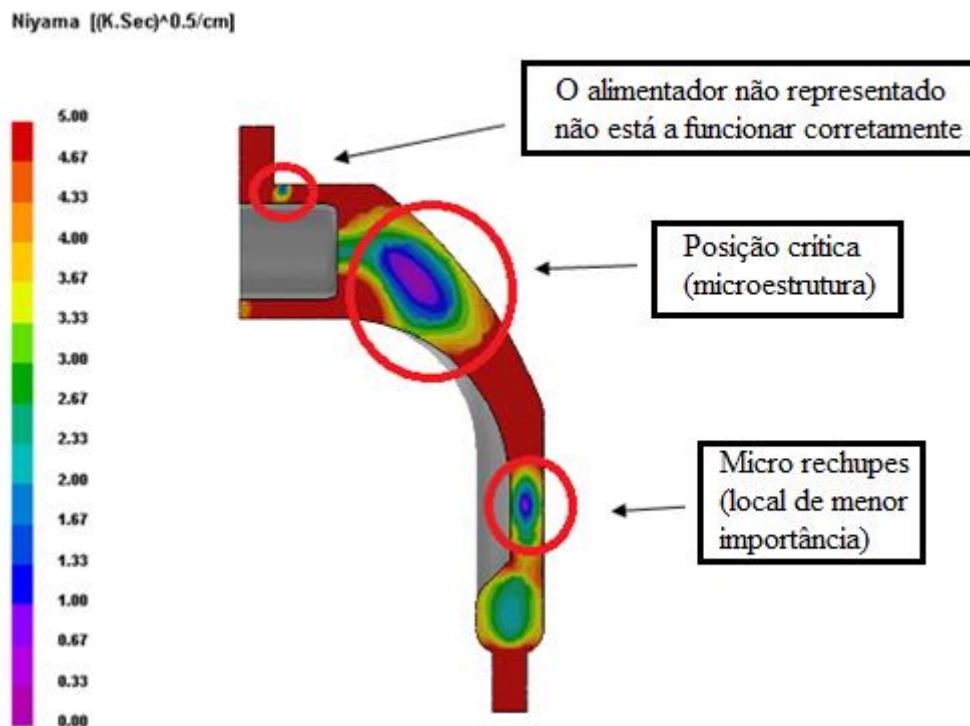


Figura 139 – Localização dos defeitos críticos da peça (Micro rechupes)

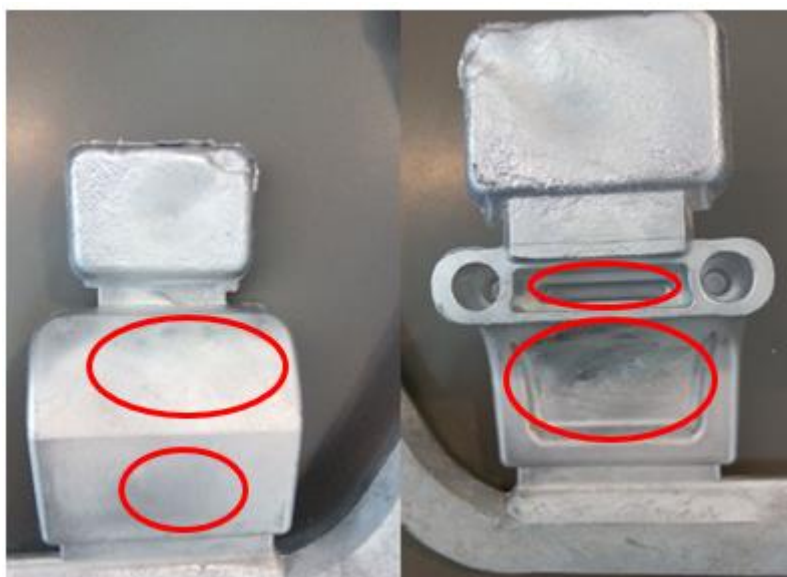


Figura 140 - Testes de vazamento em FCG da peça 82005 (STA)

Pela Figura 140 percebe-se que a peça está repleta de defeitos e imperfeições (assinalados a vermelho), como tal, decidiu-se melhorar o sistema de alimentação e aumentar a dimensão dos pescoços e alimentadores (visível na Figura 142 assinalado a vermelho).

Após nova simulação de enchimento, é visível que os defeitos na posição crítica diminuíram, no entanto, os micro rechupes na posição mais a sul continuam a existir, no entanto são defeitos de menor importância. Na Figura 141, em seguida indicada, percebe-se que os cantos vivos estão a criar barreiras para que o metal presente no alimentador alimente a peça. A simulação efetuada previu um surgimento de micro rechupes na zona mais fina da peça, o que se verifica pela análise metalográfica feita ao microscópio.

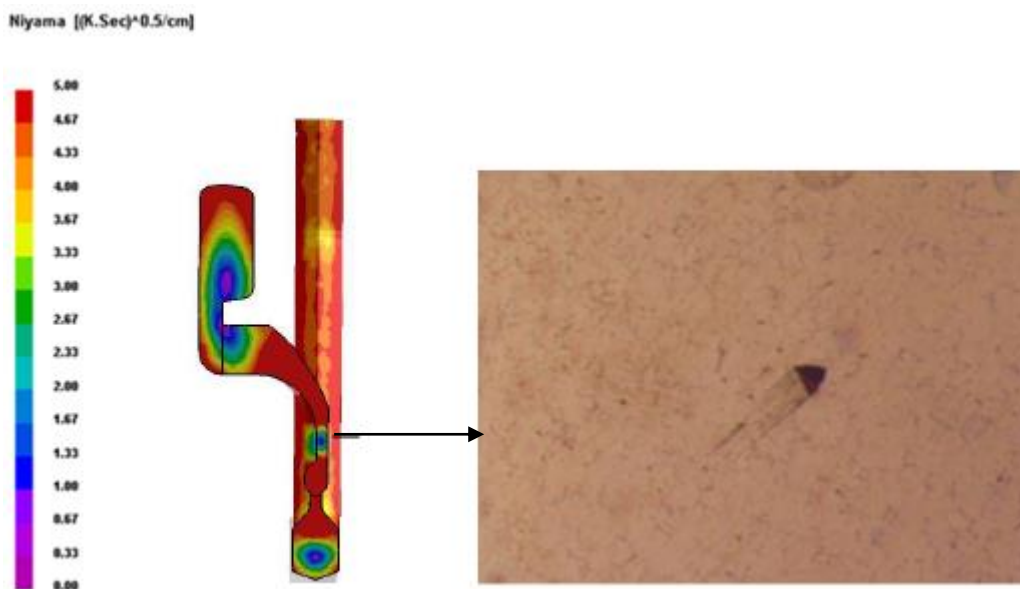


Figura 141 - Localização dos defeitos da peça (Micro rechupes)

Através de novos testes de vazamento efetuados na STA foi possível comparar os defeitos calculados pelo *software* de simulação com os presentes nas peças produzidas por FCG. Percebeu-se que os defeitos à superfície foram bastante melhorados, no entanto, existem rechupes no pescoço, o que constitui um defeito bastante grave.



Figura 142 - Testes de vazamento em FCG (STA). À esquerda a alteração da zona de pescoço e à direita a presença de rechupes na zona de ligação

Portanto conclui-se que os defeitos podem ser causados por vários fatores:

- Módulo do alimentador continua a ser insuficiente;
- Pescoço com secção demasiado pequena;
- Metal alcança os alimentadores com uma temperatura demasiado baixa;
- Esquinas vivas entre o alimentador e a peça poderão estar a dificultar o caminho de alimentação para as peças;
- Falta de tinta isolante nos alimentadores e principalmente nos ataques.

Portanto, de modo a otimizar o sistema de alimentação analisou-se microscopicamente a presença de rechupes e micro rechupes. Conforme é visível na Figura 143, existe um rechupe e elevada fissuração de dimensões inaceitáveis entre a peça e o ataque (pescoço), portanto foram efetuadas novas alterações nos alimentadores, aumentando o volume e suavizando as secções de transição entre o alimentador e a peça. De referir que se deve tentar diminuir a inclinação da coquilha ao máximo durante o vazamento para ampliar o efeito da gravidade durante a alimentação.

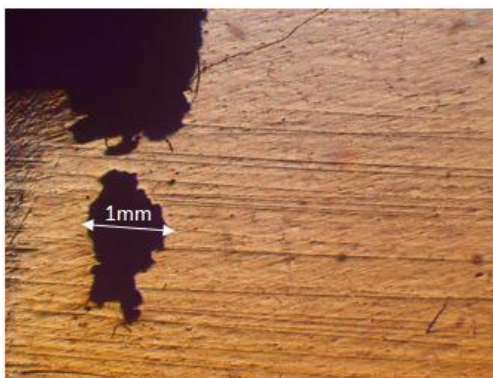


Figura 143 - Imagem microscópica da zona 1 (ligação entre ataque e a peça) 23x

3.4.2. Geração de conceitos (*layouts*)

Nesta última fase do trabalho experimental decidiu-se criar um conjunto de *layouts* que poderiam ser empregues na produção das peças 82005 pelo processo de baixa pressão. Naturalmente que existem muitas configurações possíveis para a cavidade da coquilha, no entanto, é necessário analisar os prós e contras de cada uma delas, percebendo qual a melhor solução. Serão expostas quatro configurações que em seguida analisarei. A coquilha poderá ser projetada de modo a realizar duas ou quatro peças, uma vez que uma coquilha com uma só peça representa um gasto muito elevado para o número de peças resultante, por isso, opta-se por uma coquilha simétrica com duas ou quatro peças. A orientação das peças é variável, tal como o tamanho e posição dos alimentadores e ataques. Iniciou-se portanto a análise dos vários desenhos 2D de forma a perceber qual a solução mais vantajosa. Os desenhos apresentados para a fundição de duas ou quatro peças apenas apresentam cotas de atravancamento e um diâmetro de gito de enchimento de 20mm (valor comum e usual neste processo de fundição por baixa pressão). De reter que os sistemas de gitagem e alimentação não estão dimensionados nesta fase, apenas se utilizou uma simplificação dos mesmos para materialização dos diferentes conceitos.

1. Desenho 1:

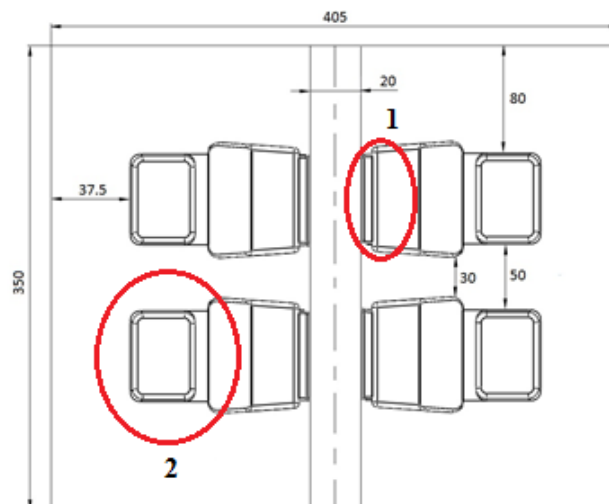


Figura 144 - Primeira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do primeiro layout)

As vantagens da primeira proposta são:

- Redução do tamanho da coquilha;
- Elevada produtividade (4 puxadores);
- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Possibilidade de queda de metal é bastante reduzida, protegendo a peça de possíveis turbulências no enchimento;
- Ataques divergentes na zona não visível e plana da peça (1).

As desvantagens da primeira proposta são:

- Alimentadores não esféricos (2);
- Alimentadores não estão corretamente posicionados (contra-gravidade) (2);
- Os alimentadores são frios.

2. Desenho 2:

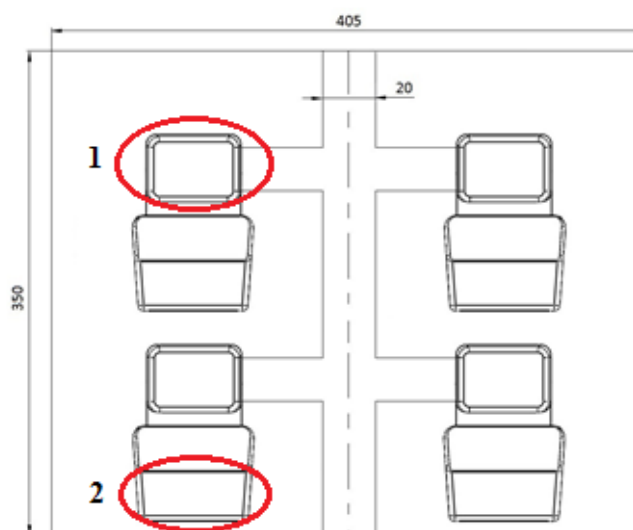


Figura 145 - Segunda proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do segundo layout)

As vantagens da segunda proposta são:

- Redução do tamanho da coquilha;
- Elevada produtividade (4 puxadores);
- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico.

As desvantagens da segunda proposta são:

- Alimentadores não esféricos (1);
- Elevada queda de metal líquido aquando do enchimento da moldação, causando turbulência (2).

3. Desenho 3:

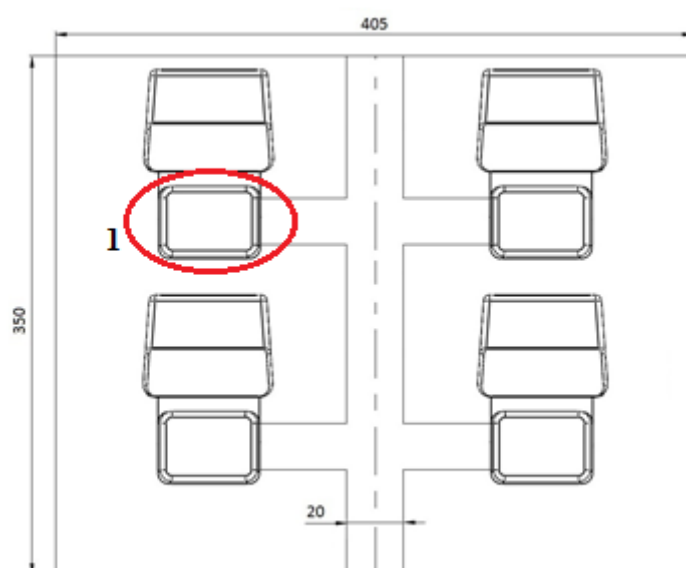


Figura 146 - Terceira proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do terceiro layout)

As vantagens da terceira proposta são:

- Redução do tamanho da coquilha;
- Elevada produtividade (4 puxadores);
- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Possibilidade de queda de metal é bastante reduzida, protegendo a peça de possíveis turbulências no enchimento.

As desvantagens da terceira proposta são:

- Alimentadores não esféricos (1);
- Alimentadores não estão corretamente posicionados (contra-gravidade) (1).

4. Desenho 4:

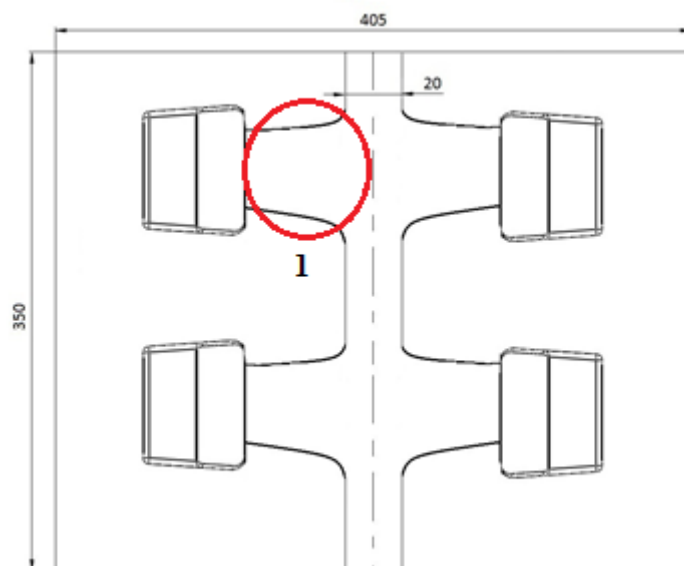


Figura 147 - Quarta proposta de layout da coquilha (a vermelho estão assinalados pontos críticos do quarto layout)

As vantagens da quarta proposta são:

- Redução do tamanho da coquilha;
- Elevada produtividade (4 puxadores);
- Gradiente de tensões de origem térmica simétrico;
- Possibilidade de queda de metal é bastante reduzida, protegendo a peça de possíveis turbulências no enchimento;
- Alimentadores quentes mais eficientes.

As desvantagens da quarta proposta são:

- Alimentadores não esféricos (1).

Em suma, tendo em consideração todos os *layouts* pode-se prever que o desenho 1 e o desenho 3 não poderão ser considerados pelo facto de o alimentador estar colocado numa posição de contra-gravidade, não alimentando corretamente a peça e aumentando a possibilidade de aparecimento de rechupes de solidificação. Por outro lado, o segundo desenho apresenta um enchimento em queda bastante prejudicial para a produção do fundido, criando turbulências inevitáveis aquando o enchimento da peça. Posto isto conclui-se que os três primeiros *layouts* não poderão ser realizados uma vez que a probabilidade de ocorrência de defeitos associada aos mesmos é bastante elevada. Por último, analisou-se o quarto desenho que, comparativamente com os três primeiros, é aquele que apresenta melhores condições de enchimento. Os alimentadores farão parte do canal de distribuição, garantindo uma alimentação correta numa zona plana da peça com ataques adequados. A produção de quatro puxadores com um gradiente de tensões térmicas simétrico e uma possibilidade de queda de metal bastante reduzida permite que este *layout* seja o mais indicado.

4. Conclusões e trabalhos futuros

A realização da dissertação sobre o processo de FCBP permitiu obter uma maior consciencialização para os problemas comuns de um engenheiro, permitindo a aprendizagem da forma como lidar com situações adversas. Os resultados observados ao longo do trabalho realizado permitiram avançar com alguns pontos concludentes:

- É perceptível que o processo de FCBP para ligas de alumínio tem uma importância crescente na indústria mundial, produzindo peças de excelência com elevada integridade estrutural, boa relação qualidade-preço e bom acabamento superficial. É um processo passivo de ser automatizado, diminuindo a penosidade do operador e aumentando o rendimento. Apesar dos custos iniciais (aquisição da tecnologia), é um processo que poderá ser amortizado a curto/médio prazo devido à produção de peças de elevada qualidade com uma diminuta taxa de rejeição;
- Conclui-se que o projeto da coquilha e da coquilhadora (reformulação e implementação) foi corretamente concebido, estando o sistema pronto a ser testado. A adaptação da coquilhadora e do forno existente no INEGI à estrutura projetada e construída constitui uma prova real do bom dimensionamento de toda a estrutura;
- As simulações efetuadas, apesar de estarem longe de garantir uma eficácia de resultados de 100%, representam uma ferramenta crucial na realização de qualquer projeto de engenharia. Através da experiência industrial torna-se óbvio onde irão surgir os defeitos de fundição, porém, para formas mais complexas e menos comuns, torna-se mais complicado. Durante o processo de simulação, a caracterização correta das condições fronteira é requisito essencial para um bom funcionamento da mesma. Para isso, devem ser conhecidas de forma detalhada as características da liga a vazar e da moldação. Apesar do *software* utilizado, ProCAST, não ser 100% fiel à realidade, é sem dúvida uma ferramenta de apoio à fundição de extrema qualidade, podendo otimizar os sistemas de gitagem e alimentação sem a necessidade de recorrer aos processos tradicionais de tentativa erro;
- O *layout* escolhido para a produção do puxador 30000-670 cumpre os requisitos em termos de simulação o que implica um correto dimensionamento do sistema de gitagem e alimentação, garantindo a criação de peças livres de rechupes ou quaisquer defeitos superficiais. Segundo simulações efetuadas, o projeto do sistema de gitagem e alimentação foi feito de forma adequada, tendo em conta o processo de FCBP. Os rendimentos dos sistemas de gitagem e alimentação simulados encontram-se abaixo dos valores típicos da FCBP, no entanto, poderão ser aumentados através do reaproveitamento de parte do metal que retorna para o forno. Uma vez que o *software* utilizado não permite simular as condições de retorno do metal, optou-se por supor o retorno de parte do metal do gito (rendimento de 43%) ou de todo o sistema de gitagem excetuando os alimentadores e ataques (rendimento de 65%);
- Por fim, foi possível criar diferentes *layouts* para a produção de uma peça de alumínio pelo processo de FCBP.

Posto isto, estabeleceram-se alguns trabalhos passíveis de realizar num futuro próximo, tendo em conta o contexto atual desta dissertação:

Peça 82000

- Após o fabrico da coquilha e da estrutura de adaptação da coquilhadora (produzida pela empresa M.J.Amaral) serão feitos testes hidráulicos dos movimentos da coquilha e de funcionamento da coquilhadora, bem como testes de funcionamento do forno;
- Operacionalização do sistema de baixa pressão;
- Testes de vazamento para confirmação do correto dimensionamento do sistema de gitagem e alimentação, tal como do sistema de ventilação. Deverá ser feita uma comparação dos defeitos obtidos com aqueles previstos pelo *software* de simulação e entre peças produzidas por FCBP e em coquilha rotativa, de forma a otimizar a coquilha.

Peça 30000-670

- Produção da coquilha referente à peça 30000-670 consoante o sistema de gitagem e alimentação calculado e projetado durante esta dissertação;
- Testes de vazamento para confirmação do correto dimensionamento do sistema de gitagem e alimentação, tal como do sistema de ventilação. Deverá ser feita uma comparação e análise dos defeitos obtidos com aqueles previstos pelo *software* de simulação e entre peças produzidas por FCBP e em FCG, validando a elevada potencialidade do processo de baixa pressão para a produção de peças em ligas de alumínio;

Peça 82005

- Projeto dos sistemas de gitagem e enchimento da peça 82005 tendo por base o método utilizado nesta dissertação, realizando simulações de solidificação e enchimento da mesma, para posterior construção e vazamento em coquilha através do processo de FCBP.

Por fim, deverá ser feita uma análise geral de todo o processo, desde o método de dimensionamento dos sistemas de gitagem à produção de peças de qualidade. Quando a otimização do processo estiver finalizada, toda a estrutura deverá ser transportada para a empresa STA.

5. Bibliografia

- ABAL. 2007. Fundamentos e Aplicações do Alumínio. São Paulo.
- Aleris. 2011. Aluminium Casting Alloys. Alemanha.
- Aluminium, Calm. 1998. Aluminium Alloys: Selection and Applications. <http://www.calm-aluminium.com.au/>; The Aluminum Association, Inc.
- America, Steel Founders' Society of. 1973. *Risring Steel Castings*.
- Araújo, Tiago. 2012. "Controlo Estatístico do Processo de Anodização, na Empresa STA – Sociedade Transformadora de Alumínios, SA.", DEMM, FEUP.
- Aremo, Bolaji e Mosobalaje O Adeoye. 2011. *Aluminium Countergravity Casting-Potentials and Challenges*. INTECH Open Access Publisher.
- ASM. 2009. *Casting Design and Performance*. Ohio: ASM International.
- Association, North American Die Casting. 2003. *NADCA Recommended Procedures for H13 Tool Steel: Steel Acceptance Criteria, Vacuum Heat Treatment, Die Welding*. NADCA.
- Beeley, P.R. 2001. *Foundry Technology*. Butterworth-Heinemann.
- Benedyk, J C. J., D Moracz e J. F. Wallace. 1970. "Thermal Fatigue Behavior of Die Materials for Aluminum Die Castings". *SDCE Internacional Die Casting Congress*.
- Bonollo, F., J. Urban , B. Bonatto e M. Botter. 2005. "Gravity and low pressure die cating of aluminium alloys: a technical and economical benchmark".
- Campbell, J. 2004. *Castings Practice: The Ten Rules of Castings*. Elsevier Science.
- Campbell, John. 2001. *Castings*. Elsevier. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpC0000001/castings/castings>.
- Capello, Edoardo. 2005. "Residual stresses in turning: Part I: Influence of process parameters". *Journal of Materials Processing Technology* no. 160 (2):221-228. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013604008520>.
- Chandler, Harry. 1995. *Heat Treater's Guide - Practices and Procedures for Irons and Steels*. ASM International. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpHTGPPIS3/heat-treaters-guide-practices/heat-treaters-guide-practices>.
- Chiaverini, Vicente. 1986. *Tecnologia Mecânica: Materiais de Construção Mecânica*. McGraw-Hill.
- Cindra Fonseca, M. P. 2000. "Evolução do Estado de Tensões Residuais em Juntas Soldadas de Tubulação durante Ciclos de Fadiga", COPPE, UFRJ.
- Cleary, Paul W. 2010. "Extension of SPH to predict feeding, freezing and defect creation in low pressure die casting". *Applied Mathematical Modelling* no. 34 (11):3189-3201. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0307904X10000739>.
- Committee, A. S. M. International Handbook. 1990. *Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys*. ASM International. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVPS1/asm-handbook-volume-01/asm-handbook-volume-01>.
- . 2008. *ASM Handbook - Casting*. ASM International. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVC04/asm-handbook-volume-15/asm-handbook-volume-15>.

- Cverna, Fran e Sandy Dunigan. 2001. Worldwide Guide to Equivalent Nonferrous Metals and Alloys ASM International. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpWGENMAEK/worldwide-guide-equivalent-2/worldwide-guide-equivalent-2>.
- Domingues, L., J. C. S. Fernandes e M. G. S. Ferreira. 2003. "Anodização não poluente de ligas de alumínio". no. 22:6.
- Duarte, Rúben. 2014. "Desenvolvimento do processo de fundição por baixa pressão para a obtenção de puxadores em ligas de alumínio", DEMEC, FEUP-INEGI.
- Efunda. 2015. "AISI H13". http://www.efunda.com/materials/alloys/tool_steels/show_tool.cfm?ID=AISI_H13&show_prop=all&Page_Title=AISI%20H13.
- EnginSoft. 2015. "Low Pressure Permanent Mold Casting". Acedido a 26-05-2015.
- Ferreira, José M. G. de Carvalho. 1999. *Tecnologia da Fundição*. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian.
- Foseco. 2007. Dycote Manual: Coatings for non-ferrous metal die-casting. Inglaterra.
- Freire de Andrade, José Maria de Moncada Côrte-Real. 2011. "Desenvolvimento de um Forno para Fusão em Cadinho Frio e Vazamento em Contra-Gravidade ", DEMEC, FEUP-INEGI.
- Fu, Penghuai, Alan A. Luo, Haiyan Jiang, Liming Peng, Yandong Yu, Chunquan Zhai e Anil K. Sachdev. 2008. "Low-pressure die casting of magnesium alloy AM50: Response to process parameters". *Journal of Materials Processing Technology* no. 205 (1–3):224-234. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013607011399>.
- Group, IMR. 2015. BPC155H Low Pressure Die Casting Compact Machine. Em <http://www.imr.it/products/foundry/bpc155h-low-pressure-compact-machine/>: www.imr.it.
- Guofa, Mi, Liu Xiangyu, Wang Kuangfei e Fu Hengzhi. 2008. "Numerical simulation of low pressure die-casting aluminum wheel". *China Foundry* no. 6.
- Hatch, J.E., A. Association e A.S. Metals. 1984. *Aluminum: Properties and Physical Metallurgy*. A S M International.
- Hines, Joy A. 2004. "Determination of interfacial heat-transfer boundary conditions in an aluminum low-pressure permanent mold test casting". *Metallurgical and Materials Transactions B* no. 35 (2):299-311. <http://dx.doi.org/10.1007/s11663-004-0031-7>.
- Jolly, M. 2003. "1.18 - Castings". Em *Comprehensive Structural Integrity*, editado por I. Karihaloo, O. Milner e B. Ritchie, 377-466. Oxford: Pergamon. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B0080437494010703>.
- Jones, R. H. 2003. "The influence of hydrogen on the stress-corrosion cracking of low-strength Al-Mg alloys". *JOM* no. 55 (2):42-46. <http://dx.doi.org/10.1007/s11837-003-0225-5>.
- Jorstad, J.L., W.M. Rasmussen, D.L. Zalensas e American Foundrymen's Society. 1993. *Aluminum Casting Technology*. American Foundrymen's Society.
- Karunakar, D. Benny e G. L. Datta. 2008. "Prevention of defects in castings using back propagation neural networks". *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* no. 39 (11-12):1111-1124. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-007-1289-0>.
- Kaufman, J. G. 2000. Introduction to Aluminum Alloys and Tempers. ASM International. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpIAAT0002/introduction-aluminum/introduction-aluminum>.

- Kaufman, J. Gilbert e Elwin L. Rooy. 2004. Aluminum Alloy Castings: Properties, Processes, and Applications. ASM International.
<http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpAACPPAOM/aluminum-alloy-castings/aluminum-alloy-castings>.
- Kaye, Alan e Arthur Street. 1982. *Die Casting Metallurgy*. Butterworth-Heinemann Ltd.
- Kharicha, A., M. Wu, A. Ludwig, M. Ramprecht e H. Holzgruber. 2012. "Influence of the Frequency of the Applied AC Current on the Electroslag Remelting Process". Em *CFD Modeling and Simulation in Materials Processing*, 139-146. John Wiley & Sons, Inc.
<http://dx.doi.org/10.1002/9781118364697.ch17>.
- Krishna, Prasad. 2001. "A study of interfacial heat transfer and process parameters in squeeze casting and low pressure permanent mold casting". D.Eng., University of Michigan College of Engineering Graduate Professional Programs.
<http://search.proquest.com/docview/304769542?accountid=43623>.
- Kuo, Jer-Haur, Feng-Lin Hsu e Weng-Sing Hwang. 2001. "Development of an interactive simulation system for the determination of the pressure–time relationship during the filling in a low pressure casting process". *Science and Technology of Advanced Materials* no. 2 (1):131-145.
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1468699601000390>.
- Kurtz, L. H. 2007. "Low Pressure Casting - a process which pays off". Comunicação apresentada em 11th International Trade Fair for Foundry, em Dusseldorf.
- Lancaster, J. F. 1999. *Metallurgy of Welding*. Woodhead Publishing.
<http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpMWE00002/metallurgy-welding-6th/metallurgy-welding-6th>.
- Larsen, Per. 2004. "Iron Melt Flow in Thin Walled Sections Cast in Vertically Parted Green Sand Moulds", Technical University of Denmark.
- Lee, P. D., A. Chirazi e D. See. 2001. "Modeling microporosity in aluminum–silicon alloys: a review". *Journal of Light Metals* no. 1 (1):15-30.
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1471531700000031>.
- Lexikon, Giesserei. 2013. "Low pressure gravity die casting process". Acedido a 18-05-2015.
http://www.giessereilexikon.com/en/foundry-lexikon/?tx_contagged%5Bsource%5D=default&tx_contagged%5Buid%5D=4419&cHash=53840ff7d2912c2d57d45a3f3ca2c9e1.
- Liang, P., T. Tarfa, J. A. Robinson, S. Wagner, P. Ochin, M. G. Harmelin, H. J. Seifert, H. L. Lukas e F. Aldinger. 1998. "Experimental investigation and thermodynamic calculation of the Al–Mg–Zn system". *Thermochimica Acta* no. 314 (1–2):87-110.
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0040603197004589>.
- Magalhães, António Pinto Barbedo. 2009. *Introdução à Fundição: Apontamentos da disciplina de Processos de Fabrico II*. Porto: FEUP.
- Maherauch, E. e K. H. Kloos. 1987. *Origin, Measurements and Evaluation of Residual Stress in Science and Technology*. DGM Verlag.
- Mallick, P. K. 2010. *Materials, Design and Manufacturing for Lightweight Vehicles*. Woodhead Publishing.
<http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpMDMLV002/materials-design-manufacturing/materials-design-manufacturing>.
- Marques, Flávio. 2010. "Desenvolvimento do processo de vazamento em coquilhas rotativas", DEMEC, FEUP-INEGI.

- Melo, Pedro. 2014. "Simulação do enchimento e solidificação de peças em ligas de cobre por fundição de baixa pressão", DEMEC, FEUP-INEGI.
- Meng, Chunyan, Di Zhang, Hua Cui, Linzhong Zhuang e Jishan Zhang. 2014. "Mechanical properties, intergranular corrosion behavior and microstructure of Zn modified Al–Mg alloys". *Journal of Alloys and Compounds* no. 617 (0):925-932. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0925838814019549>.
- Merlin, Mattia, Giulio Timelli, Franco Bonollo e Gian Luca Garagnani. 2009. "Impact behaviour of A356 alloy for low-pressure die casting automotive wheels". *Journal of Materials Processing Technology* no. 209 (2):1060-1073. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013608002318>.
- Metgraphite. 2006. "Processo de desgaseificação do alumínio". <http://www.metgraphite.com.br/desgaseificacao.htm#>.
- Muller, D., W. Acchar, G. M. C. Silva, E. A. Moreira, J. R. Coury, M. D. M. Innocentini, D. Hotza e C. R. Rambo. 2009. "Processamento e caracterização de filtros cerâmicos fibrosos". *Cerâmica* no. 55:318-325. http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0366-69132009000300012&nrm=iso.
- Neto, Rui Jorge de Lemos. 2014. Apontamentos da disciplina de Tecnologia de Moldação. Porto: FEUP.
- Oliveira, Daniel Casanova P. M. 2009. "Utilização do software ProCast no projecto de alimentação e giteagem de uma peça de aço vazado", Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, FEUP-Fundição do Alto da Lixa.
- Passini, Adriano. 2005. "Estudo de caso para o cálculo dos sistemas de alimentação e enchimento em moldes de fundição", Universidade Federal de Santa Catarina.
- Polmear, I. J. 2006. *Light Alloys - From Traditional Alloys to Nanocrystals* (4th Edition). Elsevier. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpLAFANE1/light-alloys-from-traditional/light-alloys-from-traditional>.
- Rainha, Hugo. 2004. *Fabrico de mangas de eixo em ligas de Al e Mg a partir de modelos obtidos por Protótipagem rápida, por fundição*. Porto.
- Ransing, R. S. e M. P. Sood. 2006. "Optimization in castings—An overview of relevant computational technologies and future challenges". *Metallurgical and Materials Transactions B* no. 37 (6):905-911. <http://dx.doi.org/10.1007/BF02735012>.
- Rayes, Magdy M. El. 2007. *Prediction of Solidification Time*. Arábia Saudita: King Saud University.
- Roberts, George, George Krauss e Richard Kennedy. 1998. *Tool Steels* ASM International. <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpTSE00002/tool-steels-5th-edition/tool-steels-5th-edition>.
- Schmolz-Bickenbach. 2014. Thyrotherm 2344 Magnum Technical Data Sheet.
- Shi, XinMei. 2012. "Defect Minimizing Control of Low Pressure Die Casting", Electrical and Computer Engineering, The University Of British Columbia.
- Shoumei XIONG, Baicheng LIU, Liangrong JIA, Xinghuo WEN. 2002. "Study on Numerical Simulation of Mold Filling and Solidification Processes under Pressure Conditions". *J. Mater. Sci. Technol.* no. 18 (05):413-416. http://www.jmst.org/CN/abstract/article_7356.shtml.
- Sorelmetal. 2000. "Ductile Iron - The essentials of gating and risering system designRising System Design". Acedido a 27-05-2015.
- Soren, Skov-Hansen. 2007. "Reduced Energy Consumption for Melting in Foundries", Technical University of Denmark.

- Srinivasan, A., U. T. S. Pillai, V. John e B. C. Pai. 2005. "Low Pressure casting of LM25 (Al-7Si-0.3Mg) aluminium alloy". *Materials and Manufacturing Processes* no. 20 (2):221-230. Acedido a 2015/04/15. <http://dx.doi.org/10.1081/AMP-200041867>.
- Stefanescu, D. 2008. *Science and Engineering of Casting Solidification, Second Edition*. Springer.
- Stefanescu, D.M., American Society for Metals e ASM International. Handbook Committee. 1988. *Casting*. ASM International.
- Sutaria, M., D. Joshi, M. Jagdishwar e B. Ravi. 2011. "Feeding System Design and Evaluation using Temperature Gradient (Feed Path) Maps". *American Foundry Society*:9.
- Teixeira, Rui Miguel Marinho. 2013. "Estudo Numérico do Efeito dos Principais Parâmetros de Fundição na Formação de Rechupes em Peças Fundidas", ESTG IPG.
- Teng, X., H. Mae, Y. Bai e T. Wierzbicki. 2009. "Pore size and fracture ductility of aluminum low pressure die casting". *Engineering Fracture Mechanics* no. 76 (8):983-996. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794409000125>.
- TotalMateria. 2002. "Aluminum Alloys". Acedido a 01-06-2015. <http://www.totalmateria.com/Article55.htm>.
- Totten, G.E. e D.S. MacKenzie. 2003. *Handbook of Aluminum: Physical Metallurgy and Processes*. Vol. 1: CRC Press.
- Totten, George E. 2006. *Steel Heat Treatment: Metallurgy and Technologies*.
- Umer, U, L. J. Xie e X. B. Wang. 2008. "Análise da usinabilidade do aço H13 usando materiais avançados de ferramenta". *Máquinas e Metais*.
- Utigard, T. A. 1998. "The properties and uses of fluxes in molten aluminum processing". *JOM* no. 50 (11):38-43. <http://dx.doi.org/10.1007/s11837-998-0285-7>.
- Verran O., Guilherme. 1986. "Estudo da alimentação de peças fundidas em ligas de alumínio", Departamento de Engenharia Metalúrgia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- . 2013. *Contração e alimentação de peças fundidas*. Santa Catarina: UDESC-PGCEM.
- Zhang, B., S. L. Cockcroft, D. M. Maijer, J. D. Zhu e A. B. Phillion. 2005. "Casting defects in low-pressure die-cast aluminium alloy wheels". *JOM: Springer-Verlag* no. 57.
- Zhang, Liqiang. 2001. "inverse calculation of interfacial heat transfer coefficient during casting solidification and the LPDC process optimization for thin-walled casting of aluminum alloy", B.E. (Central South University).
- Zhang, Liqiang e Luoxing Li. 2013. "Determination of heat transfer coefficients at metal/chill interface in the casting solidification process". *Heat and Mass Transfer* no. 49 (8):1071-1080. <http://dx.doi.org/10.1007/s00231-013-1147-6>.
- Zhang, Liqiang, Luoxing Li, Shiuping Wang e Biwu Zhu. 2012. "Optimization of LPDC Process Parameters Using the Combination of Artificial Neural Network and Genetic Algorithm Method". *Journal of Materials Engineering and Performance* no. 21 (4):492-499. <http://dx.doi.org/10.1007/s11665-011-9933-0>.
- Zhang, Liqiang, Luoxing Li e Biwu Zhu. 2009. "Simulation Study on the LPDC Process for Thin-Walled Aluminum Alloy Casting". *Materials and Manufacturing Processes* no. 24 (12):1349-1353. Acedido a 2015/04/15. <http://dx.doi.org/10.1080/10426910902997159>.
- Zolotarevsky, V.S., N.A. Belov e M.V. Glazoff. 2010. *Casting Aluminum Alloys*. Elsevier Science.

Anexo A: Método de cálculo dos sistemas de gitagem e enchimento para FCBP

Portanto, finalizado o processo de criação dos sistemas de gitagem e alimentação da peça em estudo (30000-670), apresenta-se em seguida, de forma resumida, o método de cálculo e dimensionamento para o processo de FCBP de peças anteriormente produzidas por FCG:

1. Análise das simulações de solidificação da peça produzida em FCG;
2. Análise visual e microscópica da peça produzida em FCG:
 - a. Caracterização e localização de defeitos existentes (macro e micro) e comparação com as simulações anteriormente efetuadas.
3. Dimensionamento do sistema de alimentação (utilização da regra de *Chvorinov* uma vez que a regra de *Rabinovic* para ligas e Al-Mg representa um rendimento inferior):
 - a. Cálculo do módulo da peça através do *software* SolidWorks: o defeito é delimitado por uma forma aproximada e é calculada a área e volume do mesmo, obtendo de seguida o módulo da peça:

$$M_{peça} = \frac{V}{S}$$

- b. Determinação do valor do coeficiente de segurança, *k*, dependendo do tipo de liga a utilizar:

Tabela 17 - Valores do coeficiente de segurança, *k*

Metal	Coeficiente de segurança (k)
Ferro fundido de alta resistência	1.0-1.2
Ferro fundido perlítico normal	0.8-1.0
Ferro fundido maleável	1.4
Ferro fundido esferoidal	1.4
Aço	1.2
Níquel, cupro-níquel, cupro-alumínio	1.4
Cobre, bronzes, latão 70/30 e 60/40	1.2
Latão de alta resistência	1.4
Ligas leves	1.4

- c. Cálculo do módulo do alimentador:

$$M_{alim} = kM_{peça}$$

- d. Cálculo do diâmetro e altura do alimentador, admitindo um alimentador cilíndrico:

$$M_{ali} = 0.187D_{ali}$$

$$h_{ali} = 1.5D_{ali}$$

3. Dimensionamento do sistema de gitagem:

- a. Cálculo do diâmetro do ataque/pescoço, D_n , (podem-se utilizar as regras usadas na FCG):

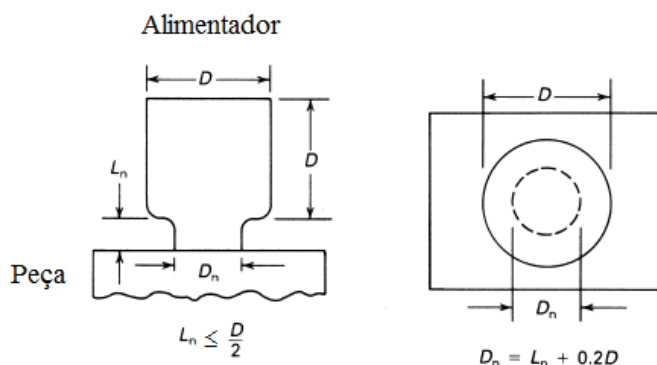


Figura 148 - Dimensionamento do ataque para alimentadores de topo

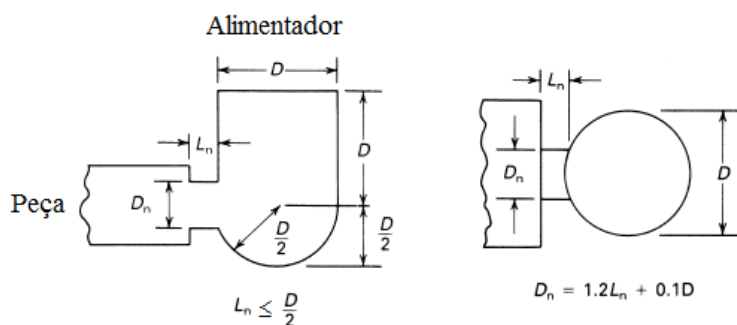
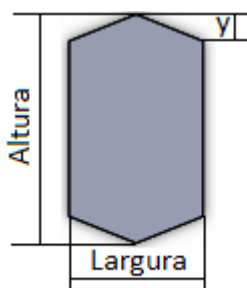


Figura 149 - Dimensionamento do ataque para alimentadores laterais

- b. Cálculo da área do ataque: após o cálculo da área do ataque, pode-se aproximar a mesma de um hexágono irregular (visto ser mais utilizado a nível industrial) através das seguintes equações:

$$A_{\text{ataque teórico}} = \frac{\pi D_n^2}{4}$$

$$\frac{A_{\text{ataque real}}}{A_{\text{ataque teórico}}} \times 100 = 70\%$$



$$\text{Altura} = D_{\text{ataque teórico}}$$

$$\text{Largura} = \frac{D_{\text{ataque teórico}}}{2}$$

$$y = 0.2 \times D_{\text{ataque teórico}}$$

c. Cálculo da área e diâmetro do gito e canais de distribuição a partir da área do ataque (dependendo do número de ataques e canais, n):

i. Cálculo do valor de S_t e do tempo máximo de enchimento caso seja necessário:

$$A_{\text{ataque real}} = \frac{r_{\text{ataque}}}{r_{\text{ataque}}} \times \frac{S_t}{n}$$

$$v = \sqrt{2gh}$$

$$S_t = \frac{V_{\text{metal}}}{v_{\text{máx. de metal}} \times t_{\text{máx. de enchimento}}}$$

ii. Para ligas leves de alumínio (AG4Z), com um k de 1.4 pode-se utilizar uma relação de gitagem de:

$$\frac{A_{\text{gito}}}{A_{\text{gito}}} = 1$$

$$\frac{A_{\text{canais}}}{A_{\text{gito}}} = 1.1$$

$$\frac{A_{\text{ataques}}}{A_{\text{gito}}} = 1.7$$

iii. Efetua-se o cálculo das áreas e posteriormente dos diâmetros (utilizam-se canais cilíndricos no processo de simulação, contudo, na realidade, normalmente apresentam a mesma geometria do ataque):

$$A_{\text{gito}} = \frac{r_{\text{gito}}}{r_{\text{ataque}}} \times S_t$$

$$A_{\text{canal}} = \frac{r_{\text{canal}}}{r_{\text{ataque}}} \times \frac{S_t}{n}$$

$$D_i = 2\sqrt{\frac{A_i}{\pi}}$$

4. Cálculo do rendimento metalúrgico:

$$\eta = \frac{V_{\text{total peças}}}{V_{\text{total peças}} + V_{\text{gitagem e alimentação}}}$$