

Criação de um sistema de alimentação e gitagem em ferro fundido nodular, para moldação com linha de apartação vertical

Bruno Miguel Coelho Oliveira

Porto, Outubro de 2013

<i>CANDIDATO</i>	Bruno Miguel Coelho Oliveira	<i>Código</i>	200803851
<i>TÍTULO</i>	Criação de um sistema de alimentação e gitagem em ferro fundido nodular, para moldação com linha de apartação vertical		
<i>DATA</i>	8 de Outubro de 2013		
<i>LOCAL</i>	Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto - Sala F106 - 10h00		
<i>JÚRI</i>	<i>Presidente</i>	Professor Doutor Luís Filipe Malheiros de Freitas Ferreira	DEMM/FEUP
	<i>Arguente</i>	Doutor Hélder Jesus Fernandes Puga	DEM/EEUM
	<i>Orientador</i>	Professor Doutor Carlos Alberto Silva Ribeiro	DEMM/FEUP

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Criação de um sistema de alimentação e gitagem em ferro fundido nodular, para
moldação com linha de apartação vertical

Bruno Miguel Coelho Oliveira

Mestrado Integrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Dissertação realizada no âmbito da atribuição de grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica e
de Materiais,

sob orientação do Professor Doutor Carlos Alberto Silva Ribeiro,

docente do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Faculdade de
Engenharia da Universidade do Porto,

e co-orientação do Engenheiro Jose Rego,

da Sakthi Portugal Automotive Group

Agradecimentos

Gostaria de aproveitar esta oportunidade para agradecer a um conjunto de pessoas, cujo apoio culminou na realização deste documento, e contribuíram para a pessoa que sou hoje.

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer ao Professor Silva Ribeiro por , em conjunto com a sua amizade, ter acedido ao pedido de ser meu orientador.

À Engenheira Cristina Monteiro e ao Engenheiro José Rego, por terem depositado em mim a confiança necessária para conduzir livremente o desenvolvimento de um tema de cariz tão sensível, e por me terem permitido fazer parte de um grupo de profissionais de elevada capacidade.

A todos os membros da secção de Engenharia do Produto da Sakthi Portugal, por me terem permitido integrar o seu quotidiano durante este conjunto de meses, que contribuíram bastante para o meu crescimento, tanto pessoal e profissional.

A todos os meus colegas de curso, com quem partilhei 5 anos que irão certamente deixar saudades, e a quem agradeço pelo companheirismo sempre patente desde os primeiros momentos.

Gostaria ainda de agradecer a amizade aos meus amigos Armando, Tiago, Ana e Cristiano, que fazem o esforço de me escutar e me presenteiam com a sua companhia, mesmo depois de tantos anos volvidos.

Ao Engenheiro Daniel Silva, cuja leal amizade tanto contribuiu para que pudesse hoje atingir os objetivos a que me propus, e por se ter mostrado sempre prestável na resolução dos problemas que fossem surgindo, ao longo de todos estes longos anos.

Aos meus pais, pelos sacrifícios imensos a que humildemente se sujeitaram para que não me fosse privado nada, ao longo da vida.

Por último, mas nunca menos importante, à memória do meu irmão Diogo, com quem aprendi que, na vida, as dificuldades são o condimento das vitórias, e a quem ficarei para sempre em dívida por tudo o que fez por mim.

“Nós somos como anões sentados sobre os ombros de gigantes. Vemos mais, e a maior distância do que eles, não por termos uma visão melhor, ou por sermos mais altos, mas porque eles nos elevam, e acrescentam a sua grandiosa estatura à nossa.” – tradução livre de um extracto de “Metalogicon”, de João de Salisbury

Resumo

Este documento representa um trabalho desenvolvido que teve como objetivo criar e otimizar um sistema de alimentação e gitagem para um equipamento com linha de apartação vertical, tendo por base um conjunto de princípios até agora apenas documentados para a produção de peças individuais, e não de cachos inteiros. Os princípios referidos procuram reduzir a propensão ao aparecimento de inclusões não metálicas no fundido, através do controlo do processo de enchimento e minimização da velocidade de entrada do metal líquido nas cavidades moldantes.

O desenvolvimento do *layout* do sistema de gitagem foi levado a cabo utilizando as fórmulas indicadas para o cálculo das áreas de secção críticas, com validação pelo MAGMA5, um *software* de engenharia assistida por computador. Foi utilizado ainda um programa distinto (FLOW-3D) para reiterar a etapa de enchimento, com o intuito de aumentar a margem de confiança sobre os resultados previamente obtidos.

A configuração dos alimentadores utilizados teve como objetivo criar um alimentador cujo colo fracturasse durante a etapa de acabamento, diminuindo desta forma o tempo de ciclo de fabrico da peça.

Os resultados das simulações de enchimento levam a concluir que, em princípio, o sistema irá exibir um enchimento simultâneo das diversas cavidades, o que representará a situação ideal em termos de duração do processo.

Verificou-se um tempo de enchimento 31% inferior ao registado para a referência num equipamento análogo, assim como diferenças de cerca de 9% entre as durações da etapa de enchimento calculadas por *software* e as verificadas experimentalmente.

Palavras-chave: alimentação, gitagem, apartação vertical, enchimento, ferro fundido nodular.

Abstract

This document represents a project which sought to create and optimize a feeding and gating system for a vertical parting line flaskless moulding equipment, based on a set of principles that, up until now, had only been documented for the casting of individual parts, and not for serial production. Said principles seek to reduce the chance of creating non-metallic inclusions in the casting, through control of the filling process and minimization of the velocity of the molten metal at the moment of entry in the mould cavity.

Development of the gating system layout was carried out using the specific mathematical formulas created to define the critical cross section area, with further validation by MAGMA5. Another software was used (FLOW-3D) to further reinforce the prediction capability of the results of the filling stage, thus increasing the confidence over the previously obtained results.

The feeders' configuration had the purpose of creating a feeder whose neck would break during the finishing stage, thus diminishing the castings' necessary processing time.

The simulations' filling results bring about the conclusion that the system will exhibit a simultaneous filling of all the cavities, which represent an ideal situation in terms of process duration.

The measured filling time was 31% quicker than the company's standard gating system for a similar part, and the verified filling times were roughly 9% longer than those observed in the software simulations.

Keywords: feeding, gating, vertically parted moulding, filling, ductile iron.

Lista de figuras

Figura 1: Representação das cadências de produção, em moldações por hora, do sistema com macho e sem macho.....	pág. 2
Figura 2: a) Exemplo de um sistema de gitagem pressurizado; b) Momento de entrada do metal líquido nas cavidades.....	pág. 4
Figura 3: Exemplo de um sistema de gitagem despressurizado; b) Momento de entrada do metal líquido nas cavidades.....	pág. 4
Figura 4: Esquema de progresso da frente de solidificação de dois tipos de ligas metálicas.....	pág. 6
Figura 5: Cálculo da altura metalostática para cada estratégia de alimentação.....	pág. 9
Figura 6: Exemplos de diferentes tipos de velocidades do metal no momento de entrada na cavidade moldante/ Representação dos diferentes segmentos que constituem um ataque em forma de leque.....	pág. 11
Figura 7: Representação dos tipos de fluxo de acordo com o número de Reynolds.....	pág. 12
Figura 8: Exemplos de fenómenos passíveis de ocorrer nas curvas dos sistemas de gitagem.....	pág. 15
Figura 9: Geometrias de canais e curvas existentes / Comparação do caudal para diferentes geometrias de curvas.....	pág. 15
Figura 10: Comparação do caudal para diferentes geometrias.....	pág. 16
Figura 11: Representação de um canal com alargamento de secção/Representação de um canal com afunilamento de secção.....	pág. 17
Figura 12: Diferentes tipos de contração volúmica no arrefecimento do metal.....	pág. 19
Figura 13: Diferentes estágios de alimentação.....	pág. 22
Figura 14: Esquema da solidificação da frente de avanço para ligas não eutéicas e para ligas com pequena percentagem de eutéico.....	pág. 24
Figura 15: Efeito de deformação induzida pela instalação de tensões durante o arrefecimento.....	pág. 25
Figura 16: Diagrama de equilíbrio Fe-C.....	pág. 26
Figura 17: Vista isométrica do componente/ Vista frontal do componente.....	pág. 27
Figura 18: Disposição espacial das peças na placa molde.....	pág. 27
Figura 19: Disposição espacial do sistema na placa molde.....	pág. 29

Figura 20: Vista frontal e de perfil do sistema A.....	pág. 29
Figura 21: Vista frontal e de perfil do sistema B.....	pág. 30
Figura 22: Identificação do módulo crítico da peça.....	pág. 32
Figura 23: Modelo B após geração da malha tridimensional no MAGMA5.....	pág. 34
Figuras 24 a 33: Representação da velocidade do metal líquido, segundo simulação de enchimento do modelo A, utilizando MAGMA5 e FLOW-3D.....	págs. 35 e 36
Figura 34 a 43: Representação da velocidade do metal líquido, segundo simulação de enchimento do modelo B, utilizando MAGMA5 e FLOW-3D.....	págs. 36 e 37
Figura 44 a 49: Vista de perfil do enchimento do gito de descida do modelo A e do modelo C, segundo o <i>software</i> MAGMA5.....	pág. 40
Figura 50: Temperaturas após conclusão do vazamento no sistema A/B.....	pág. 41
Figura 51: Tempo de vazamento para o sistema A/B.....	pág. 41
Figura 52: Análise de porosidade do sistema provisional/ Zona de módulo crítico da peça.....	pág. 42
Figura 53: Módulo do novo alimentador, calculado pelo MAGMA5.....	pág. 43
Figura 54: Resultado da avaliação de porosidade para o sistema A/B.....	pág. 45
Figura 55 a 58: Evolução da fração líquida para os sistemas A e B.....	pág. 45
Figura 59: Distribuição dos tempos até à coerência dendrítica para o sistema A/B.....	pág. 46
Figura 60: Placa molde e sistema de gitagem ensaiados.....	pág. 47
Figura 61: Cacho referente ao vazamento interrompido aos 1,5 segundos/ Pormenor da peça incompletamente preenchida.....	pág. 49
Figuras 62: Cacho referente ao vazamento interrompido aos 2,5 segundos/ Cacho submetido a enchimento normal.....	pág. 49
Figura 63: Pormenor de rebarbas encontradas na cavidade inferior do primeiro cacho de controlo.....	pág. 49
Figura 64: Indicação das zonas para controlo de propriedades mecânicas e microestruturais.....	pág. 50
Figura 65: Peça em bruto de fundição, após granalhagem/ Pormenor das rebarbas encontradas.....	pág. 51
Figura 66: Pormenor da parte inferior da peça/ Vestígios de má compactação da areia da moldação.....	pág. 51

Figura 67: Vista posterior da peça retirada do equipamento de raio-x/ Pormenor das zonas críticas.....pág. 51

Figura 68: Porosidade revelada após secção para ensaio de líquidos penetrantes/ Peças submetidas a ensaio de líquidos penetrantes, sem indicação de defeitos.....pág. 52

Lista de Tabelas

Tabela 1: Exemplos de relações de gitagem para diversos tipos de sistemas.....pág. 5

Tabela 2: Exemplos de velocidades de entrada máximas recomendadas, na cavidade moldante, para diversos tipos de materiais metálicos.....pág. 10

Tabela 3: Alturas metalostáticas dos diversos patamares e áreas de secção correspondentes.....pág. 31

Tabela 4: Alturas metalostáticas relevantes para o gito de descida e áreas de secção correspondentes.....pág. 32

Tabela 5: Rendimentos metálicos teóricos.....pág. 33

Tabela 6: Resultado da avaliação das propriedades mecânicas e microestruturais das peças amostradas.....pág. 50

Tabela 7: Números de Reynolds máximos calculados para os diferentes ataques, em cada altura metalostática.....pág. 53

Índice

1. Síntese bibliográfica	
1.1.– Contextualização do tema.....	pág. 1
1.2.– Sistemas de gitagem com linha de apartação vertical.....	págs. 1 e 2
1.3.– Tipos de sistemas de gitagem verticais.....	págs.3 a 5
1.4.– Frente de avanço do metal líquido.....	págs. 5 a 7
1.5.– Velocidade do metal líquido e sua estabilidade durante o enchimento.....	págs. 7 a 13
1.6.– Dinâmica de fluidos.....	págs. 13 e 14
1.7.– A geometria do sistema de gitagem.....	págs. 15 a 18
1.8.– Solidificação do metal líquido.....	págs. 18 a 21
1.9.– Estágios de alimentação.....	págs. 21 a 25
1.10. – Composição química.....	págs. 25 e 26
2. Metodologia Experimental	
2.1.– Análise preliminar.....	págs. 27 e 28
2.2.– Construção dos modelos tridimensionais.....	págs. 28 a 33
3. Apresentação de resultados	
3.1.– Comparação por software do enchimento das cavidades.....	págs. 34 a 39
3.2.– Comparação do enchimento do gito de descida segundo o MAGMA5.....	págs. 39 e 40
3.3.– Gradientes térmicos.....	pág. 41
3.4.– Análise de porosidade, fração líquida e tempo até à coerência dendrítica.....	págs. 42 a 46
3.5.– Equipamentos e ensaio prático.....	págs. 46 a 52
4. Discussão de resultados	
4.1.– Análise das simulações realizadas.....	págs. 52 a 54
4.2.– Análise dos resultados práticos.....	págs. 54 e 55
5. Conclusões.....	pág. 56
5.1.– Recomendações para trabalhos futuros.....	pág. 57
6. Referências Bibliográficas.....	págs. 58 e 59
6.1.– Bibliografia Complementar.....	págs.59 e 60

1. Síntese bibliográfica

1.1. Contextualização do tema

A indústria automóvel influencia e interage diretamente com diversos setores da indústria transformadora, como é o caso da fundição. Atendendo aos elevados volumes de produção envolvidos nesta área, o baixo custo relativo das peças obtidas por fundição torna-se um fator de preponderante importância.

Dentro da área da fundição, e mais especificamente a fundição em areia verde, existem diversos parâmetros determinantes para a qualidade do produto final, como sejam a composição química da matéria prima utilizada, a compactabilidade da areia que compõe a moldação (nos casos da moldação em areia), a temperatura de vazamento ou o tipo de enchimento da cavidade moldante.

Este documento debruça-se no estudo, análise e validação experimental da criação de um sistema de alimentação e gítagem para um componente em ferro fundido nodular, num equipamento de moldação com linha de apartação vertical, segundo um conjunto de diretrizes que até à data apenas foram publicadas como exercício académico, e como tal inadaptadas à realidade industrial. Este tipo de sistemas visa controlar a velocidade do metal líquido no momento de entrada na cavidade moldante, através do dimensionamento cuidadoso do gíto de descida. A disposição dos canais de distribuição e a geometria do sistema de gítagem são fatores que também são controlados nesta abordagem, cujo intuito é de melhorar a qualidade do produto final, através da erradicação das razões do aparecimento de um tipo de defeitos.

1.2. Sistemas de gítagem com linha de apartação vertical

O sistema de gítagem é o responsável pela criação do percurso desde o exterior da moldação até ao interior da cavidade moldante, e é seu objetivo fazer com que o metal fundido aí chegue o mais rapidamente possível, mas de forma a não comprometer a qualidade final do produto, por exemplo por via da incorporação de inclusões não metálicas. Existem diversas variáveis que determinam se um sistema de gítagem está ou não bem projetado para a aplicação em questão, como sejam a velocidade de entrada do metal líquido na cavidade, a pressão hidrostática exercida pelo metal líquido sobre o metal em solidificação, ou a temperatura do metal em cada parte do sistema. O descontrolo ou dimensionamento deficiente de cada uma dessas variáveis poderá dar origem à criação de defeitos característicos.

A moldação em areia verde apresenta duas formas de criar a cavidade moldante, e consequentemente o sistema de gitagem: o sistema com linha de apartação horizontal (mais convencional), e o sistema com linha de apartação vertical. O último apresenta algumas particularidades que se revelam vantajosas em termos de produtividade, um fator de sobeja importância num mundo tão competitivo como o da indústria automóvel.

As moldações horizontais são caracterizadas por permitirem vaziar elevadas quantidades de material, uma vez que a presença da caixa de moldação confere uma resistência adicional à moldação, quando comparadas com as moldações em areia verde de orientação vertical. Estas últimas apresentam a vantagem de funcionar sem utilização de caixas de moldação, assim como de permitir cadências de produção mais elevadas, apresentando no entanto uma menor capacidade volumétrica. Existe ainda um outro fator que confere uma flexibilidade interessante à moldação disposta verticalmente, que é a possibilidade de estabelecer espessuras variáveis para as meias moldações, em função das necessidades do projeto em curso. Desta forma, a quantidade de areia utilizada é optimizável em função dos resultados obtidos, algo que não é possível no processo tradicional de moldação horizontal, em que o volume de areia necessário está condicionado pela dimensão da caixa de moldação [1].

A figura 1 ilustra a capacidade de produção de um equipamento de produção de moldações apartadas verticalmente, em função da complexidade da peça (distinguindo entre peças com e sem macho) e da espessura de cada bolo.

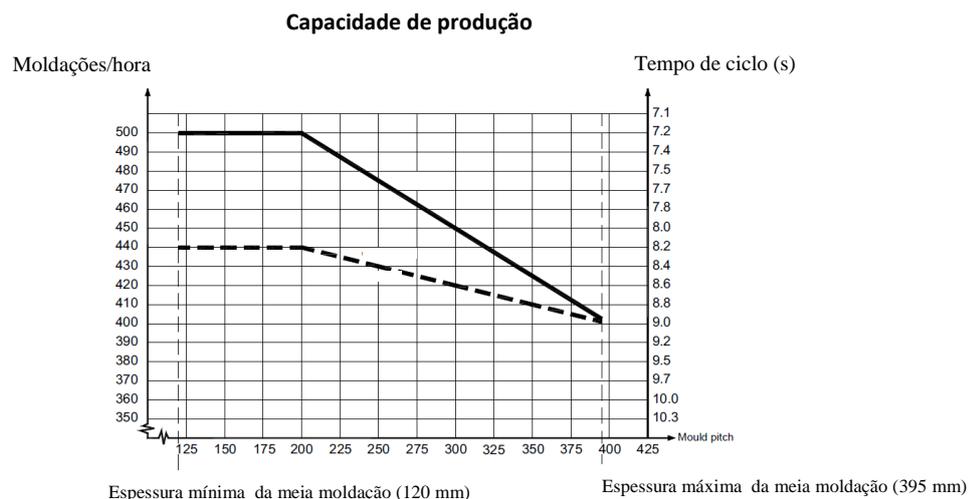


Figura 1 - Representação das cadências de produção, em moldações por hora, de sistemas com macho (linha tracejada) e sem macho (linha a cheio) [1].

1.3. Tipos de sistemas de gitagem verticais

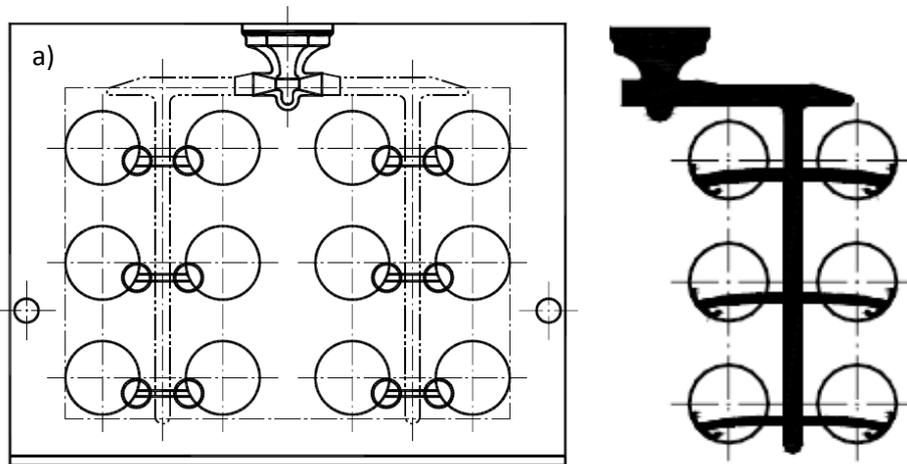
Dentro dos sistemas com linha de apartação vertical existem quatro categorias que compreendem a totalidade dos sistemas de gitagem, de acordo com a localização da área de secção crítica que controla o fluxo e o tempo de enchimento.

Os sistemas de gitagem podem ser pressurizados, despressurizados, não-pressurizados ou mistos (híbridos). A classificação dos sistemas de gitagem varia consoante a localização da área de secção crítica que restringe o fluxo de metal líquido, controlando desta forma o tempo de enchimento. É habitual encontrar a área crítica na base do gito de descida (à semelhança dos sistemas de moldação horizontal) ou no ponto de bifurcação do fluido de que resulta a intersecção do gito de descida com os canais de distribuição horizontais [1][2][3].

Um sistema de gitagem diz-se pressurizado quando a secção crítica que controla o tempo de vazamento se localiza nos ataques. Este tipo de sistema é construído com reduções na área dos canais de cada vez que se executa uma transição de posição de horizontal para vertical e vice-versa (no sentido bacia de vazamento - cavidade moldante). De entre os sistemas existentes, este é o que apresenta maior rendimento entre a quantidade de metal vazado e o convertido em fundido, uma vez que as secções dos canais de distribuição vão decrescendo continuamente desde a bacia até aos ataques. No caso da presença de diversas peças numa determinada altura metalostática, a área de secção do gito de descida será a soma da totalidade das áreas dos ataques presentes nessa altura, à qual se acrescenta (se aplicável) a soma das áreas dos ataques nos níveis inferiores. A progressiva redução da área de secção do gito de descida permite criar uma confluência direcional do fluido no sentido da cavidade moldante, e desta forma tornar o processo mais eficiente, por via da redução do tempo em que o vazamento decorre [1][3].

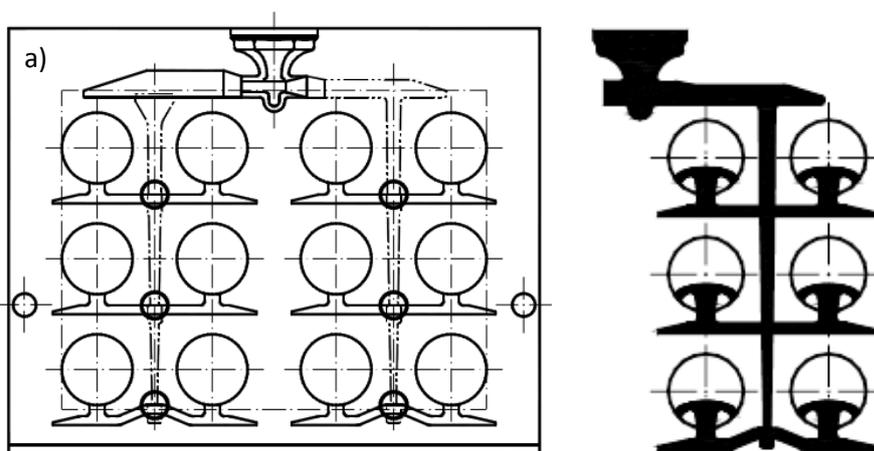
Durante o momento da queda do metal líquido, a superfície da sua frente de avanço irá apresentar uma curvatura, devido à tensão superficial do fluido. A largura máxima do canal que permite criar um sistema de gitagem controlado pela tensão superficial foi demonstrada por Larsen^[3] como sendo de 10mm, para canais com 3° de saída – canais mais largos apresentam elevadas probabilidades de criar a separação de gotas do metal líquido da frente de avanço. Se o enchimento for controlado pela tensão superficial, estão reunidas as condições para que o gito de descida se encontre integralmente cheio desde o início do processo de vazamento até à sua conclusão, o que se revela interessante sob o ponto de vista

de qualidade do produto final, por via da diminuição da potencialidade para a retenção de ar [3].



b) **Figura 2 - a) Exemplo de um sistema de gitagem pressurizado. Os círculos definem a zona crítica. b) Momento de entrada do metal líquido nas cavidades [1].**

Um sistema despressurizado apresenta pressões hidrostáticas idênticas às de um sistema pressurizado ao longo dos seus canais, até atingir a secção crítica do sistema de gitagem, a partir da qual existe um decréscimo da pressão interna do sistema, que se traduz numa diminuição da velocidade do fluido. A segmentação da pressão de que esta técnica faz uso funciona como uma operação de limpeza do metal que passa na zona despressurizada, através da diminuição da turbulência e da velocidade do fluido. Quando comparado com um sistema pressurizado, a diferença que existe na metodologia do cálculo das áreas do sistema de gitagem cinge-se ao componente de gitagem cuja área calculamos com a fórmula expressa na equação 11, apresentada mais adiante, que passa a ser aplicada geralmente sobre o gito de descida ou um canal de distribuição vertical [1][3].



b) **Figura 3 - a) Exemplo de um sistema de gitagem despressurizado. b) Momento de entrada do metal líquido nas cavidades [1].**

Importa ainda salientar que, num sistema de moldação vertical, é imperativo que o enchimento das diversas cavidades moldantes ocorra em simultâneo ou, no limite, de baixo para cima. A simultaneidade do enchimento é justificável com a necessidade de atenuar ao

máximo os gradientes térmicos entre as diversas cavidades, para desta forma procurar obter peças com a microestrutura o mais semelhante possível. Se o enchimento ocorrer na ordem contrária à indicada (com as peças nos patamares superiores a encherem antes das congêneres inferiores), existe o risco de ocorrer deformação plástica no topo das peças cheias posteriormente, devido à pressão que o metal líquido já vazado exerce sobre a moldação (a moldação cede sob o peso do metal fundido, e o metal que preenche a cavidade afetada assume a forma distorcida, criando uma peça não-confome).

J. Campbell^[4] avança com um sistema de pressurização que apelida de “naturalmente pressurizado”, que se distingue daqueles já apresentados por procurar associar as melhores características de um sistema despressurizado enquanto tenta evitar a sua maior limitação – a elevada quantidade de ar e bolhas gasosas que se entranham no metal líquido devido ao não preenchimento integral do canal de distribuição ao longo do processo de vazamento.

A relação de área existente entre os canais de distribuição - nomeadamente entre o gito de descida, os canais de distribuição horizontais e os ataques - apelidada de relação de gitagem, determina a natureza da pressurização do sistema de gitagem em causa.

Tabela 1 - Exemplos de relações de gitagem para diversos tipos de sistemas [4].

Tipo de sistema	Exemplo de relações de gitagem
Pressurizado	1: 0,8: 0,6
Despressurizado	1: 2: 4
Ligeiramente pressurizado	1: 1: 1
Naturalmente pressurizado	1: 1,2: 1,4

1.4. Frente de avanço do metal líquido

A composição química do metal ou liga fundidos influenciam de forma direta o comportamento evidenciado pelo líquido aquando da sua repartição pelos canais de distribuição, em função da fluidez característica de cada material. Os metais puros e ligas de composição eutética, geralmente apresentam distâncias percorridas pelo metal líquido superiores às verificadas para as ligas onde haja uma coexistência entre uma fase líquida e uma fase sólida, uma vez que no primeiro caso a frente líquida apenas cessa o seu avanço quando o material está integralmente solidificado. No caso das ligas com composições não

eutéticas, ocorre um abrandamento progressivo na velocidade de avanço que se anula quando a viscosidade da zona pastosa é demasiado elevada para permitir o avanço do líquido [5].

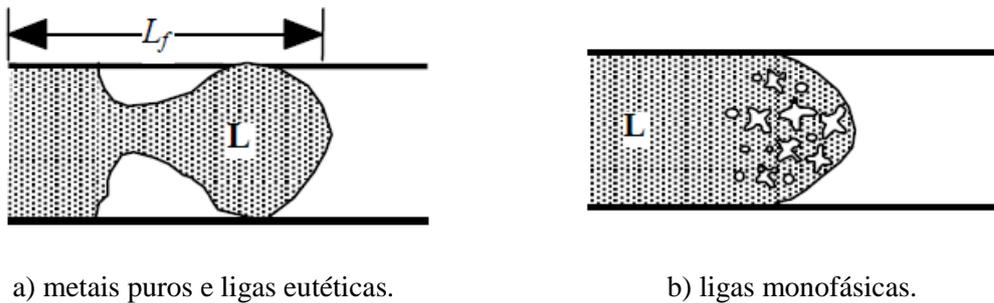


Figura 4 - Esquema de progressão da frente de solidificação de dois tipos de ligas metálicas [2].

A fluidez das ligas monofásicas pode ser calculada utilizando a equação 1, onde t_f representa o tempo de solidificação, f_s^{cr} traduz a fração de sólido crítica que induz a paragem do avanço da frente de solidificação (coerência dendrítica, geralmente entre 0,2 e 0,4) e V simboliza a velocidade de avanço do líquido. A equação 2 traduz a mesma propriedade para metais puros e ligas eutéticas [5].

Equação 1
$$L_f = f_s^{cr} V t_f$$

Equação 2
$$L_f = V t_f$$

No momento da sua construção, é importante que os sistemas de gitagem obedeçam a um princípio enunciado por Campbell^[6], que afirma ser importante evitar a rotura da barreira superficial que encapsula a frente do metal líquido que avança ao longo do sistema de gitagem, assim como qualquer ocorrência de deformação localizada (dobragem do líquido sobre a sua própria superfície, ou inclusão de grãos de areia ou outras impurezas) no filme [2].

Os fenómenos enunciados têm a consequência nefasta de criar discontinuidades na superfície do metal líquido que, comportando-se como um material no estado semissólido, exhibe alguma memória de forma, que por sua vez pode levar a que as fendas criadas permaneçam presentes durante a solidificação da liga, arriscando-se a surgir no produto final. Para além das situações descritas, que são passíveis de danificar a camada superficial de óxido formada, a própria contração de solidificação do metal pode induzir o surgimento das referidas fendas [2].

A existência dos filmes de óxidos metálicos pode revelar-se benéfica para a qualidade final do fundido (nos casos em que o fenómeno de oxidação superficial é retardado pela presença da película referida), como por exemplo no caso do alumínio. Os problemas relacionados com as

barreiras dos filmes de óxido surgem quando as partículas de óxido da superfície se entranham no líquido, dando origem à formação de uma inclusão não metálica, que afeta diretamente e de forma adversa as propriedades mecânicas da peça através do efeito de entalhe [5][6].

1.5. Velocidade do metal líquido e sua estabilidade durante o enchimento

Para iniciar o processo de cálculo de um sistema de gitagem é necessário ter presente qual o tempo necessário para o enchimento da cavidade envolvida. Existem diversas fórmulas para determinar em quanto tempo a cavidade moldante é preenchida, podendo ser possível tomar a equação 3 como exemplo [1].

Equação 3 $t = B\sqrt{G}$

onde o tempo t é calculado com recurso a um fator B , que é função da espessura mínima da peça e que pode variar entre 1,5 e 6, e G é a massa de material que passa pela secção em causa. Esta equação em particular é apenas aplicável para o cálculo do tempo de enchimento da cavidade moldante.

O teorema de Bernoulli é a matriz guia de referência na conceção de um sistema de gitagem, afirmando que existem diversos fatores que se relacionam (pressão, velocidade, e a altura a que o metal flui) e que influenciam o comportamento do sistema, cuja natureza inerente ao adequado funcionamento é baseada na hidráulica. No entanto, o teorema de Bernoulli, assim como os restantes a serem apresentados em seguida, partem de um pressuposto que não se verifica na prática: as equações são válidas para sistemas fechados (em que a quantidade de metal que dá entrada no sistema é exatamente igual àquela que é escoada pelos ataques), sendo que na realidade existe uma discrepância entre o início do vazamento e o momento de entrada nas cavidades moldantes. Este lapso temporal entre os dois acontecimentos referidos é a razão pela qual existem restrições quanto à aplicabilidade do teorema de Bernoulli e conceitos da mecânica de fluidos clássica [7][8].

O cálculo da área do ataque para um sistema pressurizado segue a fórmula de Torricelli para a velocidade de um fluido, afetada de um fator de perda de velocidade por atrito, cuja quantificação é efetuada por cada fundição, em função daqueles que são os seus resultados experimentais [1].

Equação 4 $v = \alpha\sqrt{2 \cdot g \cdot h}$

em que o fator de perda α quando multiplicado pelo dobro da aceleração da gravidade g e a diferença de alturas entre o início do vazamento e a altura da secção analisada h , traduz a velocidade do líquido naquele ponto. O fator de perda de velocidade pode ser afetado por diversos fatores, como sejam a viscosidade do material, a temperatura de vazamento, a composição química do metal, a geometria dos ataques e a altura dos mesmos, entre outros. Este valor pode variar para os diferentes componentes do sistema de gítagem, sendo possível coexistirem valores de 0,8 a 0,9 no gíto de descida com valores de 0,2 nos ataques (se a sua geometria assim o permitir). A existência física de um fator cuja variação não é conhecida (fator de perda) obriga a que sejam desenvolvidos esforços pela fundição para que se procure determinar o mais aproximadamente possível o seu valor. Geralmente esta investigação é conduzida de forma contínua e empírica, onde numa primeira instância o criador do sistema de gítagem estima um valor para o coeficiente de perda, que vai refinando de acordo com os tempos de vazamento verificados experimentalmente [1][2][3].

A equação 4 resulta de uma manipulação das equações de conservação de energia para um sistema fechado [1][6]:

Equação 5 $E_{potencial} = mgh$

Equação 6 $E_{cinetica} = \frac{1}{2} m v^2$

m é a massa de líquido presente, g a aceleração da gravidade (9810 mm/s^2) para um determinado ponto à altura h ; a energia do sistema é o balanceamento das suas energias cinética e potencial:

Equação 7 $mgh = \frac{1}{2} \cdot mv^2 \Leftrightarrow v = \sqrt{2gh}$

É possível proceder ao cálculo da velocidade de um fluido aplicando uma equação alternativa, construída com base no princípio de conservação de energia mas aplicando a equação de Bernoulli:

Equação 8 $p_1 + \rho \cdot g \cdot h_1 + \left[\frac{(\rho \cdot v_1^2)}{2} \right] = p_2 + \rho \cdot g \cdot h_2 + \left[\frac{(\rho \cdot v_2^2)}{2} \right]$

onde p representa a pressão em cada um dos pontos à altura h correspondente [6].

A variável h deve ser determinada de acordo com a estratégia de alimentação escolhida, como ilustra a figura 5.

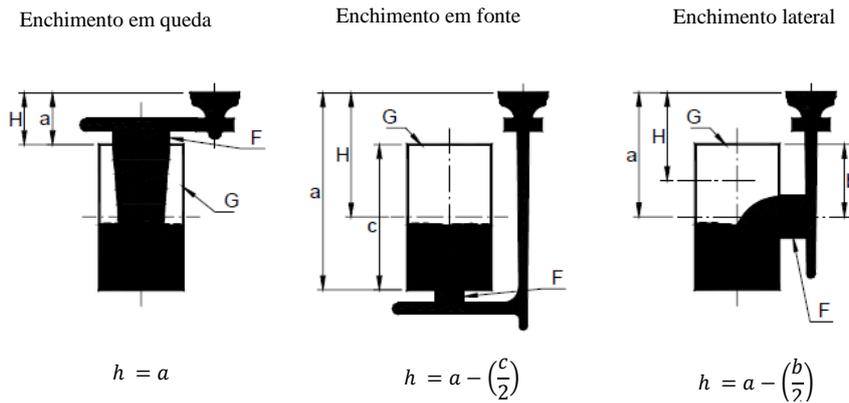


Figura 5 - Cálculo da altura metalostática para cada estratégia de alimentação [1].

Para estimar a quantidade de metal que passa na área de secção crítica por unidade de tempo, utiliza-se o cálculo do fluxo médio Q no local, que é o quociente entre a massa de material que passa pela secção em causa, G , e t representa o tempo de enchimento necessário para preencher a totalidade da cavidade após esse ponto [1].

Equação 9 $Q = \frac{G}{t}$

Uma outra forma de definir o fluxo (ou caudal) é como sendo o produto da densidade do material ρ , pela área da secção F e pela velocidade do metal v .

Equação 10 $Q = \rho \cdot F \cdot v$

Igualando ambas as equações para o fluxo, substituindo a velocidade pela equação 9 e resolvendo em ordem à área de secção F , obtemos a equação 11.

Equação 11 $F = \frac{G}{t \cdot \rho \cdot m \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h}}$

No caso das moldações verticais é comum ter diversos patamares a alturas distintas (cada patamar tem pelo menos uma cavidade moldante), o que implica que para v ser a mesma para h 's distintas, a área de secção terá necessariamente que variar para que o fluxo de entrada seja o mesmo.

Se analisarmos a equação 10 verificamos que, alterando a área da secção, estamos a variar a velocidade a que o metal líquido passa pela secção em questão, se assumirmos que o fluxo se mantém constante (como é o caso dos sistemas pressurizados, quando pressuposto o funcionamento análogo ao dos sistemas fechados, e por isso sujeitos à lei da continuidade).

Podemos concluir que, por exemplo, reduzindo a área da secção para metade a velocidade atingida será o dobro da inicial [1].

Equação 12
$$F = \frac{1036 \cdot G}{t \cdot m \sqrt{H}}$$

A equação 12 é a equação-tipo utilizada para calcular a área da secção crítica numa liga ferrosa, considerando $\rho_{Fe} = 6,89 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$.

A qualidade final do fundido depende diretamente, entre outros fatores, do tipo de enchimento da cavidade (enchimentos em fonte diminuem o risco de formação de inclusões não metálicas provenientes da erosão da moldação) assim como do estado de turbulência do fluido no momento de entrada na cavidade moldante [2][6].

Tabela 2 - Exemplos de velocidades de entrada máximas recomendadas, na cavidade moldante, para diversos materiais metálicos num sistema pressurizado [1].

Metal/ Liga metálica	Velocidade máxima nos ataques (mm/s)
Alumínio	500
Ferro fundido cinzento	1000
Ferro fundido nodular	600
Aços	750

A velocidade a que o fluido entra na cavidade é um dos parâmetros chave do processo; no entanto, existem outros parâmetros para estimar se iremos obter um fluxo laminar (o desejado) ou turbulento. A geometria dos ataques exerce influência direta sobre a velocidade máxima admissível no momento da entrada do metal líquido na cavidade moldante, sendo toleráveis valores até ao dobro do indicado na tabela 2 se a sua geometria se assemelhar a um leque, como apresentado na figura 6 b) [4].

Esta geometria de ataque é inspirada pela indústria da fundição injetada, adotando um aumento de largura progressivo, em simultâneo com um decréscimo de espessura. O intuito da utilização deste tipo de geometria é a homogeneização e diminuição da velocidade do metal líquido imediatamente antes da sua entrada na cavidade moldante, procurando desta forma conjugar um tempo de enchimento curto a um fluxo de entrada laminar.

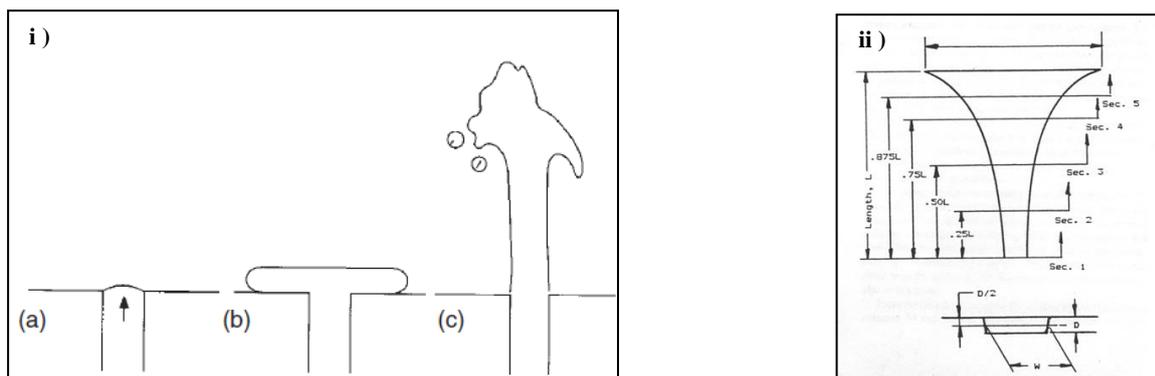


Figura 6 - i) Exemplos de diferentes tipos de velocidades do metal no momento de entrada na cavidade moldante - a) velocidade nula; b) velocidade crítica (velocidade acima da qual o fluxo deixa de ser laminar); c) velocidade elevada [5]. ii) Representação dos diferentes segmentos que constituem um ataque com a forma de leque [2].

A diminuição da velocidade é uma forma de procurar minimizar a incorporação de inclusões não-metálicas (provenientes da erosão da moldação) no seio do metal líquido, e posteriormente no fundido.

Para procurar estimar se o fluxo que iremos ter é turbulento, ou não, é prática comum estimar o número de Reynolds, cujo valor permite ter uma noção aproximada do que esperar na realidade. Em termos físicos, este parâmetro representa o quociente entre as forças inerciais presentes no líquido, que determinam a sua tendência de permanecer na direção em que se desloca, e as suas forças viscosas, que se opõem a este movimento através do atrito gerado com as paredes da moldação [1][3].

$$\text{Equação 13} \quad \text{Re} = \frac{v \cdot D \cdot \rho}{\mu}$$

Na equação 13, v representa a velocidade do metal na secção, D representa o diâmetro hidráulico do canal, ρ a densidade do metal e μ a sua viscosidade dinâmica. É no entanto possível calcular o número de Reynolds com base no perímetro da secção em causa, aplicando a equação 14:

$$\text{Equação 14} \quad \text{Re} = \frac{G \cdot k}{t \cdot P}$$

onde P representa o perímetro da área de secção (em cm), e as outras variáveis representam os parâmetros já referidos. No caso das ligas ferrosas, o número de Reynolds pode ser calculado com recurso à equação 15 [1]:

$$\text{Equação 15} \quad \text{Re} = \frac{G(\text{kg}) \cdot 10^5 \cdot 1 \left(\frac{\text{seg} \cdot \text{cm}}{\text{kg}} \right)}{t(\text{seg}) \cdot P(\text{cm})}$$

De acordo com o resultado deste cálculo, o fluxo pode ser laminar (se $\text{Re} < 2300$), não turbulento (se $2300 < \text{Re} < 13800$) ou turbulento (se $\text{Re} > 13800$) [1][3].

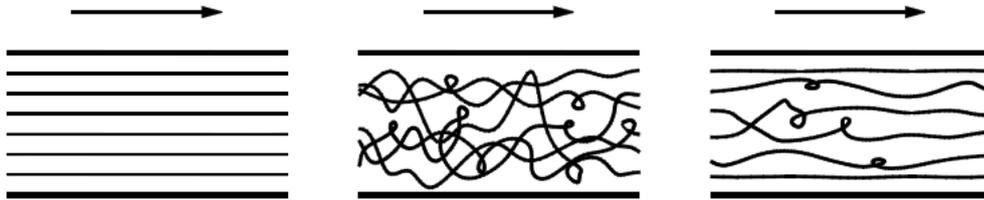


Figura 7 - Representação dos tipos de fluxo de acordo com o número de Reynolds. Fluxo laminar (esquerda), fluxo turbulento (centro) e fluxo não turbulento (direita) [1].

Os estudos que serviram de base para o cálculo do número de Reynolds, o parâmetro adimensional cujo valor permite inferir o estado de turbulência do fluido num determinado instante, tiveram por base experiências realizadas com água na década de 50, tendo sido provado experimentalmente que o fluxo do metal está interrelacionado com a sua viscosidade e tensão superficial. Estudos realizados evidenciam que o fluxo mais turbulento se faz sentir no primeiro metal que percorre os canais de distribuição, o que retira alguma representatividade ao número de Reynolds, uma vez que quando o primeiro metal percorre o sistema de gitagem os canais de distribuição e o gito de descida não se encontram integralmente cheios - o sistema não é um sistema fechado, pelo que as leis da dinâmica de fluidos apresentadas não se aplicam [3][7].

$$\text{Equação 16} \quad \text{We} = \frac{\rho v^2 l}{\sigma}$$

$$\text{Equação 17} \quad \sigma = 1913 - 195 \times \ln(1 + 365 \times aS) + 30 \times (\%C \text{ equivalente})$$

Na equação 16, l representa o comprimento característico no ensaio de fluidez em metros, e σ simboliza a tensão superficial do metal líquido. Estabelecendo uma analogia com o número de Reynolds, o número de Weber representa o quociente entre as forças inerciais do líquido (que o vão tentando separar) e a sua tensão superficial (que procura mantê-lo coeso). Esta grandeza tem então como propósito calcular o estado de turbulência da frente de avanço do metal líquido, sabendo-se que se o valor final calculado for inferior a 1 está assegurado um estado de não turbulência entre o metal líquido e a superfície da moldação. Um exemplo de uma

equação que procura estimar a tensão superficial do ferro fundido cinzento a 1350°C é a equação 17, onde aS representa a atividade do enxofre (representada para efeitos práticos pelo seu teor ponderal). No entanto, a complexidade dos parâmetros que constituem o número de Weber impede que este seja atualmente utilizado com representatividade no setor industrial. Existem, no entanto, registos em que não aparenta existir uma correspondência inequívoca entre o número de Weber de um fluido e o seu estado de turbulência no momento da entrada na cavidade, como evidenciado por Van Der Graaf *et al*^[9]. A hipótese apresentada pelo autor para justificar a diferença de comportamentos verificada para os metais diferentes cinge-se à natureza do número de Weber. Este indicador, correlacionando as forças inerciais do líquido com a sua tensão superficial, não se apresenta como representação fidedigna quando estamos na presença de um fluxo laminar, uma vez que neste caso a força inercial do fluido é irrisória. Para estimar o comportamento do fluido, é apresentado como solução o número de Ohsenorge [2][9].

Equação 18
$$Oh = \frac{We^{\frac{1}{2}}}{Re}$$

1.6. Dinâmica de Fluidos

O processo de enchimento de uma cavidade moldante é regido pelas leis da dinâmica de fluidos clássica, de onde se destacam as equações referentes ao princípio da conservação de energia num sistema fechado (equação de Bernoulli) e o princípio da continuidade.

É no entanto fulcral ter presente que nenhuma das equações supra-referidas leva em consideração a distância percorrida pelo metal líquido até uma dada posição, fator que pode representar uma influência considerável - devido às variações de pressão envolvidas - quando estamos a analisar sistemas tão constrictos como são os sistemas de gitagem pressurizados em moldações verticais.

As mudanças de direção, assim como as variações de secção e a geometria dos canais, criam ligeiras perdas de pressão no seio do metal líquido, que levam a um decréscimo da velocidade a que este se desloca. Não estão atualmente divulgados modelos matemáticos capazes de prever de forma detalhada a influência dos diversos fatores referidos, sendo o recurso a *softwares* de engenharia assistida por computador uma ferramenta interessante para estimar o comportamento evidenciado pelo líquido ao longo do seu percurso.

A ciência da dinâmica dos fluidos recorre à equação de Darcy-Weisbach para estimar as perdas de pressão h_f em tubos cilíndricos [9][10]:

$$\text{Equação 19} \quad h_f = f \frac{L}{D} \frac{v^2}{2g}$$

onde f representa o coeficiente de fricção de Darcy, L o comprimento do percurso, D o diâmetro hidráulico característico do componente, v a velocidade do metal líquido no local e g a aceleração da gravidade. O diâmetro hidráulico pode ser calculado da seguinte forma [10]:

$$\text{Equação 20} \quad D = \frac{4A}{P}$$

onde A representa a área da secção do canal em causa e P o seu perímetro.

O método de cálculo do coeficiente de fricção de Darcy está relacionado com dois fatores: o tipo de fluxo evidenciado pelo metal líquido ao percorrer o canal, e a rugosidade da superfície sobre a qual o líquido se desloca. Se o fluxo for laminar (número de Reynolds inferior a 2300), podemos calcular f utilizando a articulação da equação de Hagen-Poiseuille com a equação de Darcy-Weisbach, obtendo como resultado final a equação 21 [9][10][11].

$$\text{Equação 21} \quad f = \frac{16}{Re}$$

O estado de rugosidade superficial é um fator determinante na escolha da equação a utilizar para estimar o fator de perda, uma vez que existem equações cuja aplicabilidade está restrita a superfícies lisas (isentas de rugosidade), como por exemplo a equação de Blasius (equação 22). No caso de estarmos na presença de superfícies rugosas, a equação de Swamee-Jain (equação 23) representa uma forma viável de calcular o fator de perda de Darcy [9][10]:

$$\text{Equação 22} \quad f = \frac{0,316}{Re^{0,25}}$$

$$\text{Equação 23} \quad f = \frac{0,25}{\log\left(\frac{\varepsilon}{3,7D} + \frac{5,74}{Re^{0,9}}\right)^2}$$

O recurso a estas fórmulas matemáticas servirá para comparação do fator de perda entre canais distintos para melhor aferir quais as regiões onde os afunilamentos de secção serão vantajosos.

1.7. A geometria do sistema de gitagem

A presença de ângulos de 90° pode revelar-se bastante perniciososa para a qualidade final do fundido uma vez que o fluxo é diretamente afetado em diversas formas nos locais adjacentes às curvas, como exemplificado na figura 8 [8].

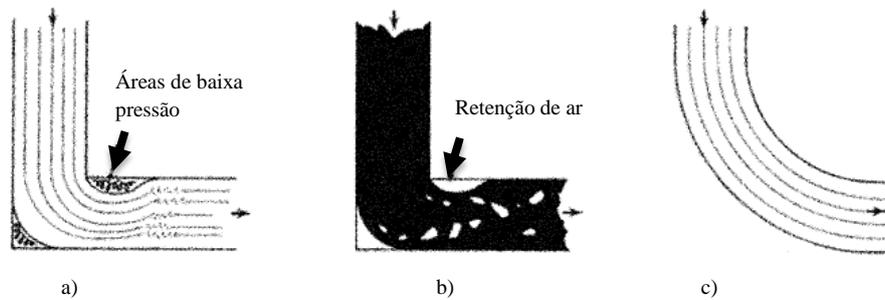


Figura 8 - Exemplos de fenômenos passíveis de ocorrer nas curvas dos sistemas de gitagem [8].

A imagem a) da figura 8 ilustra a presença de regiões de baixa pressão na proximidade da curva, e o reflexo da sua geometria sobre o comportamento do metal líquido que, deixando de ser submetido a uma pressão constante, aumenta a sua turbulência (a existência de regiões de baixa pressão, por sua vez, origina um aumento de pressão na periferia). Na ilustração seguinte estão evidenciadas as retenções de ar no sistema de gitagem, que têm o efeito indesejado de danificar a superfície do metal líquido, como previamente reportado. Para finalizar a análise da figura, podemos verificar a homogeneização e a minimização dos fenômenos presentes nas duas imagens anteriores utilizando uma curva com uma transição de posição mais progressiva, em c) [8].

A metodologia de utilizar formas arredondadas para as transições de posição é transversal à totalidade do sistema, sendo aplicável aos canais de distribuição ou aos ataques. No caso do dimensionamento das curvas situadas no final do gito de descida, estas podem ter diversos raios, sendo que não estão documentadas diferenças na coerência da frente de avanço do metal líquido para curvas de 25mm, 50mm ou 75mm - o fator preponderante na escolha do raio da curvatura deverá ser o espaço disponível na placa molde para a sua colocação [2].

A geometria dos canais afeta diretamente o fator de perda de velocidade, com geometrias lisas a induzirem fatores de perda superiores. Os gráficos existentes na figura 9 expressam as variações no caudal do fluido em função da geometria dos canais e das curvas utilizadas, respetivamente [3].

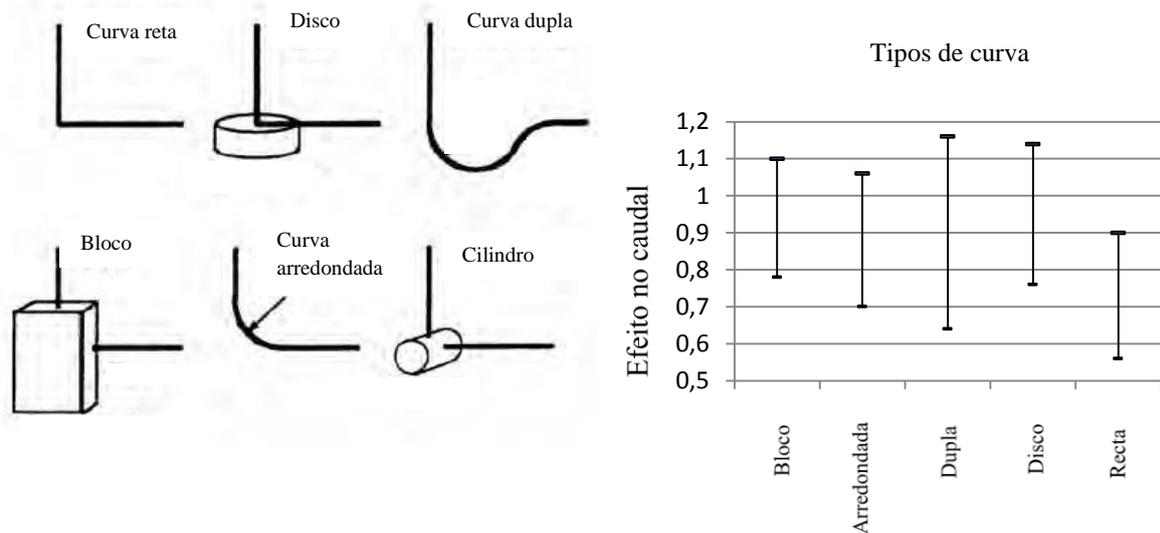


Figura 9 – a) Geometrias de canais e curvas existentes (esquerda). b) Comparação do caudal para diferentes geometrias de curvas (direita) [3].

Os dados da figura 9 permitem inferir a importância direta que os componentes do sistema de gitagem têm no comportamento do metal líquido durante o enchimento, nomeadamente sob o ponto de vista de alterações à sua velocidade.

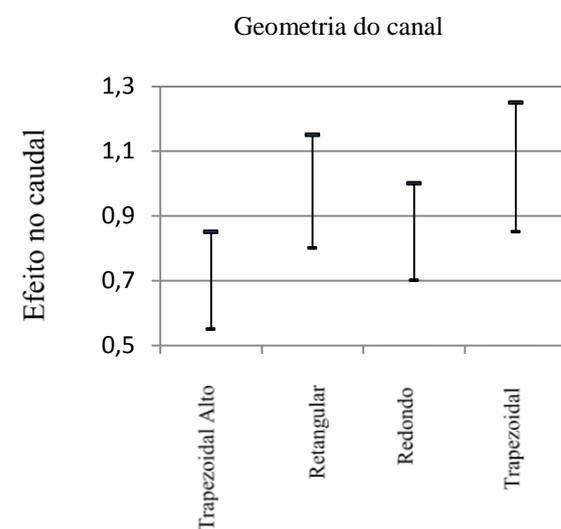


Figura 10 - Comparação do caudal para diferentes geometrias de canais [3].

É visível na figura 9 o maior impacto das curvas retas no fluxo do metal líquido, com um fator de perda superior, que resulta da formação de um estrangulamento local devido ao fenómeno de *vena contracta* ilustrado na figura 8a) [3].

Os sistemas de gitagem são também caracterizados por reduções de secção, que devem ser o mais progressivas possível para evitar uma erosão acentuada da moldação ao longo do enchimento. Os alargamentos ou afunilamentos de secção representam dois fenómenos distintos sob o ponto de vista da influência que exercem sobre o caudal de metal que percorre o sistema.

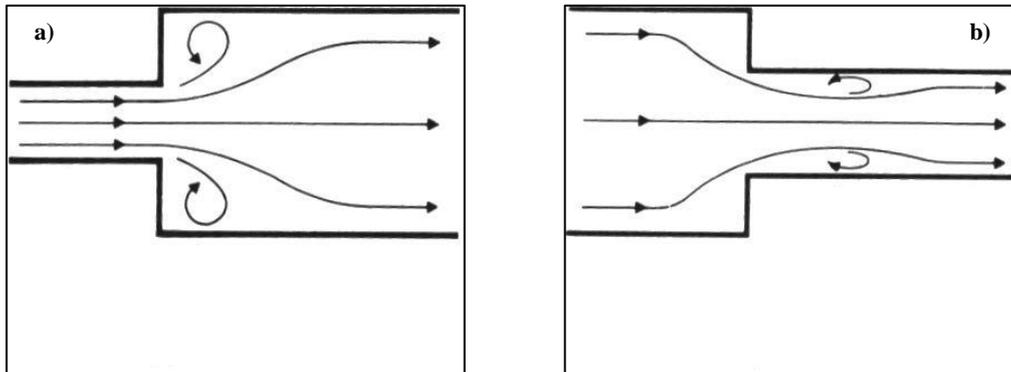


Figura 11 – a) Representação de um canal com alargamento de secção. b) Representação de um canal com afunilamento de secção [11].

Como podemos verificar na figura 11a), os alargamentos de secção abruptos podem levar à criação de regiões de baixa pressão, e à formação de pequenos remoinhos de metal líquido que resultam da ausência de contacto total com as paredes. A transição para um canal mais constricto induz um fenómeno de *vena contracta*, sendo desprezável a perda de energia na região anexa à redução de secção, devido à não separação do fluxo. Na região onde existe o alargamento do fluxo (após as regiões marcadas com remoinhos na figura 11b) a perda de pressão pode atingir os 40% [11].

No caso dos ataques das peças nas situações de enchimento em fonte, a diminuição da velocidade do metal líquido é coadjuvada pela gravidade, que sendo exercida no sentido oposto ao do metal líquido, o vai abrandando. É necessário ter em atenção que, se a área de secção for demasiado elevada, a aceleração da gravidade pode anular a velocidade do metal líquido, impedindo-o de avançar e entrar na cavidade [2].

O sentido de construção do gito de descida é ascendente, sendo que para dimensionar a última secção do gito devem-se somar as áreas dos canais de distribuição horizontais adjacentes. Para calcular as dimensões do gito de descida para os patamares situados nas restantes alturas metalostáticas, deve recorrer-se ao princípio da continuidade (equação 24, que enuncia que, para um líquido incompressível dentro de um sistema impermeável, o produto da área de secção pela velocidade a que o líquido a atravessa é constante em todos os pontos do sistema)

em associação com a equação do cálculo da velocidade do metal (equação 4), originando a equação 25 [2]:

$$\text{Equação 24} \quad Ax \cdot vx = Ay \cdot vy$$

$$\text{Equação 25} \quad Ay = (Ax \cdot \sqrt{\frac{hx}{hy}})$$

onde **Ay** representa a área do gito de descida para a altura metalostática imediatamente anterior à já calculada (**Ax**), e **hx** e **hy** representam as alturas metalostáticas da entrada na cavidade moldante (**hx** representa a altura metalostática da cavidade moldante que está ao nível do canal de distribuição horizontal em causa, e **hy** representa a base da altura metalostática do patamar superior). As implicações práticas da lei da continuidade traduzem-se numa redução de secção à medida que a distância à bacia de vazamento aumenta, de maneira a manter a velocidade do líquido dentro dos valores pretendidos [2][3].

Nas situações em que existe mais do que um ataque ao longo do mesmo canal de distribuição, a lei da continuidade estabelece que deve ocorrer uma redução progressiva da área de secção desde o primeiro ataque para que o somatório das áreas permaneça constante (por exemplo, num canal com dois ataques, a área de secção deverá passar a metade após o primeiro ataque) [2].

1.8. Solidificação do metal líquido

Os tipos de metais e ligas metálicas susceptíveis de serem fundidas também determinam quais os componentes que necessitaremos incorporar no sistema para garantir a obtenção de uma peça com o maior grau de sanidade possível. Está documentado que existem três tipos de contração a que o metal está sujeito durante o seu arrefecimento dentro da moldação, desde o estado líquido até ao final da solidificação: a contração no estado líquido, que toma lugar no metal líquido até ao início da formação da fase sólida; a contração de solidificação, que ocorre até à extinção da fase líquida; a contração sólida, que resulta do arrefecimento do metal no estado sólido [2].

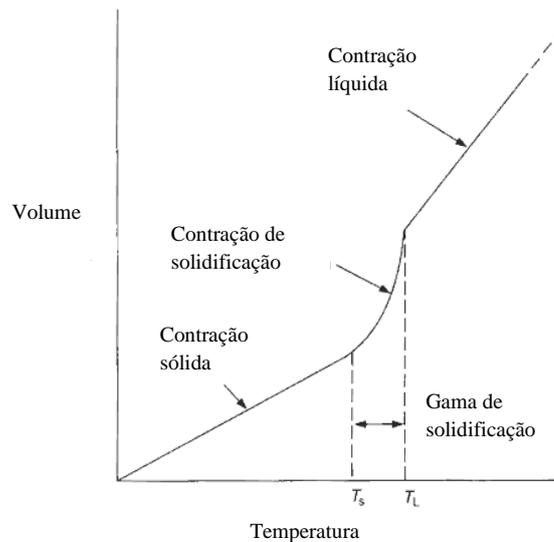


Figura 12 - Diferentes tipos de contração volúmica no arrefecimento do metal [6].

O primeiro tipo de contração é relativamente pequeno, e o fluxo de metal líquido é garantido pelo excesso de material presente no sistema. Podemos desta forma assegurar que o volume de material necessário para preencher a cavidade moldante está efetivamente presente no sistema, e disponível para suprir qualquer ligeira contração que possa decorrer desta etapa.

A contração de solidificação, entre T_L e T_S (figura 12) do ponto de vista do impacto que tem sobre a possibilidade de induzir defeitos de importância crítica no fundido (rechupe) é bastante mais problemática. Este tipo de defeitos tem a sua origem numa compensação deficiente da contração volúmica decorrente da mudança de fase do estado líquido para o sólido, levando à criação de zonas onde o material presente se revela insuficiente para ocupar a totalidade do volume existente. Este fenómeno ocorre em função do gradiente de densidades que existe entre o metal líquido e o metal no estado sólido uma vez que, após solidificação, obtém-se uma estrutura mais compacta e conseqüentemente mais densa que a do líquido. A diminuição da energia livre do sistema e do número de coordenação dos átomos são os fatores responsáveis pela solidificação da liga, na medida em que se vão reunindo as condições necessárias para a formação de fases sólidas. É atualmente possível estimar com rapidez quais as zonas propícias à ocorrência de rechupes ou outros defeitos derivados da contração volúmica, através do recurso a *softwares* específicos que permitem visualizar quais as regiões onde o quociente entre a área superficial e o volume (comumente apelidado de módulo, designação avançada por Chvorinov e posteriormente desenvolvida por Wlodawer) é máximo dentro da cavidade moldante. Para evitar que a integridade da peça seja comprometida devido a este fenómeno de contração, é prática comum recorrer à utilização de alimentadores que

funcionam como reservatórios de metal colocados o mais próximo possível das zonas de maior módulo, com o intuito de assegurar que o final da solidificação se dá no seu interior (e conseqüentemente fora do fundido), garantindo assim que existe metal suficiente para preencher a totalidade do volume pretendido.

Após solidificação das primeiras partículas sólidas, a criação de tensões no interior da cavidade moldante é tal que potencia o fluxo de matéria condensada ao longo do seu volume. A utilização de alimentadores proporciona a criação de pressão sobre o fundido enquanto solidifica, o que contraria a formação de porosidade, uma vez que este defeito pode ser causado por aglutinação dos átomos de gases que se encontram retidos no banho de metal fundido, e que vão sendo segregados à medida que a solidificação progride (fruto da diminuição da sua solubilidade no meio). Para além da pressão exercida, o alimentador está encarregue de fornecer metal líquido ao fundido enquanto este solidifica, para compensar os dois primeiros fenómenos de contração (contração no estado líquido e contração de solidificação), e desta forma combater a tendência de formação de rechupe[2][3].

A dimensão e geometria dos alimentadores utilizados interferem diretamente na sua eficiência no âmbito da prevenção de rechupes no seio do fundido uma vez que alimentadores distintos apresentam módulos máximos também distintos. É necessário ter em conta o espaço disponível na placa molde para colocar os alimentadores, algo que deve ser gerido com particular atenção com vista a aliar o melhor rendimento metálico possível (razão entre a massa total de metal vazado e a massa de metal do produto final) ao espaço disponível para dispor os elementos necessários. As derradeiras etapas da contração no estado sólido podem dar origem à criação de diversos tipos de não-conformidades, como por exemplo a fissuração da peça. Tais fraturas devem-se à expansão do fundido contra as paredes da moldação ou contra regiões da própria peça que, tendo solidificado anteriormente, impedem o metal de expandir livremente o seu volume no momento da solidificação (no caso dos ferros fundidos este fenómeno é mais pronunciado, por razões apresentadas adiante) [6].

Numa fase preliminar, o cálculo das dimensões do alimentador a ser utilizado é geralmente resultante de duas avaliações distintas (existem critérios adicionais, mas os apresentados são os mais predominantemente utilizados), que compreendem critérios funcionais também eles distintos:

- a avaliação do volume da peça a alimentar;
- a avaliação dos módulos críticos da peça.

O critério predominante será aquele que, de entre os dois, indicar um alimentador de maiores dimensões. O cálculo do alimentador pelo critério do módulo afirma que o diâmetro de um alimentador de secção circular deve ser quatro vezes superior ao módulo crítico da peça. A relação altura/diâmetro é importante para dimensionar adequadamente o alimentador, uma vez que a altura fica condicionada pelo diâmetro encontrado.

O cálculo do volume necessário para cada alimentador é o resultado da equação 26:

$$\text{Equação 26} \quad V_{\text{alimentador}} = V_{\text{alimentar}} \cdot \frac{\beta}{\mu - \beta}$$

onde β representa a contração volúmica da liga após arrefecimento, e μ o rendimento do alimentador. Para os ferros fundidos nodulares, a variação de volume pode apresentar variações entre contracções de 2,7% até expansões de 4,5% [1][14].

1.9. Estágios de alimentação

O fenómeno de solidificação progressiva do fundido geralmente conduz à formação de uma estrutura dendrítica na direcção do escoamento de calor do seio do líquido. A rede de dendrites que se forma vai progressivamente dificultando a passagem de metal líquido para as regiões onde este é necessário para preencher o volume em falta, em função da densificação do material na solidificação e respetiva contração volúmica. O "fecho" do percurso do material pode levar a que se instalem gradientes de pressão entre as regiões interna e externa da peça, podendo inclusive ser de amplitudes tais que potenciem a criação de tensões hidrostáticas elevadas, levando ao aparecimento de porosidade ou abatimento superficial da peça [6].

A tendência para a necessidade de utilização de alimentadores é tanto maior quanto maior a contração volúmica da liga na solidificação, sendo regra-geral superior nos aços e menor no caso dos ferros fundidos nodulares ou cinzentos, que geralmente expandem na solidificação devido à precipitação do carbono sob a forma de grafite, cuja densidade é substancialmente inferior à da fase metálica [5][6].

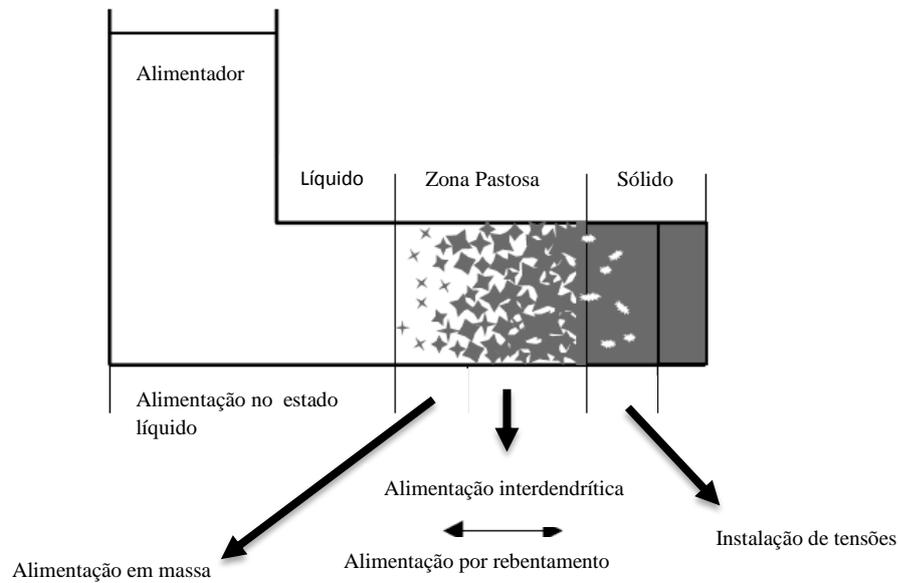


Figura 13 - Diferentes estágios de alimentação [5].

A figura 13 exemplifica os diversos estágios de alimentação passíveis de existir no interior de um alimentador, ao longo do processo de solidificação. Campbell^[5] caracteriza da seguinte forma os cinco mecanismos de alimentação:

- alimentação no estado líquido;
- alimentação em massa;
- alimentação interdendrítica;
- alimentação por rebentamento (*burst feeding*);
- mecanismos de deformação (elástica e plástica).

A primeira fase de alimentação indicada ocorre antes do início da solidificação, com criação de pressões relativamente baixas no seio do líquido. Uma vez que a solidificação da peça ocorre do exterior para o interior, a compressão exercida pela camada exterior já no estado sólido sobre o líquido pode reduzir a tensão hidrostática interna, equilibrando o sistema. Um caso onde a alimentação no estado líquido não ocorreu, ou fê-lo de modo deficiente, cinge-se às ocasiões onde o volume do alimentador é insuficiente para a região a alimentar, e este cessa de alimentar a peça precocemente. Neste caso, o fornecimento de metal do alimentador para a peça termina antes de suprir as necessidades de volume de metal, o que por sua vez leva à formação de porosidade, que apresenta uma forma alongada desde o alimentador em direção à peça (no caso das ligas de solidificação rápida) ou criando regiões de porosidade dispersa, de reduzidas dimensões (no caso das ligas com intervalos de solidificação superiores, que resultam na criação de dendrites) [6].

A alimentação em massa descreve o movimento de uma solução pastosa de partículas de metal sólidas dispersas no líquido. Nesta etapa as partículas sólidas que se vão formando no líquido são arrastadas pelo movimento deste, exibindo um comportamento semissólido. O aumento da viscosidade associado à gênese das partículas sólidas induz um decréscimo na velocidade de avanço do fluido. Este tipo de alimentação toma lugar geralmente quando a fração sólida é inferior a 50%, sendo que pode ocorrer alguma movimentação de material até à criação de uma floresta dendrítica, que ocorre por volta dos 68% de fração sólida. As secções finas não são suscetíveis a este tipo de acontecimento uma vez que o reduzido número de grãos (núcleos sólidos) presentes fica imobilizado junto das paredes da moldação, estancando o fluxo de material. O mesmo não se passa quando estamos na presença de um maior número de núcleos sólidos pois, neste caso, os grãos no centro podem-se movimentar com alguma liberdade, procurando desta forma colmatar o gradiente de pressões instalado na direção do fluxo, e assim combatendo a formação de porosidade. Este mecanismo é uma hipótese para a explicação do efeito positivo da afinação do tamanho de grão no combate à porosidade [5][6].

O terceiro tipo de alimentação acontece quando os núcleos estão imobilizados devido à clausura de que são alvo por parte das dendrites que se vão formando ao longo do tempo, advindo daí a designação de alimentação interdendrítica. A alimentação da peça nesta etapa é notoriamente mais difícil pois a velocidade da fração sólida torna-se nula e a velocidade de alimentação passa a ser função da fluidez da fração líquida (em quantidades cada vez menores) e da sua velocidade, como denota a equação 27 [6]:

Equação 27
$$V_f = f_L V_L$$

Campbell^[4] demonstra que a queda na pressão do fluxo viscoso neste tipo de situação é função de diversos fatores, como sejam a viscosidade, a contração de solidificação, a velocidade de solidificação, o espaçamento interdendrítico ou a extensão da região pastosa [5].

No caso da solidificação de ligas de composição eutética, o fenómeno de retenção nos espaços interdendríticos é menos pronunciado uma vez que a frente de solidificação avança, seguida da criação de uma solução sólida que impede o avanço do crescimento descontrolado das dendrites, o que por sua vez permite que o líquido presente avance sem ficar retido nos espaçamentos interdendríticos de forma tão pronunciada [5][6].

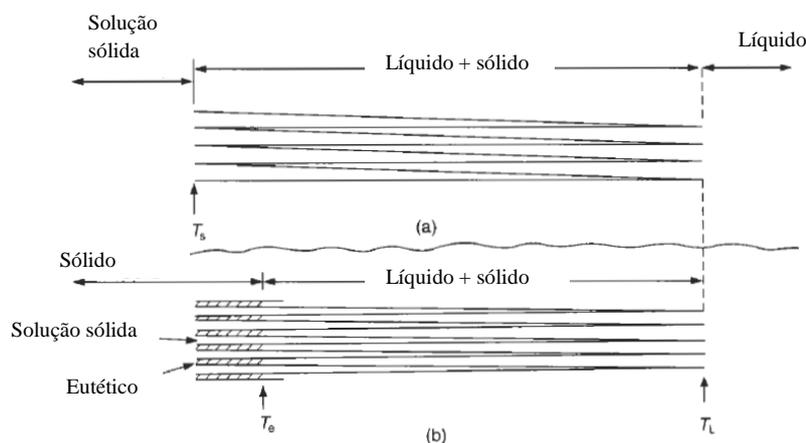


Figura 14 - Esquema da solidificação da frente de avanço para ligas não eutéticas (a) e para ligas com pequena porcentagem de eutético (b) [6].

Foi apresentada a hipótese de que durante a solidificação a rede dendrítica colapsa, causando uma rotura no material de que resulta uma redistribuição do líquido e do sólido presentes - alimentação por rebentamento. A existência de roturas de reduzida intensidade pode ser benéfica para a sanidade final da peça uma vez que o aparecimento de metal líquido proveniente da rotura das barreiras solidificadas serve para colmatar o volume livre criado na solidificação, evitando assim a formação de microporosidade. No entanto, quando as pressões acumuladas dão origem a uma rotura de grandes dimensões, tal irá dar azo à criação da cedência da região externa da peça por deformação plástica, criando assim um defeito. Numa situação intermédia, quando a força das barreiras presentes é superior às tensões instaladas, existe a possibilidade de formação de um poro, pois deixam de estar reunidas as condições para que ocorra alimentação naquele local. Este tipo de fenómeno é notoriamente difícil de quantificar por simulação uma vez que a nucleação e crescimento dendrítico e conseqüente gradiente de pressões instalado é extremamente complexo [5][6].

Os mecanismos de deformação manifestam-se quando a solidificação do metal ou liga é total, dando lugar à instalação de estados de tensão distintos ao longo das diversas regiões do fundido [5][6].

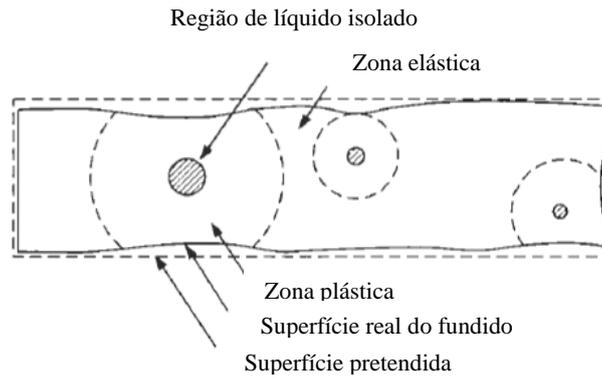


Figura 15 - Efeito da deformação induzida pela criação de tensões durante o arrefecimento [6].

Como se pode ver na figura 15, a criação de tensões ao longo do arrefecimento pode ser o fator que induz porosidade no centro do fundido, por via da pressão hidrostática negativa aí instalada devido à solidificação do material na direção do seu centro. Se as tensões criadas forem uniformemente distribuídas pela superfície do fundido, não serão de esperar não-conformidades nas peças devido à distorção geométrica uma vez que existe uma homogeneização das diversas tensões aplicadas, assim como a eventual deformação induzida. Desta forma, encontrando-se distribuída por toda a peça, a deformação plástica passa a ser negligenciável (ou controlável) [6].

1.10. Composição Química

Existe uma latitude de composições químicas passíveis de serem utilizadas na elaboração de peças em ferro fundido nodular para fundição, que se estendem desde o domínio hipoeutético ($\%C < 4,26\%$) até ao domínio ligeiramente hipereutético ($\%C > 4,26\%$) [3][12].

O comportamento do material na solidificação varia conforme a composição química da liga (e consequentemente o seu posicionamento em relação ao ponto eutético no diagramas de equilíbrio Fe-C) uma vez que existe uma diferença relativa à fase que se forma em primeiro lugar: as ligas hipoeutéticas apresentam maior tendência para a formação de austenite, enquanto as hipereutéticas são mais propensas à formação de grafite, numa fase inicial do processo de solidificação [12].

A composição química do banho deve ser controlada para procurar obter uma liga de acordo com as especificações da empresa, que garantam a obtenção de microestruturas que satisfaçam os critérios de qualidade especificados pelos seus clientes. Para além da composição química, é necessário ter presente a influência dos fenómenos de germinação da grafite e de escoamento de calor.

2. Metodologia Experimental

2.1. Análise preliminar

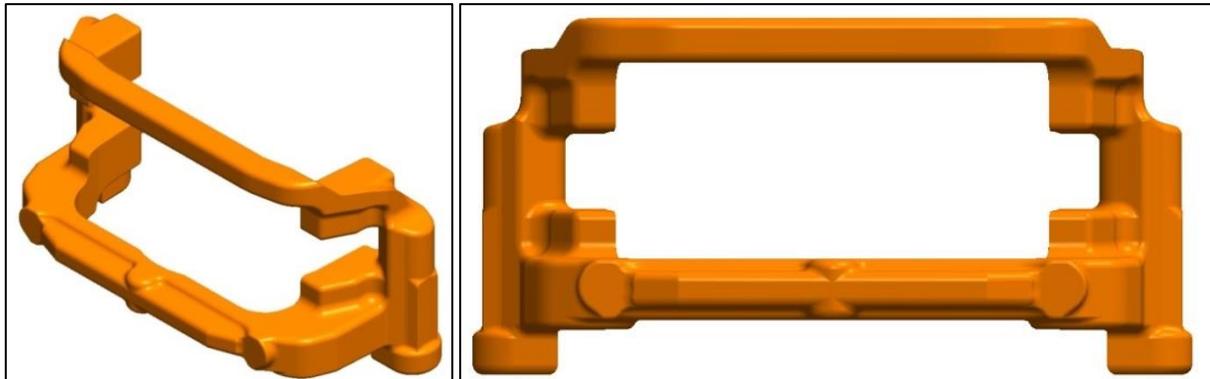


Figura 17 – a) Vista isométrica e b) vista frontal do componente.

As dimensões da peça permitem posicionar oito componentes (duas colunas de quatro peças) numa placa molde utilizada pelo equipamento de moldação vertical existente, com 650 mm de comprimento por 525 mm de altura.

A figura 18 exemplifica a disposição espacial dos componentes, de acordo com a placa molde existente. O fabricante da maquinaria responsável pelo processo de criação de moldações apresenta recomendações relativas à distância mínima entre os componentes do sistema de gitagem e os limites externos das moldações.

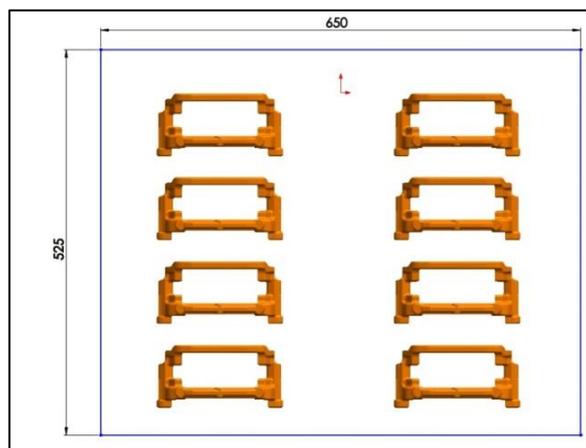


Figura 18 – Disposição espacial das peças na placa molde.

A existência das restrições supracitadas prende-se com a necessidade de garantir a integridade estrutural das moldações durante o processo de vazamento. Uma vez que estamos a falar de equipamentos que não se encontram enclausurados por uma caixa de moldação, a estrutura

exterior não tem esse corpo que lhe confira estabilidade adicional quando sujeita à pressão do metal ao longo do processo.

Se os limites não forem respeitados, existe forte possibilidade de ocorrer rotura das moldações durante o processo de enchimento da cavidade ou solidificação do metal.

2.2. Construção dos modelos tridimensionais

Os sistemas de gitagem foram criados com o intuito de proporcionar um enchimento simultâneo de todas as cavidades moldantes, através do controlo da secção ao longo do sistema, desde a bacia de vazamento. Desta forma procuramos minimizar os gradientes térmicos decorrentes de tempos de enchimento distintos, o que por sua vez se iria traduzir em produtos acabados com propriedades mecânicas e microestruturais distintas. O controlo das velocidades de entrada nas cavidades é outro fator a ter em conta pois, mantendo-as abaixo dos valores críticos, estamos a diminuir a propensão para o aparecimento de inclusões não metálicas.

Uma apreciação inicial do *layout* permite inferir que existe uma proximidade assinalável entre as peças posicionadas no patamar superior e a região onde se irá encontrar a bacia de vazamento. Tal facto leva a que se forme uma região de concentração de calor entre os componentes envolvidos, que prolonga o tempo em que o metal permanece no estado líquido. Talvez mais significativa que a concentração de energia térmica referida é a escassa diferença de alturas existente entre o primeiro patamar e o topo da moldação – este fator leva a que a pressão metalostática necessária para encher as cavidades àquela altura seja consideravelmente elevada, fazendo com que seja virtualmente impossível que o enchimento ocorra em simultâneo com o resto das peças presentes na moldação (uma vez que o gito de descida se preenche no sentido ascendente, à medida que o metal vai ficando retido devido à oposição ao escoamento pelos canais horizontais).

Para procurar contrariar o enchimento tardio do patamar superior, o limite posterior do gito de descida foi desenhado de forma a orientar o fluxo de metal líquido na direção frontal. Procura-se desta forma que ocorra um encaminhamento do líquido pelos canais de distribuição horizontais situados àquela altura, em função da inércia que afeta o movimento do fluido, contornando desta forma a falta de pressão metalostática resultante da proximidade deste patamar com a bacia de vazamento.

Apesar de serem recomendadas reduções de secção após a passagem do primeiro ataque em cada canal de distribuição, na prática o canal manteve-se uniforme uma vez que a sua redução iria implicar a utilização de canais muito estreitos, que se poderiam fragmentar devido à sucessiva reincidência do processo de calcamento da moldação.

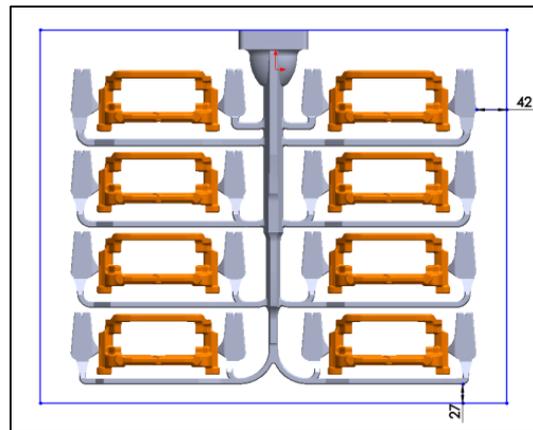
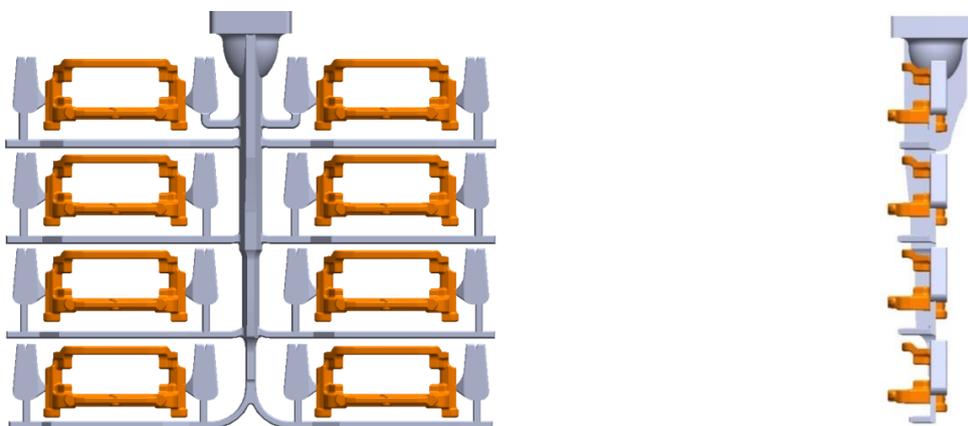


Figura 19 – Disposição espacial do sistema na placa molde.

Os limites dos componentes do sistema de alimentação e gitagem estão patentes na figura 20, sendo possível verificar que estarão, em princípio, garantidas as condições necessárias para que haja plena estabilidade dos limites da moldação durante os processos de vazamento e solidificação.

A figura 20 ilustra um sistema de gitagem tradicional, onde figuram os ângulos de 90° na ligação aos alimentadores, desaconselháveis segundo as melhores práticas. Este sistema irá funcionar como controlo (a nível de simulação), para averiguar a influência da geometria dos componentes no processo de enchimento das cavidades.



Figuras 20 – Vista frontal e vista de perfil do sistema A.

As extremidades dos canais de distribuição horizontais foram prolongadas dentro dos limites espacialmente possíveis (a utilização corrente determina que apresentem um comprimento de cerca de 40 mm) para funcionarem como zonas de retenção do primeiro metal que percorre o sistema, melhorando desta forma a qualidade do metal que irá preencher a cavidade moldante. A curva presente na extremidade inferior do gito de descida tem o propósito de abrandar progressivamente a velocidade do metal líquido. Poderia ser equacionada a utilização de um poço desenhado para o mesmo efeito, apresentando no entanto a agravante de ser eventualmente mais pernicioso a nível de formação de inclusões de areia, devido à projecção do metal contra a moldação (iria adicionalmente apresentar um efeito negativo no rendimento metálico envolvido).

Os dados presentes na figura 9 indicam que a utilização de transições mais progressivas ao longo do sistema de gitação pode ser benéfica a nível da atenuação da criação de regiões de perda de pressão. Como tal, procurou-se no sistema B que todas as transições de posição fossem realizadas através de uma curvatura de raio uniforme, como observável na figura 21. É importante salientar que a transição que une os canais aos alimentadores mais distantes do gito de descida no patamar inferior não permite, por restrição espacial, que a curvatura seja feita com o mesmo raio das demais transições. A ligação independente aos alimentadores interiores do patamar superior padece da mesma restrição [3].

Devido às restrições espaciais já mencionadas, não é possível aplicar a geometria de leque aos ataques dos alimentadores interiores do patamar superior [2].

A geometria final do gito de descida é comum a ambos os sistemas, sendo justificada pela necessidade de evitar que exista um choque direto do metal líquido contra a base da moldação.

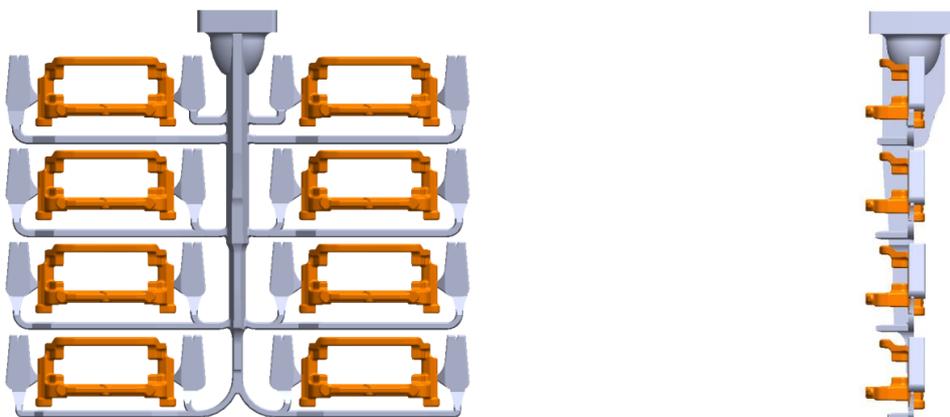


Figura 21 – Vista frontal e vista de perfil do sistema B.

A tabela 3 apresenta os valores observados para as alturas metalostáticas relevantes, e o cálculo da área de secção correspondente de acordo com a equação 14.

Tabela 3 – Alturas metalostáticas dos diversos patamares e áreas de secção correspondentes.

Altura Metalostática (mm)	Área de Secção (mm²)
143	88
257	60
371	50
485	43

A relação de gitagem indicada para os sistemas ligeiramente pressurizados (1:1:1) implica que a área de secção dos canais deve manter-se uniforme ao longo do percurso do metal líquido, isto é, não deverá existir um alargamento da área em função da calculada como área crítica do sistema de gitagem. É no entanto necessário ter em atenção que a área dos canais de distribuição e do gito de descida são tradicionalmente a soma das áreas necessárias nos ataques e, no caso do gito de descida do modelo B, uma área calculada com recurso à equação 25. Os canais de distribuição inferiores, no entanto, apresentam a sua área sobredimensionada em cerca de 25%, para desta forma procurar diminuir a velocidade do metal líquido ao percorrer esta região – tenta-se com esta abordagem fazer com que o poço seja substituído pela própria transição do gito de descida para o canal horizontal.

O sistema B, apresentado na página 30, exhibe uma relação de gitagem de 1,2:1,25:1,25 no patamar inferior, com os dois patamares acima construídos usando uma relação de 1:1:1,2, garantindo que algures ao longo do ataque existe a área crítica calculada segundo a fórmula adequada. O patamar superior, no entanto, exhibe uma relação de gitagem distinta (1:0,9:1,3 , para os ataques mais distantes do gito) uma vez que a sua proximidade à bacia de vazamento obriga à aplicação do arifício já indicado para promover o seu enchimento em simultâneo com as demais cavidades. O ligeiro afunilamento do canal em relação à área necessária de acordo com os cálculos efetuados permite acelerar ligeiramente a velocidade do metal líquido, procurando-se desta forma que o enchimento das cavidades mais distantes ocorra em simultâneo com as restantes. Estando assumido que não é possível garantir o enchimento integral do gito de descida para um sistema com esta volumetria, devido à excessiva área necessária para o efeito, é no entanto possível procurar que cada um dos canais de distribuição horizontais permaneça integralmente cheio após a passagem do primeiro metal líquido.

As áreas de secção do gito de descida indicadas na tabela 4 foram calculadas, de acordo com a equação 17, antes e após cada um dos canais de distribuição horizontais. Nos sistemas A e B, o gito de descida apresenta as áreas críticas indicadas na tabela 4, nas devidas secções.

Tabela 4 – Alturas metalostáticas relevantes para o gito de descida e áreas de secção correspondentes.

Altura Metalostática (mm)	Área de Secção (mm ²)
143	1531
247	1187
257	834
257	621
371	380
371	316
464	116
485	104

A contração volumica associada à solidificação obriga à utilização de alimentadores para procurar combater a formação de porosidade interna, idealmente na região onde se encontra o maior módulo da peça (a que corresponde a derradeira região da peça a solidificar), ou o mais próximo possível, procurando desta forma manter uma distância de alimentação que garanta uma alimentação eficaz da peça durante a solidificação. Está marcada na figura 22 a região correspondente ao módulo máximo da peça, com o valor de 0,449 cm.

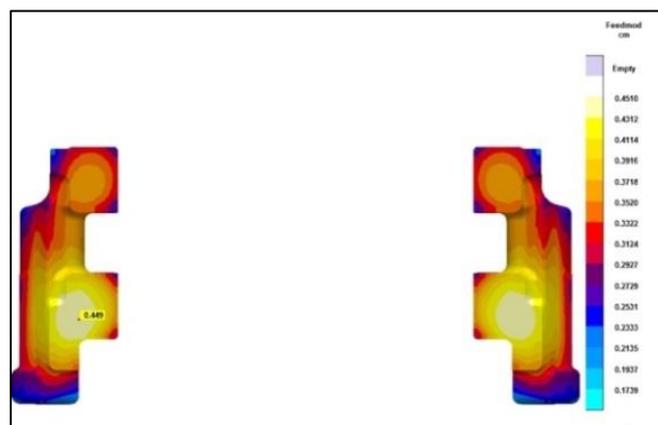


Figura 22 – Identificação do módulo crítico da peça.

O diâmetro do alimentador necessário, segundo o critério do módulo, pode ser calculado a partir da equação 29 :

Equação 29 : $D_{al} = 4 \cdot M$

Desta forma, o critério do módulo indica-nos um diâmetro de 18 mm para o alimentador. A relação altura/diâmetro mais comum é de 1,5, o que nos remete para um alimentador com aproximadamente $6,87 \text{ cm}^3$ de volume.

O critério do volume indica que vamos ter um volume total de $117,49 \text{ cm}^3$, repartido por dois alimentadores, o que implica que vamos ter cada alimentador a alimentar $58,74 \text{ cm}^3$ da peça.

Cada um dos alimentadores calculados por este critério exibe (de acordo com a equação 26) um volume de $17,62 \text{ cm}^3$. Admitindo a geometria indicada anteriormente, o diâmetro do alimentador é de aproximadamente 28 mm.

O critério predominante é então o critério do volume, que nos indica um alimentador cujo volume é cerca de três vezes superior ao encontrado pelo critério do módulo crítico.

Tabela 5 – Rendimentos metálicos teóricos (calculados a partir de valores indicados pelo *Solidworks*).

Modelo	Volume (cm^3)	Rendimento (%)
Sistema A	2471	41
Sistema B	2463	41

É importante referir que os rendimentos indicados nesta secção foram calculados através do quociente entre o volume total das peças e o volume total de metal vazado, de acordo com dados facultados por um *software* de CAD (*computer-aided design*). No entanto, é inerente ao processo de solidificação a formação de bolhas gasosas no seio do metal, pelo que o volume existente não irá ser preenchido na sua totalidade por metal.

Para efeitos de previsão do comportamento dos sistemas de gitagem criados foram utilizados dois *softwares* de simulação de enchimento e solidificação, o MAGMA5 e o FLOW-3D. A utilização de ambos os *softwares* prendeu-se com a necessidade de averiguar eventuais discrepâncias existentes entre si, durante o processo de enchimento das cavidades, devido a diferenças nos algoritmos de cálculo utilizados por cada um. Ao recorrer a múltiplos programas de simulação, expandimos o espectro de resultados possíveis, e aumentamos a confiança na capacidade preditiva dos fenómenos passíveis de ocorrer durante o enchimento (presumindo que não existam diferenças consideráveis entre os programas, que possam colocar em causa o comportamento adotado).

3. Apresentação de resultados

3.1. Análise Computorizada do Enchimento dos Sistemas

A diferença no número de elementos que constituem a transição do gito de descida para o canal de distribuição pode levar a que haja uma repartição não igualitária do líquido existente, que se reflete numa tendência para encher preferencialmente um dos lados, favorecendo aquele que apresenta uma maior quantidade de células.

Esta diferença apresentou-se para todos os modelos ensaiados, ainda que variando ligeiramente de intensidade.

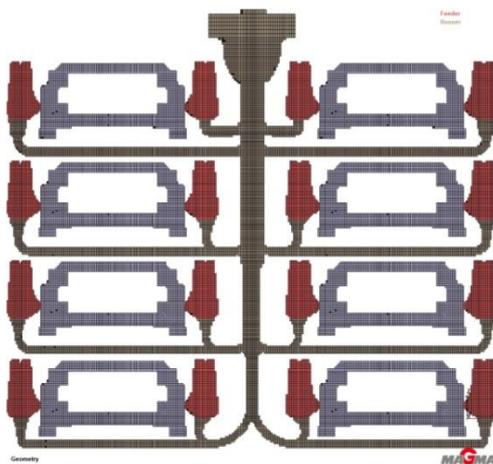


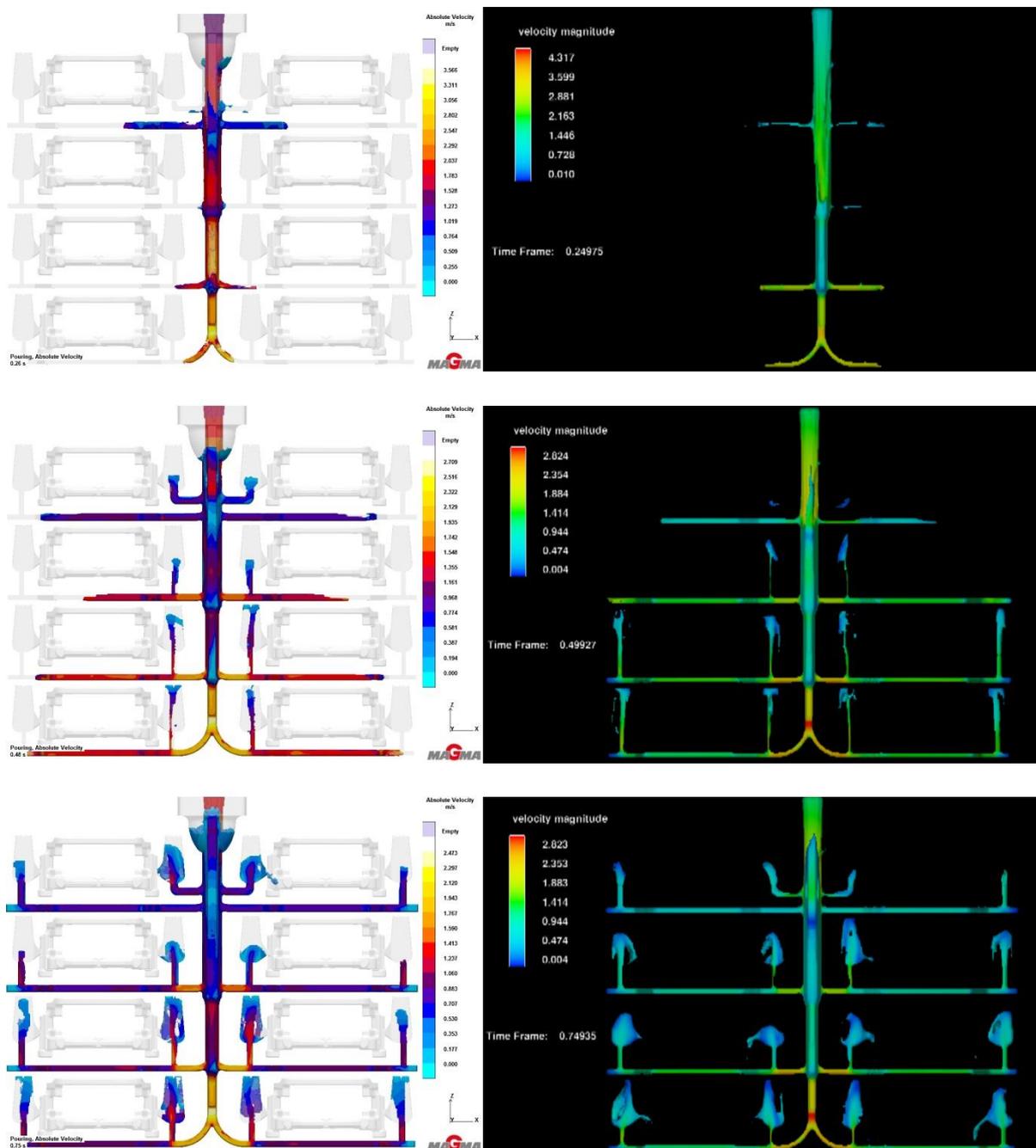
Figura 23 – Modelo B após geração da malha tridimensional no MAGMA5.

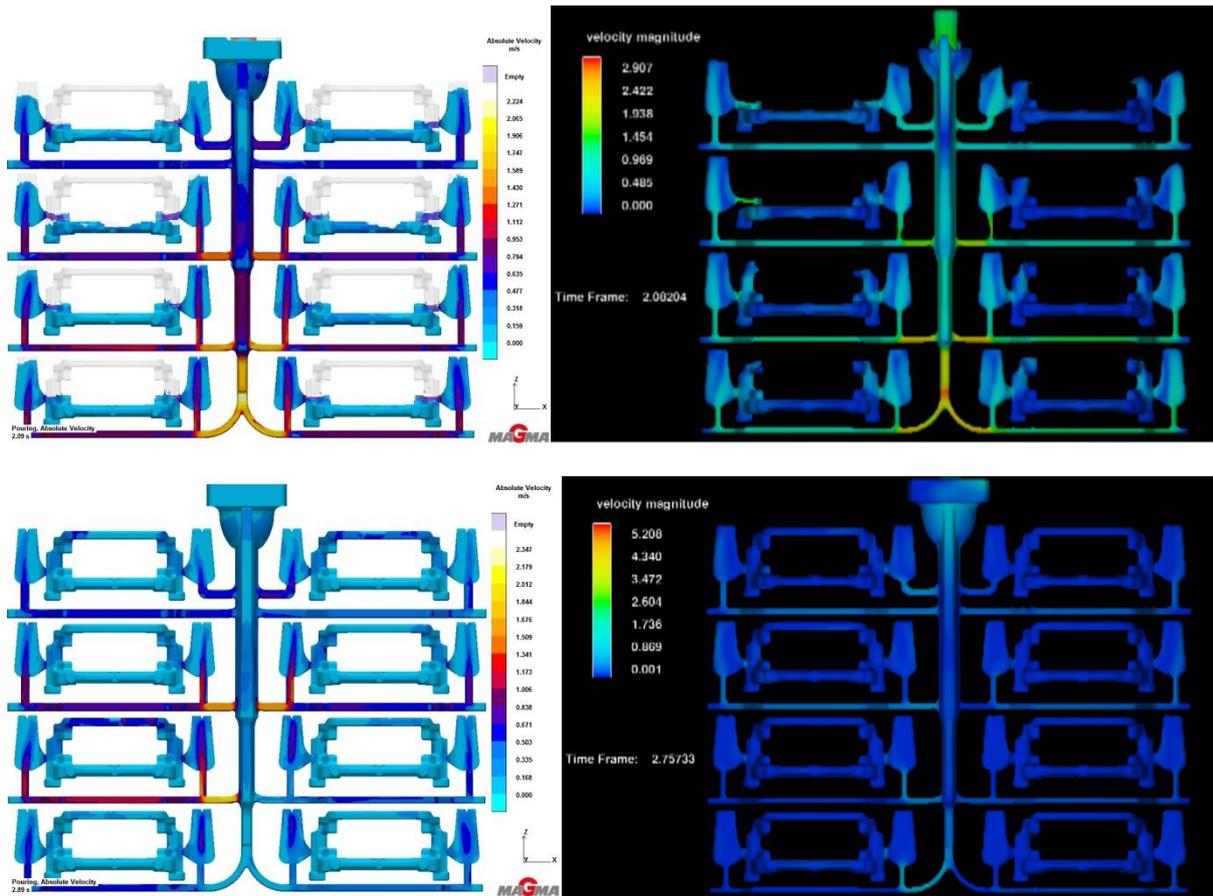
A temperatura inicial do metal líquido no processo de enchimento foi de 1405°C em ambos os *softwares*, sendo no entanto importante referir que as propriedades termofísicas dos materiais podem não ser perfeitamente sobreponíveis uma vez que o MAGMA5 foi afinado especificamente para a empresa em questão, e os respetivos dados não são por isso publicáveis. Os dados utilizados no FLOW-3D provêm da sua própria base de dados que, por sua vez, obteve os seus valores da Universidade de Auburn.

O efeito de desequilíbrio no enchimento faz-se sentir de forma mais pronunciada em proporção com o aumento do caudal, traduzindo-se em enchimentos mais rápidos nas zonas mais deformadas pela etapa de *meshing*. A figura 23 retrata o resultado da etapa de criação de uma malha tridimensional do sistema, utilizando um total de cinco milhões de elementos, repartidos entre todos os componentes envolvidos no processo. O dimensionamento das imagens é fruto da necessidade de ajustar o conteúdo necessário ao espaço disponível.

As figuras 24 a 33 ilustram o desempenho do sistema de gitagem A, onde as transições entre os diversos tipos de canais são feitas de uma forma abrupta, através de ângulos de 90°. É notória, em ambos os *softwares* utilizados, a ocorrência de um fenômeno acentuado de *vena contracta* nos ataques interiores, durante os primeiros 0,8 s, sendo este fenômeno mais pronunciado no FLOW-3D. A projecção do metal líquido para os alimentadores foi novamente mais violenta na simulação do FLOW-3D, à semelhança do verificado na versão anterior.

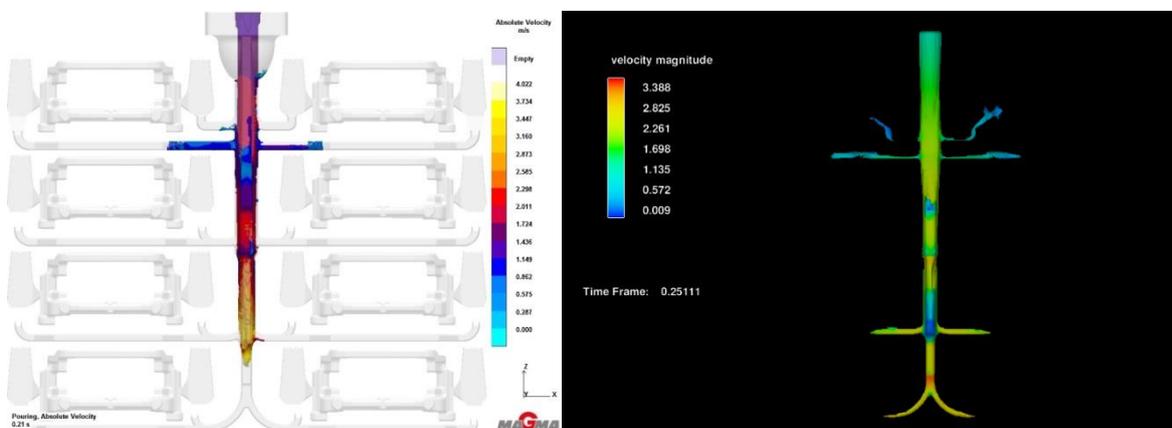
Figuras 24 a 33 – Representação da velocidade no metal líquido (m/s), segundo simulação de enchimento do modelo A, utilizando MAGMA5 (esquerda) e FLOW-3D (direita).

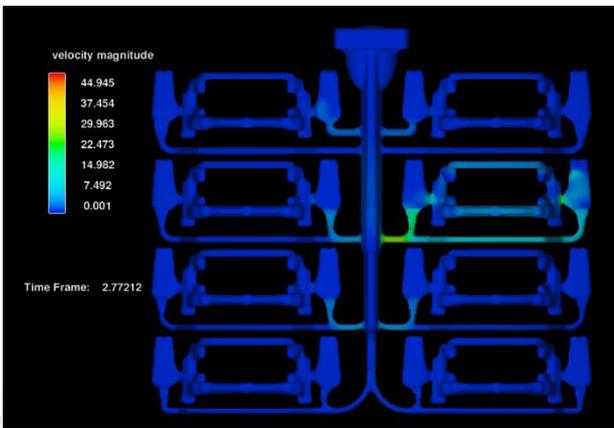
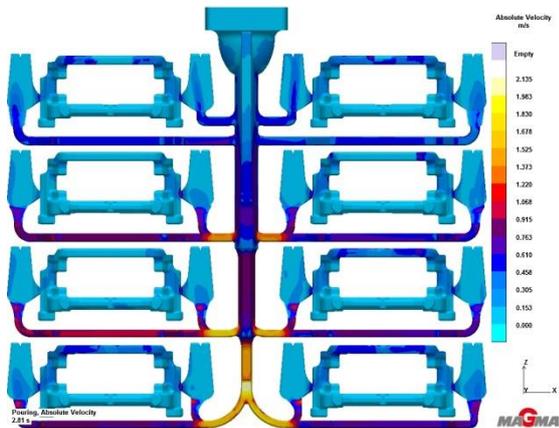
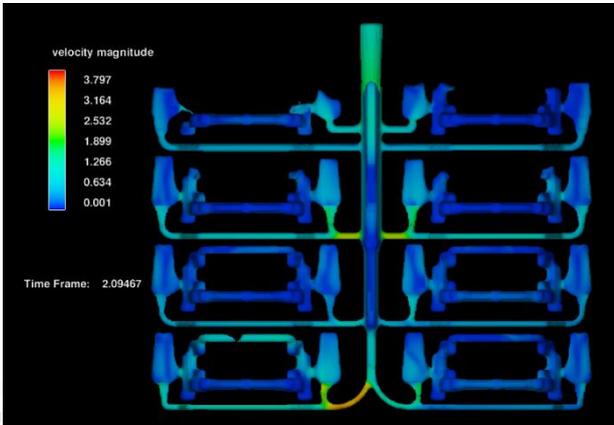
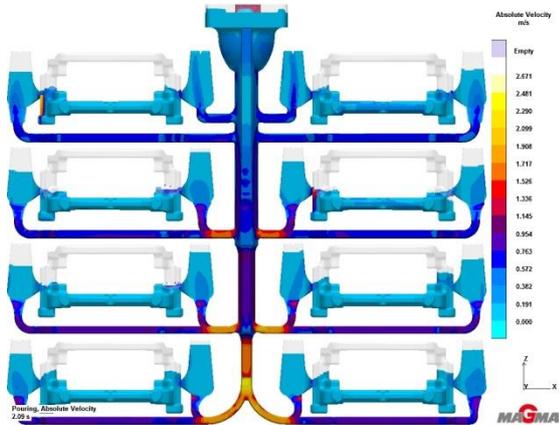
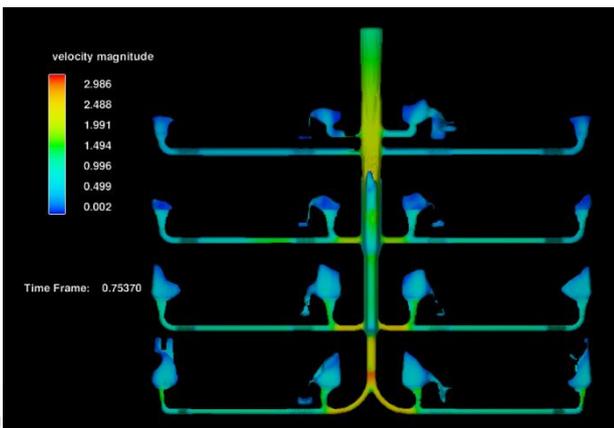
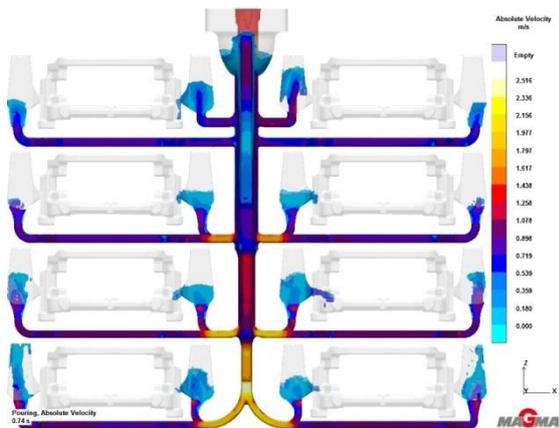
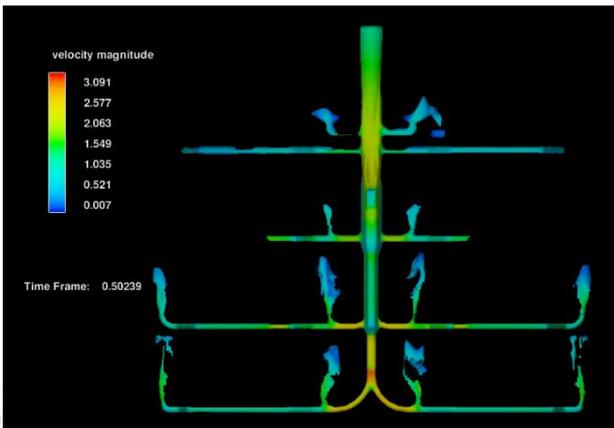
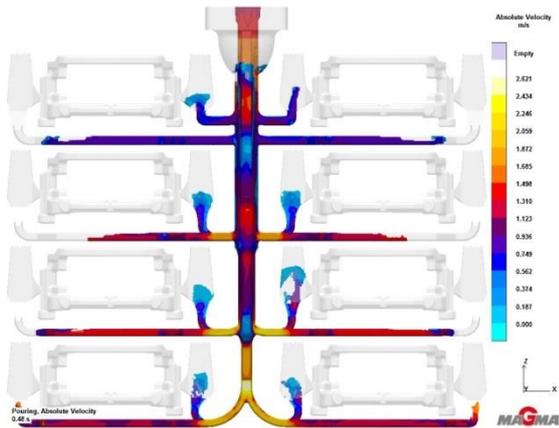




Os valores de velocidade com que o metal líquido entra nas diferentes cavidades está próxima para ambos os *softwares*, sendo que as velocidades observadas são demasiado elevadas para o metal em questão (1,3 m/s em alguns ataques, quando o máximo admissível seriam de 0,6 m/s). Este fenómeno irá à partida criar um desgaste bastante acentuado na superfície da moldação, potenciando a libertação e inclusão de grãos de areia no seio do metal líquido que, por sua vez, irão afetar diretamente a qualidade final do fundido.

Figuras 34 a 43 – Representação da velocidade do metal líquido (m/s), segundo simulação do modelo B, utilizando MAGMA5 (esquerda) e FLOW-3D (direita).





O sistema B exibiu um enchimento despressurizado do seu gito de descida, fenómeno visível no progressivo aumento da quantidade de metal líquido retido neste componente à medida que o enchimento progride.

A velocidade de entrada nas cavidades encontra-se dentro das gamas aceitáveis, se tivermos em atenção que podemos aceitar velocidades até 1,2 m/s devido à geometria de leque utilizada para os ataques. O enchimento das diferentes cavidades é quase simultâneo, a nível dos alimentadores interiores, e a existência do fenómeno de perda de pressão localizada (*vena contracta*) na base dos ataques é pouco pronunciada. Nas extremidades dos canais do patamar inferior existe a projecção de metal líquido uma vez que não é possível criar uma curvatura cujo raio apresente dimensões idênticas aos canais superiores e, conseqüentemente, a área onde ocorre a amortização da velocidade do metal líquido é menor.

Os *softwares* utilizados apresentam resultados ligeiramente diferentes a nível da velocidade de entrada nas cavidades, sendo que no FLOW-3D o enchimento do gito de descida parece mais pronunciadamente despressurizado, e a projecção de metal líquido é mais violenta nos dois patamares inferiores. As diferenças no enchimento do gito de descida refletem-se no atraso do enchimento das cavidades dos dois patamares superiores, quando comparados com o resultado do MAGMA5. Os tempos de enchimento verificados apresentam-se relativamente próximos (2,88 segundos para o MAGMA5, e 2,77 segundos para o FLOW-3D). É importante salientar que, no FLOW-3D, o enchimento da cavidade inferior esquerda se concluiu após o enchimento da cavidade imediatamente acima, o que difere substancialmente dos resultados apresentados pelo MAGMA5, e que se pode revelar problemático caso ocorra na prática. No entanto, e atendendo a que, a ocorrer, este fenómeno acontece muito próximo do final da conclusão da etapa de enchimento, este resultado não se afigura como particularmente preocupante ao ponto de colocar em causa a viabilidade do sistema.

É visível em ambos os programas que os canais de distribuição horizontais do patamar superior, na região de intersecção com o gito de descida, não se encontram integralmente cheios desde a passagem do primeiro metal líquido na região.

É notório um desequilíbrio lateral em relação ao eixo, em ambos os programas, com o lado direito a ser preenchido mais rapidamente. Este fenómeno aparenta justificar-se devido à criação da malha cúbica que substitui o modelo tridimensional, e que não é simétrica em relação ao eixo “zz”, como referido anteriormente.

3.2. Comparação do enchimento do gito de descida segundo o MAGMA5

O modelo C, cuja existência se justifica pela necessidade de averiguar o efeito de uma limitação superior da área de secção, apresenta uma área de 710 mm² no topo do gito de descida, por comparação com os 1525 mm² do modelo A. Uma vez que a área do orifício de vazamento não é suficiente para satisfazer desde logo o caudal necessário para preencher os 1531 mm² calculados, colocou-se a hipótese de limitar superiormente a área do gito de descida a um valor inferior - ou equivalente - ao da área do orifício por onde é vazado o metal líquido para a moldação.

Atendendo a que a diferença entre os modelos A e C se circunscreve à dimensão do gito de descida, nomeadamente desde o seu topo até ao segundo patamar, torna-se pertinente observar as eventuais diferenças que resultam das alterações introduzidas, a fim de verificar a sua utilidade.

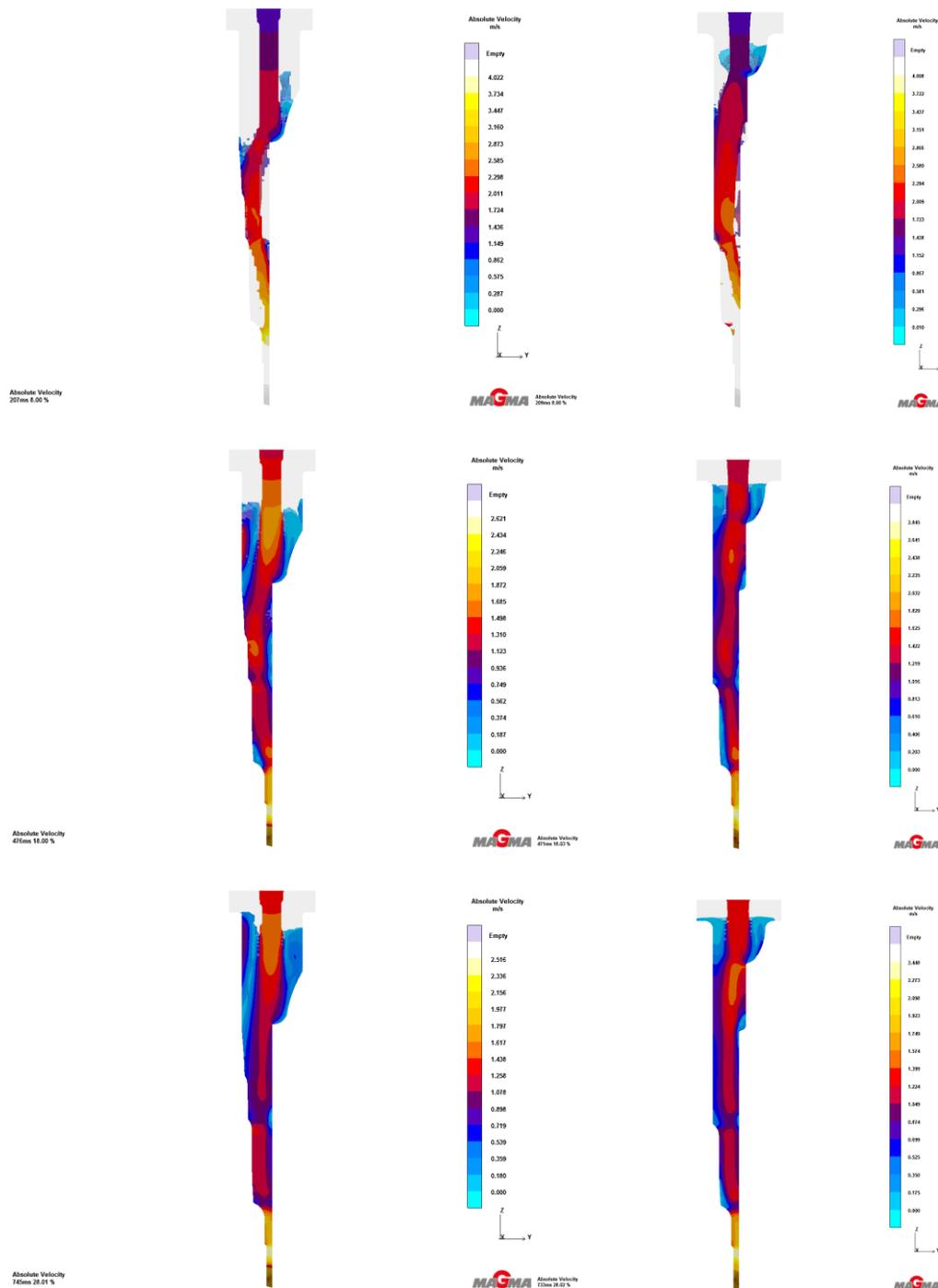
Importa referir que o sistema C exibiu um enchimento não satisfatório uma vez que a ordem de enchimento das cavidades foi adversamente afetada pelo redimensionamento da secção inicial do gito de descida. É no entanto interessante averiguar se a redução da área de secção se revela eficaz no propósito de obter um sistema que apresente os canais integralmente preenchidos desde a passagem do primeiro metal líquido, para averiguarmos se o caudal de entrada pode ser totalmente encaminhado para as cavidades moldantes desde o início do processo.

As alterações no gito de descida refletem-se, de acordo com o que seria previsível, numa redução do tempo necessário para encher integralmente o canal, visível nas figuras 46 e 47. No entanto, atendendo a que a área total do gito de descida passa para metade, seria legítimo esperar verificar uma redução mais acentuada no tempo necessário para o enchimento integral do componente em causa. As figuras 44 e 45 demonstram que em nenhum dos casos foi possível manter o gito integralmente cheio desde o início do processo de vazamento, devido à excessiva área necessária para tal (canais com larguras superiores a 10 mm não garantem a propagação do metal controlada pela sua tensão superficial) [3].

A alteração na sequência de enchimento presente no sistema C ilustra que, ainda que a área de secção do canal central seja superior à correspondente do caudal de entrada no sistema, o dimensionamento não pode ser superiormente limitado por esse parâmetro pois tal facto

reflete-se diretamente, e de forma adversa, no desempenho do sistema durante o processo de enchimento.

Figuras 44 a 49 – Vista de perfil do enchimento do gito de descida do modelo A (esquerda) e do modelo C (direita), segundo o software MAGMA5.



3.3. Gradientes térmicos

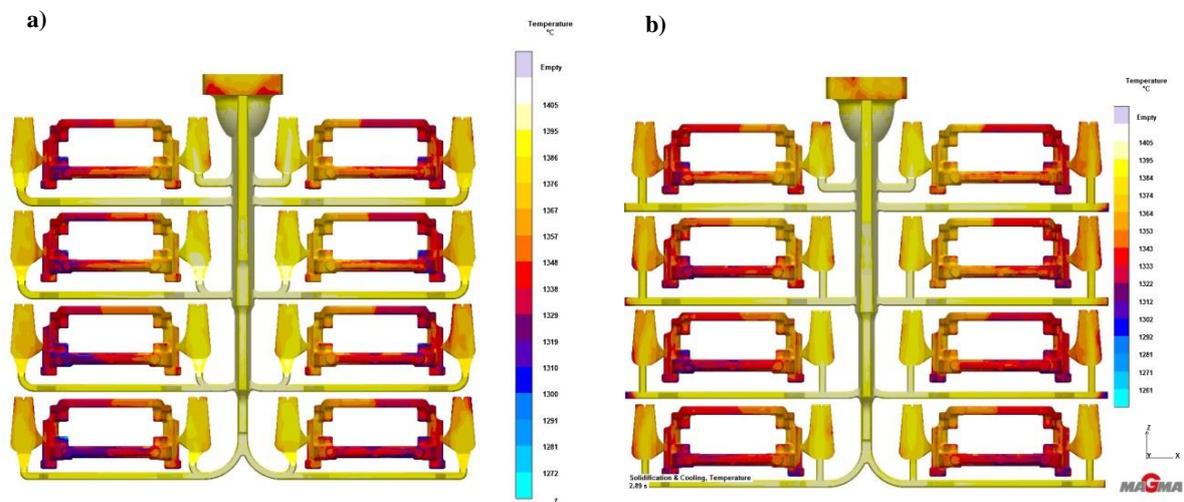


Figura 50 – Temperaturas (em ° Celsius) após conclusão do vazamento para: a) - o sistema A; b) - o sistema B.

A figura 50 indica as temperaturas no metal líquido após conclusão do vazamento. É visível a existência de gradientes térmicos entre os alimentadores localizados na zona interior da placa (próxima do gito de descida) e dos alimentadores mais distantes, de acordo com o expectável se atendermos à amplitude de distância dos ataques ao canal central. O gradiente térmico referido é mais pronunciado no sistema B.

A figura 51 estabelece uma comparação entre os tempos de enchimento dos sistemas A e B, sendo que as diferenças mais relevantes se cingem ao enchimento dos alimentadores, particularmente aqueles situados nas duas alturas metalostáticas inferiores.

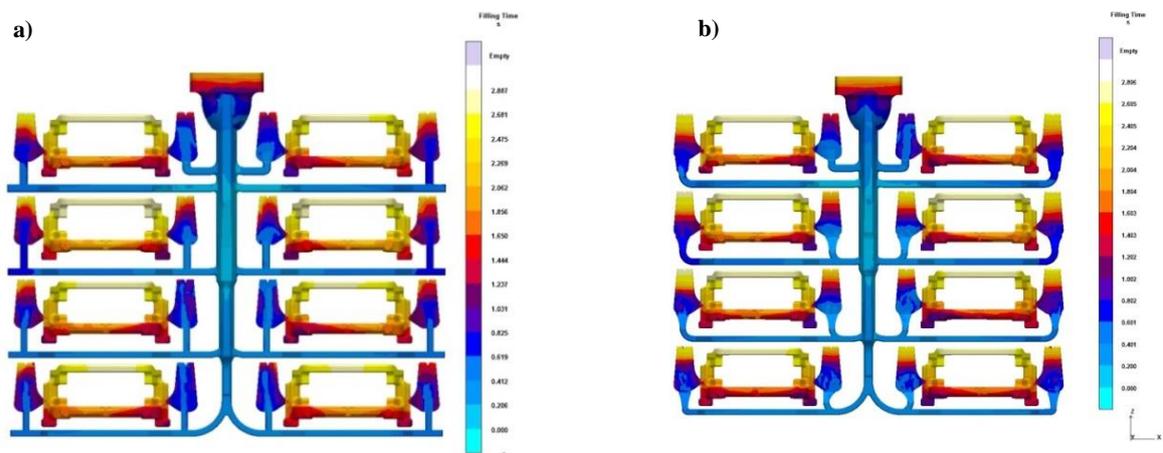


Figura 51 – Tempos de enchimento (s) para: a) - o sistema A; b) – o sistema B, de acordo com o MAGMA5.

3.4. Análise de porosidade, fração líquida e tempo até à coerência dendrítica

Foi conduzida uma simulação com um sistema de gitagem provisional por forma a estimar o comportamento do sistema de alimentação. A simulação inicial do sistema de gitagem com o alimentador de acordo com as dimensões calculadas revelou que seria necessário aumentar a altura do alimentador até que esta suplantasse a da peça. A justificação para este procedimento deve-se ao critério de pressão, que afirma que um alimentador só é eficaz para alturas metalostáticas equivalentes ou inferiores àquelas onde está presente. Se o alimentador em questão for demasiado baixo, como aparenta ser o caso, existe o risco de existência de colapso da trave superior da peça, como indicado na figura 52a). A análise da região onde se situa o módulo crítico da peça denota uma probabilidade máxima de aparecimento de porosidade de cerca de 15%, um valor considerado elevado e indicador de propensão para o surgimento de macroporosidade.

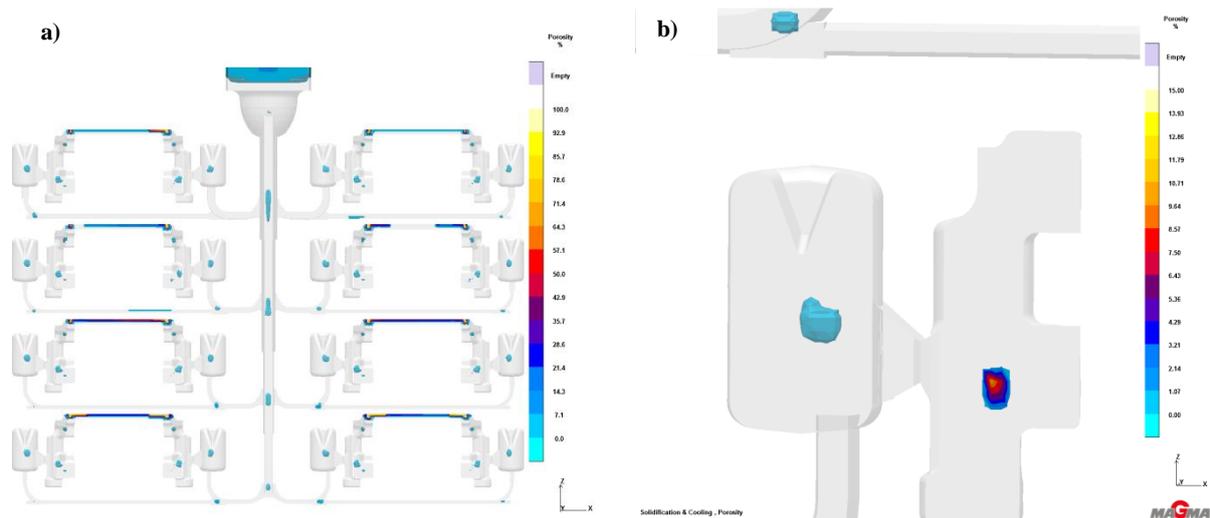


Figura 52 – a) Análise de probabilidade de porosidade do sistema provisional. b) Zona de módulo crítico da peça.

Em função dos resultados observados, tornou-se necessário redesenhar o alimentador. A distância entre o topo do colo do alimentador e o topo da peça tornaram-se fatores adicionais a ter em conta, em conjunto com o volume e o módulo máximo já referidos. Desta forma, é necessário ter presente que o rendimento metálico irá ser negativamente afetado pelo redimensionamento do alimentador; no entanto, existe a necessidade de garantir que as peças a serem produzidas irão apresentar-se isentas de porosidade ou deformação.

Tendo por base alguns dos *designs* dos alimentadores tradicionais, foi criada uma nova iteração de alimentador. O novo alimentador apresentou uma relação altura/diâmetro diferente

da original (2,3 em detrimento do 1,5 mais comum). A alteração desta relação pode diminuir a eficiência do alimentador, pois existe o risco da altura ser excessivamente elevada, e não permitir que a estrutura dendrítica que se forma durante a solidificação se mantenha aberta durante o intervalo de tempo necessário para ocorrência de uma alimentação plenamente eficaz.

A figura 53 ilustra a geometria que resultou das modificações indicadas, assim como a indicação do módulo crítico do novo alimentador. Devemos procurar garantir que o colo do alimentador não solidifica demasiado cedo, devendo para o efeito ser igual ou superior a um terço do módulo máximo do alimentador, critério que podemos verificar que está satisfeito [1].

Foi também importante para a determinação da configuração final do alimentador o objetivo de criar uma geometria dos colos dos alimentadores que levasse à sua quebra durante o processo de *shake-out*, originando desta forma proveitos assinaláveis a nível do volume de trabalho necessária para obter o produto final.

De acordo com as simulações de solidificação, o novo alimentador (presente na figura 53) revelou-se eficaz na função de alimentação da peça durante o processo de solidificação da mesma, para o sistema B.

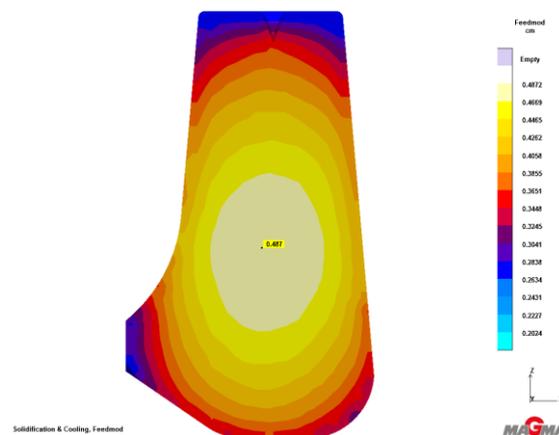


Figura 53 – Módulo do novo alimentador, calculado pelo MAGMA5.

O módulo máximo do alimentador, segundo o cálculo realizado pelo MAGMA5, é de 0,487 cm, valor teoricamente suficiente para mitigar a contração volúmica inerente à solidificação, atendendo a que o módulo crítico da peça é de 0,449 cm. O volume do novo alimentador é de aproximadamente 37,7 cm³, segundo a ferramenta de medição do *Solidworks*.

Atendendo a que estamos a utilizar um ferro fundido nodular, a bibliografia indica que um alimentador pode revelar-se eficaz se apresentar módulos entre 0,8 a 1,2 do módulo crítico da peça (razões inferiores à unidade pressupõe expansão volumétrica da região em causa; razões superiores à unidade revelam uma contração da liga no local), pelo que a análise levada a cabo permite inferir que, em princípio, este alimentador é suficiente para contrariar a contração líquida ao longo da solidificação [13].

O sistema A exibiu um risco de existência de porosidade considerável (próximo dos 15%) para a mesma estratégia de alimentação utilizada nos restantes sistemas (alimentador de iguais dimensões, e acoplado à peça na mesma posição).

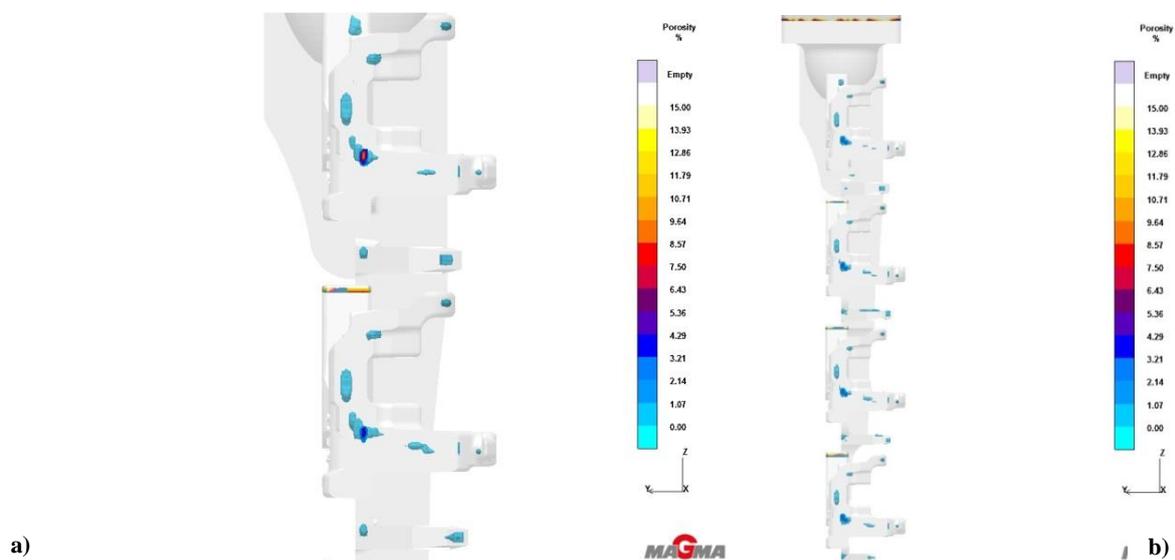
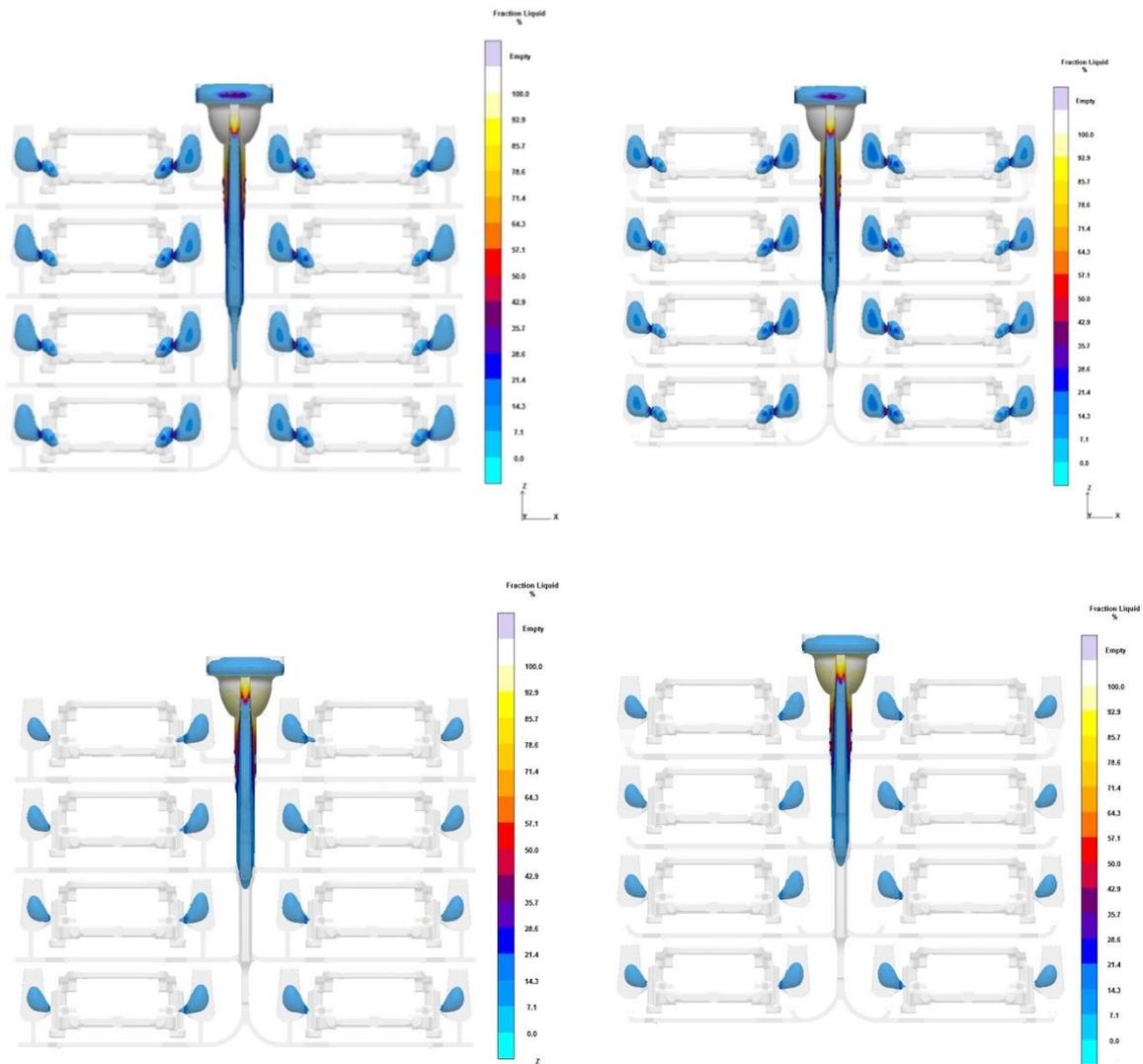


Figura 54 – Resultados da avaliação de probabilidade de porosidade para: a) - o sistema A; b) - para o sistema B.

A evolução da fração líquida permite estimar quais as regiões da peça que se encontram no estado líquido, em função do período de tempo decorrido. Este parâmetro é bastante útil na avaliação do desempenho do alimentador, pois permite aferir se a sequência de solidificação ocorre da forma mais adequada (iniciando-se nos ataques, seguindo-se a peça e finalmente o alimentador) e se existe a criação de regiões isoladas de líquido que, subsequentemente, apresentam maior risco de porosidade devido à inibição da capacidade de alimentação.

Figuras 55 a 58 – Evolução da fração líquida para o sistema A (esquerda) e para o sistema B (direita).



Se atendermos aos resultados do sistema A, verificamos que a fração líquida é superior para o mesmo período de tempo do sistema B, nomeadamente a nível dos alimentadores interiores nos dois patamares superiores.

O MAGMA5 tem em consideração a distância de alimentação para os materiais utilizados, em função dos atributos presentes na base de dados do programa. Esta informação é bastante relevante para o efeito pois a evolução da fração líquida ao longo do processo de solidificação está condicionada pelo tempo até à coerência dendrítica do material em causa, e a consequente capacidade de alimentar a peça [15].

Para além da fração líquida, existe ainda um outro parâmetro de pós-processamento que ajuda ao estudo do sistema de gitagem. Trata-se da avaliação do tempo até à coerência dendrítica,

que visa estimar o tempo necessário para a formação de uma fração de sólido que apresenta o risco de vedar a passagem do metal líquido, e por isso incapacita a alimentação da restante peça com o metal líquido presente. Este tipo de situações procura então localizar pontos isolados onde a alimentação fica inibida, devido à coerência dendrítica, podendo como tal apresentar alguma porosidade associada.

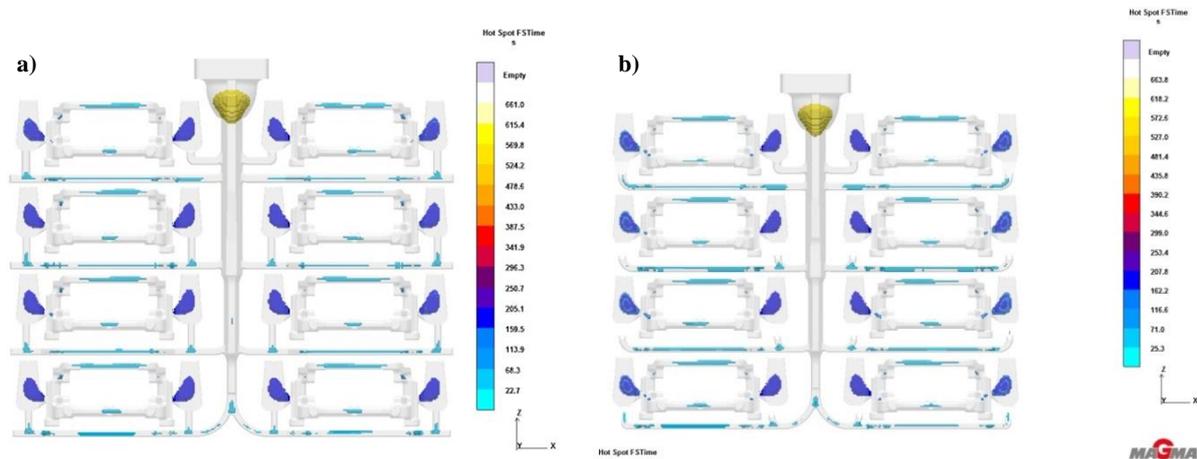


Figura 59 – Distribuição dos tempos até à coerência dendrítica (em s) para: a) - o sistema A; b) - para o sistema B.

3.5. Equipamentos e ensaio prático

O sistema de gitagem foi construído nas instalações da Sakthi Portugal, através de um processo manual conduzido por um colaborador habilitado para o efeito. Os materiais utilizados foram os mesmos a que a empresa recorre no seu quotidiano de forma a permitir que fosse possível ter presentes as condições de funcionamento normal vigentes no local. Assim sendo, e em função da qualidade dos resultados obtidos, estão reunidas as condições para ficar desde logo viabilizada a utilização desta filosofia de gitagem para futuras referências com os recursos já existentes *in loco*.

Desde logo se adivinham limitações na transposição para a prática das partes de maior complexidade do sistema, como sejam as curvas existentes nas extremidades dos canais, uma vez que o espaço que existe para manusear as ferramentas limita a capacidade de modelação dos componentes.

Devido à natureza dos diversos materiais utilizados, o grau de correspondência com os modelos tridimensionais gerados não é uniforme, sendo de esperar que, por exemplo, a geometria dos ataques esteja um pouco diferente da simulada.

A figura 60 ilustra o resultado da criação do sistema de gitagem sobre as placas-molde. É expectável que existam ligeiros desvios da geometria ideal presente nos modelos tridimensionais; no entanto não é de esperar que sejam de uma magnitude suficientemente elevada para afetar de forma pronunciada a etapa de enchimento.



Figura 60 – Placa molde e sistema de gitagem ensaiados.

A quase totalidade do sistema de gitagem encontra-se aplicada sobre a mesma placa molde para desta forma procurar evitar ao máximo as passagens do metal líquido pela linha de separação, diminuindo assim o risco de soltar fragmentos de areia da moldação e, conseqüentemente, originar o aparecimento de inclusões não-metálicas. O único componente do sistema de gitagem que se encontra na placa oposta é o topo do gito de descida, de maneira a orientar o metal líquido para os patamares superiores, de forma a dar origem à simultaneidade do enchimento previamente veiculada. O fundo do gito de descida apresenta uma curvatura relativamente próxima do idealizado, estando em princípio salvaguardada a capacidade de amortecer o metal líquido que chega a este ponto. As curvaturas dos canais após a subida/descida da separação foram alguns dos pontos mais difíceis de trabalhar uma vez que a disposição das separações impossibilitavam um percurso mais linear ao percorrer os desníveis presentes.

A criação das moldações foi levada a cabo num equipamento de moldação vertical DISAMATIC C230.

As moldações após calcamento não apresentavam, à partida, arestas vivas que apresentassem risco de quebra e desagregação durante os processos de enchimento e solidificação.

O ensaio prático foi conduzido no ambiente normal de funcionamento da empresa, sujeito aos tratamentos de inoculação e nodularização comumente aplicados para obtenção do material em causa (EN GJS 550-5), de acordo com a prática normal da empresa. As temperaturas registradas durante os vazamentos oscilaram entre os 1388°C e os 1382°C.

Os tempos de vazamento foram cronometrados para procurar estimar o tempo médio de vazamento, para posterior comparação com os tempos calculados por *software*, assim como com o tempo normal de vazamento da referência na empresa, e o valor calculado através da aplicação da equação 3, segundo a qual deveríamos esperar a conclusão do enchimento em cerca de 4 segundos.

De um total de 53 ocorrências registradas, o tempo médio determinado foi de 3,81 segundos, com desvio padrão de 0,78 segundos.

Foram retirados três cachos para posterior controle:

- um cacho submetido à etapa de enchimento normal;
- um cacho interrompido aos 1,5 segundos;
- um cacho interrompido aos 2,5 segundos;

O momento de interrupção não corresponderá exatamente ao anunciado pois, tratando-se de um processo manual, está sujeito às limitações humanas do operador responsável pelos vazamentos.

A interrupção dos vazamentos visou averiguar a progressão da sequência de enchimento a fim de verificar se existiram incongruências face ao comportamento esperado. Era esperado que ocorresse o escoamento de alguma quantidade de metal no estado líquido até se atingir um nível superiormente limitado pela quantidade de metal líquido presente na cavidade.

O cacho cujo vazamento foi interrompido aos 1,5 segundos exibiu uma cavidade incompletamente preenchida, no patamar superior, e uma ausência total de enchimento da peça e do canal de distribuição responsável pelo enchimento do alimentador mais distante da cavidade vizinha, como representado na figura 61. A bacia de vazamento não se encontrava totalmente preenchida, à imagem do verificado no enchimento correspondente ao sistema interrompido aos 2,5 segundos de vazamento.

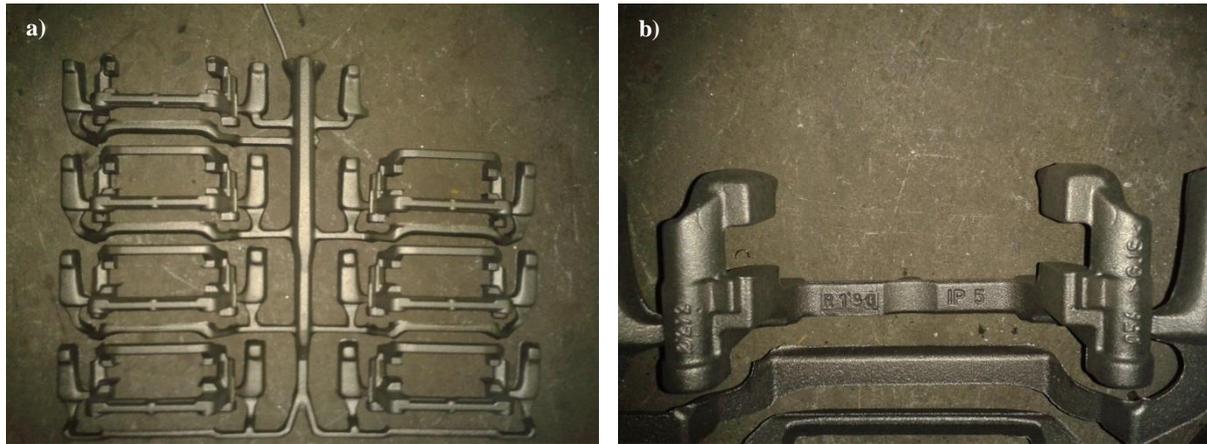


Figura 61 – a) Cacho referente ao vazamento interrompido aos 1,5 segundos, e b) pormenor de peça incompletamente preenchida.

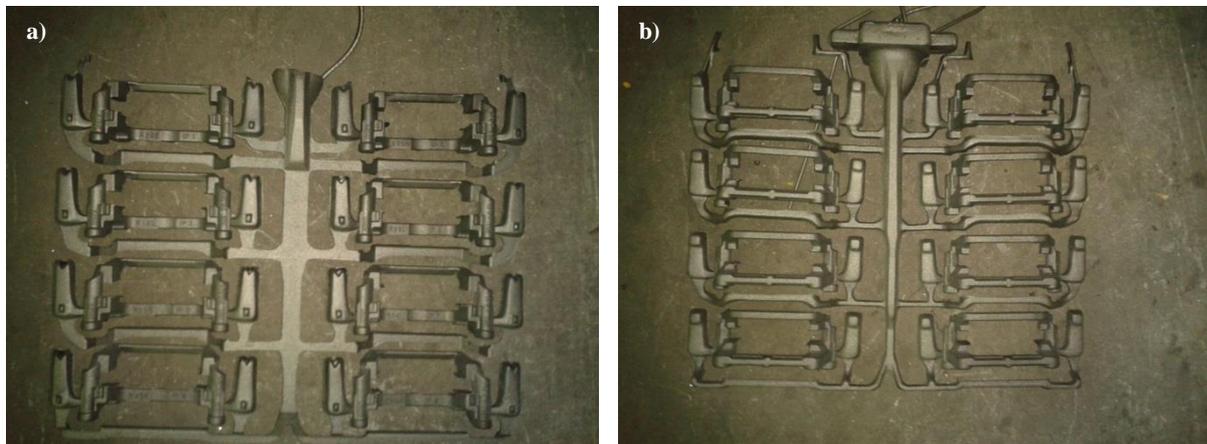


Figura 62 – a) Cacho referente ao vazamento interrompido aos 2,5 segundos, e b) cacho submetido a enchimento normal.

O cacho relativo à interrupção do vazamento aos 2,5 segundos apresentou todas as suas cavidades integralmente cheias, sendo possível verificar que a bacia de vazamento não se encontrava preenchida após a solidificação do metal líquido.



Figura 63 – Pormenor de rebarbas encontradas na cavidade inferior do primeiro cacho de controlo.

Os cachos controlados pesaram 18,300 Kg, ao que corresponde um rendimento metálico de aproximadamente 40%, se atendermos a que cada peça pesa em média 0,920 Kg.

O controlo por raio-x dos cachos analisados não revelou a existência de porosidade interna em nenhuma peça, de nenhuma das cavidades.

A figura 64 ilustra as regiões que foram submetidas a controlo das propriedades mecânicas e microestruturais. Foram controladas duas peças (uma correspondente ao início da produção, e outra relativa ao seu fim).

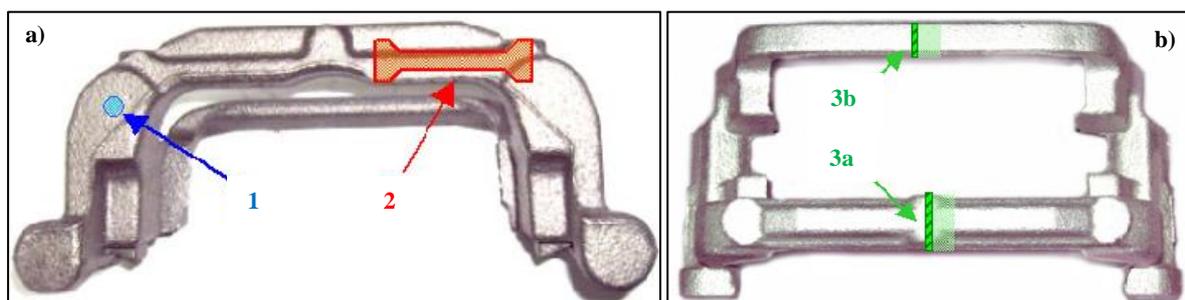


Figura 64 – a) e b) Indicação de zonas para controlo das propriedades mecânicas e microestruturais. O ponto 1 representa a região onde se realiza os ensaios de dureza, e a zona 2 representa a região de onde é maquinado o provete para ensaio de tracção. As regiões 3a e 3b representam as zonas onde se efetua a análise microestrutural [16].

Tabela 6 – Resultados da avaliação das propriedades mecânicas e microestruturais das peças amostradas.

	Diâmetro proвете (mm)	Resistência Tracção (Mpa)	Limite Elástico (Mpa)	Alongamento Percentual	Dureza Brinnell	Nº nódulos	% Perlite (zona 2a/ zona 2b)
Início ensaio	6,00	626	429	9,2	206	300	50 / 65
Final ensaio	6,14	641	432	10,9	209	250	55 / 67

Todas as propriedades mecânicas analisadas se apresentaram dentro dos limites especificados, de acordo com os critérios de qualidade em vigor na empresa.

O cacho de controlo submetido a enchimento normal exibiu rebarba nas regiões assinaladas na figura 65, situação isolada que não se verificou em nenhuma das restantes peças, quer nos restantes cachos, quer nas demais peças da mesma produção. O colo dos alimentadores das peças situadas no patamar superior exibiram um ligeiro desencontro entre as duas metades dos alimentadores.

As peças produzidas exibiram rebarba no interior da janela, em quase todas as cavidades, a exemplo do apresentado na figura 65.

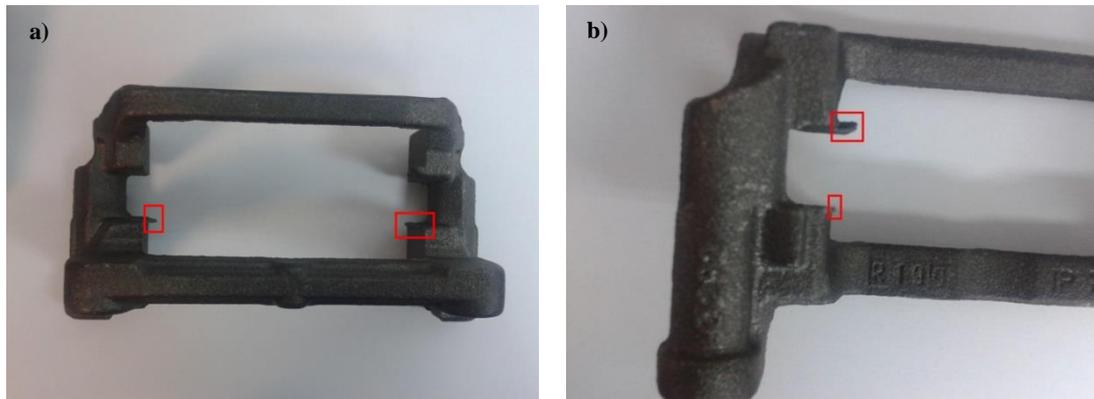


Figura 65 – a) Peça em bruto de vazamento após granalhagem. b) Pormenor das rebarbas encontradas.

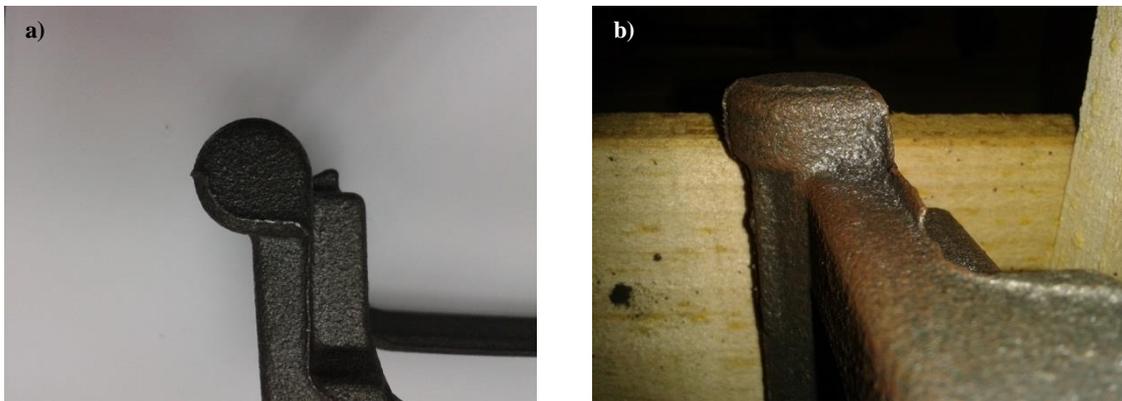


Figura 66 – a) Pormenor da parte inferior da peça. b) Vestígios de má compactação da areia de moldação.

O controlo por raio-x compreendeu 5 peças por cavidade, não se tendo observado quaisquer indícios de defeitos internos (ver figura 67).

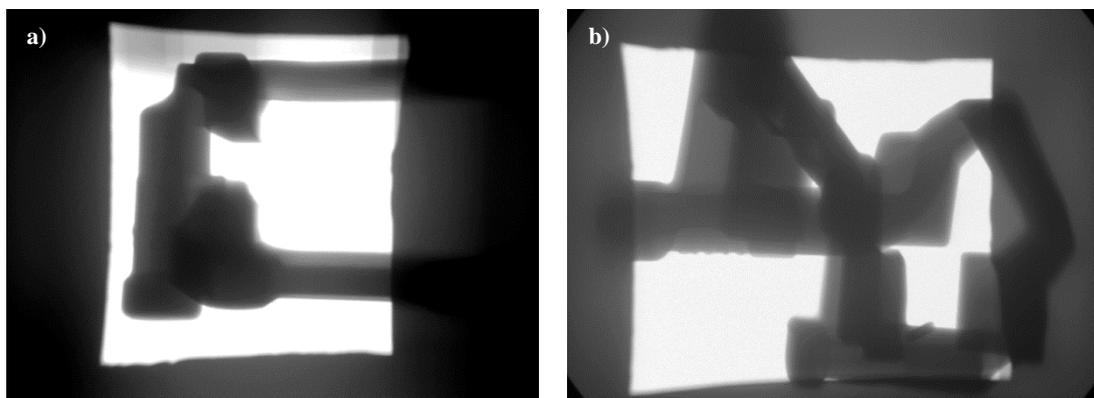


Figura 67 – a) Vista posterior da peça, retirada do equipamento de raio-x. b) Pormenor das zonas críticas. Em b), o corpo estranho à direita da ponte inferior é um parafuso que integra a estrutura que suporta as peças.

A realização de ensaios de líquidos penetrantes revelou a existência de porosidade nas peças provenientes das cavidades superiores, após seccionamento das amostras, como exemplificado na figura 68. O fenômeno de ocorrência de porosidade foi detetado em peças relativas a uma das cavidades superiores.

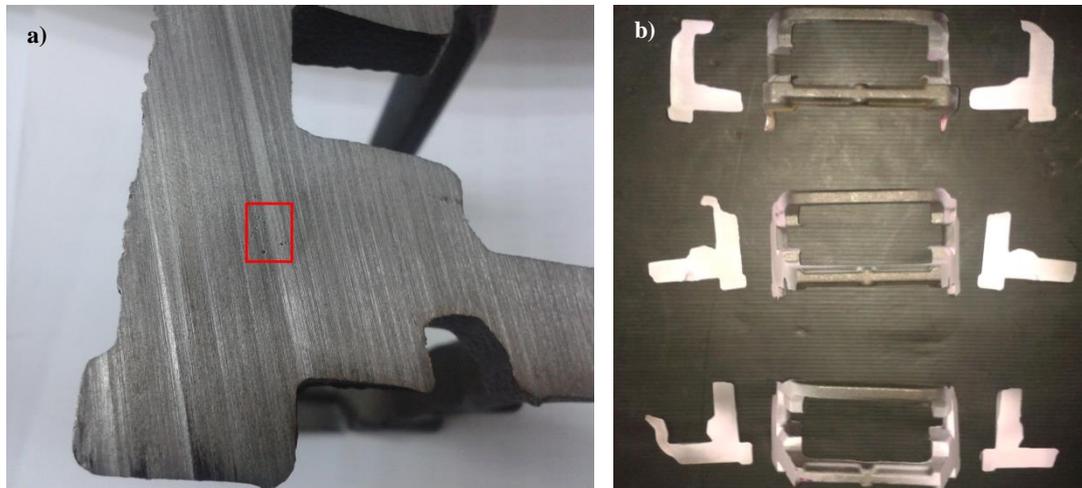


Figura 68 – a) Porosidade revelada após seccionamento da peça para ensaio de líquidos penetrantes. b) Peças submetidas a ensaio de líquidos penetrantes, sem indicação de defeitos.

4. Discussão de resultados

4.1. Análise das simulações realizadas

A análise das simulações de enchimento por *software* levadas a cabo permite corroborar a ideia de que existe um impacto direto da configuração dos canais de distribuição no comportamento do sistema, nomeadamente na prevenção da ocorrência do fenómeno de criação de zonas de perda de pressão. As transições que se executaram com recurso a ângulos retos originaram sempre fenómenos de *vena contracta*, ainda que com graus de intensidade variáveis. Por esta razão, e de acordo com o indicado na bibliografia consultada, é desaconselhável a adoção desta geometria.

Os valores exibidos na tabela 7 traduzem as diferenças existentes no estado de turbulência do metal líquido, no momento da sua entrada na cavidade moldante, de acordo com a equação 13. Os valores apresentados resultam da média das velocidades dos dois ataques necessários para preencher cada cavidade, assumindo 3,698 mPa·s como valor para a viscosidade dinâmica do metal líquido, segundo o indicado na base de dados do FLOW-3D. Os valores de velocidade utilizados resultaram de uma média dos valores obtidos das simulações do MAGMA5 por serem de leitura mais imediata e menos propensa a interpretações erróneas (a

diferença entre os valores indicados entre *softwares* era bastante reduzida, pelo que é quase inconsequente a escolha dos dados relativos a um programa em detrimento do outro).

Tabela 7 – Números de Reynolds máximos calculados para os diferentes ataques, a cada altura metalostática.

		Patamar inferior	2º Patamar	3º Patamar	Patamar Superior
Nº Reynolds	Sistema A	17914	18577	12137	14840
	Sistema B	10471	7791	6637	14072

Podemos observar que, quando comparadas as alternativas apresentadas, o sistema B apresenta números de Reynolds inferiores para cada uma das alturas metalostáticas análogas, em princípio indicativos de uma menor turbulência no seio do fluido. Verificamos que, para este sistema quase todos os valores calculados se encontram no intervalo correspondente a um fluxo não-turbulento (superior a 2300 e inferior a 13800) que, apesar de não ser o estado mais laminar disponível, se revela ainda assim satisfatório no objetivo de evitar uma degradação acentuada da qualidade do metal líquido. O único patamar que se situa no domínio turbulento para o sistema B é o patamar superior, algo que seria previsível se considerarmos que 50% dos ataques utilizados para aquelas cavidades não apresentavam a geometria de lâmina.

Os números de Reynolds calculados tiveram por base os valores de velocidade indicados pelos *softwares* utilizados, sendo importante salientar que existe um fator que não se encontra presente no processo de cálculo de velocidades: o fator de perda de velocidade por atrito. Desta forma, é necessário termos presente que a duração do processo de enchimento indicada nas simulações não será em princípio diretamente transposta para a realidade pois existem fatores que interferem diretamente com o processo de enchimento que não são contemplados pelos programas utilizados, como por exemplo as variações no teor de humidade das moldações, ou a granulometria da areia nelas utilizada. É pois expectável que os tempos de enchimento verificados na prática sejam superiores aos simulados.

A análise da sanidade interna dos componentes, com base nas simulações de solidificação levadas a cabo, permitem afirmar que, de entre as versões simuladas, a versão B é aquela cujos produtos finais se indicam menos propensos ao aparecimento de porosidade. Este facto é algo surpreendente se atendermos aos resultados da análise do tempo até à coerência dendrítica, que indica uma quantidade superior de pontos propícios ao aparecimento deste defeito no sistema alternativo, quando comparado com o mais tradicional. A análise em corte

das regiões afetadas não exibiu grandes diferenças de intensidade para as diferentes zonas afetadas.

Se analisarmos os resultados da avaliação da evolução da fração líquida, podemos verificar que esta alternativa solidifica mais rapidamente na região do colo do alimentador, nos dois patamares superiores.

Os gradientes térmicos superiores verificados no sistema alternativo permitem que se coloque a hipótese de que a microestrutura desta versão seja menos constante em todo o volume da peça, de acordo com a informação evidenciada na simulação.

4.2. Análise dos resultados práticos

A média dos tempos de vazamento calculada com base nos dados experimentais tem uma duração 30% superior aos tempos estimados pelos programas utilizados, mas apenas 5% mais rápida que o valor calculado de 4,0 segundos. Perante estes dados, é então possível considerar a estimativa algébrica como bastante próxima da realidade, se tivermos em conta as diversas variáveis que afetam o tempo de vazamento (como sejam a variabilidade entre cada vazamento, proporcionada pelas oscilações no processo de abertura do orifício de vazamento por parte do vazador, e as variações inerentes às cronometrias dos tempos de enchimento). A etapa de enchimento do sistema ensaiado revelou-se 31% mais rápida que o tempo de vazamento de uma placa de produção de um componente análogo.

A estimativa da duração do processo de enchimento pelo MAGMA5 ficou mais próxima da realidade do que a fornecida pelo FLOW-3D, ainda que exista uma diferença apreciável entre as durações da etapa de enchimento segundo os programas de simulação e a realidade. Sob este prisma, a incorporação do Solver 5 no MAGMA5 ainda não se revela como uma solução perfeitamente viável na representação do fator de perda de velocidade por atrito, ao contrário do indicado pelo fornecedor do *software* [15].

O canal e peça em falta no patamar superior, representados na figura 61, aparentam estar ausentes devido a um fenómeno de fratura que terá ocorrido durante a granalhagem uma vez que podemos verificar que o alimentador interior da cavidade em casua se encontra integralmente preenchido, algo que será incompatível com uma ausência total da peça adjacente.

Os defeitos assinalados na figura 63 encontram justificação no fato da moldação anterior estar vazia, e a pressão metalostática exercida pelo metal sobre as paredes da moldação ter provocado uma ligeira abertura entre as duas meias moldações, que se traduziu numa rebarba na região assinalada.

As rebarbas presentes nas peças, como ilustradas na figura 64, são o resultado de um processo de ajuste das placas molde, e como tal são característica do equipamento e não fruto de ineficiências ou imperfeições do sistema de alimentação e gitagem. Outro defeito patente em algumas peças relativas às cavidades inferiores está exemplificado na figura 66b), que representa um fenómeno de desagregação da areia da moldação devido a uma aplicação de compressão parcialmente ineficaz (este fenómeno é característico do conjunto placa molde – aparelho de compactação da areia de moldação, e não do sistema de alimentação e gitagem), que faz com que ocorra um ligeiro arrastamento de areia na zona de apartação.

A porosidade exemplificada na figura 68 situa-se numa região que não irá ser submetida a posterior maquinagem. A localização da cavidade afetada pode ajudar a justificar o fenómeno: as peças encontram-se no patamar superior, e a proximidade à bacia de vazamento estipula que os alimentadores interiores irão estar submetidos a temperaturas elevadas durante mais tempo que os seus congéneres dispersos pelo resto do sistema, o que irá prolongar o tempo em que aquela região da peça se mantém no estado líquido. Se a isto associarmos o desencontro entre as duas metades do alimentador que afetou estas cavidades em particular (devido ao método de aplicação dos alimentadores sobre a placa molde), encontramos razões que aparentemente justificam os resultados apresentados (uma vez que a capacidade de alimentação do alimentador fica severamente condicionada por esta irregularidade). É recomendado realizar novo ensaio após reajuste do colo dos alimentadores e reapreciar a influência decorrente do alinhamento correto dos componentes em causa.

5. Conclusões

Os resultados observados ao longo do desenvolvimento deste trabalho permitem avançar com alguns pontos concludentes:

- Os resultados das comparações entre os *softwares* analisados evidenciam diferenças pouco pronunciadas no enchimento de ambas os sistemas, nomeadamente a nível da duração da etapa de enchimento.
- No FLOW-3D, o fenómeno de projeção do metal líquido é mais acentuado que no MAGMA5, para ambos os sistemas ensaiados;
- O grau de incidência do fenómeno de *vena contracta*, durante as primeiras etapas do enchimento, pode ser significativamente diminuído com recurso a uma geometria mais progressiva nas zonas de intersecção dos canais;
- O controlo adequado das áreas de secção dos diversos componentes do sistema de gitagem permite obter um enchimento simultâneo (ou muito próximo) da totalidade das cavidades, com controlo da velocidade de entrada na cavidade moldante;
- É inevitável que existam ligeiros gradientes térmicos entre os dois lados do fundido face à sua disposição na placa molde e a respetiva etapa de enchimento (os alimentadores das cavidades mais próximas do gito de descida iniciam o seu enchimento sempre mais cedo que os alimentadores do lado mais distante);
- O dimensionamento do topo do gito de descida é crítico para o controlo do processo de enchimento, mesmo que a sua área de secção corresponda a um caudal que seja superior àquele que o equipamento de vazamento é capaz de proporcionar. A excessiva largura do topo do gito de descida impede que este seja um componente que se encontre integralmente preenchido desde o início do processo de vazamento;
- A utilização de uma curvatura na base do gito de descida, em conjunto com um dimensionamento adequado dos canais de distribuição envolvidos, aparenta ser um substituto adequado para o poço encontrado nos sistemas clássicos, como provado no ensaio prático pela ausência de inclusões de areia nas cavidades inferiores;
- A medição dos tempos de vazamento indica que as estimativas de duração do processo provenientes dos *softwares* são distantes das verificadas experimentalmente;
- As avaliações das propriedades mecânicas e microestruturais levadas a cabo indicam que a redução do tempo de enchimento não induziu alterações que coloquem em causa o desempenho do produto em serviço;

5.1. Recomendações para trabalhos futuros

Existe uma pluralidade de procedimentos que podem ser levados a cabo para aprofundar o conhecimento necessário das áreas adjacentes ao trabalho desenvolvido, assim como melhorar o desempenho do equipamento:

- A avaliação do fator de perda de cada um dos canais utilizados, através do recurso a ensaios práticos individuais, a fim de estabelecer uma comparação direta entre os valores de perda calculados e os verificados na prática;
- A utilização de um conjunto de termopares dispersos em várias partes da moldação para avaliar a progressão da sequência de enchimento;
- A determinação da tenacidade à fratura do material em causa pode ser interessante para conduzir à realização de simulações por elementos finitos para estimar qual a geometria mais indicada para os colos dos alimentadores, que favoreça a sua quebra durante as etapas de acabamento;
- Alternativamente, a aplicação do sistema de gitagem numa placa molde que integre cavidades de volumetria similar numa meia moldação permitiria visualizar em tempo real a etapa de enchimento, se em lugar da meia moldação complementar for utilizada uma sequência de vidros. É no entanto importante referir que existe a necessidade dos vidros simularem a parte do gito de descida que se encontra presente na respetiva meia moldação;
- A presença de porosidade nas cavidades correspondentes ao patamar superior implicam que é necessária uma ligeira correção no sistema de alimentação:
 - o alinhamento do colo dos alimentadores das cavidades afetadas poderá melhorar consideravelmente a capacidade de alimentação;
 - se o reajuste supracitado se provar insuficiente para colmatar o défice de material, um ligeiro acréscimo de altura no alimentador e aumento do colo deverão garantir a sanidade dos componentes;
- Para melhor aferir o desempenho do sistema criado, seria aconselhável realizar uma produção de maior volume, garantindo assim uma maior representatividade dos dados decorrentes da atividade experimental;

6. Referências Bibliográficas

- [1] – DISA Industries Application manual Re 9155D7010, 2012, págs. 299, 323
- [2] – Soren, Skov-Hansen – "Reduced Energy Consumption for Melting in Foundries" – Tese de Doutorado, Technical University of Denmark, 2007. págs 16 – 17, 21 – 28.
- [3] – Larsen,Per – "Iron Melt Flow in Thin Walled Sections Cast in Vertically Parted Greend Sand Moulds" – Tese de Doutorado, Technical University of Denmark , 2004, págs. 10, 13, 45-46.
- [4] – Campbell, J. – “Castings Practice: The 10 Rules of Castings”, Elsevier Butterwoth-Heinemann, 2004.
- [5] – Stefanescu, Doru – "Science and Engineering of Casting Solidification", 2008, págs. 7, 49 - 52, 65 - 69.
- [6] – Campbell, J. – "Castings" – 2nd edition, Elsevier Science Ltd, 2003, págs. 205 - 227, 17.
- [7] – Tiedje, Niels Skat, Larsen,Per – "Investigation of the Stability of Melt Flow in Gating Systems", The Minerals, Metals & Materials Society and ASM International, 2010
- [8] – ASM International – "Casting Design and Performance", 2009, págs. 74 - 76.
- [9] – G.B. Van Der Graaf *et al* – “A Computational and Experimental Study on Mold Filling”, Metallurgical and Materials Transactions B, Volume 32B, Fevereiro 2001.
- [10] – A.R. Modaresi – “Optimization of Well Designing in Vertical Gating Systems”, Proceedings of the 11th Asian Foundry Congress, 2011.
- [11] – Sleigh, Andrew – “Fluid Mechanics”, University of Leeds, 2010.
- [12] – Pedersen, Karl M. – “Solidification and Microstructure of Thin Walled Ductile Cast Iron”, Technical University of Denmark, 2006, pág. 6.
- [13] – ASM International – “Casting – ASM Handbook volume 15”, 2008, pág. 1268.
- [14] – White, Doug – “Avoiding Shrinkage Defects and Maximizing Yield in Ductile Cast Iron”, Elkem Metals Inc.
- [15] – “Feeding Effectivity” - MAGMA5 Help Contents, consultado em 15/03/2013.

[16] – Ficha de controlo “SAKTHI DataPRO Online Process Control”, acedida em 09/07/2013.

6.2. Bibliografia Complementar

[17] – E. Moumeni *et al* – “Analysis of Nucleation Modelling in Ductile Cast Iron”, The 3rd International Conference on Advances in Solidification Processes, 2011.

[18] – Gen, Zhou – “Analysis of Reasons Causing Riser Feeding Failure in Nodular Iron Castings Production”, China Foundry vol.2, Novembro 2005.

[19] – C.M. Ecob – “A Review of Common Metallurgical Defects in Ductile Cast Iron – Causes and Cures”, Elkem AS, Foundry Products Division.

[20] – M. Sutaria *et al* – “Automatic Optimization of Casting Feeders Using Feed-Paths Generated by VEM”, Proceedings of the ASME 2011 International Mechanical Engineering Congress & Exposition, 2011.

[21] – A. Alagarsamy – “Casting Defect Analysis Procedure and a Case History”, 2003 Keith Millis Symposium on Ductile Cast Iron, 2003.

[22] – Rio Tinto Iron & Titanium – “Ductile Iron: The essentials of Gating and Riser Design System Design”, Sorelmetal, 2000.

[23] – Piotr Mikolajczak, Zenon Ignaszak – “Feeding Parameters for Ductile Iron in Solidification Simulation”, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznanskiej, 2007.

[24] – K.H. Renukananda *et al* – “Flow Rates in Multi-Gate Systems: Experimental and Simulation Studies”, Indian Foundry Journal vol.58, April 2012.

[25] – Hee Eon Park *et al* – “Measurement of Pressure Coefficient of Melt Viscosity: Drag Flow Versus Capillary Flow”, Springer-Verlag, 2008.

[26] – R. Siclari *et al* – “Micro-shrinkage in Ductile Iron/Mechanism & Solution”, 2003 Keith Millis Symposium in Ductile Cast Iron, 2003.

[27] – S.M.H. Mirbagheri *et al* – “Modeling the Effect of Mould Wall Roughness on the Melt Flow Simulation in Casting Process”, Applied Mathematical Modelling 28, 2004.

- [28] – Carlos E. Esparza *et al* – “Optimal Design of Gating Systems by Gradient Search Methods”, Computational Materials Science volume 36, 2006.
- [29] – Radomir Radisa *et al* – “Optimization of Casting Process Design”, 49th Anniversary of the Faculty of Technical Sciences, 2009.
- [30] – Kenneth C. Mills – “Recommended Values of Thermophysical Properties for Selected Commercial Alloys”, Woodhead Publishing, 2002.
- [31] – Dejan Brkic – “Review of Explicit Approximations to the Colebrook Relation for Flow Friction”, Journal of Petroleum Science and Engineering, 2011.
- [32] – J. H. Lienhard – “Velocity Coefficients For Free Jets From Sharp-Edged Orifices”, Journal of Fluids Engineering vol.106, 1984.
- [33] – Kirk T. McDonald – “Vena Contracta”, Joseph Henry Laboratories, Princeton University, 2005.
- [34] – Jukka Kiijarvi – “Darcy Friction Factor Formulae in Turbulent Pipe Flow”, Lunowa Fluid Mechanics Paper, 2011.
- [35] – R.E. Peterson – “Design Factors for Stress Concentrations”, Westinghouse Research Laboratories, 1951.
- [36] – Prashant R. Anerao, Yashwant S. Munde – “Thermal Analysis of Feeder Neck Using FEM for a Metal Casting”, International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering, 2012.

Anexos

1. – Preparação das simulações

1.1 – Parâmetros termofísicos inseridos nas simulações

Tabela 1.1.1 – Parâmetros termofísicos inseridos nos *softwares* de simulação

Velocidade de entrada na moldação	1,211 m/s
Temperatura inicial do metal líquido	1405°C
Temperatura inicial da moldação	40°C
Diâmetro do inlet	30mm

Tabela 1.1.2 – Propriedades do metal líquido utilizadas no FLOW-3D.

Densidade (Kg/m³)	6,361
Calor Específico (J/Kg·K)	1032
Condutividade Térmica (W/m·K)	23,2
Ângulo de contacto com a superfície	140°
Tensão superficial (N/m)	1,65

NDR: os valores indicados na tabela 1.1.2 resultam da combinação dos dados presents da base de dados do FLOW-3D e de cálculos levados a cabo utilizando as equações indicadas no texto.

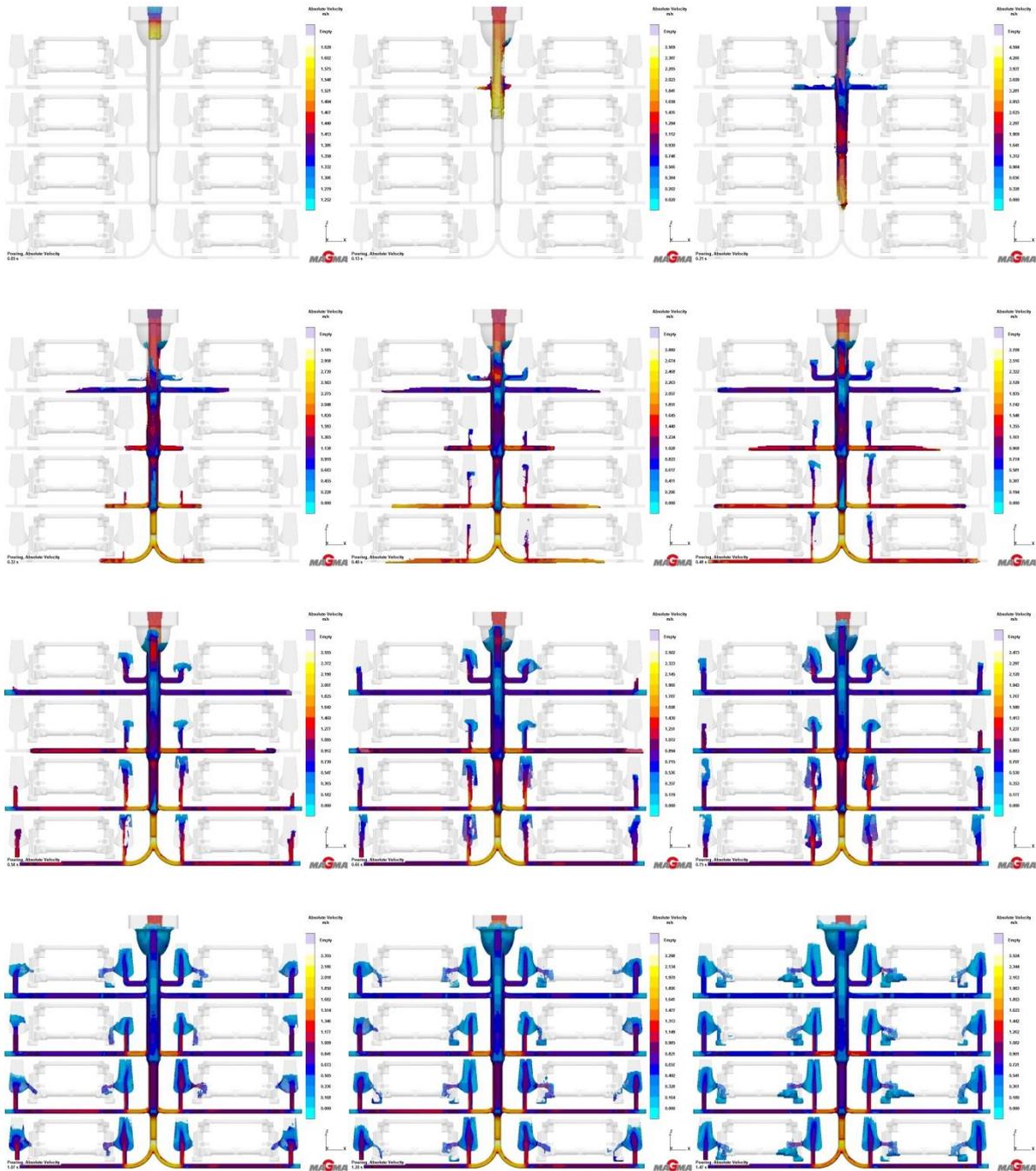
Tabela 1.1.3 – Propriedades da areia utilizadas no FLOW-3D.

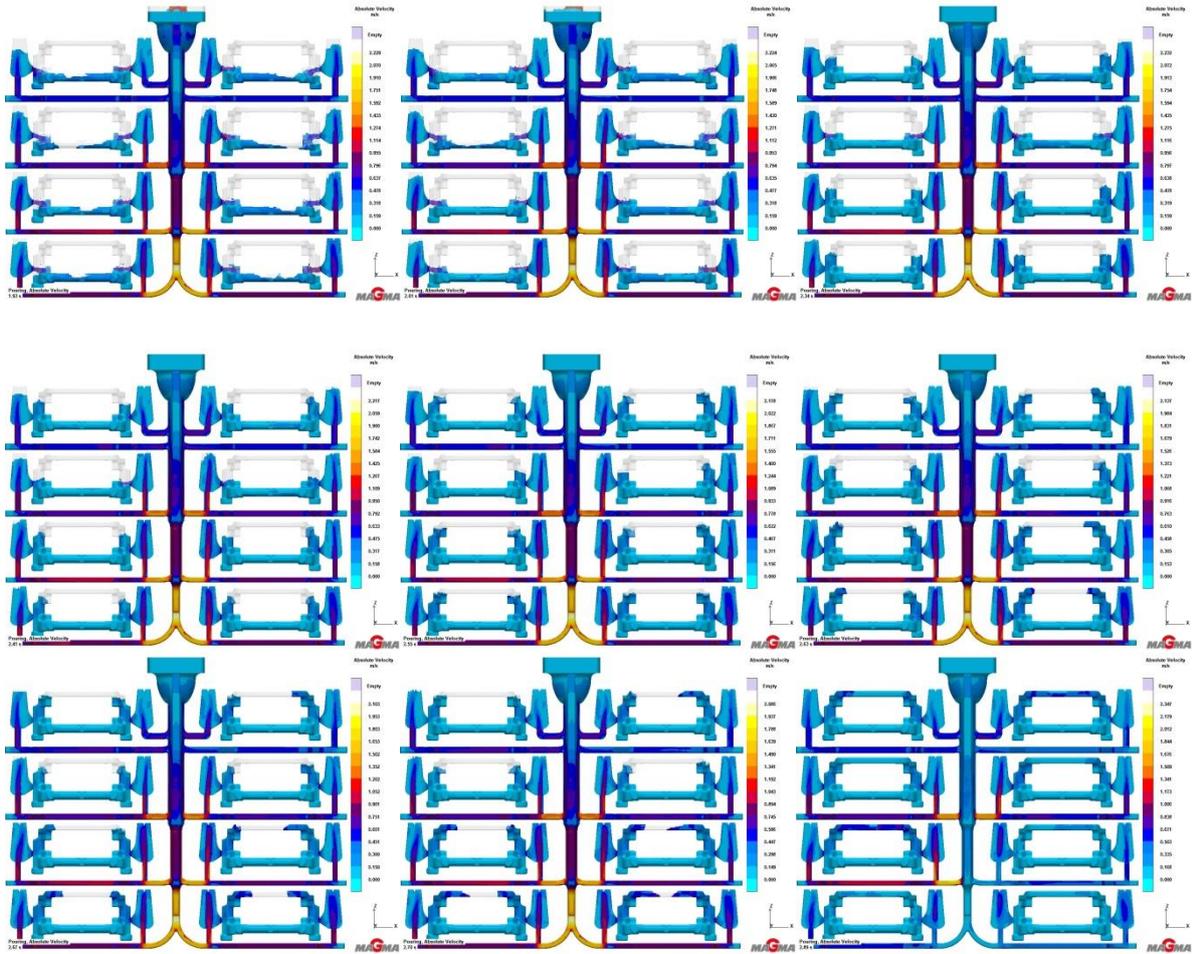
Densidade · Calor Específico (Kg/m³)·(J/Kg·K)	1,559 ·10 ⁶
Condutividade Térmica (W/m·K)	1,149

1.2 - Fotografias das simulações levadas a cabo

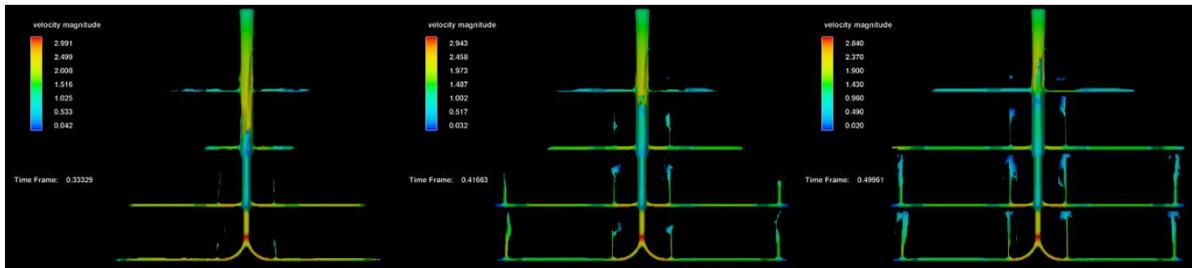
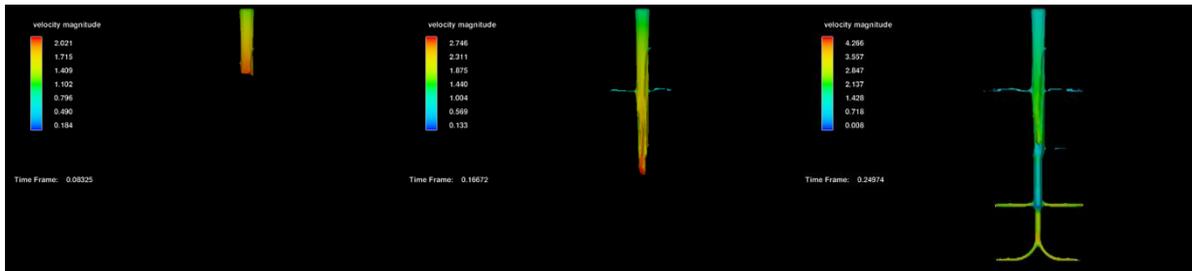
1.2.1- Fotografias relativos às simulações de enchimento do sistema A.

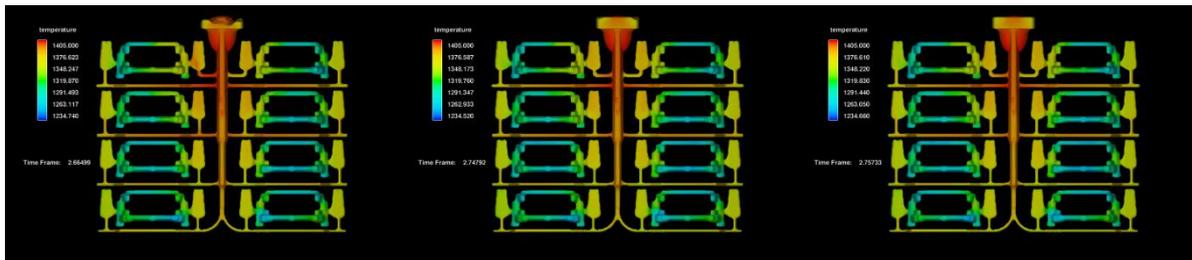
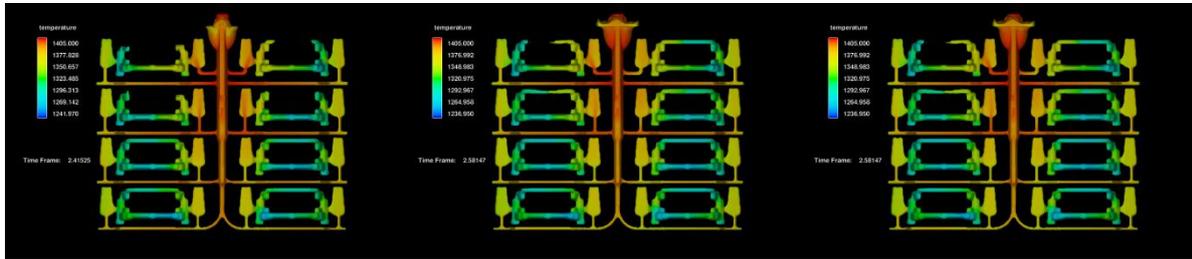
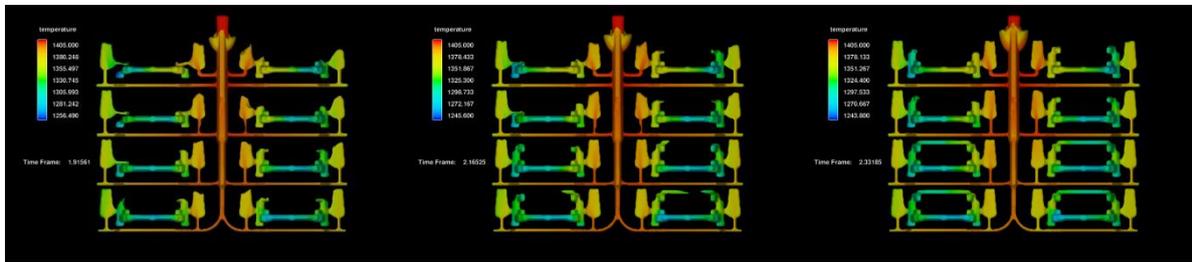
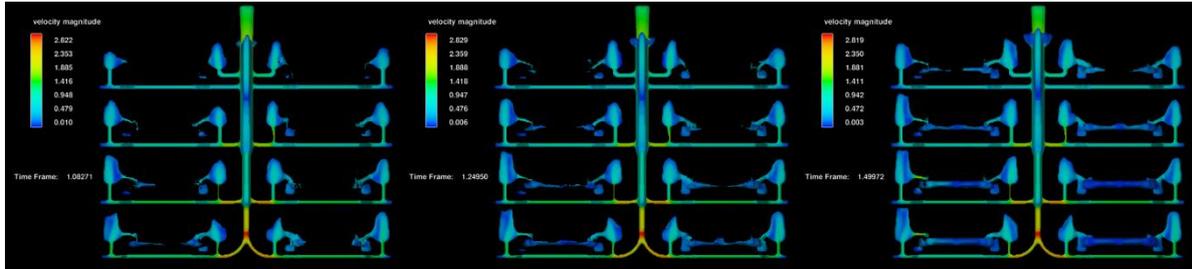
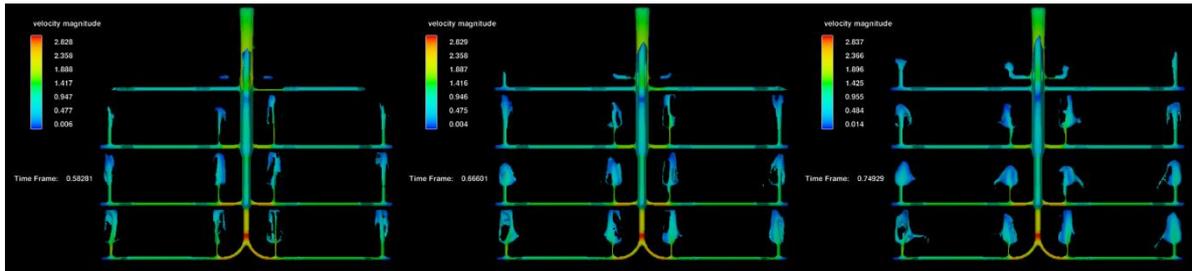
MAGMA5





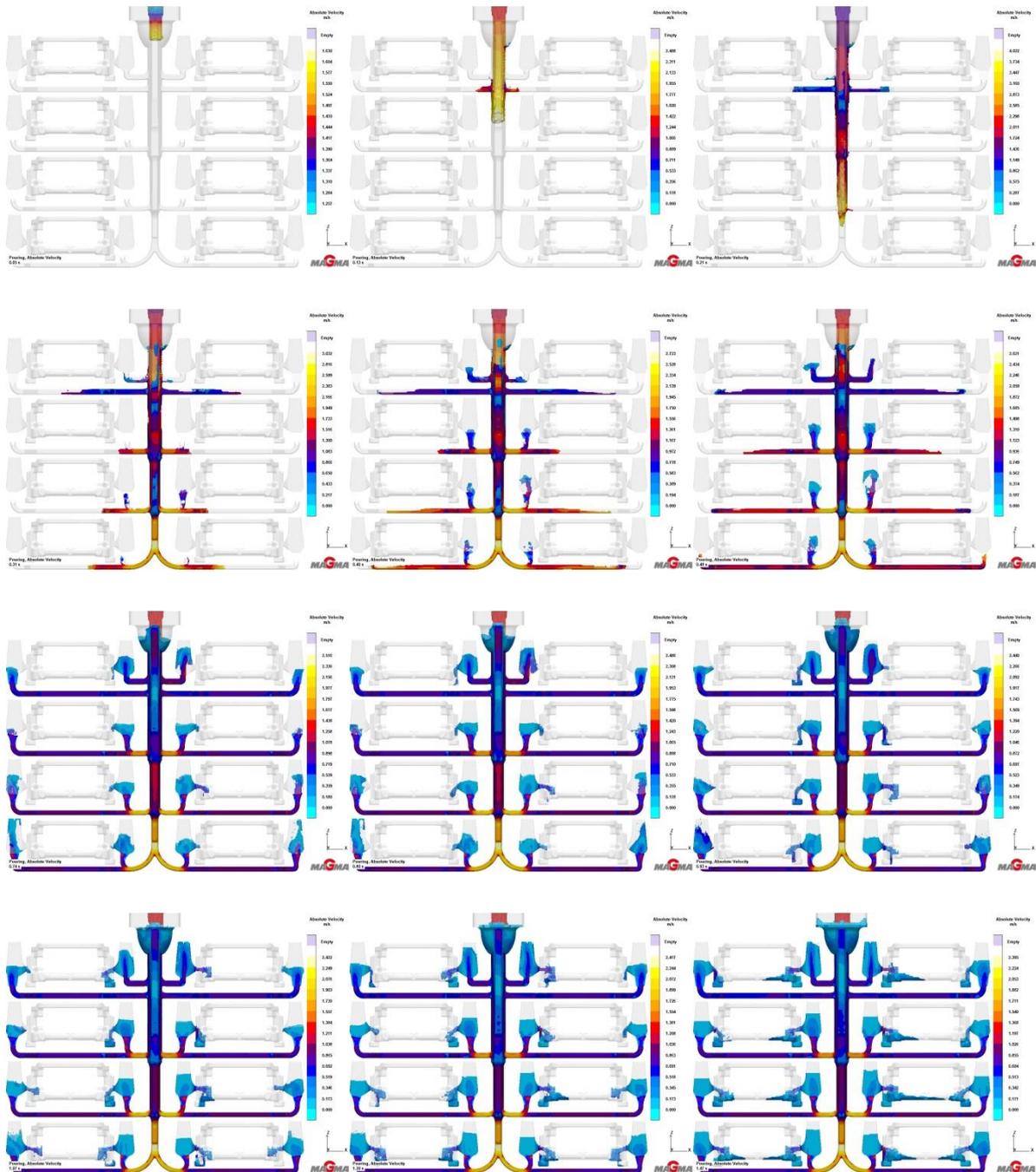
FLOW-3D

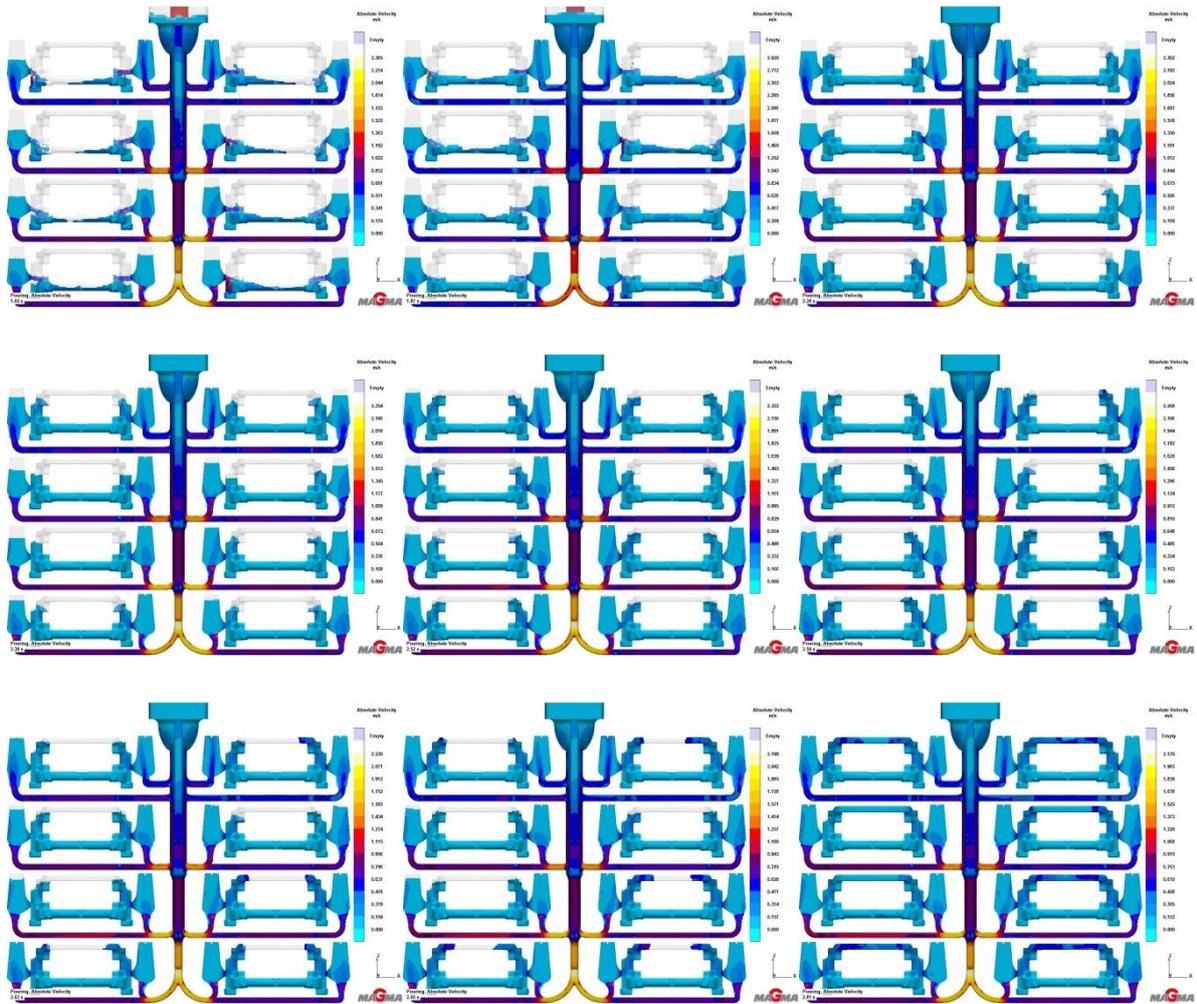




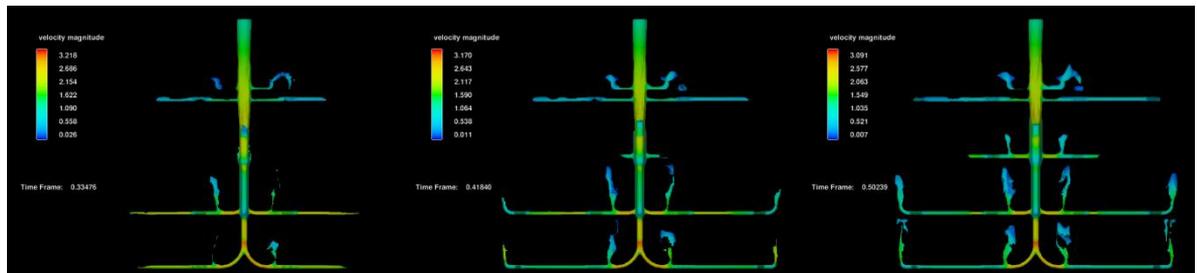
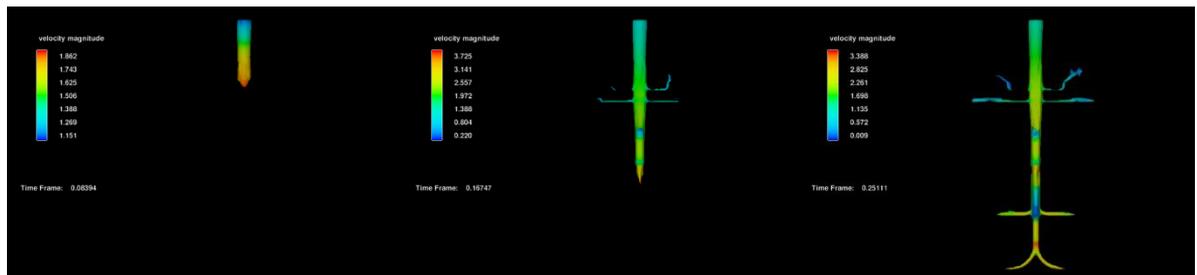
1.2.2- Fotogramas relativos às simulações de enchimento do sistema B

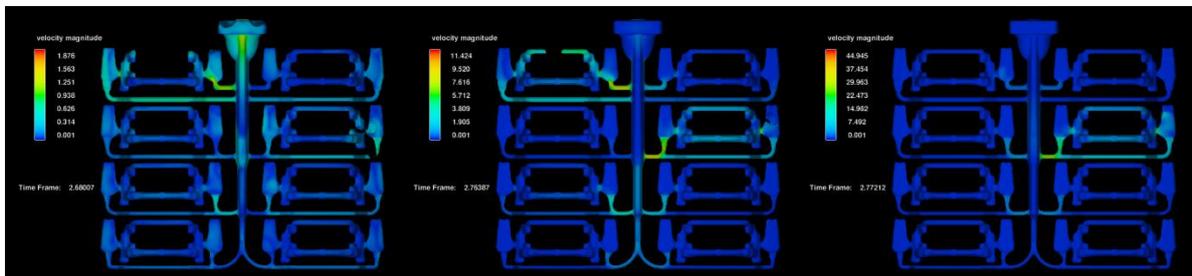
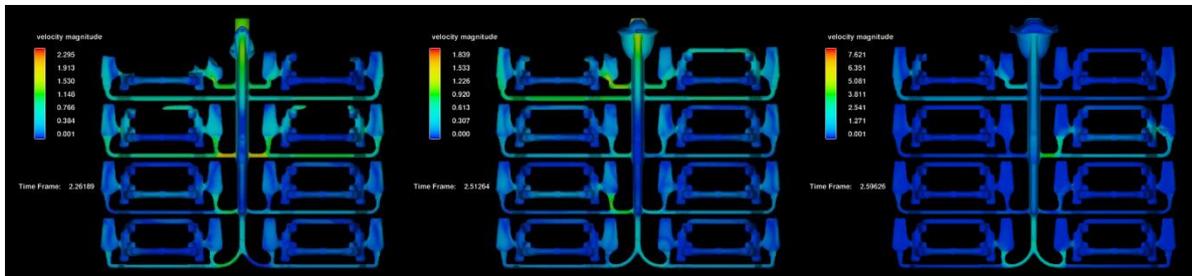
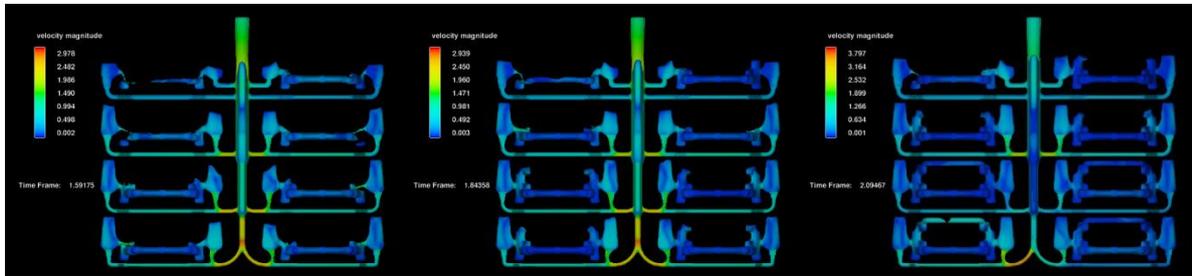
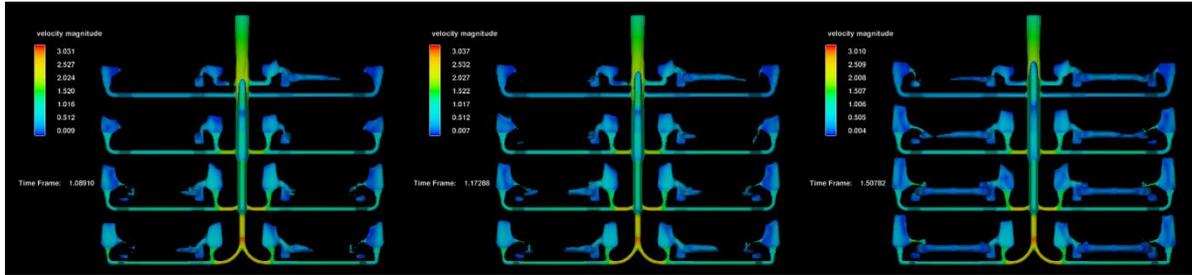
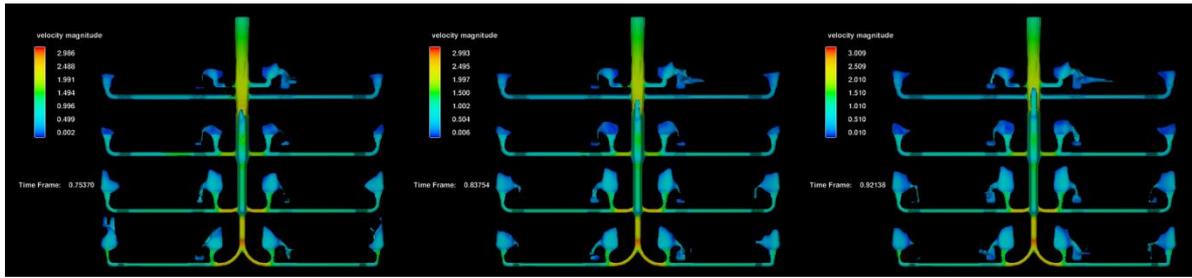
MAGMA5



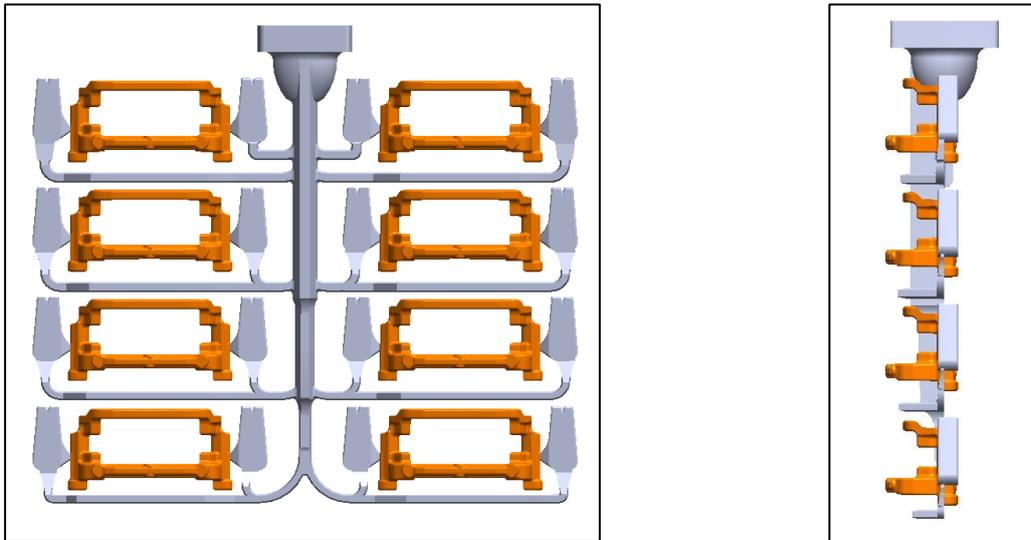


FLOW-3D





1.3 – Modelo tridimensional do Modelo C.



2. - Componente prática

Figura 2.2.1- Pormenor do sistema de gitagem

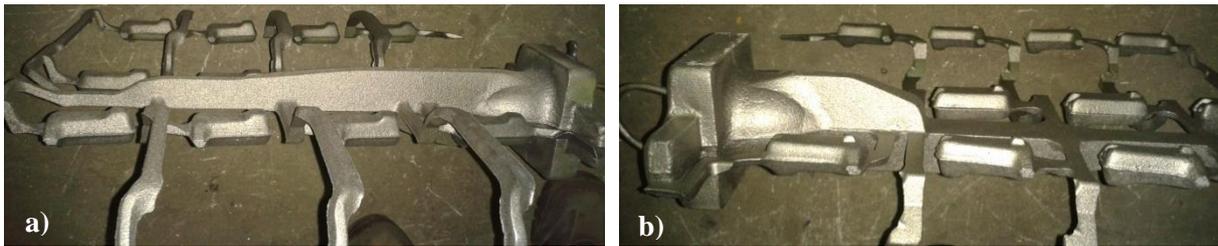


Figura 2.2.2- a) - Alimentadores seccionados . b) Microestrutura de um alimentador após ataque com Nital 2%.

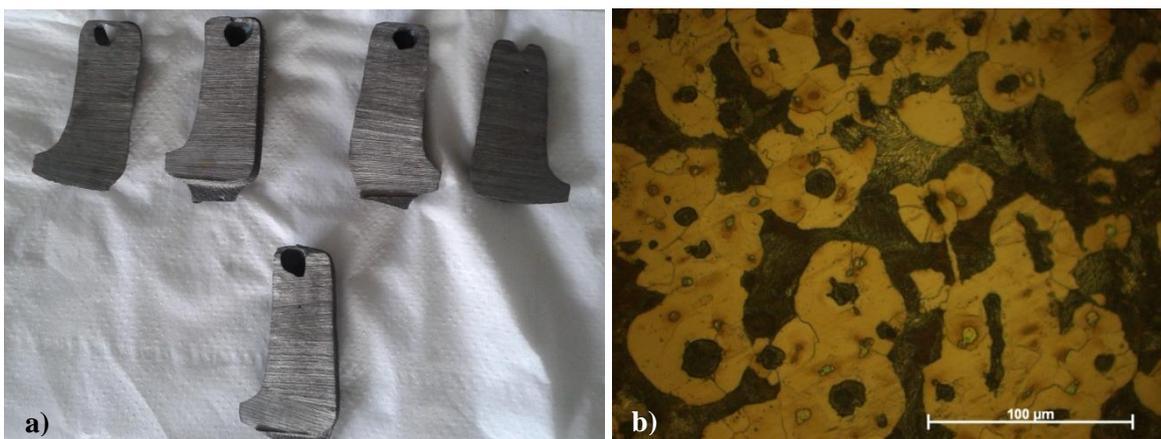


Tabela 2.1.1- Tempos de vazamentos medidos experimentalmente

Duração de vazamento (segundos)	
4,88	4,37
3,89	5,86
6,00	4,30
4,50	3,43
3,41	3,89
4,30	4,03
4,36	4,64
3,35	3,17
3,91	3,80
3,95	4,69
5,74	4,58
3,48	3,33
3,08	5,11
3,85	3,84
4,20	3,20
3,67	3,12
3,98	2,83
3,48	3,34
3,11	3,41
2,64	3,64
3,21	3,88
3,58	3,93
3,82	3,57
2,80	3,38
3,27	3,15
2,43	3,92
2,52	

Média = 3,81 segundos

Desvio padrão = 0,78 segundos