FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO



Análise e Proposta de Melhoria de Equipamento de Micro Injeção de *Zamak*

Eduardo Filipe Côrte-Real Cabral Vicente Nunes

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Orientador na FEUP: Prof. Teresa Margarida Guerra Pereira Duarte

Co-orientador na FEUP: Prof. Carlos Miguel da Costa Gomes Fernandes

Co-orientador na FEUP: Prof. Rui Jorge de Lemos Neto

Orientador na Empresa: Eng. Abel Filipe Guerra Pereira

16 de julho de 2021

© Eduardo Nunes, 2021

Resumo

No âmbito da unidade curricular de Dissertação do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), foi elaborado, em parceria com o Grupo PR, o estudo e resolução dos problemas pré-existentes numa máquina de micro injeção *multi-sliders* de *zamak* 5, designada pela empresa por ZM100.

O objetivo primário deste projeto consistiu no estudo dos diversos componentes da máquina de injeção, com principal foco no sistema de fecho e de injeção, que será considerada a primeira etapa do trabalho.

A segunda etapa está dividida em três fases distintas. Numa primeira fase, identificaram-se os principais problemas existentes no sistema de fecho: deformação excessiva dos componentes do sistema de fecho, esmagamento dos casquilhos de ligação, atravancamento insuficiente para a utilização de *interlocks* e incorreto dimensionamento dos *sliders* utilizados na injeção de uma das peças estudadas. Numa segunda fase, identificaram-se os principais problemas da bomba e bico de injeção: falta de capacidade de enchimento, incorreto dimensionamento da interferência cónica e desgaste acelerado da superfície cónica do bico de injeção, provocada por três fenómenos distintos: corrosão e oxidação intergranular, fluência e corrosão-erosão. Na última fase desta etapa foi identificado o problema de inexistência de parâmetros de injeção, adequados para o conjunto bomba de injeção e moldação.

Na terceira etapa, são propostas soluções para os problemas encontrados nos vários componentes. As propostas podem ser resumidas pelo redimensionamento do sistema de fecho e dos seus diversos componentes (moldação, *slider* e sistema em tesoura), pela resolução da falta de capacidade de enchimento, pelo redimensionamento da interferência cónica, pela realização de tratamento térmico e revestimento adequado dos bicos de injeção, pela utilização de diferentes tipos de aço para o bico de injeção e pela otimização do controlo de temperatura. Por fim, são determinados os parâmetros de injeção, com recurso ao diagrama PQ^2.

No final desta dissertação são apresentadas as conclusões, considerando-se que os objetivos propostos para a análise e proposta de melhoria de equipamento de micro injeção de *zamak* foram efetivamente cumpridos. Para além disso, são propostas ideias para a continuação do estudo e melhoria da máquina ZM100.

Abstract

Within the curricular unit of the Master's Dissertation in Mechanical Engineering of the Faculty of Engineering of the University of Porto (FEUP), the study and resolution of pre-existing problems in a *multi-sliders* micro injection machine was developed in partnership with the PR Group, designated by the company as ZM100.

The primary objective of this project was to study the various components of the injection machine, with the main focus on the closing and injection system, which will be considered the first stage of the work.

The second stage is divided into three distinct phases. In a first phase, the main problems existing in the closing system were identified: excessive deformation of the components of the closing system, crushing of the connection bushings, insufficient space for the use of interlocks and incorrect sizing of the *sliders* used in the injection of one of the studied parts. In a second phase, the main problems of the injection nozzle and pump were identified: lack of filling capacity, incorrect sizing of the conic interference and accelerated wear of the conical surface of the injection nozzle, caused by three distinct phenomena: corrosion and intergranular oxidation , creep and corrosion-erosion. In the last phase of this stage, the problem of inexistence of injection parameters, suitable for the injection pump and molding set, was identified.

In the third stage, solutions to the problems found in the various components are proposed. The proposals can be summarized by resizing the closure system and its various components (molding, slide scissors system), by resolving the lack of filling capacity, by resizing the conical interference, by performing thermal treatment and adequate coating of the injection nozzles, by using different types of steel for the injection nozzle and by optimizing temperature control. Finally, the injection parameters are determined, using the PQ^2 diagram.

At the end of this dissertation, the conclusions are presented, considering that the proposed objectives for the analysis and improvement proposal of the *zamak* micro injection equipment were effectively fulfilled. In addition, ideas are proposed for the continuation of the study and improvement of the ZM100 machine.

Agradecimentos

Ao Grupo PR e aos meus colegas Filipe Dantas e Pedro Reis por todo o companheirismo, espírito crítico e amizade, proporcionando uma experiência profissional completa. Ao Eng.º Abel Pereira pela oportunidade de estágio curricular em ambiente empresarial. Ao Eng.º João Ferreira pela ajuda, integração e ambiente de trabalho que proporcionou, assim como a orientação durante os últimos seis meses e pela disponibilidade demonstrada.

Agradeço ainda pelo grande apoio prestado pelos meus orientadores, Prof. Teresa Duarte, Prof. Carlos Fernandes e Prof. Rui Neto, por toda a disponibilidade e ajuda prestada na elaboração desta dissertação, assim como os conselhos que foram partilhando durante este longo percurso.

Um agradecimento ao Prof. Marco Parente pela ajuda disponibilizada com o programa *Abaqus CAE*.

Um agradecimento a Emília Soares, responsável pelo laboratório de materialografia do Departamento de Engenharia Mecânica da FEUP, pela atenção e ajuda prestada.

Agradeço pela disponibilidade prestada pelos Eng. Rui Pinho e Eng. Fernando Ramos na realização de reuniões que me permitiram aumentar o conhecimento sobre a indústria de injeção de *zamak* 5, mais em específico sobre as máquinas de injeção *multi-sliders*.

Um agradecimento ao desenhador Gabriel Cunha que me apoiou durante o tempo passado na PR Injeção, discutindo ideias, prestando informações relevantes sobre o funcionamento da ZM100, ajudando-me no redimensionamento do sistema de fecho da máquina.

Um agradecimento especial à Prof. Teresa Vieira por toda a ajuda, disponibilidade e amizade prestadas, especialmente na facilitação no contacto com diversas empresas, o que ajudou na agilização da realização de algumas das propostas enunciadas ao longo da dissertação

Por fim, agradeço do fundo do coração aos meus pais, avós, irmã e namorada que estiveram comigo durante este percurso e que possibilitaram a sua realização. Um enorme obrigado por todo o carinho, apoio e disponibilidade demonstrada que me permitiram, em momentos mais difíceis, erguer-me e ultrapassar os obstáculos encontrados.

Eduardo Vicente Nunes

"We've got five years, stuck on my eyes"

David Bowie

Conteúdo

1 Introdução **1**

1.1 Enquadramento do projeto e objetivos . . . 1
1.2 Apresentação do Grupo PR . . . 2
1.3 Estrutura da dissertação . . . 2

2 Revisão Bibliográfica **5**

2.1 Fundição . . . 5
2.2 Fundição Injetada . . . 6
2.2.1 Processo . . . 7
2.2.2 Vantagens e desvantagens da fundição injetada . . . 8
2.2.3 Máquina de injeção em câmara quente . . . 9
2.2.4 Fases do ciclo de injeção em máquinas de câmara quente . . . 10
2.3 *Zamak* . . . 11
2.3.1 Diagramas de fase . . . 11
2.3.2 Composição *zamak* . . . 12
2.3.3 Propriedades *zamak* . . . 14
2.3.4 Microestrutura do *zamak* 5 . . . 14
2.4 Moldações para fundição injetada . . . 15
2.4.1 Mecanismos de desgaste e materiais das moldações . . . 16
2.4.2 Novos materiais . . . 18
2.4.3 Sistema de gitagem . . . 20
2.4.4 Sistema de refrigeração . . . 24
2.5 Desgaste por deslizamento a seco . . . 24
2.5.1 Lei de *Archard* . . . 25
2.6 Máquina *four-sliders* de micro injeção de *zamak* 5 . . . 27
2.6.1 Processo de injeção . . . 28
2.6.2 Parâmetros de injeção de *zamak* . . . 29
2.6.3 Análise de mercado (*Benchmarking*) . . . 30
2.6.4 Sistema de injeção . . . 30
2.6.5 Sistema de alimentação de *zamak 5* . . . 32
2.6.6 Sistema hidráulico . . . 33
2.6.7 Sistema de fecho . . . 33
2.6.8 Sistema de guiamento . . . 36
2.6.9 Acumulador de pressão . . . 36

3 Análise dos problemas identificados **39**
3.1 Introdução ao trabalho experimental . . . 39
3.2 Objetivos do estudo . . . 40
3.3 Análise dos problemas . . . 40
3.4 Análise do sistema de encosto do bico . . . 41
3.4.1 Caraterização do sistema de encosto . . . 42
3.4.2 Análise de esforços do sistema de encosto . . . 42
3.5 Análise do sistema de fecho da moldação . . . 44
3.5.1 Caracterização do sistema de fecho . . . 44
3.5.2 Caracterização dos componentes do sistema de fecho . . . 45
3.5.3 Análise cinemática do sistema de fecho . . . 48
3.5.4 Análise de esforços do sistema de fecho . . . 51
3.5.5 Análise numérica do sistema de fecho da moldação . . . 55
3.5.6 Identificação dos problemas encontrados no sistema de fecho . . . 59
3.5.7 Influência da utilização de *interlocks* . . . 63
3.6 Análise da bomba de injeção . . . 65
3.6.1 Caraterização da bomba de injeção . . . 65
3.6.2 Análise metalográfica e de dureza da bomba de injeção . . . 67
3.6.3 Identificação dos problemas da bomba de injeção . . . 68
3.7 Análise da capacidade de enchimento da bomba de injeção . . . 68
3.8 Análise da erosão acelerada da bomba e bico de injeção . . . 70
3.8.1 Problemas geradores do desgaste acelerado dos componentes . . . 70
3.8.2 Análise da interferência cónica . . . 73
3.8.3 Análise metalográfica e de dureza dos bicos de injeção . . . 74
3.8.4 Mecanismo de deterioração da superfície cónica dos bicos de injeção . . . 79

4 Proposta de resolução da falta de enchimento e erosão acelerada dos bicos e bomba de injeção **85**
4.1 Proposta de resolução da falta de capacidade de enchimento . . . 85
4.2 Proposta de resolução do desgaste acelerado da bomba de injeção . . . 88
4.2.1 Manutenção da superfície cónica da bomba de injeção . . . 88
4.2.2 Dimensionamento da interferência cónica . . . 88
4.3 Proposta de resolução do desgaste acelerado de bicos de injeção . . . 90
4.3.1 Tratamento térmico . . . 90
4.3.2 Nitruração . . . 91
4.3.3 Revestimento com filmes finos em TiAlN . . . 92
4.3.4 Comparação de dureza entre bicos de injeção nitrurados e revestidos . . . 94
4.3.5 Estudo de resistência dos bicos de injeção a altas temperaturas em *zamak* 5 95
4.3.6 Outros aços . . . 97
4.3.7 Proposta de melhoria do controlo de temperatura na zona do bico de injeção 97

5 Proposta construtiva do novo sistema de fecho e moldação **99**
5.1 Dimensionamento do corpo da moldação e *interlocks* . . . 100
5.2 Dimensionamento dos *sliders* . . . 101
5.3 Dimensionamento do sistema de guiamento . . . 102
5.3.1 Corpo e tampa de guiamento . . . 102
5.3.2 Placas de guiamento . . . 103
5.3.3 Tolerâncias do sistema de guiamento . . . 106
5.4 Dimensionamento dos elementos de ligação . . . 108

5.5 Verificação numérica do novo sistema de fecho . . . 111
5.5.1 Análise de convergência do deslocamento máximo . . . 112
5.6 Dimensionamento dos casquilhos, pinos de ligação e anéis elásticos . . . 114
5.6.1 Casquilhos . . . 114
5.6.2 Pinos de ligação . . . 117
5.6.3 Anéis elásticos . . . 117
5.7 Dimensionamento do sistema em tesoura . . . 118
5.7.1 Análise de convergência . . . 118

6 Proposta de parametrização da janela de funcionamento para a peça DAG 121
6.1 Diagrama PQ^2 da moldação para a peça DAG . . . 121
6.2 Parametrização dos valores . . . 123
6.3 Obtenção dos diagramas e determinação dos ataques . . . 124

7 Conclusões e Trabalhos Futuros 127
7.1 Conclusões . . . 127
7.2 Trabalhos Futuros . . . 128

Referências 129

A Especificações das máquinas 133

B Propriedades Materiais 139
B.1 AISI H13 . . . 139
B.2 AISI M2 . . . 142
B.3 Aço 1.2379 . . . 145
B.4 Aço 1.2311 . . . 147

C Componentes do sistema de fecho atual 149
C.1 Casquilhos PAP-P10 . . . 149

D Bico de injeção 153
D.1 Bico de injeção estudado . . . 153
D.2 Relatório de nitruração . . . 155
D.3 Relatório dimensionamento interferência cónica . . . 157

E Análise micro estrutural dos bicos de injeção 161

F Componentes do novo sistema de fecho 165
F.1 Casquilhos Schaeffler . . . 165
F.2 Componentes do sistema de fecho . . . 169
F.3 Componentes sistema em tesoura . . . 176
F.4 Desenho de conjunto . . . 181

Lista de Figuras

2.1 Tipos de fundição existentes (Committee e Others, 2008) 6
2.2 Máquina de injeção em câmara quente (Amaro, 2009) 8
2.3 Diagrama PQ^2 (Committee e Others, 2008) 8
2.4 Conjunto máquina de injeção em câmara quente e moldação (Committee e Others, 2008) 9
2.5 Diagrama de fases Al-Zn (Pola et al., 2020) 11
2.6 Concentração dos constituintes na microestrutura do *zamak* 5 (Pola et al., 2020) . 14
2.7 Camada de lubrificação protetora (a) / Fissuras provocadas por fadiga térmica na superfície da moldação (d) e (e) (Salem et al., 2019) 16
2.8 Relação tensão/temperatura numa moldação ao longo do tempo (Andresen, 2004) 17
2.9 Relação tratamento térmico / propriedades da moldação (Andresen, 2004) 18
2.10 Relação número de ciclos de injeção / área fissurada (American e Casting, 2011) 19
2.11 Material bi-metálico de cobre e AISI H13 (American e Casting, 2011) 19
2.12 Distribuição das camadas protetoras do AISI H13 (American e Casting, 2011) . . 20
2.13 Fluxo atomizado (NADCA, 2006) 23
2.14 Compatibilidade mútua dos pares de metais (Hutchings e Shipway, 2017) 26
2.15 Coeficiente de desgaste de diversos meteriais em contacto com aço ferramenta (Hutchings e Shipway, 2017) 27
2.16 Sistema de guiamento de uma *four-slide machine* (Dynacast, 2021) 28
2.17 Sistema de injeção de dois êmbolos (Sheng, 2021) 31
2.18 17-Representação da dissolução do *VK25H* / 18-Representação da dissolução do aço AISI H13 (Muhametzyanova et al., 2016) 31
2.19 Sistema de alimentação (Sheng, 2021) 32
2.20 Sistema hidráulico (Sheng, 2021) 33
2.21 Sistema de fecho em tesoura (Techmire, 2021) 35
2.22 Sistema de fecho com atuador hidráulico linear (Techmire, 2021) 35
2.23 Sistema de guiamento: 1 - Corpo de guiamento; 2 - Placa de guiamento; 3 - *Slider* Adaptado de (Sheng, 2021) 36
2.24 Diferentes opções construtivas de acumuladores de pressão (Lubrication, 2021) . 37

3.1 Máquina de micro injeção *multi-sliders* existente na PR Metal, designada por ZM100 39
3.2 Sistema de encosto da máquina de injeção (PR Metal) 42
3.3 Relação força de encosto / Pressão do sistema hidráulico 43
3.4 Relação força de encosto / Pressão do sistema hidráulico 44
3.5 Representação do sistema de fecho da máquina ZM100: 1 - Atuador hidráulico; 2 - Sistema em tesoura; 3 - Moldação; 4 - *Slider*; 5 - *Interlock* 45
3.6 Batente do atuador hidráulico 46
3.7 Cabeça do cilindro em olhal 46

3.8 Sistema em tesoura para fecho da moldação . . . 47
3.9 Tampa de guiamento (esq.) e corpo do guiamento (dir.) . . . 47
3.10 Representação cinemática do sistema de fecho . . . 49
3.11 Relação avanço do atuador hidráulico de fecho / Avanço da meia moldação . . . 50
3.12 Relação θ / δ . . . 50
3.13 Relação r(θ) / Avanço cilindro de fecho . . . 51
3.14 Diagrama de corpo livre do sistema em tesoura . . . 52
3.15 Secção do diagrama de corpo livre do sistema em tesoura . . . 52
3.16 Relação entre a força de fecho e a posição do sistema em tesoura . . . 53
3.17 Sistema *slider* e meia moldação sem *interlocks* . . . 54
3.18 Sistema *slider* e meia moldação com *interlocks* . . . 55
3.19 Análise numérica do deslocamento da moldação (C3D4) . . . 57
3.20 Análise de convergência da malha do *slider* mais meia moldação (C3D4) . . . 57
3.21 Simulação numérica do sistema em tesoura (C3D4) . . . 58
3.22 Análise de convergência da malha do sistema em tesoura (C3D4) . . . 58
3.23 Comparação entre deslocamentos calculados por simulação numérica (C3D4) (esq.) e componente danificado (dir.) . . . 59
3.24 Representação do encaixe veio / casquilho . . . 61
3.25 Danificação da superfície do *slider* . . . 62
3.26 Análise de convergência da malha com *interlock* (C3D4) . . . 63
3.27 Deslocamento máximo da moldação sobre o efeito de *interlocks* (C3D4) . . . 64
3.28 Reações nos pinos de ligação entre o *slider* e o sistema em tesoura . . . 64
3.29 Bomba de injeção ZM100 (394×274 mm) . . . 65
3.30 Resistências de aquecimento da bomba de injeção ZM100 . . . 66
3.31 Êmbolo com função de válvula ZM100 . . . 67
3.32 Amostras para ensaio de dureza: AB1 (esquerda) / AB2 (direita) . . . 67
3.33 Microestrutura da amostra AB1 . . . 68
3.34 Microestrutura da amostra AB2 . . . 68
3.35 Molde *Masslock* (95×82 mm) . . . 69
3.36 Peça *Masslock* . . . 69
3.37 Bomba de injeção existente na máquina ZM100 . . . 70
3.38 Radiografia da bomba de injeção . . . 71
3.39 Gamagrafia da bomba de injeção . . . 71
3.40 Bico de injeção *Masslock* . . . 72
3.41 Bico de injeção *Yammi* . . . 72
3.42 Diagrama TTT do H13 adaptado de (CNJ.si, 2021) . . . 74
3.43 Curva de revenido H13 (Moldes, 2021) . . . 75
3.44 Amostras dos bicos de injeção: a) - 2BY; b) - 1BY; c) - 2BM; d) - 1BM . . . 75
3.45 Superfície cónica da amostra 2BY . . . 76
3.46 Superfície cónica da amostra 2BM . . . 76
3.47 Representação de uma camada nitrurada no AISI H13 (Polat et al., 2012) . . . 77
3.48 Ensaio de dureza da amostra BM e BY . . . 78
3.49 Mecanismo de formação de carboneto de crómio nas fronteiras de grão (Almubarak et al., 2013) . . . 80
3.50 Curva mestra do AISI H13 (Riccardo et al., 2021) . . . 82

4.1 Relação pressão do metal / diâmetro do êmbolo para pressão máxima do sistema hidráulico . . . 86

4.2 Relação curso do atuador hidráulico / Massa de injeção útil para diferentes diâmetros de êmbolo . . . 87
4.3 Porca da *Yammi* . . . 88
4.4 Peça DAG . . . 88
4.5 Representação do encaixe cónico da bomba e bico de injeção . . . 89
4.6 Ciclo térmico de nitruração selecionado para os bicos de injeção: Linha preta- Temperatura do núcleo da peça / Linha vermelha- Temperatura do forno / Linha castanha- Temperatura programada . . . 92
4.7 Relação dureza do revestimento TiAlN para diferentes profundidades em substrato nitrurado e não nitrurado (Torres et al., 2010) . . . 93
4.8 Bico de injeção nitrurado e revestido com TiAlN (esq.) / Bico de injeção nitrurado (dir.) . . . 94
4.9 Comparação de dureza entre superfície do bico de injeção nitrurada com e sem revestimento de TiAlN . . . 94
4.10 Bicos de injeção: a) - (Controlo); b) - (500 ºC); c) - (550 ºC) . . . 95
4.11 Representação da microestrutura e revestimento do bico de injeção amostra a) (controlo) e b) (500 ºC) . . . 96
4.12 Representação da microestrutura e revestimento do bico de injeção amostra c) (550 ºC) . . . 96
4.13 Relação entre a temperatura de funcionamento do bico de injeção e o tempo de rotura por fluência . . . 98

5.1 Sistema de fecho antigo . . . 99
5.2 Sistema de fecho novo . . . 99
5.3 Corpo da moldação . . . 100
5.4 Postiço . . . 100
5.5 Antiga geometria do *interlock* . . . 101
5.6 Nova geometria do *interlock* . . . 101
5.7 Antiga geometria do *slider* . . . 102
5.8 Nova geometria do *slider* . . . 102
5.9 Corpo de guiamento . . . 103
5.10 Tampa de guiamento . . . 103
5.11 Relação da força em y no ponto A e o ângulo de abertura *theta* (θ) . . . 104
5.12 Coeficiente de desgaste específico para o AISI H13 sem nitruração e com nitruração a diferentes pressões (Ruihua et al., 2012) . . . 105
5.13 Representação das tolerâncias necessárias ao correto guiamento do *slider* . . . 107
5.14 Apoio de ligação entre sistema em tesoura e placa base . . . 111
5.15 Meia moldação utilizada na simulação . . . 112
5.16 Análise numérica do deslocamento do novo sistema de fecho (C3D4) . . . 113
5.17 Análise de convergência do novo sistema de fecho (C3D4) . . . 113
5.18 Comparação entre o deslocamento máximo do conjunto e a força de injeção . . . 114
5.19 Relação entre a força desenvolvida nos casquilho e o incremento da simulação . . . 115
5.20 Tolerâncias de montagem dos casquilhos da *Schaeffler* . . . 117
5.21 Nova proposta do sistema em tesoura . . . 118
5.22 Análise de convergência do sistema em tesoura (C3D4) . . . 119
5.23 Análise numérica de deslocamento do sistema em tesoura (C3D4) . . . 119
5.24 Comparação entre o deslocamento máximo do conjunto e a força de injeção para o sistema em tesoura . . . 120

6.1 Influência dos diversos parâmetros no comportamento do diagrama PQ^2 (MAGMA, 2021) 122
6.2 Diagrama PQ^2 para êmbolo de 31,7 mm 125
6.3 Diagrama PQ^2 para êmbolo de 44,4 mm 125

E.1 Observação micro estrutural interface amostra 2BM / *zamak* 5 161
E.2 Observação micro estrutural interface amostra 2BM / *zamak* 5 162
E.3 Observação micro estrutural interface amostra 1BY / *zamak* 5 162
E.4 Observação micro estrutural interface amostra 1BY / *zamak* 5 163
E.5 Observação micro estrutural interface amostra 2BY / *zamak* 5 163
E.6 Observação micro estrutural interface amostra 2BY / *zamak* 5 164
E.7 Observação micro estrutural interface amostra 2BY / *zamak* 5 164

Lista de Tabelas

2.1 Composição *zamaks* (Committee e Others, 2008) . . . 12
2.2 Limite de solubilidade dos elementos de liga (Committee e Others, 2008) . . . 13
2.3 Propriedades mecânicas das ligas zamak (Committee e Others, 2008) . . . 14

3.1 Especificações do cilindro de encosto . . . 43
3.2 Valores para cálculo da força de encosto . . . 43
3.3 Cálculo da força do cilindro de fecho . . . 46
3.4 Parametrização do sistema de fecho . . . 50
3.5 Determinação de d_1 e d_2 . . . 61
3.6 Especificações cilindro de injeção . . . 66
3.7 Cilindro de comutação de êmbolo válvula . . . 66
3.8 Capacidade de injeção das diferentes camisas . . . 69

4.1 Volumes e massas das peças do Grupo PR . . . 87
4.2 Propriedades dos materiais do encaixe cónico . . . 89
4.3 Composição química do AISI M2 através do programa *CES* (Ansys, 2021) . . . 97

5.1 Descrição das caraterísticas de um ajustamento H7/g6 . . . 104
5.2 Comparação económica das opções construtivas . . . 106
5.3 Tolerâncias do sistema de guiamento do *slider* . . . 108
5.4 Dados necessários ao cálculo do pré-esforço . . . 110

6.1 Dados para o cálculo de V_p . . . 123
6.2 Propriedades definidas por (NADCA, 2006) . . . 124
6.3 Pontos iniciais de funcionamento da moldação . . . 126

A.1 Máquinas *four-sliders Titus Group* (Titus, 2021) . . . 134
A.2 Máquinas *four-sliders Yeou Sheng* (Sheng, 2021) . . . 135
A.3 Máquinas *four-sliders Techmire* (Techmire, 2021) . . . 136
A.4 Máquinas *four-sliders T-Sok* (T-Sok, 2021) . . . 137

Abreviaturas e Símbolos

G-S-D	*Gerhard Schoch Druckgiesstechnik*
NADCA	*North American Die Casting Association*
MAGMA	*Simulation and virtual optimization of casting processes*
SMC	*Sintered Metal Corporation*
ZM100	Equipamento de injeção *multi-sliders* existente na PR Metal

A_{appi}	Área aparente de cada segmento (mm^2)
A_g	Área total dos ataques (mm^2)
A_{gi}	Área de ataque de cada segmento (mm^2)
A_{gi}	Área de ataque de cada segmento (mm^2)
A_h	Área da cabeça do cilindro (mm^2)
A_i	Área do núcleo do parafuso (mm^2)
A_p	Área do êmbolo (mm^2)
$A_{placaguia}$	Área da placa de guiamento (mm^2)
A_r	Área da haste (mm^2)
A_{sf}	Área resistente do parafuso
C	Constante de *Larson-Miller*
C_d	Coeficiente de descarga
D	Diâmetro de furo superior (mm)
D_{aA}	Diâmetro exterior da bomba (mm)
D_d	Distância de deslizamento admissível (m)
d_h	Diâmetro do cilindro de injeção (mm)
D_{il}	Diâmetro de furo interno (mm)
d_1	Diâmetro mínimo do veio (mm)
d_2	Diâmetro interno máximo do casquilho (mm)
d_i	Diâmetro da secção resistente (mm)
d_p	Diâmetro dos êmbolos (mm)
D_m	Diâmetro médio da junção cónica (mm)
d_n	Diâmetro nominal (mm)
E	Espessura da moldação (mm)
E_1	Módulo de *Young* do pino de ligação (Pa)
E_2	Módulo de *Young* da superfície interna do casquilho (Pa)
ei	Desvio inferior veio (μm)
EI	Desvio inferior furo (μm)
es	Desvio superior veio (μm)
ES	Desvio superior furo (μm)
F	Força descarregada no casquilho (N)
F_A^x	Força do sistema em tesoura (N)

F_C	Força do atuador hidráulico de fecho (N)
$F_{cilindro}$	Força do cilindro do sistema de encosto (N)
$F_{encosto}$	Força de encosto do sistema (N)
$F_{Guiamento}$	Força exercida pelo guiamento do *slider* (N)
$F_{Injecao}$	Força derivada do processo de injeção (N)
F_{max}	Folga máxima (μm)
F_{med}	Folga média (μm)
F_{min}	Folga mínima (μm)
F_N	Força normal à placa de guiamento (N)
g	Constante gravitacional (mm/s^2)
K	Constante empírica do aço da moldação
k	Coeficiente de desgaste específico ($\frac{m^3}{N \cdot m}$)
L	Comprimento do casquilho (m)
l_F	Comprimento de contato cónico (mm)
L_{folga}	Limite da folga (μm)
L_{gi}	Largura do ataque de cada segmento (mm)
m	Massa total do sistema aparafusado (g)
M_p	Momento necessário para a aplicação do pré-esforço ($N \cdot m$)
N	Fator de segurança
n_p	Número de parafusos
N_p	Pré-esforço em cada parafuso (N·m)
N_{pmax}	Pré-esforço máximo em cada parafuso (N· m)
n_{osc}	Frequência de oscilação (1/min)
n_s	Número de planos de escorregamento
P	Parâmetro de *Larson-Miller*
P_h	Pressão na cabeça do cilindro (kg/mm^2)
p_m	Pressão na junção cónica (MPa)
P_m	Pressão do metal (kg/mm^2)
p_{max}	Pressão máxima desenvolvida no interior dos casquilhos (Pa)
P_{max}	Pressão máxima do metal líquido (kg/cm^2)
P_r	Pressão no lado da haste (kg/mm^2)
P_{sh}	Pressão máxima do sistema hidráulico (kg/cm^2)
q	Proporção temporal (%)
Q	Volume máximo de desgaste (mm^3)
Q_i	Taxa de enchimento de cada segmento (mm^3/s)
Q_{max}	Caudal máximo (cm^3/s)
Q_T	Taxa de enchimento da cavidade total (mm^3/s)
Q_{th}	Caudal de enchimento teórico (cm^3/s)
R_z	Rugosidade do pino (μm)
R_zG	Rugosidade da superfície do furo (μm)
S	Percentagem solidificada no fim do enchimento (%)
sG	Espessura de alojamento do casquilho (mm)
T	Espessura média da peça (mm)
t_{max}	Tempo de máximo de enchimento (s)
T_1	Tolerância do corpo de guiamento
T_2	Tolerância da placa de guiamento
T_d	Temperatura da moldação pré-injeção (ºC)
T_f	Temperatura mínima de escoamento (ºC)

T_F	Tolerância do deslizamento do *slider*
T_g	Espessura do ataque (mm)
T_{gi}	Espessura do ataque de cada segmento (mm)
T_i	Temperatura do metal no ataque (ºC)
T_K	Temperatura de funcionamento da bomba de injeção (K)
t_r	Tempo de rotura por fluência (horas)
T_{Rd}	Esforço resistente (N·m)
V_{cav}	Volume de injeção de metal após ataques (cm^3)
V_g	Velocidade de entrada no ataque (mm/s)
V_g	Velocidade nos ataques (mm/s)
V_i	Volume da cavidade de cada segmento (mm^3)
V_p	Velocidade a seco (mm/s)
Z	Fator de conversão da percentagem solidificada
β_A	Ângulo da superfície do bico de injeção (º)
β_I	Ângulo da superfície da bomba de injeção (º)
ΔE	Variação de espessura da moldação (mm)
ΔT	Mudança de temperatura da moldação (ºC)
ε	Ângulo do sistema de encosto do bico de injeção (rad)
γ	Folga da superfície cónica (º)
γ_{max}	Folga máxima da superfície cónica (º)
μ	Coeficiente de atrito
μ_{ru}	Coeficiente de atrito
ρ	Densidade do metal líquido (kg/mm^3)
θ	Ângulo de fecho do sistema em tesoura (deg)
θ_e	Ângulo de entrada do fluxo na cavidade (deg)
υ_1	Coeficiente de *Poisson* do pino de ligação
υ_2	Coeficiente de *Poisson* da superfície interna do casquilho
σ_{ced}	Tensão de cedência
τ	Tensão de corte (MPa)
τ_{max}	Tensão máxima de corte (MPa)

Capítulo 1

Introdução

A presente dissertação, realizada em ambiente empresarial no contexto do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, resultou de uma proposta de tema por parte do Grupo PR.

Na realidade atual, em que todos os sectores da indústria sofrem efeitos da globalização dos mercados consumidores, está a ocorrer uma forte concorrência para a redução dos preços de venda dos produtos produzidos por todos os tipos de indústria de transformação. Com esta elevadíssima competitividade, são realizados estudos para redução de custos internos de fabricação.

Neste contexto, surge a necessidade de procurar máquinas injetoras que ajudem a aumentar a qualidade da produção e da competitividade da empresa. Assim, é fundamental reunir esforços para aumentar o conhecimento científico nas áreas de negócio em que a empresa compete.

1.1 Enquadramento do projeto e objetivos

O projeto em estudo nesta dissertação surge da necessidade do Grupo PR em inovar, através do projeto e estudo de uma máquina de micro injeção *multi-sliders* pré-existente na empresa, designada por ZM100. Esta análise permitirá a compreensão de um conjunto alargado de mecanismos desconhecidos, aquando da primeira conceção da máquina ZM100.

Neste sentido e na perspetiva de analisar e redesenhar parte do equipamento, foi proposto pelo Grupo PR como tema de dissertação, os seguintes aspetos:

- Análise do mercado atual;
- Análise do equipamento existente na empresa;
- Identificação dos problemas que levaram à desativação da ZM100;
- Estudo e compreensão dos diversos problemas;
- Propostas de resolução dos problemas encontrados;
- Redesenho do sistema de fecho.

1.2 Apresentação do Grupo PR

O Grupo PR, localizado no concelho da Maia, é constituído por várias empresas especializadas em diferentes áreas de produção.

A Tornipeças, empresa mais antiga do grupo, foi fundada em 1989 e dedica-se à produção de peças maquinadas, nomeadamente peças torneadas com elevada qualidade. Contudo, só em 2009 nasce o grupo propriamente dito, aquando da aquisição da Molcotex e respetiva mudança de nome para PR Metal. Esta empresa tem como atividade principal o projeto e a produção de equipamentos industriais.

Atualmente, o Grupo PR é constituído por 6 empresas. Em 2010, fundou a PR Plásticos, que se foca na produção de produtos extrudidos em materiais poliméricos. Em 2012, foi constituída a PR Injeção, responsável pela produção de peças através de fundição injetada em ligas *zamak* 5. Em 2014, o grupo comprou a Croporto, especializada em tratamentos superficiais de componentes metálicos. Em 2016, foi fundada a VR Motors, dedicada ao desenvolvimento e produção de motores elétricos.

O trabalho desta dissertação incidirá na empresa PR Injeção, através do estudo e utilização dos componentes da máquina ZM100, em colaboração com a PR Metal que a desenvolveu e concebeu.

1.3 Estrutura da dissertação

- No capítulo 1, é feita uma introdução, onde se contextualiza e explicita o projeto desenvolvido no decorrer da dissertação, assim como uma apresentação da empresa parceira neste projeto.

- O capítulo 2 é focado na revisão bibliográfica sobre a fundição injetada, ligas *zamak*, moldações para fundição injetada e breves considerações sobres o mecanismo de desgaste a seco. Para além disso, é ainda feita uma análise completa dos diversos componentes das máquinas injetoras de *multi-sliders*, assim como a análise do mercado atual.

- O capítulo 3 centra-se na análise e identificação dos problemas encontrados no equipamento ZM100, pré-existente no Grupo PR. O processo de análise passará pelo estudo dos diversos componentes: sistema de encosto do bico de injeção, sistema de fecho da moldação e bomba de injeção.

- No capítulo 4, é elaborada a proposta de resolução dos problemas de falta de enchimento e erosão acelerada da superfície de contacto do bico e bomba de injeção.

- No capítulo 5, é elaborada a proposta de redesenho e redimensionamento do sistema de fecho e moldação, de forma a contornar os problemas de sub-dimensionamento verificados.

- No capítulo 6, é elaborada a proposta de resolução para o problema de indefinição de parâmetros de injeção, que passará pelo cálculo e elaboração de diagramas PQ^2, para os diferentes diâmetros de êmbolo de injeção.

- No capítulo 7, são apresentadas as conclusões deste projeto e considerações finais. Também são apresentadas algumas perspetivas futuras e recomendações para a continuação do projeto, posteriormente à data de finalização da dissertação.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Fundição

A transformação de metais em peças através da fundição é uma técnica ancestral tendo tido origem no antigo Egipto. Esta consiste no vazamento de uma liga metálica, no estado líquido, no interior da cavidade de moldação, com a geometria pretendida, que após a solidificação produz a peça final (Committee e Others, 2008).

Os processos de fundição são capazes de produzir de forma muito confiável e rentável componentes, num espetro que pode ir desde protótipos, pequenas quantidades, até séries de milhões de peças (Committee e Others, 2008).

Alguns fatores que explicam a sua utilização contínua face a outros processos convencionais de fabrico, são nomeadamente:

- Baixos custos fabrico de componentes em grandes séries;
- Uso de matérias-primas abundantes;
- Conceção de peças com elevada complexidade geométrica;
- Obtenção de peças de tamanhos e pesos distintos;
- Versatilidade na utilização de diferentes tipos de ligas metálicas.

Atualmente, na indústria transformadora, praticamente todos os metais podem ser fundidos e moldados, até uma forma próxima do produto final. No entanto, é necessária a utilização de diversos métodos de fundição, com moldações de materiais compatíveis com as ligas metálicas utilizadas. Existem dois grandes grupos distintos de moldações: permanentes e não permanentes. Na figura 2.1 encontra-se representado um esquema dos diversos tipos de moldações e processos correntemente utilizados (Committee e Others, 2008).

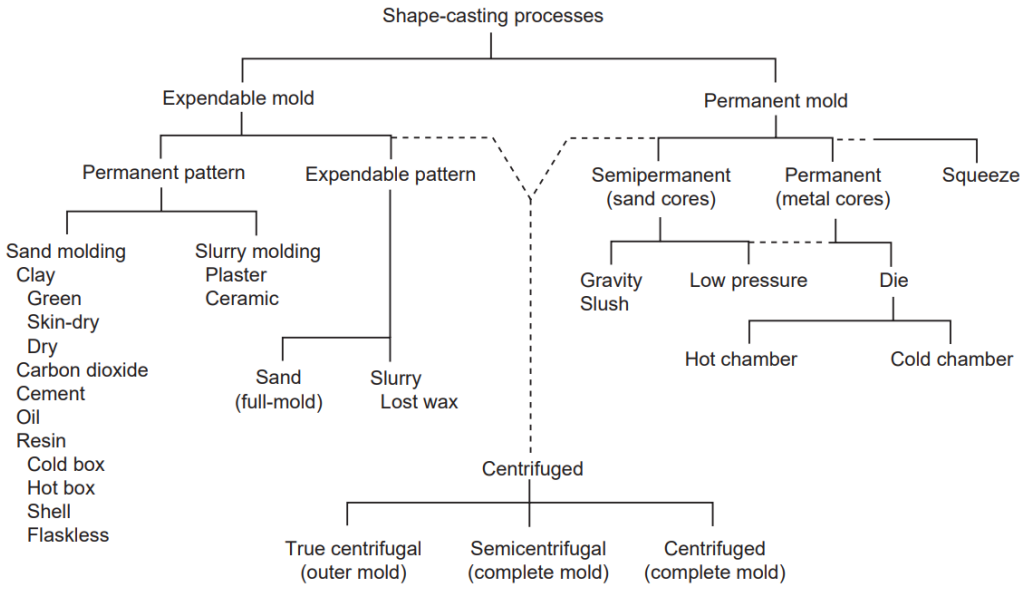


Figura 2.1: Tipos de fundição existentes (Committee e Others, 2008)

2.2 Fundição Injetada

A fundição injetada é uma tecnologia recente, com início em meados do século XIX, que teve uma evolução muito rápida, sendo, em certas condições, o método mais rápido e económico de transformar metal líquido em peças próximas do produto final. A sua evolução tem sido determinada pelo modelo de desenvolvimento da sociedade atual, focada principalmente na produção de componentes não ferrosos em grandes séries (Campbell, 2015).

A primeira patente criada para uma máquina de injeção manual foi registada por Sturges, em 1849. Em 1892, começaram a ser produzidas peças para aplicações comerciais, iniciando assim a produção em massa de peças injetadas (Campbell, 2015).

A fundição injetada é um processo, que utiliza como matéria-prima ligas metálicas não ferrosas de alumínio, zinco, magnésio e cobre, produzindo peças com dimensões precisas, boa resistência mecânica e acabamento superficial de excelente qualidade (Campbell, 2015).

As principais categorias de fundição injetada convencional são a injeção em máquina de câmara fria e a injeção em máquina de câmara quente. Estes dois processos têm sido aperfeiçoados nos últimos anos, de forma a permitir a sua utilização na produção de componentes de alta resistência, tenacidade e dutilidade, já que os métodos convencionais não impedem a formação de ar colapsado no interior da peça, devido à turbulência do metal líquido durante a injeção. A presença de porosidades, criadas pelo ar colapsado, vai comprometer a tenacidade e dutilidade das peças finais, podendo existir o fenómeno de *blistering*, durante a realização de tratamentos térmicos, onde a expansão do ar colapsado danifica as peças. Desta forma, as evoluções verificadas na fundição injetada permitem a sua utilização na produção de peças estruturais e de segurança, competindo com a fundição por coquilha e areia (Committee e Others, 2008).

As peças obtidas na fundição injetada representam, quantitativa e qualitativamente, um dos mais volumosos processos de produção de peças metálicas em ligas de alumínio, zinco, entre outras. Estas peças são componentes de milhares de consumíveis, produtos comerciais e industriais, principalmente nos setores da indústria automóvel, aplicações domésticas, produtos recreativos e de lazer (Campbell, 2015).

2.2.1 Processo

O processo de injeção apresenta características que o distinguem dos métodos de fundição convencionais, por exemplo o baixo tempo de enchimento da cavidade (na ordem dos milissegundos) que permite ao metal líquido deslocar-se a grandes distâncias, apesar da elevada perda de calor que ocorre durante o processo. A qualidade do enchimento vai depender de diversos fatores: a temperatura do metal líquido, a composição química e a existência de impurezas (gases e sólidos suspensos) (Committee e Others, 2008).

As ligas de alumínio são fundidas em fornos de gás natural, sofrendo ajustes na sua composição e desgaseificação. O metal líquido pode ainda ser filtrado durante o processo de transferência para o forno de manutenção, onde é mantido a uma temperatura superior ao ponto de fusão. Posteriormente, o metal líquido é transportado dentro de um cadinho até à máquina de injeção, sendo depositado dentro da camisa de injeção, no caso da fundição injetada em câmara fria. Por outro lado, as ligas de zinco, tal como o *zamak* 5 não dissolvem o aço e apresentam um ponto de fusão mais baixo, podendo ser fundidas diretamente no forno de manutenção, entrando o metal diretamente para a câmara de injeção, que se encontra submersa no metal líquido (Amaro, 2009; Campbell, 2015; Committee e Others, 2008).

As meias moldações são montadas nos pratos da máquina de fundição injetada, uma parte é fixa e a outra é móvel (figura 2.2). Durante o processo de injeção, as meias moldações são mantidas juntas, de forma segura, pelo mecanismo de fecho da máquina, de modo a manter a cavidade fechada, durante a atuação da pressão de injeção (de Castro, 2013). Aquando da abertura da moldação, a peça final e o sistema de gitagem saem acoplados, através da atuação dos extratores, movimentados pelo avanço da placa de extratores. Após a remoção do conjunto, existe a lubrificação de ambas as cavidades, de forma a arrefecer as superfícies e depositar um fino filme sólido com propriedades lubrificantes e antiaderentes, essenciais à extração (Amaro, 2009).

O dimensionamento do sistema de gitagem, canais que ligam a câmara de injeção à moldação, é de grande importância para a eficiência e rentabilidade do processo. O ponto de ligação entre o sistema de gitagem e a cavidade é designado de ataque, tendo como função controlar o caudal de entrada para a cavidade. A área do ataque, secção de entrada, será determinada pela razão entre o tempo de enchimento e o caudal de entrada, sendo esta escolha altamente influenciada pela experiência. A capacidade da máquina de injeção ser capaz de debitar certa quantidade de caudal enquanto garante o correto fecho da moldação deve ser considerada. Para realizar esta análise, foi desenvolvida a ferramenta PQ^2 *diagram* (figura 2.3), onde a pressão (P) no metal líquido deve ser proporcional ao quadrado do caudal volúmico (Q) (Committee e Others, 2008).

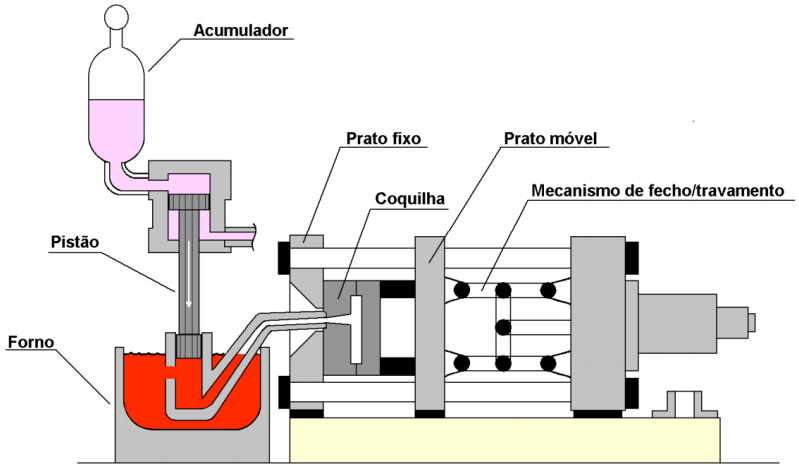


Figura 2.2: Máquina de injeção em câmara quente (Amaro, 2009)

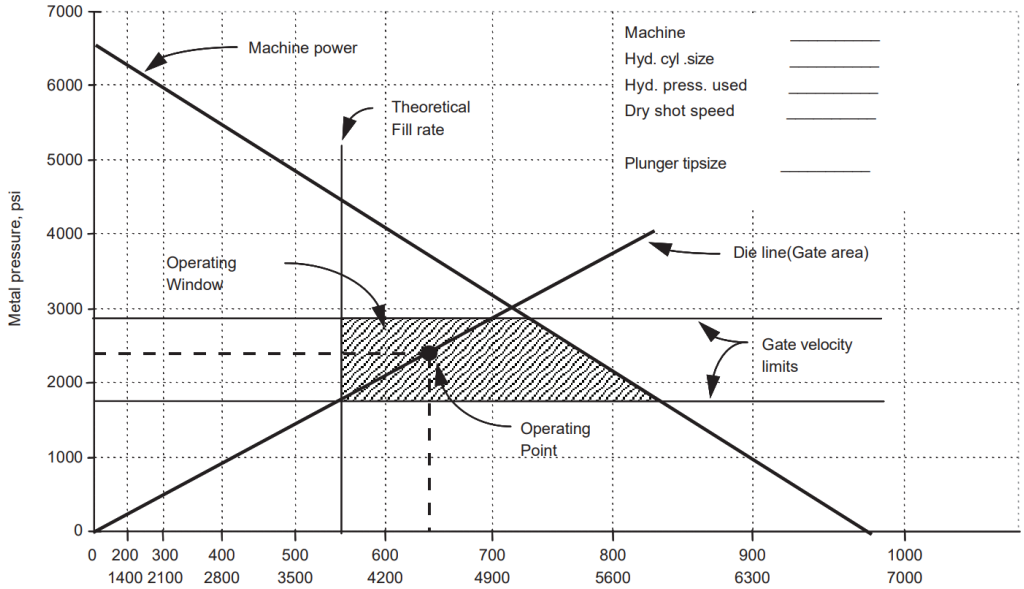


Figura 2.3: Diagrama PQ^2 (Committee e Others, 2008)

2.2.2 Vantagens e desvantagens da fundição injetada

A fundição injetada é caraterizada por uma taxa de produção muito elevada, sendo superior à fundição por gravidade e baixa pressão. Esta é ainda capaz de produzir peças com elevada precisão dimensional, reduzindo exponencialmente o tempo de maquinagem, originando peças com um acabamento superficial excelente, rugosidades de 0,4 a 3,2 μm e boas propriedades mecânicas. Devido às elevadas velocidades de enchimento, as peças podem apresentar espessuras mínimas muito finas, 0,5 mm, 0,8 mm, 1,5 mm, para as ligas de zinco, alumínio e cobre, respetivamente (Committee e Others, 2008; Amaro, 2009; Committee, 1990).

No entanto, este processo está restrito à utilização de ligas de baixo ponto de fusão. Além disso, o aprisionamento de gases durante a injeção, impossibilita a criação de peças capazes de

desempenhar um papel estrutural, já que o aparecimento de porosidade compromete a tenacidade e dutilidade das peças, impedindo a realização de tratamentos térmicos ou operações de soldadura. Ao contrário da fundição em coquilha por baixa pressão, a utilização de machos é mais limitada reduzindo assim a complexidade das peças produzidas por este processo. Por fim, as máquinas de fundição injetada têm custos de compra e manutenção muito elevados, devido à complexidade e requisitos mecânicos dos materiais (Committee e Others, 2008; Amaro, 2009; Ferreira, 2017).

2.2.3 Máquina de injeção em câmara quente

A fundição injetada pode ser realizada por dois tipos de máquinas diferentes, dependendo do material que se pretende injetar. O primeiro tipo são as máquinas de injeção em câmara fria, utilizadas na fundição de ligas de alumínio, cobre e magnésio. O segundo tipo são as máquinas de injeção em câmara quente (figura 2.4) utilizadas na fundição de ligas de zinco e magnésio. A injeção em máquina de câmara quente é utilizada como uma alternativa viável à injeção de ligas de baixo ponto de fusão, que não atacam quimicamente os componentes da máquina em aço. Este tipo de processo é realizado a temperaturas de injeção relativamente baixas, sendo que as ligas de zinco, foco desta dissertação, apresentam temperaturas entre os 400 e os 450 ºC (Committee e Others, 2008).

A fusão do material tanto pode ser realizada num forno de manutenção aquecido por resistências eléctricas como, em casos mais tradicionais, num forno de fusão aquecido por gás natural, e de seguida transportado para o forno de manutenção. Atualmente, é mais comum a utilização da primeira opção, sendo recomendado que os lingotes tenham massas entre os 6,8 e os 9 kg, devendo realizar uma descida gradual, em vez de uma deposição única, o que pode comprometer a uniformidade térmica do metal líquido no cadinho, potenciando a formação de escória e óxidos (Committee e Others, 2008).

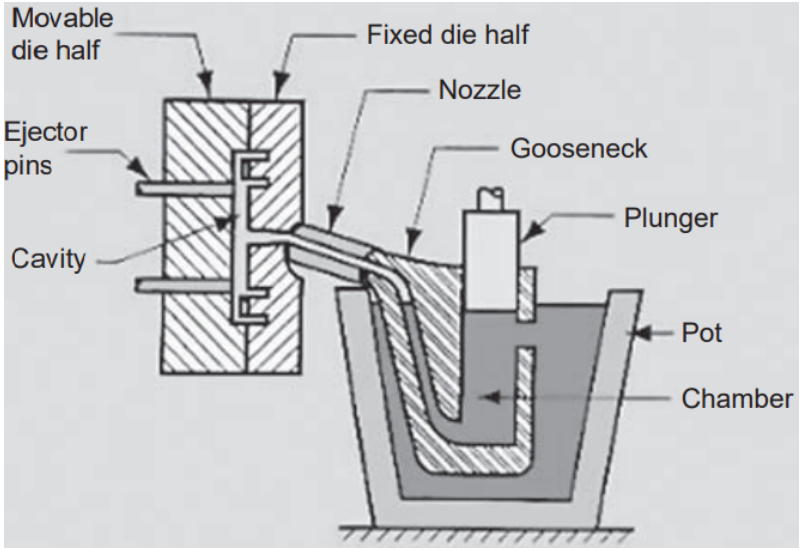


Figura 2.4: Conjunto máquina de injeção em câmara quente e moldação (Committee e Others, 2008)

A fundição injetada em máquina de câmara quente apresenta elementos distintos dos restantes tipos de fundição, representados na figura 2.1. Os principais elementos que constituem este tipo de máquina são o êmbolo de injeção, a câmara de injeção e o canal em forma de pescoço de ganso. O êmbolo de injeção tem como função pressurizar a câmara de injeção, servindo o canal em pescoço de ganso de ligação com a moldação. Estes componentes, acrescidos dos anéis de vedação, devem ser, de uma forma geral, fabricados em aço de ferramentas para trabalho a quente.

O canal em pescoço de ganso, à saída da câmara de injeção, permite um fluxo suave do metal injetado, devendo ainda ser mantido a uma temperatura que impeça a solidificação do metal durante o percurso. O fim do canal pescoço de ganso deve apresentar uma forma semiesférica, que garanta o correto posicionamento e vedação entre este componente e a moldação. Esta ligação é feita através do bico de injeção, sendo por isso importante que apresente elevada resistência à temperatura e pressão. Para isso, devem ser utilizados aços de ferramentas para trabalho a quente, aços rápidos ou ainda aços inoxidáveis, sendo possível a aplicação de revestimentos, como a nitruração (Committee e Others, 2008).

Neste processo, a energia utilizada é produzida através de uma fonte hidráulica ou pneumática, estando a pressão de injeção das ligas de zinco entre os 10,3 e os 20,6 MPa. Este intervalo de pressão é utilizado para garantir o controlo da qualidade de injeção. O limite superior é utilizado em peças mais complexas e o inferior em peças menos complexas. Para além do controlo feito na pressão de injeção, é também importante ter em consideração o caudal de metal líquido e a área dos ataques (Committee e Others, 2008).

2.2.4 Fases do ciclo de injeção em máquinas de câmara quente

O ciclo de injeção é constituído pelo conjunto de operações decorrentes entre duas aberturas consecutivas da moldação. Neste intervalo de tempo, existe a injeção com aquecimento e posterior arrefecimento da moldação. Nos diferentes tipos de máquina de injeção, existem diferentes ciclos de injeção, consoante as suas características e programação, bem como pelo tipo de câmara utilizada. Neste capítulo apenas será estudado o ciclo de injeção em máquinas de câmara quente (figura 2.2), dado que apresenta maior interesse na dissertação (Ferreira, 2017).

No início do ciclo de injeção, a moldação é fechada e o êmbolo de injeção recuado, de forma a possibilitar a entrada de metal líquido na câmara de injeção. De seguida, o êmbolo de injeção avança, pressurizando o metal líquido, que é obrigado a escoar através do canal de ligação, em forma de pescoço de ganso, entrando na cavidade da moldação. O metal líquido é mantido sob pressão até solidificar. Após um tempo pré-determinado, que depende do material e geometria da peça final, a moldação é aberta e a peça extraída, com os extratores. Para concluir o processo, o cilindro recua, fazendo o metal líquido recuar através do bico de injeção e deixando entrar metal do forno para a câmara de injeção, recomeçando o ciclo (Committee e Others, 2008).

2.3 *Zamak*

Os *zamaks* são ligas metálicas constituídas maioritariamente por zinco, tendo como principal elemento de liga o alumínio. Estas são utilizadas sobretudo na fundição injetada em máquinas de câmara quente, mas também na fundição em coquilha, em areia e pelo processo de cera perdida (Committee e Others, 2008; Committee, 1990).

Estas podem ser divididas em dois grupos distintos, baseados no seu teor em alumínio: os hipoeutéticos (*zamaks*) e os hipereutéticos. O primeiro grupo apresenta uma concentração de alumínio inferior a 6%, garantindo ao metal propriedades mecânicas ótimas. O segundo grupo apresenta uma concentração de alumínio superior a 6%, que providencia ao metal um aumento da sua rigidez, dureza e tenacidade. Contudo, compromete a sua dutilidade em relação ao *zamak*. O limite de impurezas é muito importante quando o zinco é usado na forma de liga, dado que o exceder do limite de impurezas resulta na diminuição das propriedades mecânicas e resistência à corrosão (Committee e Others, 2008).

2.3.1 Diagramas de fase

Na figura 2.5 é possível observar o ponto eutético a 6% de alumínio à temperatura de 381 ºC. Para além disso, é apresentada a fase η constituída sobretudo por zinco, com estrutura cristalina hexagonal compacta (HC), sendo que a percentagem de alumínio ronda os 1,15% a 381 ºC e apenas 0,05% de alumínio à temperatura ambiente. Para as temperaturas de 277 e 381 ºC, a fase β apresenta uma constituição de 22,3 e 16,9% de alumínio, respetivamente, com estrutura cúbica de faces centradas (CFC) (Pola et al., 2020).

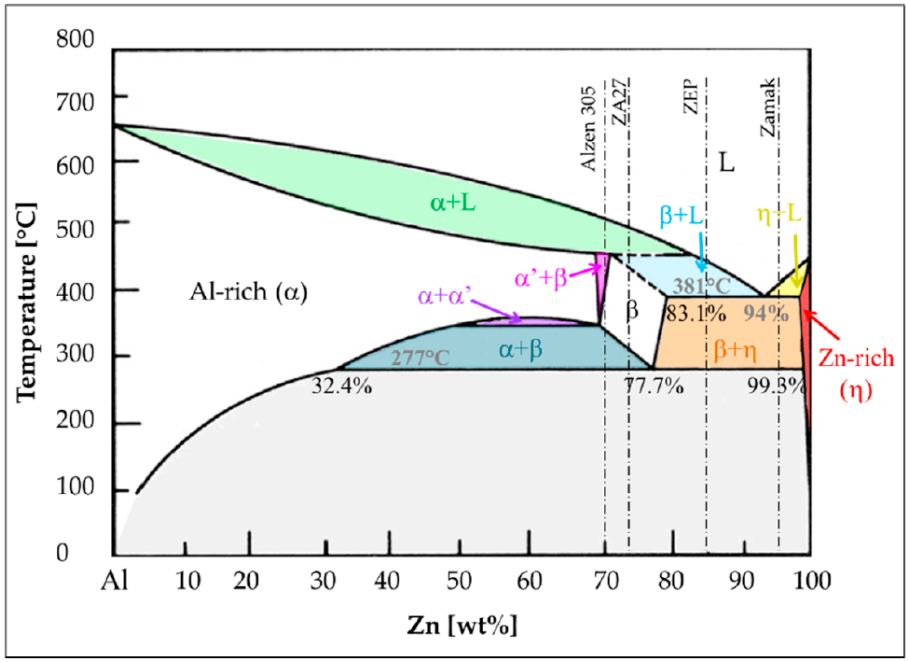


Figura 2.5: Diagrama de fases Al-Zn (Pola et al., 2020)

2.3.2 Composição *zamak*

As ligas de zinco hipoeutéticas, designadas por *zamak* (do alemão ***Z**ink-**A**luminium-**Ma**gnesium-**K**upfer*) são principalmente constituídas por zinco, alumínio, magnésio e cobre, apresentando uma massa volúmica de 6600 kg/m^3. Na tabela 2.1, podem observar-se os diferentes *zamaks*, assim como as concentrações dos elementos de liga. A variação da concentração dos elementos de liga irá conferir a cada tipo de liga diferentes propriedades (Pola et al., 2020).

Tabela 2.1: Composição *zamaks* (Committee e Others, 2008)

Liga	**Designação**	*zamak* 2	*zamak* 3	*zamak* 5	*zamak* 7
	UNS No.	Z35541	Z33530	Z35531	Z33523
	ASTM	B 86	B 86	B 86	B 86
Composição [%]	**Al**	3,500-4,300	3,500-4,300	3,500-4,300	3,500-4,300
	Cu	2,500-3,000	0,250	0,750-1,250	0,250
	Mg	0,020-0,050	0,020-0,030	0,030-0,080	0,005-0,020
	Fe	0,100	0,100	0,075	0,100
	Pb	0,005	0,005	0,005	0,003
	Cd	0,004	0,004	0,004	0,002
	Sn	0,003	0,003	0,003	0,001
	Ni	-	-	-	0,005-0,020
	Zn	resto	resto	resto	resto

2.3.2.1 Alumínio

O alumínio é adicionado ao zinco com o intuito de aumentar a resistência mecânica da liga, reduzir o tamanho de grão, minimizar o ataque do metal líquido nos componentes da máquina de injeção e aumentar a fluidez e colabilidade da liga. O *zamak* 5, possui uma concentração em alumínio que pode variar entre 3,5 e 4,3%. Um conteúdo de alumínio inferior a 3,5% requer um aumento da temperatura de vazamento, de forma a manter a qualidade da peça final; no entanto, potencia o ataque do metal líquido nos componentes da máquina de injeção e moldações. Para além disso, os níveis baixos de alumínio resultam em deficiências nas propriedades mecânicas e na estabilidade dimensional. No caso de concentrações de alumínio superiores a 4,3%, a resistência ao impacto diminui, podendo, para concentrações de 6%, permitir a formação de formas eutéticas zinco-alumínio extremamente frágeis (Committee e Others, 2008).

2.3.2.2 Magnésio

A concentração de magnésio na liga deve ser muito bem controlada, já que este é adicionado para minimizar a suscetibilidade que o *zamak* tem à corrosão intergranular, causada pela presença de impurezas no banho de fusão. No entanto, quantidades excessivas de magnésio diminuem a fluidez da liga, promovendo fissuração a quente e aumento de dureza (Committee e Others, 2008).

2.3.2.3 Cobre

O cobre, tal como o magnésio, diminui o efeito das impurezas presentes, aumentando a dureza e rigidez da liga de *zamak*. O controlo do conteúdo em cobre é muito importante, dado que uma concentração superior a 1,25% aumenta a instabilidade dimensional. Para evitar este efeito, as concentrações deste elemento devem estar entre 0,6 e 1,25%, proporcionando à liga muito boa resistência à tração e dureza, minimizando ainda o envelhecimento natural da liga *zamak* (Committee e Others, 2008).

2.3.2.4 Ferro

Nos *zamaks*, o ferro em concentrações inferiores a 0,10% não apresenta nenhum papel fundamental, mas pode criar problemas na maquinagem e no acabamento superficial. O ferro, quando se encontra em concentrações inferiores a 0,02%, está em solução sólida com o zinco. No caso da concentração de ferro ultrapassar os 0,2%, pode ocorrer a formação de compostos duros de ferro e alumínio que podem danificar as ferramentas durante o polimento e maquinagem (Committee e Others, 2008).

2.3.2.5 Níquel, crómio, silício e manganês

Estes elementos não apresentam nenhum tipo de influência prejudicial até concentrações iguais ao limite de solubilidade no zinco (tabela 2.2). Em concentrações superiores ao limite de solubilidade, estes elementos precipitam, formando compostos intermetálicos com o alumínio. Estes compostos são menos densos que o zinco, pelo que têm tendência para se concentrarem na superfície das peças finais, formando uma camada superficial frágil, de fácil remoção (Committee e Others, 2008).

Tabela 2.2: Limite de solubilidade dos elementos de liga (Committee e Others, 2008)

Elemento	Níquel	Crómio	Silício	Manganês
Limite de solubilidade [%]	0,020	0,020	0,035	0,500

2.3.2.6 Chumbo, cádmio e estanho

Este conjunto de elementos, na eventualidade de ultrapassarem os valores definidos na tabela 2.1, podem provocar rechupes, fissuras e distorções, que podem não ser imediatas, demorando meses até se demonstrarem. O chumbo, quando se encontra em concentrações superiores a 0,006%, pode promover a ocorrência de corrosão nas camadas abaixo da superfície da peça. Por outro lado, o cádmio é mais inconstante no seu efeito na peça final, pelo que não se deve ultrapassar o limite de 0,005%. Por fim, o estanho, tal como o chumbo, pode promover a corrosão intergranular das camadas interiores, sendo o seu efeito mais intenso. Desta forma, o valor deste elemento deve ser mantido abaixo dos 0,003% (Committee e Others, 2008).

2.3.3 Propriedades *zamak*

A variação da concentração dos diferentes elementos de liga irá conferir diferentes propriedades mecânicas às ligas de zinco. Através da consulta da tabela 2.3, é possível consultar informações mais específicas das propriedades mecânicas do *zamak* 5, que terá especial importância no desenvolvimento desta dissertação (Pola et al., 2020).

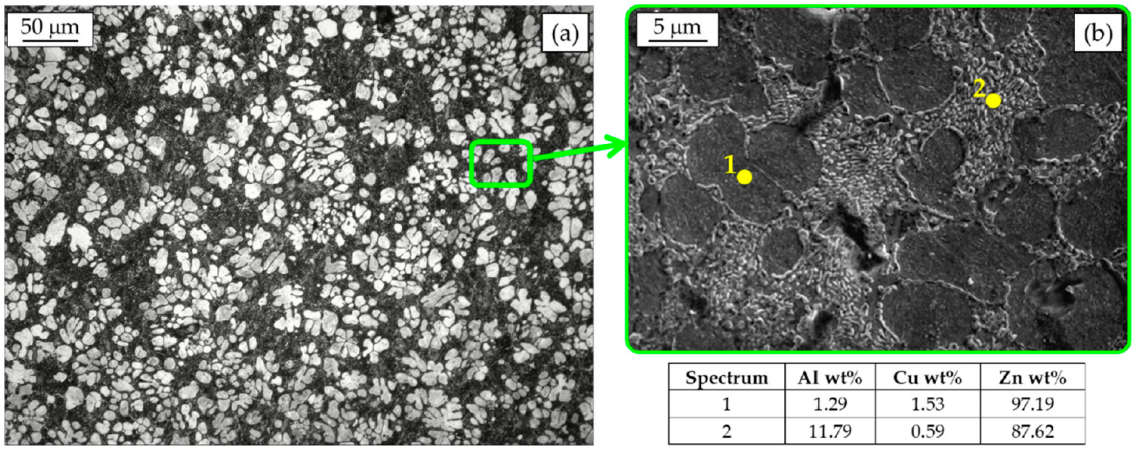
Tabela 2.3: Propriedades mecânicas das ligas zamak (Committee e Others, 2008)

Liga	**Designação**	*zamak* 2	*zamak* 3	*zamak* 5	*zamak* 7
Tensão de Rotura	**[MPa]**	358	283	331	283
Tensão Limite Elástico	**[MPa]**	-	-	-	-
Extensão Após Rotura	**[%]**	7	10	7	13
Dureza	**[HB]**	100	82	91	80
Resistência à Fadiga	**[MPa]**	58	47,6	56,5	-
Módulo de *Young*	**[GPa]**	-	-	-	-

2.3.4 Microestrutura do *zamak* 5

Durante a solidificação da liga de *zamak* 5, a primeira fase a precipitar é a η, elemento a branco na figura 2.6 a, rica em zinco, tal como apresentado na figura 2.5. De seguida, a fase β precipitará a partir dos 381 ºC, sendo esta apenas estável acima dos 277 ºC. Para temperaturas inferiores a 381 ºC, surge um constituinte eutetóide de fases $\eta + \beta$ (Vander Voort et al., 2004).

Através da análise da microestrutura do *zamak* 5, (figura 2.6), pode observar-se a sua composição em dois pontos diferentes da microestrutura. Nesta existem duas áreas distintas: a identificada pelo ponto 1 (η), rica em zinco e a identificada pelo ponto 2 ($\eta + \beta$), constituída pelo constituinte eutectóide, fase rica em alumínio dispersa numa fase rica em zinco (Pola et al., 2020).



Spectrum	Al wt%	Cu wt%	Zn wt%
1	1.29	1.53	97.19
2	11.79	0.59	87.62

Figura 2.6: Concentração dos constituintes na microestrutura do *zamak* 5 (Pola et al., 2020)

2.4 Moldações para fundição injetada

A fundição injetada utiliza moldações metálicas permanentes, onde se localizam as cavidades de moldação, sendo os elementos mais delicados da fundição injetada. As moldações são constituídas por uma parte móvel ou bucha e uma parte fixa ou cavidade, constituindo um sistema funcional que permite o preenchimento da cavidade com metal líquido em condições controladas por outros sistemas, que garantem a qualidade dimensional e estrutural das peças produzidas (Amaro, 2009).

Estes tipos de moldações podem ser muito complexas, sendo, por isso, dotadas de diversos componentes, tais como placas porta-moldações, moldações, sistemas de arrefecimento, canais de evacuação de ar e sistemas de controlo (Braga, 2015).

As velocidades verificadas no orifício de ataque da peça, para ligas de zinco, devem ser reguladas para valores entre os 5 e os 40 m/s. Este parâmetro tem importância no tempo de enchimento da cavidade, que deve ser o mais reduzido possível, permitindo que a peça final apresente melhores propriedades mecânicas. O aumento das propriedades mecânicas é resultante da diminuição de porosidade e melhoria do acabamento superficial. No caso das ligas de zinco, existe um conjunto de regras práticas, que nos permitem calcular o tempo máximo de enchimento da cavidade. Desta forma, para o caso de uma superfície cromada (revestimento com crómio por eletrodeposição), o tempo de enchimento máximo deve ser 6T+7 ms, ou 7T+13 ms para o caso de uma superfície de baixa qualidade, representando T a espessura média das paredes da peça em milímetros (Allsop e Kennedy, 1983).

No entanto, uma das melhores fórmulas de cálculo do tempo máximo de enchimento da cavidade é a expressão da NADCA – North American Die Casting Association (expressão 2.1). Contudo, esta exige o conhecimento de mais parâmetros do processo.

$$t = K \cdot \frac{T_i - T_f + (S \cdot Z)}{T_f - T_d} \cdot T \tag{2.1}$$

Onde:

t: Tempo de máximo de enchimento (s)

K: Constante empírica do aço da moldação

T: Espessura média da peça (mm)

T_f: Temperatura mínima de escoamento (ºC)

T_i: Temperatura do metal no ataque (ºC)

T_d: Temperatura da moldação pré-injeção (ºC)

S: Percentagem solidificada no fim do enchimento (%)

Z: Fator de conversão da percentagem solidificada

2.4.1 Mecanismos de desgaste e materiais das moldações

Os materiais utilizados nas moldações de fundição injetada são aço rápido ou de ferramenta para trabalho a quente. Estes aços contêm 0,3 a 0,4% de carbono, bem como crómio, molibdénio e vanádio como principais elementos de liga. Os insertos da cavidade devem apresentar boas propriedades mecânicas e resistência ao desgaste, sendo capazes de suportar a fadiga térmica. Desta forma, devem ser projetados para minimizar a deterioração, durante a fundição cíclica, que exige expansão e contração elevada (Andresen, 2004).

A fissuração superficial da moldação é causada pela expansão dimensional, que ocorre quando o metal líquido entra na moldação, e a rápida contração, quando o metal líquido solidifica. Ao longo do ciclo de fundição, a temperatura da cavidade é relativamente estável, desta forma as tensões ficam concentradas numa camada fina, com apenas 1,5 mm de espessura, na interface entre o metal líquido e a superfície do aço. A lubrificação e refrigeração, através de um *spray* externo, tem um impacto elevado no tempo de vida da moldação (figura 2.7), protegendo a camada superficial da moldação da fadiga térmica. A relação entre as tensões superficiais e a temperatura da superfície da moldação pode ser observada na figura 2.8.

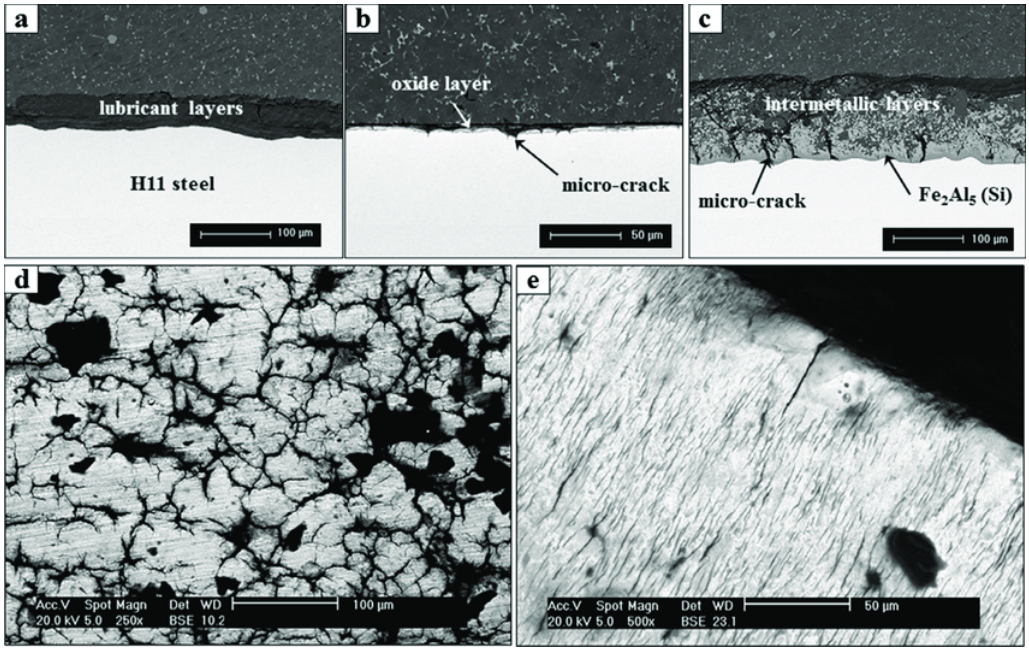


Figura 2.7: Camada de lubrificação protetora (a) / Fissuras provocadas por fadiga térmica na superfície da moldação (d) e (e) (Salem et al., 2019)

Assim sendo, de forma a diminuir a ocorrência de fissuração superficial, a vida do molde pode ser aumentada até cerca de 50%, diminuindo a diferença de temperatura máxima e mínima dentro do mesmo ciclo de injeção.

Apesar da fissuração superficial ser o mecanismo mais comum de desgaste das moldações, existe a possibilidade reduzida do aparecimento de fissuras de maiores dimensões. O aparecimento deste tipo de defeitos é muito relevante, pois são difíceis de prever e provocam danos catastróficos

nas moldações. A prevenção deste tipo de fenómeno pode ser conseguida através da escolha de materiais homogéneos, que garantam a igual distribuição de propriedades mecânicas, evitando o aparecimento de zonas frágeis (Andresen, 2004).

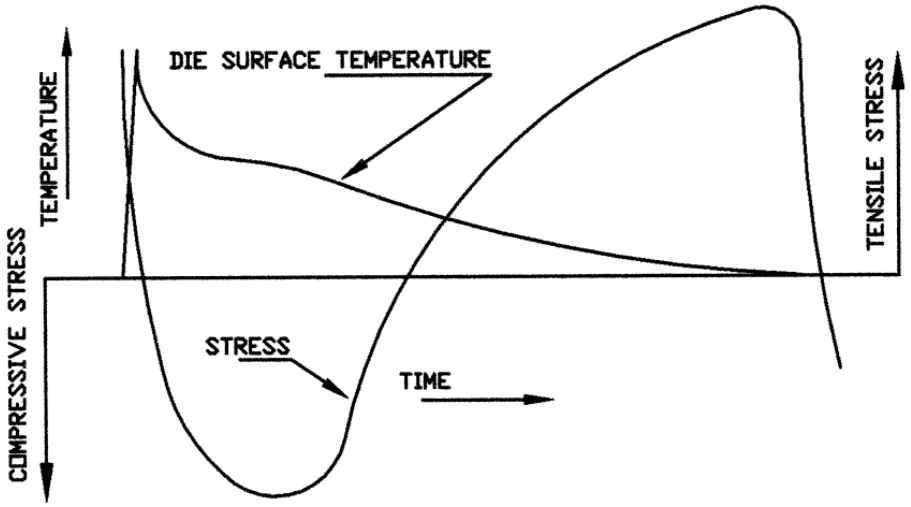


Figura 2.8: Relação tensão/temperatura numa moldação ao longo do tempo (Andresen, 2004)

A maioria das cavidades é feita de P20, AISI H11, AISI H13 (anexo B). O aço P20 é usado para fundição de zinco, enquanto que o AISI H13 é usado para a fundição alumínio e magnésio, sendo substituído pelo AISI H11 na Europa. O AISI H11 e H13 são considerados materiais polivalentes, devido às propriedades indicadas à operação a altas temperaturas. Os materiais das moldações sofrem refinamento por eletro-escória; no entanto, os materiais de gama mais alta são obtidos por fusão em vácuo, para reduzir o aparecimento de inclusões não metálicas. De seguida, estes aços são forjados, eliminando todos os vazios e refinando o grão. O aço P20 é uma liga de baixo carbono com 1,5 a 2,0% de crómio, e pequenas quantidades de silício, manganés e molibdénio. Este material possuí boa tenacidade e excelente maquinabilidade. O AISI H13 é um aço para ferramentas de trabalho a quente do tipo crómio, usado na fundição de alumínio e magnésio, e também para a injeção de peças de zinco com elevado volume ou em grandes séries. Este material contém 5,0 a 5,5% crómio, mais de 1% de molibdénio, 0,47% de carbono e quase 1% vanádio (Andresen, 2004).

No que toca a tratamentos térmicos, a sua correta realização terá influência no tempo de vida das moldações. O AISI H13 necessita de uma têmpera martensítica a 1050 ºC e revenido para atingir a dureza de trabalho, 44 a 46 HRC, enquanto P20 é geralmente pré-tratado (têmpera mais revenido). O AISI H13 é muito delicado, no que diz respeito ao tratamento térmico, sendo o controlo do tempo necessário para passar da temperatura de austenitização para a temperatura de têmpera muito importante. No caso desta passagem ser muito curta vamos ter deficiências na estabilidade dimensional, caso seja muito longa, haverá problemas com a resistência à fratura.

A figura 2.9, apresenta uma representação das propriedades do material da moldação em função do seu tratamento térmico (Andresen, 2004).

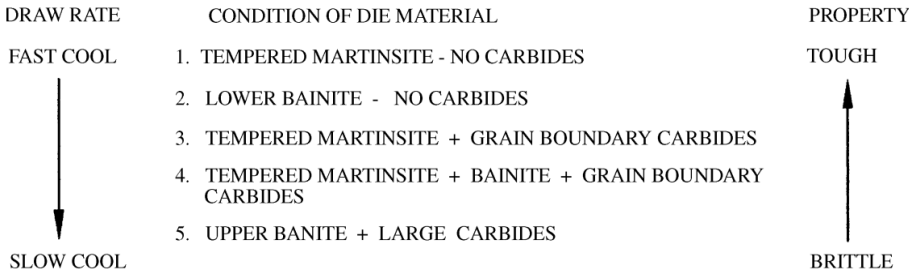


Figura 2.9: Relação tratamento térmico / propriedades da moldação (Andresen, 2004)

2.4.2 Novos materiais

O tempo de vida do material da moldação está dependente de diversos fatores limitantes. A total compreensão das limitações existentes ajudam na determinação da tecnologia indicada para a sua correção. Durante anos, a razões para o fim de vida das moldações têm sido constante. As causas mais comuns são as fissuras devido à fadiga térmica que os materiais sofrem ao longo dos seus elevados números de ciclos, as fissuras de maiores dimensões e a erosão da cavidade, devido à elevada velocidade de entrada do metal líquido na moldação. Ao longo dos anos, os problemas recorrentes das fissuras de maiores dimensões têm sido eliminados, devido ao constante aumento dos requisitos de resistência dos aços usados nas moldações.

Na indústria moderna, existem diversos fatores que ajudam a retardar, minimizar ou até mesmo eliminar, o aparecimento destes defeitos (American e Casting, 2011):

- Novas composições de aços;
- Materiais de alta condutividade térmica e componentes bi-metálicos;
- Melhor posicionamento dos canais de refrigeração;
- Controlo da refrigeração;
- Revestimentos e tratamentos superficiais avançados.

2.4.2.1 Novos aços

Ao longo do tempo, muitos estudos e desenvolvimentos foram conduzidos à volta do AISI H13, de forma a aumentar a sua resistência ao impacto e à fadiga térmica, para isso a sua composição e tratamentos térmicos foram alterados. O AISI H13 *Premium* apresenta em média uma resistência ao impacto mais de duas vezes superior aos novos tipos de aço quem têm surgido nos últimos anos (AISI D2, AISI T2, AISI E2 e AISI H22).

No entanto, estes apresentam uma resistência à fadiga muito elevada, para um elevado número de ciclos, quando comparados com o AISI H13 de elevada qualidade (figura 2.10) (American e Casting, 2011).

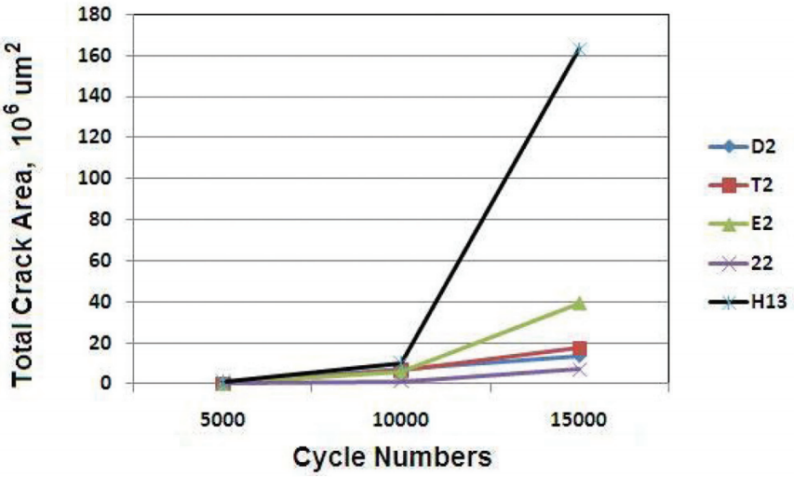


Figura 2.10: Relação número de ciclos de injeção / área fissurada (American e Casting, 2011)

2.4.2.2 Materiais de alta condutividade e bi-metálicos

O aparecimento de pontos quentes nas superfícies das moldações reduzem substancialmente o tempo de vida das mesmas. Este fenómeno está relacionado com a temperatura e com o tempo de utilização da moldação. Quanto maior a temperatura menor o tempo requerido para amaciar a sua superfície. A exposição dos aços a elevadas temperaturas provoca a diminuição de dureza, provocando a perda de resistência à fadiga térmica e à erosão. Para combater o rápido decaimento da dureza nestes pontos quentes, podem ser utilizados materiais com elevada condutividade térmica, como o *Anvilloy* (liga de tungsténio), ou *TZM* (liga de molibdénio), que proporcionam uma melhor transferência de calor, impedindo o aparecimento de zonas de elevada temperatura.

A opção mais utilizada atualmente é a escolha de materiais bi-metálicos. Estes são constituídos por um núcleo de cobre, material com elevada condutividade térmica, e por um revestimento de AISI H13, que garante a proteção do cobre evitando a sua dissolução, quando em contacto com o metal líquido (figura 2.11) (American e Casting, 2011).

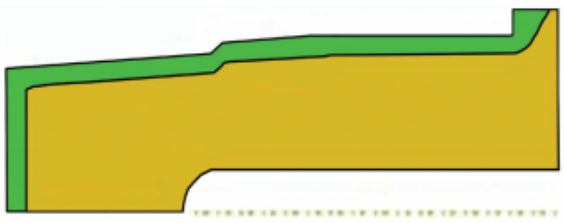


Figura 2.11: Material bi-metálico de cobre e AISI H13 (American e Casting, 2011)

2.4.2.3 Revestimentos e tratamentos superficiais

As novas tecnologias de revestimento das superfícies da moldação proporcionam uma camada superficial resistente à erosão, desgaste, cavitação, brasagem e ataque químico, mas também

uma camada inferior que regula a tensão, reduzindo a fadiga térmica do aço da moldação (figura 2.12) (American e Casting, 2011).

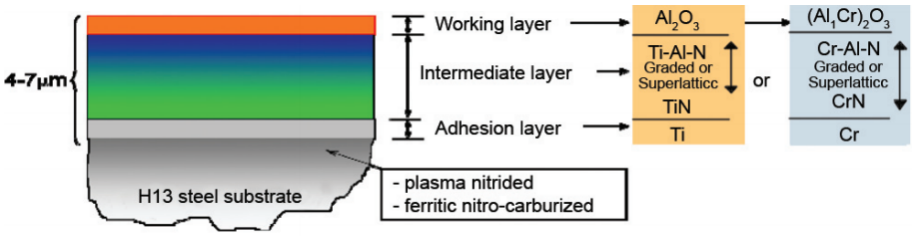


Figura 2.12: Distribuição das camadas protetoras do AISI H13 (American e Casting, 2011)

2.4.3 Sistema de gitagem

A entrada de *zamak* 5 na moldação é feita pelo bico de injeção, sendo distribuído por um conjunto de canais de gitagem. O canal de distribuição principal pode ser dividido em diversos canais secundários, não podendo as suas áreas de secção total ser superiores à área de secção do canal principal. Para obter o efeito de diminuição de área de secção são utilizados canais de forma cónica, acelerando o metal e prevenindo o aprisionamento de gás. Estes canais de gitagem terminam nos ataques à peça, acelerando ainda mais o metal na entrada para a moldação (Committee e Others, 2008).

Desta forma, a operação de desenho do sistema de gitagem passa por um processo de análise de diversos aspetos como, por exemplo, qual o local mais lógico para a entrada do metal, qual o local mais lógico para o escape dos gases, quais os obstáculos e qual o padrão de enchimento que melhor se adequa. Estas regras podem ser resumidas por (NADCA, 2006):

- Otimização do plano de apartação para distribuir a transferência de calor;
- Minimização do comprimento do sistema de gitagem;
- Minimização da existência de escoamentos convergentes e divergentes.

2.4.3.1 Padrão do fluxo de metal

O padrão de escoamento deve seguir alguns princípios, de forma a otimizar a entrada do metal líquido para a cavidade da moldação. O padrão do escoamento deve assim ser sempre distribuído e não focado em jatos de áreas muito reduzidas. A utilização de ataques com secção pequena é interessante em casos em que é necessário fazer um controlo da porosidade. A opção por um fluxo distribuído resultará assim em ataques largos e finos, com espessuras, para injeção de ligas de zinco, de 0,4 a 0,5 mm. O fluxo de metal deverá ser direcionado para as áreas críticas, onde a qualidade superficial e a concentração de porosidades são fatores de elevada importância. O direcionamento pode ser conseguido aproveitando a geometria natural da cavidade, sendo que é importante garantir espessura constante em toda a peça. A entrada do metal não deve ser

feita contra uma parede vertical, pois o impacto irá causar fissuração superficial e erosão da moldação. Os diferentes ataques devem ainda garantir que não existe encontro de fluxos de metal líquido (NADCA, 2006).

2.4.3.2 Taxa de enchimento

A taxa de enchimento pode ser calculada através da expressão 2.2, disponibilizada por (NADCA, 2006), podendo o tempo máximo de enchimento ser obtido através da expressão 2.1.

$$Q_i = \frac{Vi}{t} \tag{2.2}$$

$$Q_T = \sum Q_i$$

Q_i: Taxa de enchimento de cada segmento (mm^3/s)

V_i: Volume da cavidade de cada segmento (mm^3)

t: Tempo de enchimento (s)

Q_T: Taxa de enchimento da cavidade total (mm^3/s)

2.4.3.3 Determinação dos parâmetros dos ataques

A determinação dos parâmetros dos ataques é muito importante na análise do sistema de gitagem. Esta permite determinar diversas grandezas como, caudal volúmico, velocidade no ataque, área aparente do ataque, ângulo do fluxo, comprimento e espessura do ataque, fator de atomização. Para as ligas de zinco, a velocidade de entrada do metal na peça deve estar entre 22,86 e 50,8 m/s. Velocidades elevadas são escolhidas para peças com paredes finas, que necessitam de elevado acabamento superficial. No entanto, irão requerer uma máquina de injeção mais capaz e irão provocar maior erosão na moldação (NADCA, 2006).

2.4.3.4 Área de ataque e ataque aparente

Para calcular a área de ataque da peça (expressão 2.4), é necessário determinar a área de ataque aparente (expressão 2.3). Os ângulos de ataque deverão ser pensados e calculados previamente (NADCA, 2006).

$$A_{appi} = \frac{Q_i}{V_g} \tag{2.3}$$

A_{appi}: Área aparente de cada segmento (mm^2)

V_g: Velocidade de entrada no ataque (mm/s)

$$A_{gi} = \frac{A_{appi}}{cos(\theta_e)}$$

$$A_g = \sum A_{gi} \tag{2.4}$$

A_{gi}: Área de ataque de cada segmento (mm^2)

θ_e: Ângulo de entrada do fluxo na cavidade (deg)

A_g: Área total dos ataques (mm^2)

2.4.3.5 Proporção de espessura dos ataques

A proporção da espessura dos ataques deve ser sempre superior a 10 (expressão 2.5), de forma a garantir que a espessura do ataque é sempre reduzida, havendo maior facilidade de remoção do sistema de gitagem e criação de um fluxo distribuído (NADCA, 2006).

$$A_{gi} = L_{gi} \cdot T_{di}$$

$$\frac{L_{gi}}{T_{gi}} > 10 \tag{2.5}$$

A_{gi}: Área de ataque de cada segmento (mm^2)

L_{gi}: Largura do ataque de cada segmento (mm)

T_{gi}: Espessura do ataque de cada segmento (mm)

2.4.3.6 Velocidade nos ataques

Ao contrário dos métodos convencionais de fundição, as peças injetadas têm paredes de espessura relativamente pequena, sendo assim necessárias velocidades de enchimento superiores. O aumento da velocidade permite a existência de escoamento atomizado (figura 2.13), onde o metal líquido se transforma num fluxo de partículas de pequenas dimensões a elevadas velocidades. Este tipo de escoamento garante a minimização de ar aprisionado na peça final, melhorando o acabamento superficial e as propriedades mecânicas (NADCA, 2006).

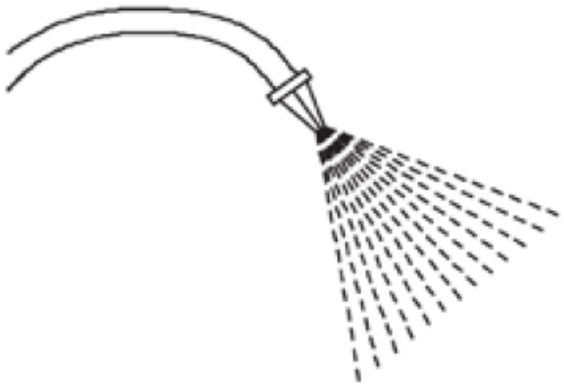


Figura 2.13: Fluxo atomizado (NADCA, 2006)

De forma a garantir que o fenómeno de atomização do fluxo ocorre, a velocidade mínima de entrada deve respeitar a expressão 2.6 (NADCA, 2006).

$$V_g^{1.71} \cdot T_g \cdot \rho \geq J \tag{2.6}$$

V_g: Velocidade nos ataques (mm/s)

T_g: Espessura do ataque (mm)

ρ: Densidade do metal líquido (kg/mm^3)

Apesar do fator J do zinco ser 475, para garantir uma margem de segurança, é recomendado utilizar o valor 750 (NADCA, 2006).

2.4.3.7 Análise diagrama PQ^2

Através da utilização do diagrama PQ^2 é possível relacionar o sistema de gitagem da moldação com a máquina de injeção. Nesta relação, governada pela expressão 2.7 de Bernoulli, fica evidente a relação entre a pressão e o caudal volúmico (NADCA, 2006).

$$P_m = (\frac{\rho}{2 \cdot g}) \cdot (\frac{Q}{A_g \cdot C_d})^2 \tag{2.7}$$

C_d: Coeficiente de descarga

P_m: Pressão do metal (kg/mm^2)

g: Constante gravitacional (mm/s^2)

Com a utilização da expressão 2.8, é possível obter a pressão do acumulador, que representa o valor no eixo do y, onde Q^2 é igual a zero. O valor no eixo do x está dependente da velocidade do

êmbolo na câmara de injeção, na ausência de metal líquido. Para finalizar, ambos os pontos são ligados por uma linha reta (NADCA, 2006).

$$P_m = \frac{(P_h \cdot A_h) - (P_r \cdot A_r)}{A_p} \tag{2.8}$$

P_h: Pressão na cabeça do cilindro (kg/mm^2)

A_h: Área da cabeça do cilindro (mm^2)

P_r: Pressão no lado da haste (kg/mm^2)

A_r: Área da haste (mm^2)

A_p: Área do êmbolo (mm^2)

2.4.4 Sistema de refrigeração

No caso das moldações metálicas o seu arrefecimento é feito por canais de refrigeração a água ou óleo, ou seja, nas secções da moldação adjacentes às secções espessas da peça existem canais pelos quais se dá a circulação forçada de água. Estes canais devem ser inspecionados e limpos pela manutenção, sempre que haja uma troca da moldação, a fim de evitar possíveis entupimentos (Ferreira, 2014).

A temperatura de estabilização da moldação vai depender de diversos fatores, tais como o volume de material injetado, área da cavidade, tempo de ciclo e formato da moldação. Em ambiente industrial, a determinação da temperatura da moldação necessita de um processo iterativo até à obtenção do resultado ótimo. A temperatura ótima para as moldações de zinco situa-se entre os 160 e os 245 ºC. As temperaturas mais baixas são utilizadas para peças com seções maiores, enquanto que temperaturas altas são usadas em peças com seções menores. A temperatura de estabilização da moldação não deve sofrer oscilações superiores a 6 ºC. Os canais de refrigeração são normalmente posicionados junto da entrada do metal líquido na moldação (Committee e Others, 2008).

2.5 Desgaste por deslizamento a seco

A classificação relativa dos materiais para resistência ao desgaste por deslizamento, depende da precisão das condições sobre as quais o deslizamento ocorre. O desgaste por deslizamento nos materiais pode ocorrer por vários mecanismos e as transições entre diferentes mecanismos dominantes podem ser induzidas por pequenas mudanças em fatores como: (Hutchings e Shipway, 2017)

- Carga normal;
- Velocidade de deslizamento;

- Temperatura;
- Variáveis ambientais.

A maioria dos dados experimentais disponíveis relacionam taxas de desgaste relativamente baixas a alguma lubrificação. Por outro lado, o regime de desgaste moderado ou severo provoca danos na superfície, e está associado a cargas pesadas e baixas velocidades de deslizamento (Hutchings e Shipway, 2017).

2.5.1 Lei de *Archard*

A expressão de desgaste de Archard (expressão 2.9) relaciona a taxa de desgaste (Q) (volume removido por unidade de distância de deslizamento), com a carga normal (W); no entanto fornece apenas uma indicação reduzida de como as propriedades de um material afetam a sua resistência ao desgaste por deslizamento, sendo que a única propriedade material que entra explicitamente na expressão é a dureza (H), da superfície mais macia. As outras propriedades do material, que também influenciam sua taxa de desgaste, são consideradas no coeficiente de desgaste adimensional (K) (Hutchings e Shipway, 2017).

$$Q = \frac{K \cdot W}{H} \tag{2.9}$$

Em geral, os valores de K são mais elevados no deslizamento de metais contra metais, do que no deslizamento de não metais contra metais ou não metais. Se os metais forem diferentes, o valor de K é menor, dependendo do grau de compatibilidade tribológica entre ambos. O termo compatibilidade, neste contexto, denota uma relutância das superfícies opostas em formar uma forte ligação interfacial, que levaria a uma alta taxa de desgaste sob condições não lubrificadas (Hutchings e Shipway, 2017). Na figura 2.14, pode observar-se as combinações marcadas como completamente insolúveis, que mostram solubilidade de sólidos desprezável uma na outra, formando duas fases distintas, coexistentes no estado líquido, que formam pares tribologicamente compatíveis. Pares idênticos de metais são completamente solúvel mutuamente, apresentando baixa compatibilidade. Em geral, pares deslizantes com alta solubilidade mútua apresentam baixa compatibilidade tribológica e, portanto, relativamente altos valores de K, enquanto que pares com baixa solubilidade mútua, apresentam boa compatibilidade, e, necessariamente, baixas taxas de desgaste (Hutchings e Shipway, 2017).

No processo de dimensionamento de um mecanismo, que sofra desgaste por deslizamento, existe um conjunto de guias que podem ser utilizadas como orientação, na correta seleção dos materiais (Hutchings e Shipway, 2017).

- Não há correlação geral entre taxa de desgaste e o coeficiente de atrito, embora lubrificantes, fornecidos externamente ou presentes como constituintes de um dos materiais, por exemplo, grafite em ferros fundidos ou dissulfeto de molibdénio em alguns compostos de polímero preenchidos, tendem a reduzir o desgaste e o atrito.

- Superfícies de metais idênticos em contacto deslizante devem ser evitadas. A alta compatibilidade tribológica, que geralmente está associada à baixa solubilidade mútua, é mais provável de ser alcançado entre metais diferentes.

- Alta dureza é frequentemente benéfica e em metais pode ser alcançada localmente por diversos métodos. No entanto, outros fatores importantes, como solubilidade mútua e taxa de endurecimento por trabalho, podem mascarar a influência da dureza.

- Em aços, altos teores de carbonetos ou nitretos são benéficos, mesmo significando a ligeira diminuição da dureza.

- Uma alta dureza de trabalho, geralmente, dá boa resistência ao desgaste severo. O acabamento superficial inicial está correlacionado com a resistência ao desgaste.

- Camadas de superfície dura, utilizadas em aços como, por exemplo, cementação, nitruração ou carbonitruração, ou revestimentos não metálicos duros, como PVD ou CVD, oferecem excelente resistência ao desgaste por deslizamento. Alta dureza e baixa ductilidade são propriedades mecânicas desejáveis em tais revestimentos.

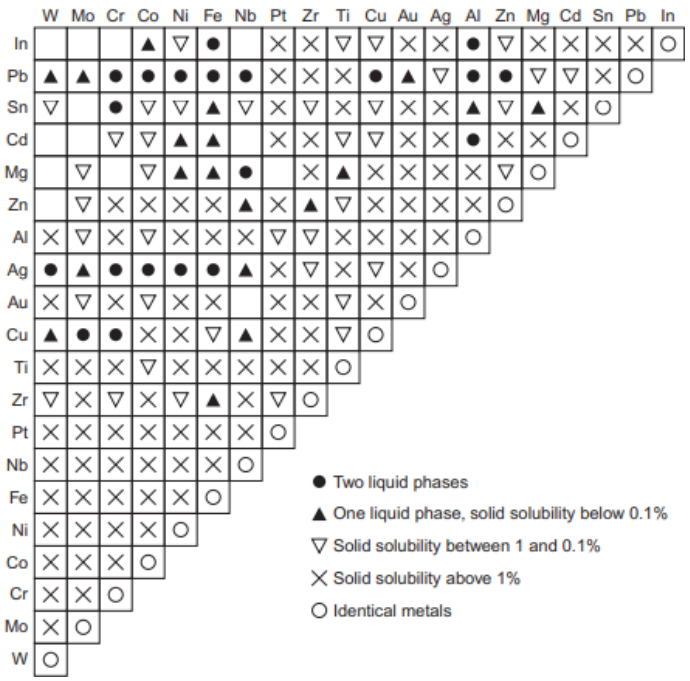


Figura 2.14: Compatibilidade mútua dos pares de metais (Hutchings e Shipway, 2017)

O conhecimento do coeficiente de desgaste (K) é fundamental, fornecendo um valioso meio de comparar a severidade dos processos de desgaste em diferentes sistemas. Contudo, para aplicações de engenharia, a quantidade ($\frac{K}{H}$) costuma ser mais útil. Esta razão pode ser representada pelo símbolo (k), sendo normalmente denominado de taxa de desgaste específica. Este fator, representa

o volume de material removido por desgaste por unidade de distância e por unidade de carga normal no contacto, ($\frac{mm^3}{m \cdot N}$) (Hutchings e Shipway, 2017).

Alguns valores típicos de K, para desgaste por deslizamento a seco em contacto com aço ferramenta podem ser consultados na figura 2.15.

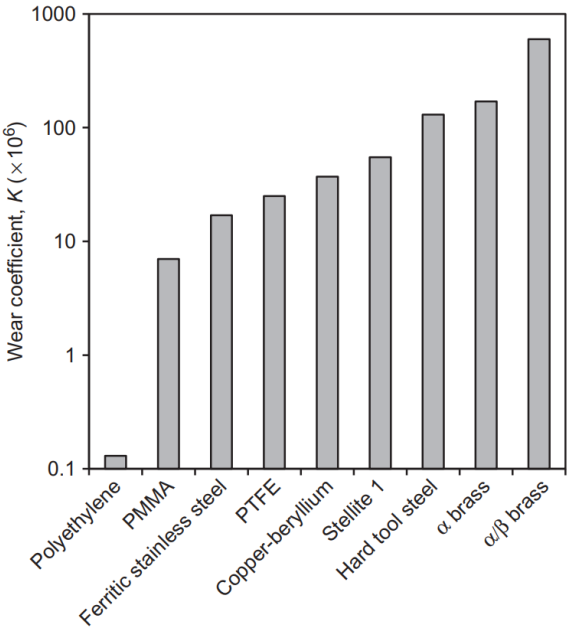


Figura 2.15: Coeficiente de desgaste de diversos meteriais em contacto com aço ferramenta (Hutchings e Shipway, 2017)

2.6 Máquina *four-sliders* de micro injeção de *zamak* 5

A máquina existente na PR Metal e sobre a qual a dissertação se vai desenvolver é uma máquina de injeção *multi-slider* (figura 2.16), sendo assim importante estudar este tipo de equipamento em detalhe. Até há alguns anos atrás, as máquinas de múltiplos *sliders* não eram adequadas à produção de componentes que necessitassem de acabamento de galvanização, processo de aplicação de uma camada protectora de zinco, podendo na melhor das hipóteses serem usadas na produção de pequenos componentes. Isto ocorria pela incapacidade que as máquinas tinham em desenvolver as forças de fecho requeridas a uma injeção de qualidade. Na tentativa de melhorar esta nova tecnologia e corrigir os seus erros, diversos esforços foram feitos para aumentar a produtividade e diminuir o custo. Desta forma, um novo tipo de sistema de fecho foi criado, com inspiração na complexidade das máquinas de injeção de plástico já existentes, de forma a garantir a qualidade superficial da peça final, aumentando a produtividade, diminuição das variações dimensionais e dos custos de produção (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

Estes sistemas consistem em diversos *sliders*, a azul na figura 2.16, que convergem no centro da placa de base, formando a moldação completa, através das diferentes partes da moldação, a creme na figura 2.16. O guiamento é proporcionado pelas zonas a verde na figura 2.16, que, ao ser

constituído por uma mistura de pós metálicos e ligantes, garante a correta transferência de calor, permitindo o correto funcionamento das ferramentas (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

Este tipo de *design* permite uma maior flexibilidade nas direções de fecho, o que permite o fabrico de peças mais complexas, sem tantas operações secundárias; por exemplo, uma peça furada pode ser fabricada de uma só vez com uma ferramenta *multi-slide*, não necessitando de uma operação de maquinagem posterior, diminuindo o custo final (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

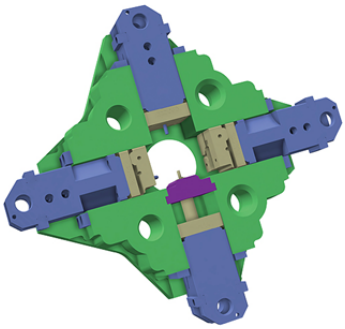


Figura 2.16: Sistema de guiamento de uma *four-slide machine* (Dynacast, 2021)

Em geral, quando comparados com as técnicas convencionais de injeção de peças, as máquinas *four-sliders* apresentam diversas vantagens (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

- Qualidade consistente e de alta precisão do produto final, com tolerâncias de +/- 0,02 mm;
- Eliminação ou redução de operações secundárias de maquinagem;
- Reduzido custo das ferramentas;
- Excelente repetibilidade;
- Rápida mudança das moldações;
- Separação automática do sistema de gitagem da peça;
- Peça final sem rebarba;
- Tempos de ciclo muito reduzidos;
- Reduzido custo de material, energia e mão de obra.

2.6.1 Processo de injeção

As máquinas *multi-sliders* de câmara quente têm dois ou mais *sliders* móveis independentes. Cada *slider* desloca uma parte da moldação e opera dentro de um sistema de guia de precisão, o

número de *sliders* pode ir até seis, podendo estes estar dispostos em ângulos variados. Cada parte da moldação tem uma ou mais cavidades, que juntas formam a cavidade completa e o perfil do canal, no qual o metal líquido é injetado. Os *sliders* são controlados por cilindros, pneumáticos ou hidráulicos, movendo-se independentemente dos outros, tanto durante o fecho, como durante a abertura da moldação, permitindo assim uma enorme flexibilidade, garantindo a integridade da peça e evitando danos nas ferramentas (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

Os *sliders* são mantidos fixos por um sistema de guiamento, garantindo o correto posicionamento e fecho do molde. Uma placa de cobertura, aparafusada na parte superior do corpo do guiamento, mantém todos os componentes juntos. A injeção do metal é feita perpendicularmente às faces correspondentes ao bloco da moldação. Como a injeção ocorre diretamente na linha de partição, não existe sistema de gitagem. Desta forma o tempo de ciclo é muito reduzido, pois não é necessário esperar que o sistema de gitagem solidifique antes de abrir a moldação, diminuindo substancialmente as perdas de material. A necessidade de sistemas de ventilação é bastante reduzida, nesta opção construtiva. A ejeção das peças é conseguida com um jato de ar, que sopra a peça para fora da cavidade, chocando contra um mecanismo de recolha almofadado, evitando a deformação das peças (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

2.6.2 Parâmetros de injeção de *zamak*

Em determinadas circunstâncias, o sistema de injeção pode ser o fator limitante da velocidade de operação da máquina, onde a temperatura de injeção, pressão e tempo de enchimento, são três parâmetros importantes que podem afetar o desempenho do sistema de injeção. Nestes sistemas podem ocorrer problemas em determinadas circunstâncias, se os elementos do sistema de injeção estão com temperaturas muito baixas ou muito altas, ou se o bico de injeção não está à temperatura exigida, podendo levar a problemas no sistema na injeção. Na injeção de *zamak*, são utilizadas pressões de injeção entre os 10,3 a 20,6 MPa (103 a 206 bar), sendo o valor mínimo usado para peças mais simples e o limite superior para peças mais complexas. Os valores mais baixos deste espetro de pressões são essenciais para a obtenção de um acabamento superficial e propriedades mecânicas aceitáveis das peças.

Em termos de temperaturas de injeção os valores situam-se entre os 400 ºC e os 440 ºC, permitindo assim o uso de temperaturas menores para peças mais grosseiras e temperaturas maiores para peças de menor espessura.

As pressões e temperaturas relativamente baixas na fundição de *zamak* promovem um aumento da vida útil da moldação e diminuição da sua manutenção. Isto permite que o *zamak* seja utilizada em peças com tempos de ciclo muito reduzidos. O parâmetro temperatura tem ainda outras importância associada, sendo preciso garantir a correta temperatura da resistência de aquecimento, de modo a garantir um fluxo continuo de *zamak* durante o processo de injeção. As pressões também são muito importantes, de modo a que não ocorra o desgaste prematuro dos componentes da máquina.

O tempo de enchimento é outro parâmetro essencial no processo de injeção, já que garante o correto enchimento da moldação e reduz tempos de produção (Committee e Others, 2008; Pinto et al., 2019).

2.6.3 Análise de mercado (*Benchmarking*)

O sucesso do projeto de um equipamento está dependente da sua capacidade de adaptação às necessidades do cliente e ao panorama geral observado na concorrência. Para tal, é necessário identificar e relacionar os requisitos iniciais dados pelos clientes com os dados disponíveis dos modelos compatíveis do mercado. Assim, é possível estabelecer uma tendência, não só relativamente aos requisitos iniciais, bem como aos restantes não especificados. Através da consulta dos vários catálogos disponibilizados por diversos fabricantes deste tipo de tecnologia, foi possível verificar que modelos apresentam requisitos iniciais próximos do pretendido.

Através de uma análise de mercado, é possível concluir que pelo menos cinco fabricantes de máquinas de injeção diferentes já viraram a sua atenção para as máquinas de injeção *multi-sliders*. No entanto, apenas a *Titus Group*, a *Yeou Sheng*, a *Techmire* e a *T-Sok* disponibilizam um catálogo com as especificações mais importantes. A *Dynacast* apenas disponibiliza alguns vídeos, não divulgando as especificações.

No anexo A, serão apresentadas as especificações das máquinas *four-sliders* das empresas *Titus Group* (tabela A.1), *Yeou Sheng* (tabela A.2), *Techmire* (tabela A.3) e *T-Sok* (tabela A.4).

A análise das máquinas está focada em oito tópicos distintos:

- *Sliders*;
- Máquina de injeção;
- Sistema hidráulico;
- Sistema pneumático;
- Forno de manutenção;
- Sistema de arrefecimento;
- Atravancamento;
- Sistema de alimentação.

2.6.4 Sistema de injeção

O sistema de injeção das máquinas *four-sliders* (figura 2.17) é desenhado de forma a aumentar o seu desempenho, sendo possível alcançar uma maior repetibilidade do processo. A existência de um sistema de injeção de pistão duplo impede o recuo do metal líquido no canal em pescoço de ganso, garantindo a minimização de volume de ar injetado na cavidade da moldação, reduzindo a porosidade da peça final. Segundo (Sheng, 2021), estes equipamentos devem ser desenhados, de

forma a maximizar a vida do componente, garantindo o seu funcionamento constante. O controlo de temperatura do canal em pescoço de ganso e do bico de injeção devem ser feitos de forma independente.

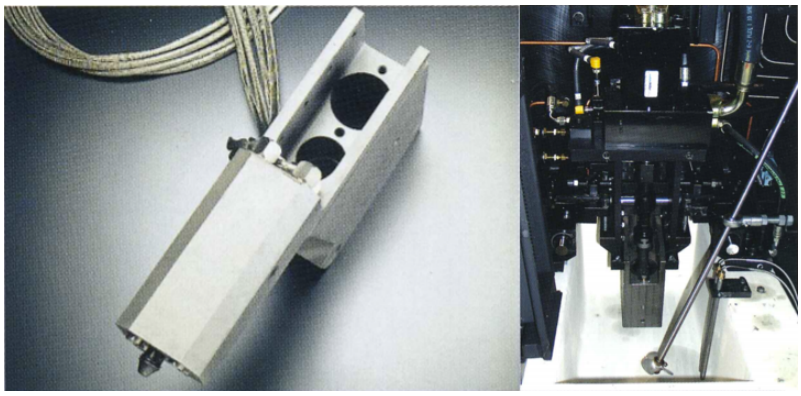


Figura 2.17: Sistema de injeção de dois êmbolos (Sheng, 2021)

O sistema de injeção está em contacto constante com o metal fundido; desta forma é muito importante que seja utilizado um material resistente à dissolução provocada pelo *zamak*. Através da análise da concorrência foi possível concluir que o material mais utilizado para este componente é o aço AISI H13. Segundo (Muhametzyanova et al., 2016), para regiões mais afetadas pela fadiga térmica e dissolução pela parte do metal líquido, é possível utilizar ligas metalocerâmicas carregadas com pós de crómio, *VK25H*, para reforçar as paredes do pistão e câmara de injeção. A baixa dissolução do material, quando em contacto o *zamak*, pode ser comprovada pela figura 2.18.

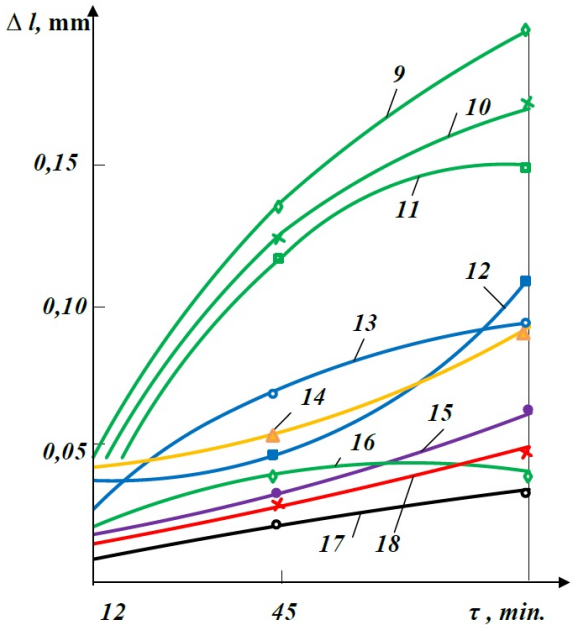


Figura 2.18: 17-Representação da dissolução do *VK25H* / 18-Representação da dissolução do aço AISI H13 (Muhametzyanova et al., 2016)

Os materiais falham, normalmente, por erosão da cavidade, do sistema de gitagem, dos ataques das moldação ou por fissuração da cavidade. Os componentes na fundição injetada de zinco são particularmente sujeitos a problemas relacionados com a erosão. Neste tipo de injeção, a fissuração da superfície é menos problemática, porque as temperaturas de serviço são mais baixas do que para o magnésio ou alumínio (Davis, 1995).

As ferramentas utilizadas na fundição injetada (moldações e bombas de injeção) constituem um campo privilegiado de aplicação da nitruração. Este revestimento, aumenta a dureza superficial, melhora a resistência ao desgaste, diminui o atrito, evitando a aderência de certos metais e reduz o perigo de formação de fissuras a quente. Todos os aços admitem o tratamento de nitruração, particularmente os aços para trabalho a quente. Em muitos casos, nomeadamente em aplicações dos aços 1.2343, 1.2344 (AISI H13), 1.2365 e 1.2367, a nitruração das ferramentas conduz a melhorias no seu tempo de vida. A nitruração pode ser efetuada em atmosfera controlada em azoto (500 a 530 ºC) ou em banho de sais (550 a 580 ºC). A nitruração iónica (350 a 600 ºC) é a versão mais recente (Soares e Tratamentos, 1992).

2.6.5 Sistema de alimentação de *zamak 5*

O sistema de alimentação de *zamak* 5 (figura 2.19), tal como nas máquinas convencionais de injeção, é constituído por um alimentador de lingotes, um forno de manutenção elétrico e um escudo protetor de temperatura. A alimentação dos lingotes é feita na parte superior do forno, podendo estes serem pré-aquecidos, descendo de forma automática, garantindo que a temperatura e o nível do metal líquido no cadinho se mantêm constantes. Este forno deve ser coberto com um escudo protetor, que garante a segurança dos operários (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

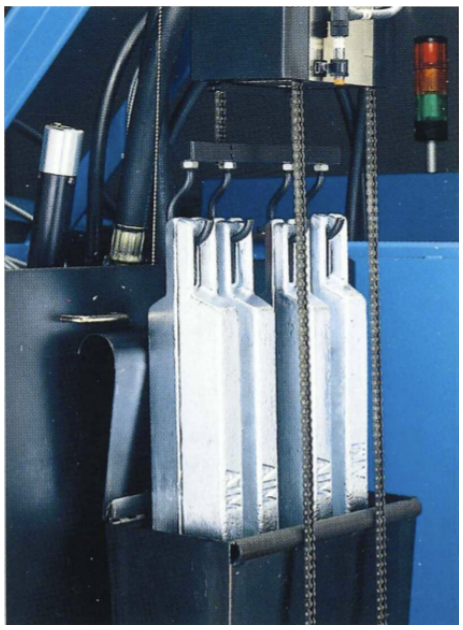


Figura 2.19: Sistema de alimentação (Sheng, 2021)

2.6.6 Sistema hidráulico

O sistema hidráulico (figura 2.20) desempenha um papel fundamental no funcionamento da unidade de injeção. Este deve permitir um elevado caudal e válvulas de resposta rápida, garantindo uma elevada velocidade e baixo tempo de ciclo. Este sistema é desenhado de forma a proporcionar um fácil ajuste das pressões e fácil acesso à bomba e motor para fácil manutenção. Com os sistemas hidráulicos mais modernos é possível monitorizar, através de sensores, a temperatura do óleo e as condições do sistema de filtragem (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).



Figura 2.20: Sistema hidráulico (Sheng, 2021)

2.6.7 Sistema de fecho

Segundo (Sheng, 2021), o sistema de fecho em tesoura tem sido largamente utilizado nas máquinas *multi-sliders*, sendo atuado por cilindros pneumáticos ou hidráulicos. Estes sistemas são relativamente baratos, têm ciclos muito curtos, sendo vantajosos em aplicações que não necessitam de esforços muito elevados; no entanto, tem surgido a necessidade de injetar componentes cada vez maiores, que necessitam de maiores pressões e velocidades de injeção, para garantir o correto acabamento superficial. Nas máquinas de quatro *sliders*, o mecanismo de fecho é suportado por pinos apoiados na placa base, por um dos lados, sendo fixo na outra extremidade a um anel rígido. Estas ligações resultam num mecanismo de fecho muito robusto que vem corrigir os problemas de deformação elástica, caraterística dos sistemas de fecho em tesoura.

Todos estes sistemas devem ser corretamente lubrificados, minimizando a necessidade de intervenção de um operador, reduzindo os custos de manutenção. O usos de reguladores de compressão facilitam o rápido ajuste independente da força de fecho, em cada uma das tesouras de fecho (Sheng, 2021; Dynacast, 2021; Titus, 2021; Techmire, 2021).

Durante a fase de design da máquina de injeção o esforço de fecho deve ser calculado, para isso é utilizada a relação entre a pressão de enchimento e a área projetada da cavidade do molde (expressão 2.10) (Herman, 2003).

$$F = P \cdot A \tag{2.10}$$

F: Força de fecho (N)

P: Pressão máxima da cavidade (MPa)

A: Área projetada da cavidade (mm^2)

O valor da pressão é o mais difícil de pré-determinar, já que está altamente dependente da dinâmica da máquina de injeção e da velocidade de avanço do êmbolo. Caso a força de fecho não seja superior à força exercida pelo metal líquido, as duas partes da moldação vão afastar-se e formar rebarbas ou até mesmo a fuga do metal para o exterior. Em certas situações existe a necessidade de adicionar a força de bloqueio dos machos à força de fecho (Herman, 2003).

Outra consideração importante, é a necessidade de uma superfície plana entre as duas partes da moldação; no entanto estas sob pressão empenam devido aos gradientes térmicos. O projeto da moldação deve englobar o empenamento, mas em certos casos isto não acontece, podendo o aplanamento ser feito através de um aumento da força de fecho. A força necessária para aplanar a interface pode ou não exceder a força exigida pela injeção, pelo que a força de fecho deve ser a maior dessas duas forças. Sempre que possível, a força de fecho não deve ser usada para aplanar a matriz, pois durante a abertura vai sofrer ressalto elástico, podendo alterar a geometria da peça final (Herman, 2003).

A força de fecho do molde deve ainda incluir as flutuações de espessura do molde durante o processo de injeção. De uma forma geral, a espessura da moldação deverá variar segundo a expressão 2.11 (Herman, 2003):

$$\Delta E = E \cdot \Delta T \cdot 0,0000113 \tag{2.11}$$

ΔE: Variação de espessura da moldação (mm)

E: Espessura da moldação (mm)

ΔT: Mudança de temperatura da moldação (ºC)

Desta forma, a força de fecho deve ser ajustada, para garantir o correto fecho da moldação, quando esta está fria, devendo o sistema em tesoura, quando a temperatura aumenta, aumentar ΔE . Este aumento não deve exceder a capacidade de carga da máquina (Herman, 2003).

Os componentes do sistema de fecho, como as barras de ligação, são membros elásticos e, portanto, fletem sob carga. A força de fecho é criada ao esticar as barras de ligação, pelo que o sistema de fixação depende da medição da deformação (expressão 2.12) da barra de ligação. As

técnicas mais comuns medem a tensão da barra de ligação, que deve ser comparada à deformação necessária ou convertida em tensão ou carga equivalente (Herman, 2003).

$$L = \frac{F}{A \cdot E} \tag{2.12}$$

L: Deformação da moldação (mm/mm)

F: Força aplicada pela tesoura (MN)

A: Área de seção da tesoura (m^2)

E: Módulo de elasticidade do material (MPa)

Através da análise de diferentes opções construtivas, disponíveis no mercado atualmente, foi possível chegar à conclusão que existem dois tipos distintos de sistemas de fecho usados, apesar destes variarem em pequenos detalhes nas diversas empresas. Os dois grupos dominantes de sistemas de fecho são os sistemas em tesoura (figura 2.21) e os sistemas de fecho com atuadores hidráulicos lineares (figura 2.22) (Techmire, 2021).

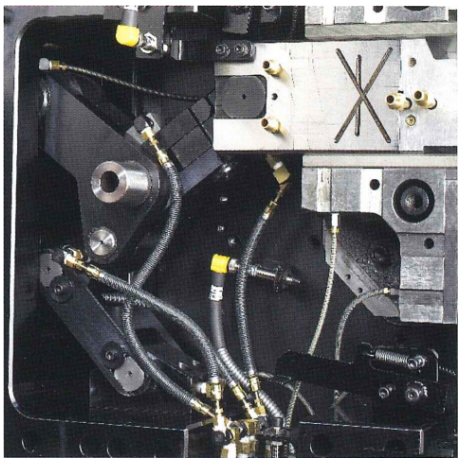


Figura 2.21: Sistema de fecho em tesoura (Techmire, 2021)

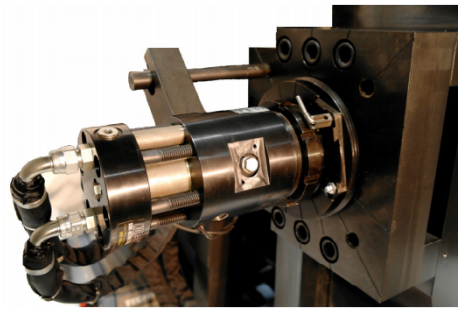


Figura 2.22: Sistema de fecho com atuador hidráulico linear (Techmire, 2021)

2.6.8 Sistema de guiamento

O sistema de guiamento (figura 2.23) é totalmente independente do sistema de fecho, estando equipado com placas de guiamento de fácil remoção, dado que é uma zona de elevado desgaste. A mesa de apoio do sistema de guiamento e o próprio sistema de guiamento devem ser refrigerados a água. Os *sliders* são conetados com o sistema de fecho através de juntas *tenon* universais, para facilitar a rápida montagem e desmontagem dos componentes. O uso do sistema de guiamento, aliado ao uso de um sistema de fecho em anel, placa circular metálica que aumenta a rigidez da placa de base, garante o correto fecho da moldação mesmo para elevadas velocidades e pressões de injeção (Sheng, 2021).

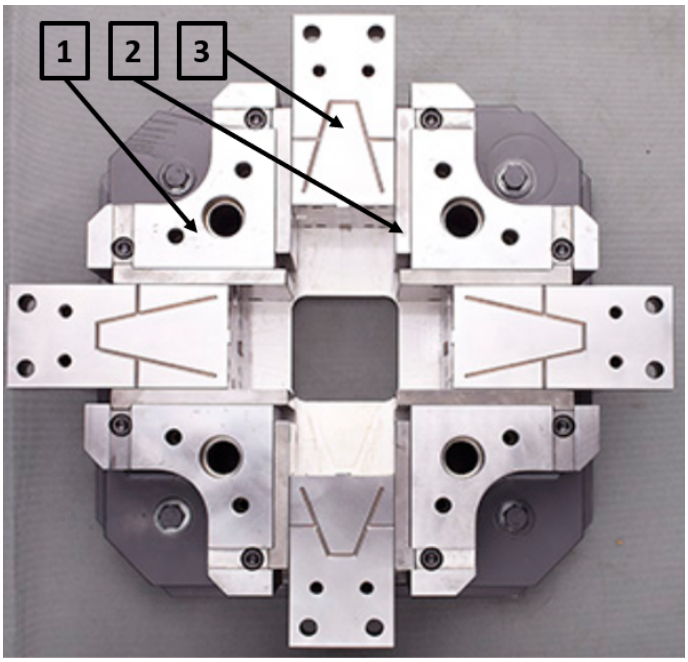


Figura 2.23: Sistema de guiamento: 1 - Corpo de guiamento; 2 - Placa de guiamento; 3 - *Slider* Adaptado de (Sheng, 2021)

2.6.9 Acumulador de pressão

Um acumulador de pressão (figura 2.24) pode ser de diversos tipos, podendo acumular energia hidráulica ou pneumática. O fluido hidráulico é pressionado com elevada pressão para dentro de um reservatório cheio de gás, normalmente azoto. O fluido hidráulico comprime o gás, ficando armazenada energia para utilização posterior. Dentro do reservatório o fluido hidráulico e o gás estão separados fisicamente por uma bexiga, um êmbolo ou um diafragma, garantindo que o gás não escapa quando o sistema é despressurizado (Lexicon, 2021).

O acumulador de pressão hidráulico mais utilizado é o tipo de bexiga. Os acumuladores de bexiga apresentam resposta rápida, menos de 25 milissegundos, uma taxa de compressão de gás máxima de cerca de 4:1 e uma taxa de fluxo máxima de 15 litros por segundo, havendo versões de alto fluxo que disponibilizam até 38 litros por segundo. Os acumuladores de bexiga também

têm boa tolerância à deposição de detritos, não sendo afetados pela contaminação de partículas no fluido hidráulico (Lubrication, 2021).

Por outro lado, os acumuladores de êmbolo podem comportar taxas de compressão de gás muito mais altas, até 10:1 e taxas de fluxo até 215 litros por segundo. Ao contrário dos acumuladores de bexiga, cuja posição de montagem preferencial é vertical para evitar a possibilidade do fluido ficar preso entre a bexiga e o corpo, os acumuladores de pistão podem ser montados em qualquer posição (Lubrication, 2021).

Os acumuladores de diafragma têm muitas das vantagens encontradas nos acumuladores do tipo bexiga, podendo ainda lidar com taxas de compressão de gás até 8:1. No entanto, são limitados a volumes menores e o seu desempenho pode ser afetado pelo eventual escape do gás, devido à eventual permeabilidade do diafragma (Lubrication, 2021).

Estes equipamentos providenciam um elevado fluxo ao sistema hidráulico durante um curto período de tempo. Assim, as máquinas de injeção utilizam estes equipamentos para movimentarem os êmbolos e compactarem o metal. A abertura da válvula pressuriza o atuador, movendo o êmbolo dentro da câmara de injeção. Para evitar que este aumento de volume cause perdas de pressão significativas, uma ou mais garrafas de gás são geralmente adicionadas a jusante do acumulador de pressão, de modo que o volume de gás disponível total seja relativamente alto (Lexicon, 2021).

As fórmulas para as mudanças de estado dos gases podem ser utilizadas no projeto mecânico dos acumuladores. Para a aplicação em fundição injetada, onde se verificam pressões entre 200 e 300 bar, o comportamento real do gás deve ser considerado nos cálculos (Lexicon, 2021).

Na utilização dos acumuladores de pressão, as condições exteriores, como a temperatura ambiente, devem ser tidas em conta, podendo a pressão aumentar com o aumento de temperatura. Este efeito pode alterar o processo de fundição injetada, sendo necessário abastecer o sistema ou libertar pressão do acumulador, de forma a criar condições estáveis para o processo (Lexicon, 2021).

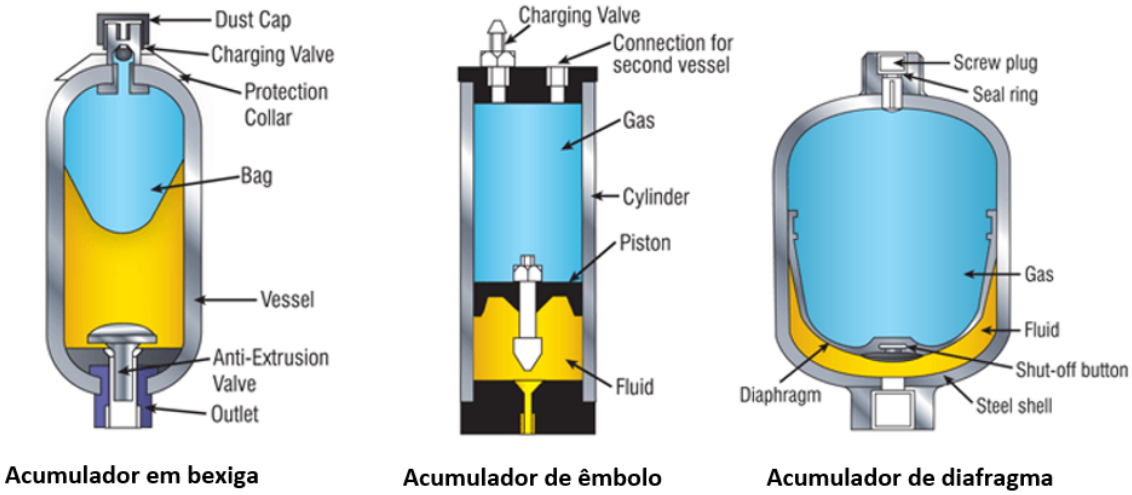


Figura 2.24: Diferentes opções construtivas de acumuladores de pressão (Lubrication, 2021)

Capítulo 3

Análise dos problemas identificados

3.1 Introdução ao trabalho experimental

O tema proposto pela empresa Grupo PR consiste na revisão do projeto global de um equipamento existente na empresa, denominado ZM100 (figura 3.1), com redesenho dos diversos componentes, nomeadamente o sistema de injeção, câmara de injeção e pistão, com foco na escolha dos materiais e sistema de fecho de molde. Durante a elaboração da revisão global foi necessário realizar um levantamento dos possíveis problemas principais que a máquina teria e que impediam o seu correto funcionamento. A adequada caracterização e proposta de resolução poderá levar à materialização dos conceitos e comprovação física das soluções encontradas.

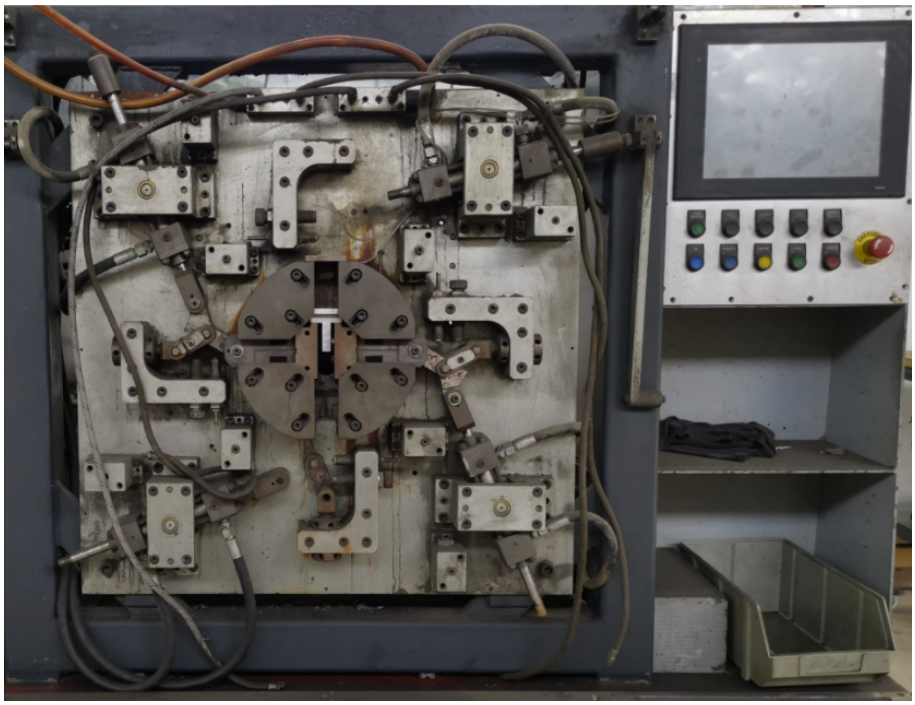


Figura 3.1: Máquina de micro injeção *multi-sliders* existente na PR Metal, designada por ZM100

3.2 Objetivos do estudo

O objetivo desta dissertação visa o estudo dos problemas associados com as opções construtivas utilizadas na máquina ZM100 da PR Metal, bem como uma proposta de soluções para os problemas encontrados.

Numa primeira fase, interessa avaliar a máquina ZM100, identificando as principais características do seu funcionamento, quando comparada com as máquinas de outros fabricantes, caraterizadas durante a análise de mercado.

De seguida, será feito um levantamento dos problemas que a máquina experienciou, quando foi produzida há cerca de seis anos atrás. Esta análise terá um carisma teórico, pois a máquina encontra-se num estado que impede o seu funcionamento, o que dificulta a visualização e identificação dos diferentes problemas. Para além disso, dado que esta foi construída e posta em funcionamento há muito tempo, tanto os engenheiros como os operários que trabalharam com ela têm dificuldade em relatar quais foram os problemas sentidos quando esta foi posta em funcionamento. Assim, existem muitas opiniões e memórias que colidem entre si, tornando o trabalho de encontrar os problemas extremamente difícil, mas ao mesmo tempo desafiante.

Durante os anos de inativação da ZM100, diversos componentes que a constituíam foram retirados, para utilização em outras aplicações, ou foram danificados através do seu incorreto manuseamento, dificultando a identificação dos problemas e dos fatores que os potenciaram.

Após a análise dos conjuntos de componentes, os diferentes sistemas serão sujeitos a um estudo e parametrização das suas condições recomendadas de trabalho, de forma a poder identificar eventuais decisões incorretas, que possam ter contribuído para a incapacidade de injeção das peças de *zamak* 5.

Numa fase final da dissertação, serão apresentadas diferentes propostas de resolução para os problemas identificados ao longo do estudo da máquina ZM100.

3.3 Análise dos problemas

Durante a construção da máquina ZM100, esta apresentou diversos problemas, que foram identificados pelas pessoas que na altura trabalhavam com ela, o que levou ao abandono do projeto e ao eventual desmantelamento de parte dos componentes da máquina. A elaboração desta dissertação ocorre alguns anos após o cessar do funcionamento da ZM100, pelo que a maioria das pessoas que operaram e construíram a máquina e experienciaram os seus problemas já não trabalham na empresa ou já não têm memória dos problemas.

Assim foi proposta uma reunião com o engenheiro Rui Pinho, que na altura foi o principal responsável pela criação deste projeto. Durante a reunião, foram discutidos os diversos componentes da máquina ZM100 e a razão pela qual certas decisões construtivas foram utilizadas. A reunião permitiu concluir que a máquina foi projetada com base num equipamento já existente, não tendo havido a preocupação de dimensionar e parametrizar cada um dos componentes da máquina. Desta forma, a escolha dos componentes foi feita por observação das opções construtivas

utilizadas pelos outros fornecedores de máquinas *multi-sliders*. Foi ainda possível recolher opiniões sobre eventuais problemas existentes, assim como questionar o engenheiro Rui Pinho com algumas perguntas sobre possíveis problemas identificados numa data anterior à reunião.

Da reunião e da recolha de informações realizada numa fase inicial da dissertação foi possível criar uma lista de eventuais problemas que podem ter contribuído para o incorreto funcionamento da máquina ZM100 e a sua incapacidade de encher completamente peças de maior volumetria.

Os eventuais problemas identificados durante a análise do equipamento foram:

1. Indeterminação da força de encosto máxima do bico de injeção da máquina injetora com a moldação.
2. Deterioração dos componentes do sistema de fecho por subdimensionamento e indeterminação da força de fecho máxima que o sistema comporta, durante a injeção.
3. Incorreto dimensionamento do guiamento para comportar a moldação necessária para peças massivas.
4. Determinação da capacidade de injeção da bomba, em específico na peça *Masslock*.
5. Desgaste acelerado da bomba de injeção, mais especificamente na saída do canal em pescoço de ganso, na zona de contacto com o bico de injeção.
6. Fraco controlo da pressão de injeção e velocidade de enchimento, o que torna impossível o correto dimensionamento dos canais de alimentação e a parametrização dos valores utilizados na injeção.
7. Alinhamento do bico de injeção com a moldação, provavelmente potenciado pela falta de alinhamento do sistema de fecho.
8. Desgaste dos bicos de injeção e da utilização de canais pouco otimizados.

Nesta dissertação serão estudados com maior detalhe os primeiros seis pontos. O estudo dos problemas será constituído por três etapas distintas: a análise, a identificação do problema e a proposta de resolução.

3.4 Análise do sistema de encosto do bico

A máquina injetora de *zamak* 5 realiza um movimento de aproximação e afastamento alternado em relação à moldação. Este movimento permite que, durante a injeção, o bico entre em contacto com a moldação, sendo a força aplicada nele de forma a garantir a estanquidade da ligação e, numa segunda fase, este se afaste da moldação permitindo a abertura da moldação. O contacto entre o bico e a moldação permite ainda que o metal na ponta do bico solidifique, devido à transferência de calor por condução, não havendo assim escape de metal pela ponta do bico, quando este se separa da moldação.

3.4.1 Caraterização do sistema de encosto

O sistema de encosto da moldação é constituído por um sistema alavanca atuado por um cilindro hidráulico (*CHDKGB32-50M*). O cilindro aplica uma força, $F_{cilindro}$ que faz rodar o sistema alavanca (figura 3.2), puxando a máquina injetora em direção à moldação. No momento do contacto de ambos os sistemas surgirá uma força, $F_{encosto}$, que não permite ao bico recuar, devido à pressão que o metal líquido aplica na área da ponta do bico de injeção.

O sistema de alavanca é constituído por dois componentes diferentes. Na figura 3.2, está representado o componente azul, produzido em aço CK45, que realiza a ligação entre o olhal do cilindro e o apoio, onde roda o sistema de alavanca e o componente cinzento produzido em K110, que faz a ligação entre o apoio de rotação e a bomba de injeção.

A bomba de injeção avança em direção à moldação sem rotação, encontrando-se montada num sistema de guiamento de duas barras, que garante não só o movimento horizontal da bomba, como também o posicionamento consistente do bico de injeção.

3.4.2 Análise de esforços do sistema de encosto

Na figura 3.2, está representado o diagrama de equilíbrio estático, que representa a relação entre a $F_{cilindro}$ e a $F_{encosto}$, esta última tem direção horizontal, já que a bomba de injeção é guiada nesta direção. Esta relação pode ser escrita através das expressões 3.1 e 3.2.

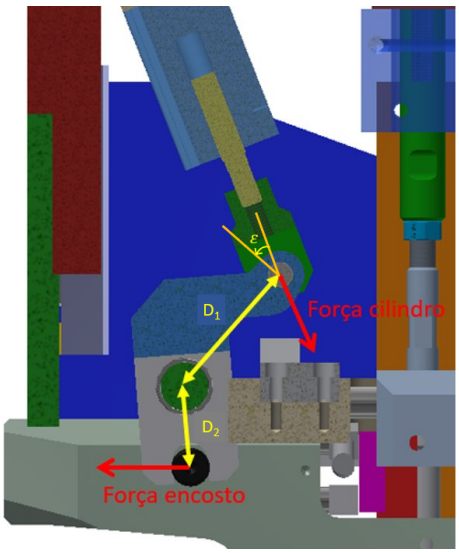


Figura 3.2: Sistema de encosto da máquina de injeção (PR Metal)

$$F_{cilindro} \cdot cos(\varepsilon) \cdot D_1 = F_{encosto} \cdot D_2 \tag{3.1}$$

$$F_{encosto} = F_{cilindro} \cdot \frac{D_1}{D_2} \cdot cos(\varepsilon) \tag{3.2}$$

Através da consulta do catálogo da (SMC, 2021) é possível obter informações importantes relativas ao atuador hidráulico utilizado (tabela 3.1), que permitem calcular a força do cilindro, através da determinação da área do êmbolo (tabela 3.2) e da pressão utilizada na alimentação do cilindro. Com recurso ao modelo 3D em *Inventor*, é possível obter ainda as distâncias mínimas, D_1 e D_2, também apresentadas na tabela 3.2.

Tabela 3.1: Especificações do cilindro de encosto

CHDKGB32-50M	
Magnético	Sim
Material	Aço
Pressão máxima	160 bar
Diâmetro cilindro	32 mm
Curso do cilindro	50 mm
Haste	Singular

Tabela 3.2: Valores para cálculo da força de encosto

Área do êmbolo	804	mm^2
D_1	92	mm
D_2	50	mm
***Epsilon* (ε)**	28	graus

Através da expressão 3.2 e dos dados obtidos na tabela 3.2 é possível traçar o gráfico que relaciona a força de encosto com a pressão disponibilizada no atuador hidráulico do sistema de encosto (figura 3.3), sendo esta relação linear.

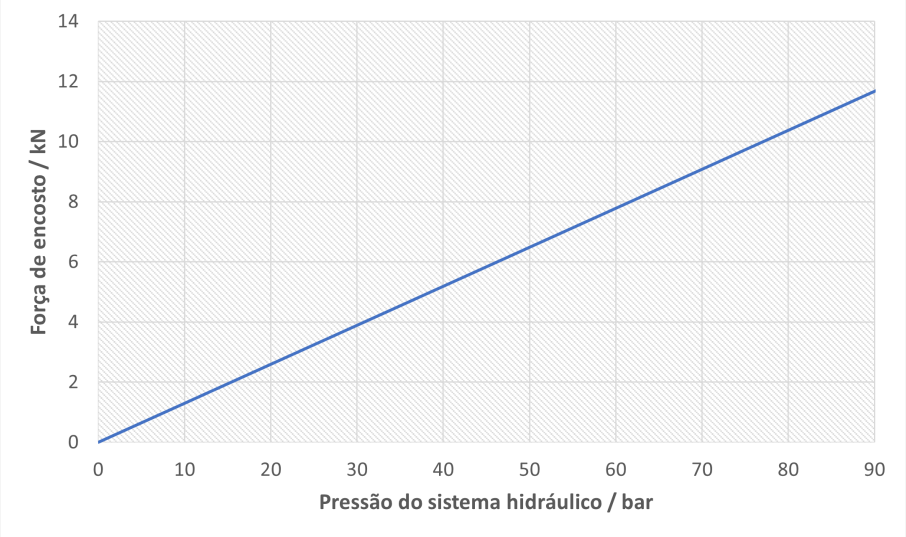


Figura 3.3: Relação força de encosto / Pressão do sistema hidráulico

De seguida, realizou-se o cálculo da força máxima exercida pelo metal líquido no bico de injeção. Para este cálculo considerou-se a fase final do enchimento, onde a pressão de metal no

bico é sensivelmente semelhante à pressão da câmara de injeção, já que a velocidade se aproxima de zero e a pressão atinge o seu valor máximo. Com recurso à figura 3.4, é possível observar a relação entre a pressão de injeção na fase final de compactação, para diferentes diâmetros do canal interno do bico, e a força exercida no bico de injeção.

Com a observação dos dados obtidos nas figuras 3.3 e 3.4, pode verificar-se que a força exercida pelo sistema alavanca (10 kN), para a pressão de 80 bar, é mais do que o suficiente para garantir a estanquidade do sistema de encosto. No entanto, a força de encosto é muito superior à força necessária ao correto posicionamento do bico de injeção (800 N).

Assim no sub-capítulo 3.5, esta força será tida em consideração, de forma a garantir que o uso excessivo de força de encosto não é nociva para o correto fecho da moldação.

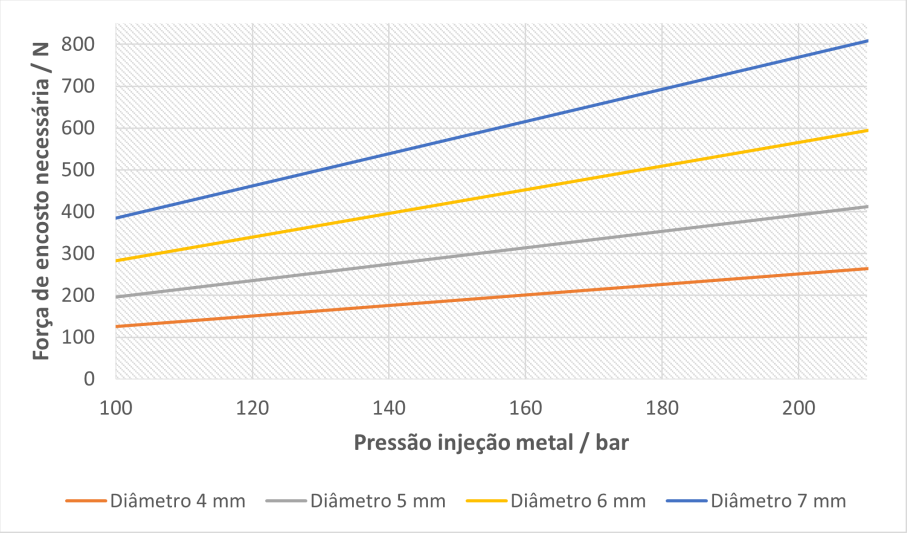


Figura 3.4: Relação força de encosto / Pressão do sistema hidráulico

3.5 Análise do sistema de fecho da moldação

3.5.1 Caracterização do sistema de fecho

O sistema de fecho é constituído por quatro sistemas em tesoura, atuados por quatro cilindros hidráulicos, que se distribuem simetricamente em torno da moldação, (figura 3.5). Estes sistemas em tesoura estão acoplados a *sliders*, conduzidos por um corpo de guiamento, bloqueados por quatro tampas. O conjunto de guiamento garante o correto posicionamento dos *sliders* em todos os instantes do processo de fecho da moldação. Por fim, os *sliders* são aparafusados, com ajuda de um guiamento por ranhura, às moldações, garantindo o seu correto posicionamento e ajuste.

Na solução construtiva atual os *sliders* horizontais guiam cada meia moldação. Os *sliders* verticais são responsáveis pelo transporte dos *interlocks*, que garantem o correto posicionamento e fecho de ambas as partes da moldação.

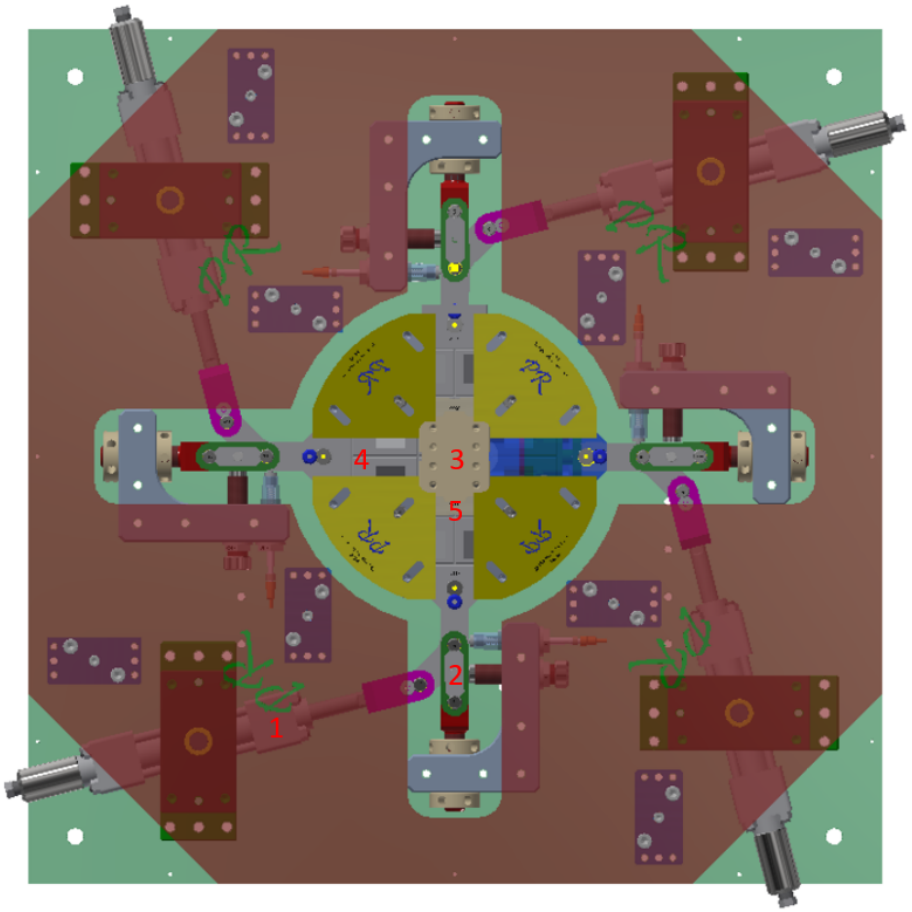


Figura 3.5: Representação do sistema de fecho da máquina ZM100: 1 - Atuador hidráulico; 2 - Sistema em tesoura; 3 - Moldação; 4 - *Slider*; 5 - *Interlock*

3.5.2 Caracterização dos componentes do sistema de fecho

O funcionamento do sistema de fecho da moldação está dependente do correto funcionamento de todos os componentes do sistema. Assim, é possível garantir que, durante a fase de injeção, o metal líquido entre correctamente na moldação, não havendo formação de rebarbas significativas ou até mesmo a perda de metal pelas extremidades da moldação. Este tipo de ocorrências são características de um sistema de fecho desalinhado ou pouco rígido, que permite a flexão elástica dos componentes.

3.5.2.1 Cilindro hidráulico

O movimento de fecho e abertura das meias moldações é realizado pelo movimento rotativo do sistema de fecho em tesoura. Este é atuado por um cilindro hidráulico, que faz a transformação de energia hidráulica em energia mecânica. Na máquina ZM100 o sistema de fecho em tesoura é acionado pelo atuador linear fabricado pela (SMC, 2021).

Por consulta do catálogo (SMC, 2021), a designação correta do atuador é *CHD2FWTC32B-60*. Este é construído em aço inoxidável, sendo capaz de trabalhar com pressões até 7 MPa. Para

além disso, o atuador apresenta um êmbolo de 32 mm e uma haste dupla de 18 mm, com um deslocamento máximo de 60 mm. Através dos cálculos efetuados com a pressão máxima e área na tabela 3.3, pode obter-se uma força máxima de 3,85 kN. O atuador apresenta ainda ligado a cada uma das pontas da haste um batente (figura 3.6), para limitar o curso do êmbolo e uma cabeça em forma de olhal (figura 3.7) que permite a ligação com o sistema em tesoura. O batente é produzido em aço 1.2080, enquanto que a cabeça em olhal é produzida em aço 1.2379.

Tabela 3.3: Cálculo da força do cilindro de fecho

Cilindro de fecho		
Diâmetro Êmbolo	32	mm
Diâmetro Haste	18	mm
Área	550	mm^2
Pressão Máxima	70	bar
Força Máxima	3847	N

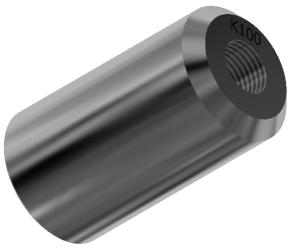


Figura 3.6: Batente do atuador hidráulico

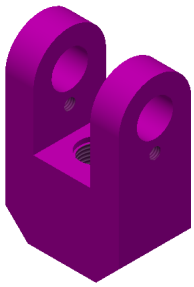


Figura 3.7: Cabeça do cilindro em olhal

3.5.2.2 Sistema de fecho em tesoura

O sistema de fecho em tesoura é correntemente utilizado nas máquinas de injeção *multi-sliders*, sendo que cada meia moldação é controlada por tesouras independentes. Estas, quando se encontram totalmente fechadas, absorvem a totalidade dos esforços compressivos gerados pelo preenchimento da cavidade da moldação por metal líquido. Segundo (Abdu et al., 2016), na última fase de enchimento, a pressão gerada na cavidade é máxima, sendo necessário projetar o sistema de fecho para os esforços desenvolvidos nesta etapa.

Na figura 3.8, está representado o sistema de fecho em tesoura. Este é constituído por diversos componentes que, ligados, realizam um movimento de rotação até à posição final, empurrando o *slider* em direção ao centro da placa de base, completando o fecho da moldação. O sistema em tesoura contém três pontos de ligação com o resto da máquina, sendo estas ligações realizadas por pinos produzidos em aço 1.2379: a primeira ligação, realizada entre o sistema de tesoura e a cabeça em olhal cilíndrico, peça a rosa, a segunda ligação com a estrutura da máquina, peça a vermelho, e a terceira com o *slider*, peça a cinzento claro.

Ainda na figura 3.8, o sistema de fecho em tesoura é constituído por um corpo a castanho, que faz a ligação entre a cabeça em olhal do cilindro e o *slider*, sendo depois ligado ao apoio fixo a vermelho, por duas peças representadas a verde. Estas são mantidas na posição correta, através de duas chapas a cinzento, que encaixam na ranhura dos pinos, sendo fixas por dois *parafusos ISO 4017 M6×12*. Todos os materiais constituintes deste sistema são produzidos em aço 1.2379.

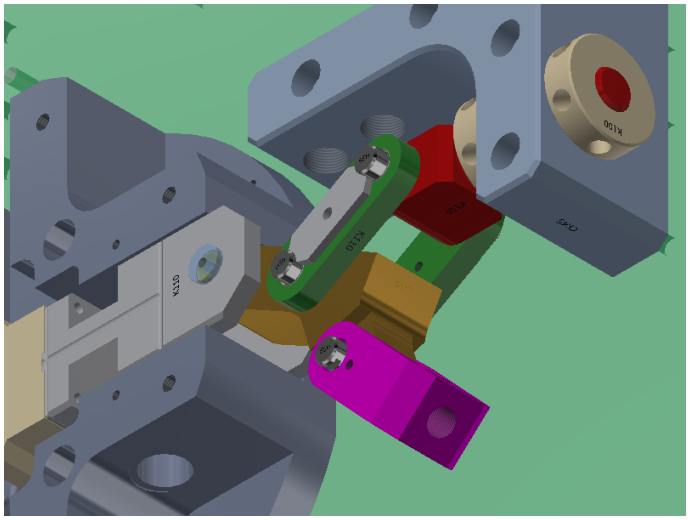


Figura 3.8: Sistema em tesoura para fecho da moldação

3.5.2.3 Sistema de guiamento

O sistema de guiamento garante que os *sliders*, durante o seu movimento de fecho, mantenham a posição, de forma a realizar o correto encaixe das duas meias moldações e ainda garantir que não existem flexões significativas.

Para que o guiamento seja corretamente efetuado é necessário recorrer a um sistema de guiamentos constituídos por dois componentes diferentes: o primeiro componente, corpo de guiamento, que pode ser observado na figura 3.9, permite que os *sliders* sofram translação na direção do centro da placa base. O segundo, tampa de guiamento, observado na figura 3.9, impede que o sistema de fecho sofra flexão perpendicular com a placa de base. Ambos são produzidos em AISI H13 temperados e nitrurados.

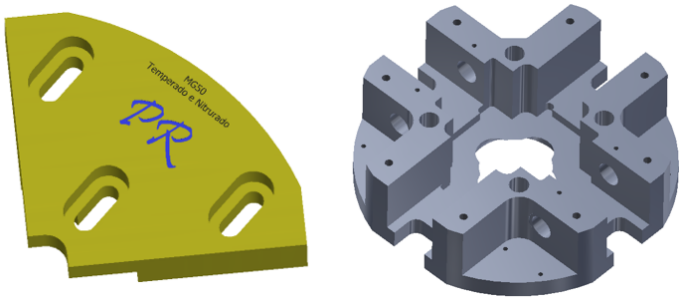


Figura 3.9: Tampa de guiamento (esq.) e corpo do guiamento (dir.)

3.5.2.4 *Sliders*

Os *sliders* (figura 3.5) são os componentes do sistema que transportam as meias moldações e os *interlocks*, garantindo um fecho e abertura de elevada precisão. Estes transmitem a força aplicada pelo metal líquido na cavidade da moldação até ao sistema de fecho em tesoura. Os *sliders* na máquina ZM100 são produzidos em aço 1.2379.

3.5.2.5 Apoios do sistema de fecho

No sistema de fecho em tesoura existem três ligações, sendo que uma delas é efetuada com a placa de base através do apoio a vermelho na figura 3.5. A peça de apoio está roscada na peça em forma de L na figura 3.5, permitindo o ajuste do curso dos *sliders*. A peça em forma de L é produzida em CK45, pois apenas tem função estrutural, não sendo necessário nenhuma propriedade especial. A parte roscada na peça de apoio a vermelho permite que a sua posição seja alterada. Isto permite variar o curso dos *sliders*, possibilitando a utilização de diferentes tipos de moldações e *interlocks*, assim como a distância de abertura. Este tipo de mecanismo torna o sistema de fecho em tesoura da máquina ZM100 extremamente versátil.

3.5.3 Análise cinemática do sistema de fecho

O sistema em tesoura, que realiza o movimento da meia moldação até à sua posição de fecho, é atuado pelo cilindro hidráulico caraterizado na tabela 3.3. A representação cinemática do sistema de fecho está representada na figura 3.10. Esta vai permitir compreender em maior detalhe a relação de posição entre os diferentes componentes do sistema e o avanço e rotação do atuador hidráulico de fecho.

Através da utilização da ferramenta de modelação 3D, *Inventor*, é possível a determinação das distâncias fixas $\overline{AB}$, $\overline{AC}$, $\overline{BC}$, $\overline{OB}$ e $\overline{OD}$, assim como do ângulo fixo alpha (α) (tabela 3.4).

As relações trigonométricas existentes entre os diversos componentes do sistema permitem relacionar, através das expressões 3.3 e 3.4, os ângulos γ e θ, com o avanço do atuador hidráulico, representado pelo vetor $\overrightarrow{DC}$.

$$\overline{OB} \cdot sin(\theta) = \overline{AB} \cdot sin(\gamma)$$

$$\gamma = arcsin\left(\frac{\overline{OB}}{\overline{AB}} \cdot sin(\theta)\right) \tag{3.3}$$

$$\overrightarrow{OA} = \begin{Bmatrix} \overline{AB} \cdot cos(\gamma) + \overline{OB} \cdot cos(\theta) \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

$$\overrightarrow{OB} = \begin{Bmatrix} \overline{OB} \cdot cos(\theta) \\ \overline{OB} \cdot sin(\theta) \\ 0 \end{Bmatrix}$$

$$\overrightarrow{AC} = \begin{Bmatrix} -\overline{AC} \cdot cos(\alpha+\gamma) \\ \overline{AC} \cdot sin(\alpha+\gamma) \\ 0 \end{Bmatrix}$$

$$\overrightarrow{OC} = \overrightarrow{OA} + \overrightarrow{AC} = \begin{Bmatrix} \overline{AB} \cdot cos(\gamma) + \overline{OB} \cdot cos(\theta) - \overline{AC} \cdot cos(\alpha+\gamma) \\ \overline{AC} \cdot sin(\alpha+\gamma) \\ 0 \end{Bmatrix}$$

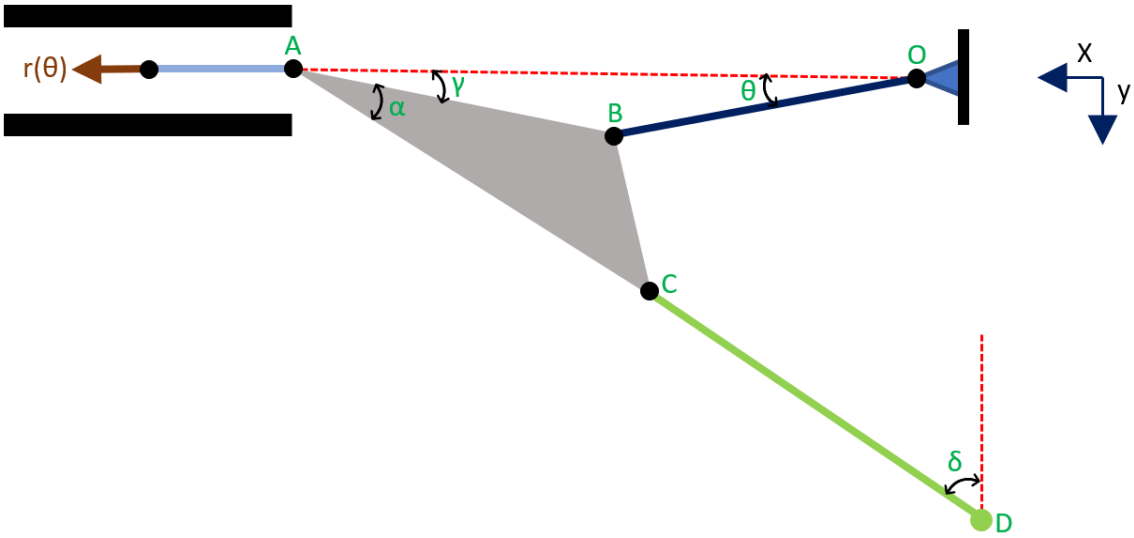


Figura 3.10: Representação cinemática do sistema de fecho

Assim, através da expressão 3.4, é possível calcular o curso do cilindro hidráulico, representado pela norma do vetor $\overrightarrow{DC}$ subtraída ao comprimento do cilindro na sua posição mais recuada.

$$\overrightarrow{DC} = \overrightarrow{DO} + \overrightarrow{OC} = \begin{Bmatrix} \overline{DO^x} + \overline{AB} \cdot cos\gamma + \overline{OB} \cdot cos\theta - \overline{AC} \cdot cos(\alpha+\gamma) \\ -\overline{DO^y} + \overline{AC} \cdot sin(\alpha+\gamma) \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{3.4}$$

Para além disso, através da expressão 3.5 é possível determinar a rotação do cilindro durante o movimento de fecho, δ.

$$\delta = arctan\left(\frac{\overline{DC^x}}{\overline{DC^y}}\right) \tag{3.5}$$

Tabela 3.4: Parametrização do sistema de fecho

$\overline{AB}$	60	mm
$\overline{AC}$	108	mm
$\overline{BC}$	56	mm
$\overline{OB}$	60	mm
$\overline{DO^x}$	42	mm
$\overline{DO^y}$	270	mm
α	0,34	rad

Após a definição das relações trigonométricas entre os diversos ângulos e vetores participantes no movimento de fecho e abertura da moldação, é possível determinar, com recurso ao *Excel*, a relação entre o avanço do atuador hidráulico e o avanço da meia moldação (figura 3.11).

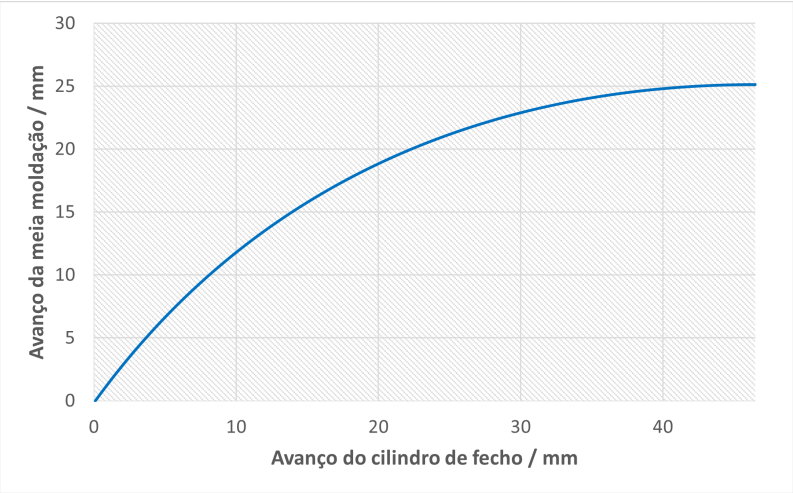


Figura 3.11: Relação avanço do atuador hidráulico de fecho / Avanço da meia moldação

A relação entre o ângulo do cilindro de fecho (δ) e o ângulo do sistema de fecho em tesoura (θ) está representada na figura 3.12.

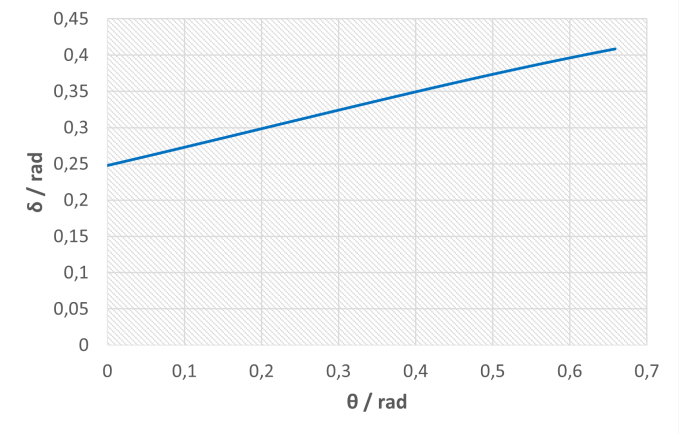


Figura 3.12: Relação θ / δ

Com a determinação do comprimento mínimo de $\overline{OA}$, r_0, aproximadamente 95 mm, através do *Inventor*, foi possível com a expressão 3.6 obter a função de deslocamento da moldação em relação ao ponto O e ao ângulo θ, representada na figura 3.13.

$$r(\theta) = \begin{Bmatrix} r_0 + \overline{AB} \cdot cos(\gamma) + \overline{OB} \cdot cos(\theta) \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{3.6}$$

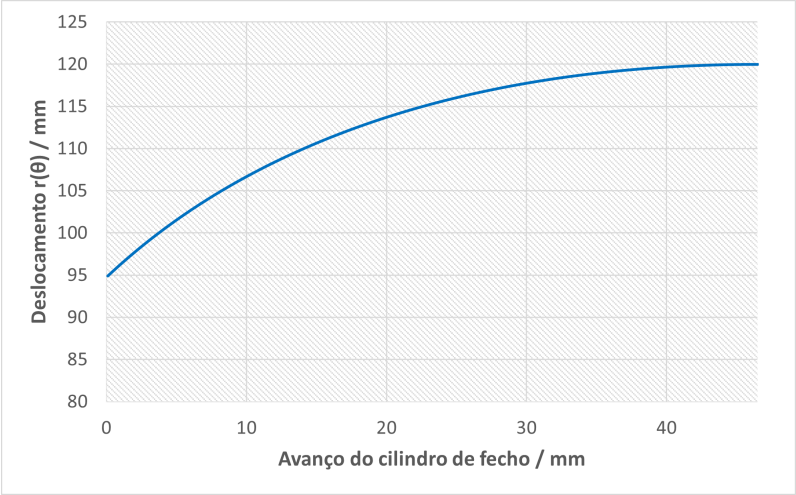


Figura 3.13: Relação r(θ) / Avanço cilindro de fecho

3.5.4 Análise de esforços do sistema de fecho

Na análise dos esforços aplicados no sistema em tesoura e no sistema *sliders* e moldação, serão feitos diagramas de corpo livre, de forma a conhecer as diferentes componentes de forças, reações e pressões existentes nos pontos e áreas de maior interesse.

3.5.4.1 Análise de esforços no sistema em tesoura

O cálculo da força de fecho da máquina ZM100, através de elementos finitos, necessita da determinação analítica da relação entre a força do atuador hidráulico de fecho, F_C, e a força de avanço disponibilizada pelo sistema em tesoura, F_A^x, através dos diagramas de corpo livre representados nas figuras 3.14 e 3.15.

Para que a determinação de F_A^x seja possível é necessário fazer dois equilíbrios de forças e dois equilíbrios de momentos, no ponto O (figura 3.14) e no ponto B (figura 3.15), representados pelas expressões de equilíbrio 3.7 e 3.8, respetivamente. Em primeiro lugar, é necessário determinar F_A^y (expressão 3.9), que permitirá calcular a força de reação em y no apoio O, R_O^y (expressão 3.10). Com a determinação de R_O^y e com o equilíbrio de momentos no ponto B (expressão 3.8) é possível determinar a componente R_O^x (expressão 3.11).

Finalmente, é determinada a relação entre a força de fecho, F_A^x, e as componentes R_O^x e F_C^x, através da expressão 3.12. As componentes F_C^x e F_C^y representam a força do atuador hidráulico de fecho, estando dependentes do ângulo de fecho do sistema em tesoura, θ.

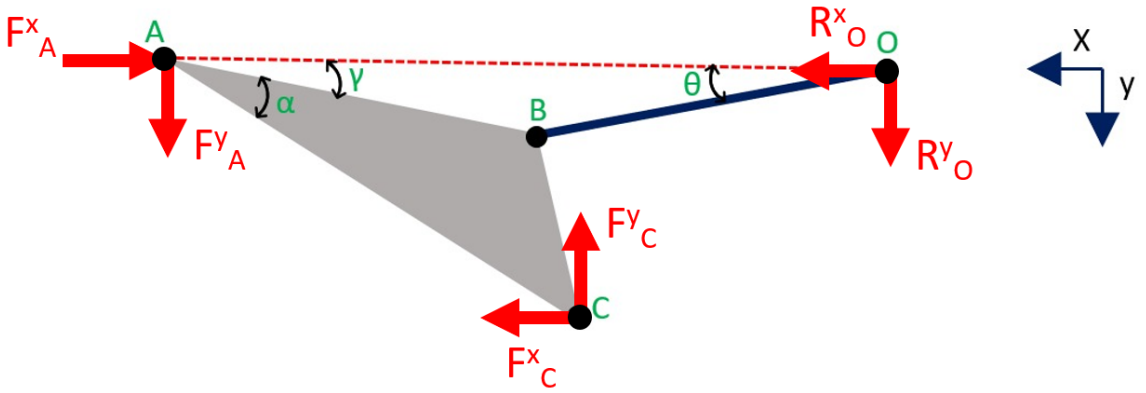


Figura 3.14: Diagrama de corpo livre do sistema em tesoura

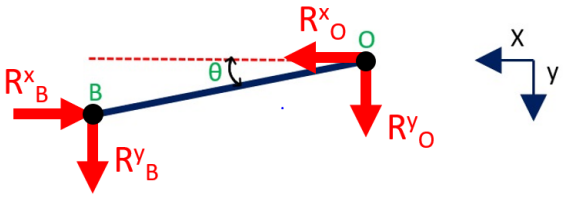


Figura 3.15: Secção do diagrama de corpo livre do sistema em tesoura

$$\begin{cases} R_O^x - F_A^x + F_C^x = 0 \\ R_O^y + F_A^y - F_C^y = 0 \\ \overline{OA} \cdot F_A^y - \overline{OC^x} \cdot F_C^y - \overline{OC^y} \cdot F_C^x = 0 \end{cases} \tag{3.7}$$

$$\overline{OB^y} \cdot R_O^x = \overline{OB^x} \cdot R_O^y \tag{3.8}$$

$$F_A^y = \frac{\overline{OC^x} \cdot F_C^y + \overline{OC^y} \cdot F_C^x}{\overline{OA}} \tag{3.9}$$

$$R_O^y = F_C^y - F_A^y \tag{3.10}$$

$$R_O^x = \frac{\overline{OB^x} \cdot R_O^y}{\overline{OB^y}} \tag{3.11}$$

$$F_A^x = R_O^x + F_C^x \tag{3.12}$$

A análise das forças do sistema em tesoura permite traçar um gráfico que relaciona a força de fecho, F_A^x, com o fecho do sistema, representado pelo ângulo θ. Neste gráfico (figura 3.16)

conclui-se que, nos sistemas em tesoura, a força de fecho tende para infinito, quando o ângulo de fecho (θ) se aproxima de um valor nulo. A partir destes dados, é possível afirmar que o limite de força de fecho está apenas dependente da opção construtiva utilizada, como os materiais e geometrias dos diversos componentes, já que o sistema em tesoura absorve todos os esforços derivados da injeção, não sendo o cilindro de fecho o fator limitante.

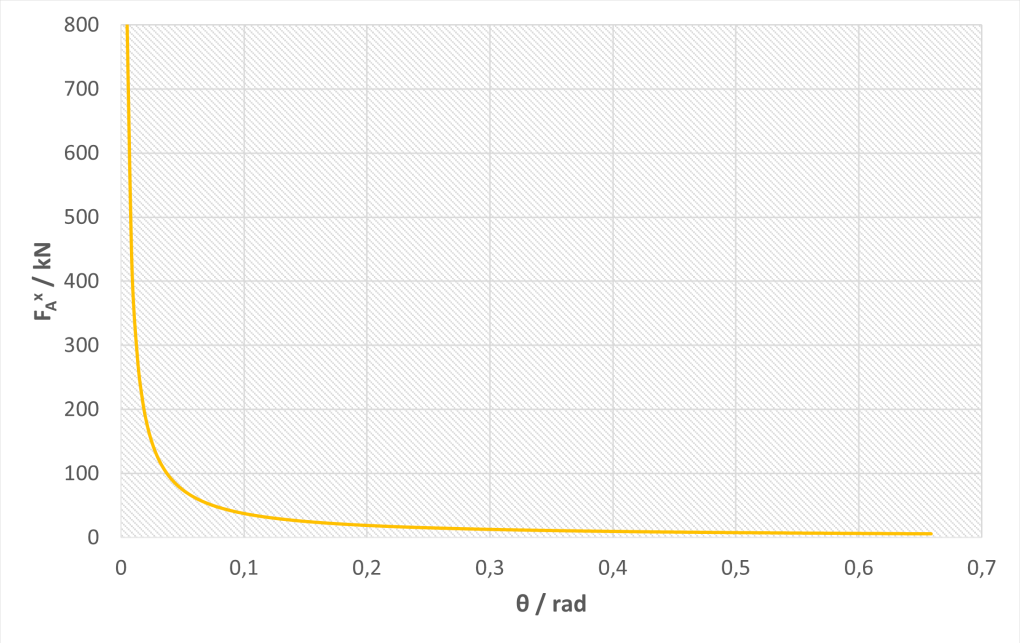


Figura 3.16: Relação entre a força de fecho e a posição do sistema em tesoura

3.5.4.2 Análise de esforços no sistema *slider* e meia moldação

A análise de esforços realizada anteriormente proporciona uma compreensão detalhada do comportamento das forças de fecho no sistema em tesoura, sendo possível concluir que os seus componentes absorvem todos os esforços transmitidos através do pino de ligação com o *slider*.

Na configuração atual de duas meias moldações existe a possibilidade de implementação de dois componentes, designados por *interlocks*, que ajudam a absorver os esforços derivados da injeção e garantem o correto posicionamento das meias moldações. No entanto, na configuração geométrica atual, a sua utilização não é possível, já que as meias moldações têm um atravancamento elevado, não permitindo o encaixe dos *interlocks* no centro do corpo de guiamento.

Desta forma, a ZM100, para a moldação atual, está preparada para trabalhar com apenas duas meias moldações e sem a possibilidade de implementação de *interlocks*, o que diminui a capacidade de absorção dos esforços de injeção, pela parte do sistema em tesoura. Assim a análise analítica de esforços do sistema *slider* mais moldação será separada em dois estudos diferentes.

- Análise dos esforços sem *interlocks*;
- Análise dos esforços com *interlocks*.

Esta análise tem uma grande importância no estudo e na parametrização do sistema de fecho, já que as forças determinadas irão servir de variáveis de entrada para a simulação numérica, realizada no sub-capítulo 3.5.5.

3.5.4.3 Análise dos esforços sem *interlocks*

Esta opção construtiva, sem a utilização de *interlocks* permite a utilização de moldações com um máximo de quatro movimentos; no entanto na configuração atual apenas são utilizados dois movimentos, já que a peça não requer mais. Estas são mantidas na sua posição de fecho apenas através da atuação do sistema em tesoura, que absorve todos os esforços resultantes do processo de injeção.

Através do diagrama de esforços representado na figura 3.17, verifica-se que o sistema *slider* mais meia moldação é solicitado por duas forças distintas: a primeira força, $F_{Injecao}$, resulta da pressão gerada pelo metal líquido na área projetada da cavidade, e a segunda por uma força, $F_{Encosto}$, resultante do encosto do bico de injeção na moldação. O sistema em tesoura tem como função garantir, com ajuda do sistema de guiamento, o correto posicionamento das duas meias moldações.

Devido à pressão de injeção e força de encosto, a moldação sofre deslocamento em todas as direções. Os esforços gerados são absorvidos quer pelas componentes de F_A, ligação entre o *slider* e o sistema em tesoura realizada por um pino e casquilhos, quer pela força de guiamento, $F_{Guiamento}$, resultante do guiamento do corpo e tampa de guiamento (figura 3.9).

Existe ainda a força de atrito, F_{Atrito} entre o *slider* e as paredes do guiamento, no entanto, terá uma influência reduzida comparativamente com as outras forças.

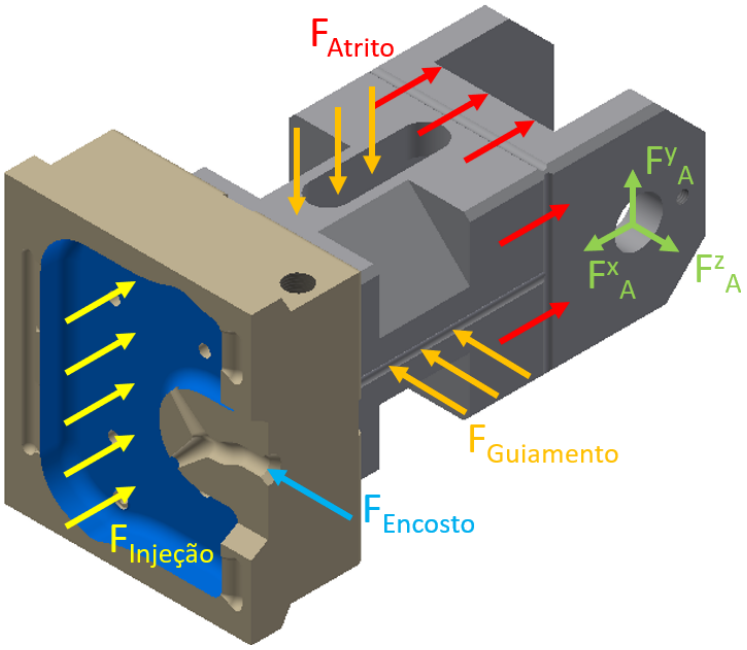


Figura 3.17: Sistema *slider* e meia moldação sem *interlocks*

3.5.4.4 Análise dos esforços com *interlocks*

Nesta opção construtiva (figura 3.18), são utilizadas duas meias moldações, mantidas na posição de fecho através da atuação de dois *interlocks* colocados na parte de cima e de baixo da moldação, garantindo o seu correto posicionamento e fecho.

No caso específico desta disposição, o componente que absorve maior parte dos esforços em x é o *interlock*, sendo representado pelas componentes x,y e z de F_I, o que levará os esforços em F_A a diminuírem bastante. A diminuição dos esforços também se verificará no guiamento, $F_{Guiamento}$, já que a presença de *interlocks* diminuirá a rotação da moldação e o seu deslocamento no eixo z. De resto o diagrama de esforço mantém-se relativamente semelhante, sendo possível deduzir por uma análise visual que a força de fecho limite vai aumentar substancialmente; no entanto, perde-se a capacidade de injetar peças mais complexas, devido à impossibilidade de utilização de mais de duas meias moldações.

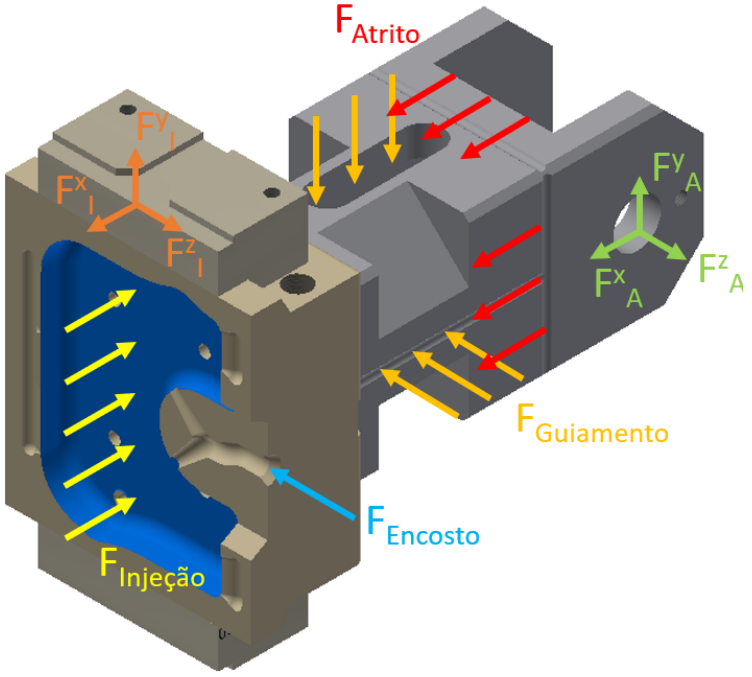


Figura 3.18: Sistema *slider* e meia moldação com *interlocks*

3.5.5 Análise numérica do sistema de fecho da moldação

A análise do sistema de fecho é um problema complexo, pois a existência de pressões e esforços elevados vai provocar a deformação elástica dos componentes, a qual vai influenciar de forma negativa a qualidade das peças finais. Estas deformações vão provocar descargas de esforços, difíceis de identificar e calcular analiticamente, sendo por isso importante a utilização métodos de análise numérica. A correta determinação dos esforços de cada componente do sistema em tesoura e do sistema *slider* mais meia moldação é muito importante, pois vai permitir a verificação e

eventual modificação do dimensionamento dos componentes, aumentando o seu tempo de serviço e reduzindo o risco de deslocamento excessivo.

Para todas as simulações numéricas realizadas ao longo desta dissertação serão utilizados elementos de malha tetraédricos, já que as geometrias são muito complexas, não sendo viável a utilização de elementos hexagonais. O elemento escolhido para as simulações numéricas em *Abaqus CAE* será tetraédrico com ordem de geometria linear e um ponto de integração, designado de C3D4.

3.5.5.1 Componentes em análise

Para facilitar a análise numérica do sistema constituído pela meia moldação, *slider* e pino, foi necessário realizar diversas simplificações, de forma a conseguir obter malhas mais uniformes. Primeiramente, a moldação foi totalmente redesenhada, conseguindo-se assim, sem alterar os aspetos fundamentais da sua geometria, simplificar a malha, retirando pormenores irrelevantes ao comportamento mecânico da moldação. A mesma metodologia foi tida em conta para a simplificação do *slider*. Para o componente pino mais casquilhos, estes foram transformados em apenas um pino, simplificando muito a simulação, sem que os resultados sejam afetados. Os desenhos técnicos dos componentes referidos acima encontram-se no anexo C.

Na moldação existem dois esforços que devem ser tidos em conta:

- Pressão de injeção;
- Força de encosto do bico de injeção.

A pressão máxima possível de injetar com o êmbolo de 44,4 mm é de 17,1 MPa; no entanto, como a área projetada foi alterada, de forma a simplificar a moldação, é necessário proceder à adaptação da pressão, passando esta a ser de 19,4 MPa. A força máxima obtida durante o processo de injeção é de 84 kN.

A força do bico foi calculada no sub-capítulo 3.4.2, para uma pressão do sistema hidráulico de 80 bar, sendo esta força dividida a metade, 5000 N, já que se está a simular meia moldação.

O componente *slider* (sistema de eixos figura 3.19) deve ser bloqueado nas direções x e z , de forma a simular a atuação do guiamento no sistema. O pino (sistema de eixos figura 3.19) terá a sua secção central bloqueada em x, y e z, simulando a ligação com o sistema em tesoura, enquanto que as superfícies de contacto com o *slider* apresentaram um coeficiente de atrito de 0,74 (valor típico de coeficiente de atrito estático aço-aço).

3.5.5.2 Estudo de convergência de malha do sistema *slider* e meia moldação

A correta determinação dos resultados obtidos na simulação do conjunto necessita da realização do estudo de convergência de malha. Este estudo permite determinar qual a refinação necessária para a malha, garantindo que os resultados convergem para um valor, deixando o resultado final de ser dependente do grau de refinamento da malha dos diversos componentes.

Para observar a convergência dos valores relativamente ao número de nós, é necessário realizar diversas iterações. Para esta análise em específico, o parâmetro utilizado para controlo da malha foi o deslocamento máximo da meia moldação. Na figura 3.20, é possível observar a evolução do deslocamento máximo da meia moldação para diferentes graus de refinamento da malha, tendendo o valor final para 0,05 mm (figura 3.19). Este valor final implica que a moldação, não tendo em consideração a deformação do sistema em tesoura, apresente uma abertura na superfície de contacto das meias moldações de 0,1 mm.

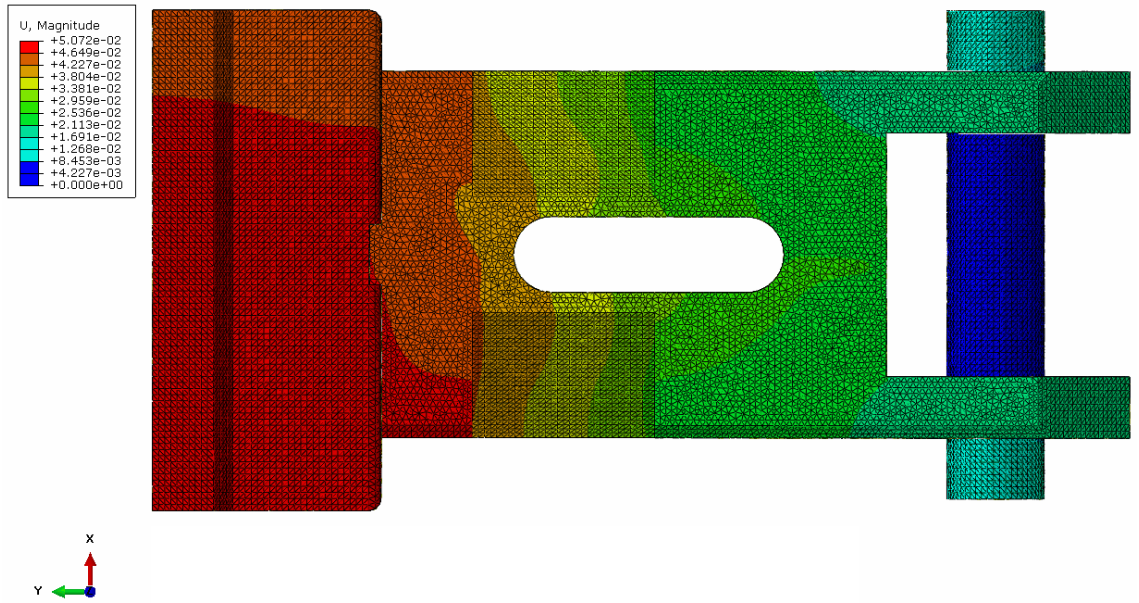


Figura 3.19: Análise numérica do deslocamento da moldação (C3D4)

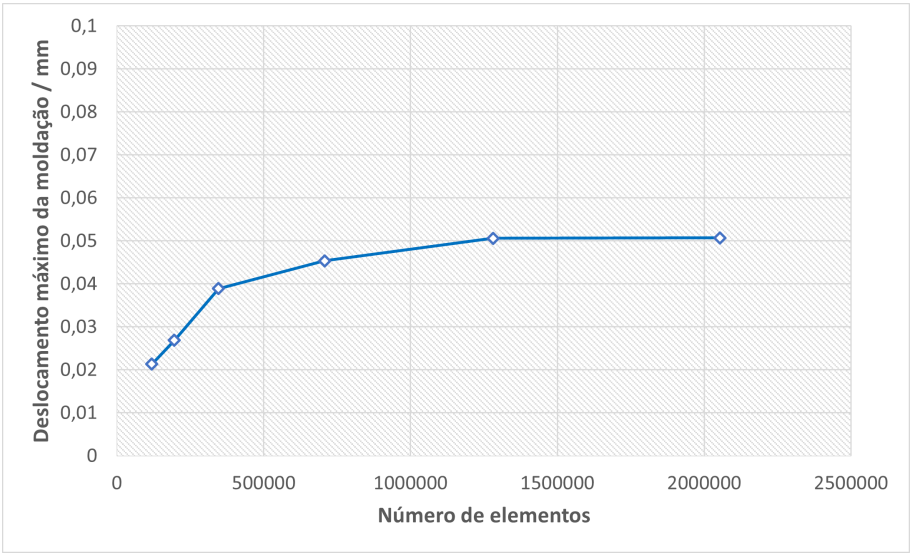


Figura 3.20: Análise de convergência da malha do *slider* mais meia moldação (C3D4)

3.5.5.3 Estudo de convergência de malha do sistema em tesoura

A análise de convergência do sistema em tesoura (figura 3.21) pode ser consultada na figura 3.22. Após diversas iterações do grau de refinação da malha é obtido um valor máximo de deslocamento de 0,0336 mm. Desta forma, é correto afirmar que o deslocamento máximo da meia moldação será a soma de ambos os deslocamento obtidos, logo 0,0836 mm, o que equivale a uma abertura máxima da moldação de 0,1672 mm. Este valor é suficiente para criar rebarbas excessivas na peça final e ainda possibilitar a saída de metal líquido para o exterior.

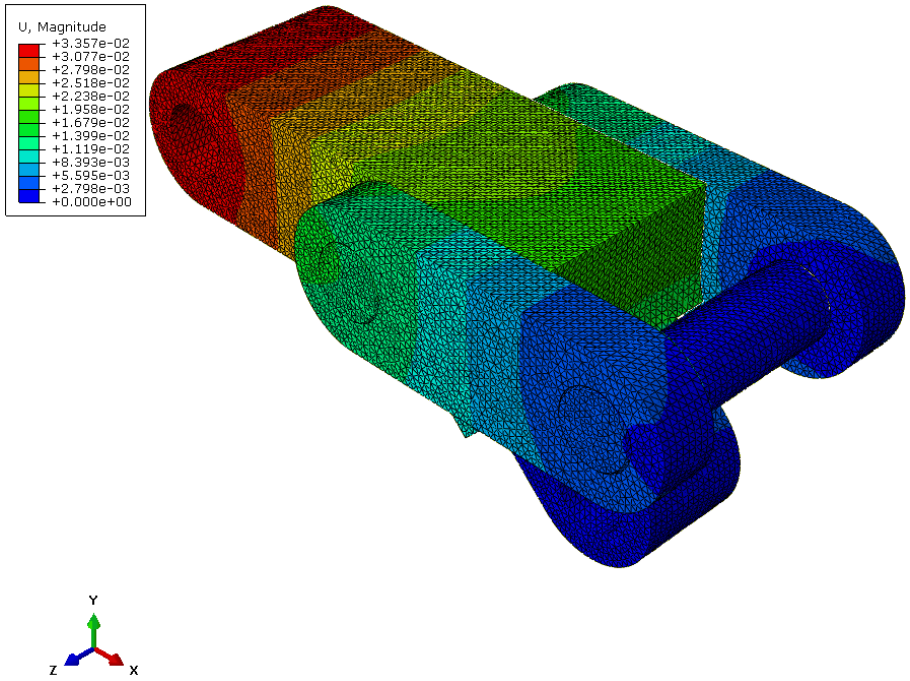


Figura 3.21: Simulação numérica do sistema em tesoura (C3D4)



Figura 3.22: Análise de convergência da malha do sistema em tesoura (C3D4)

3.5.6 Identificação dos problemas encontrados no sistema de fecho

Através da análise visual e numérica do equipamento existente para a injeção da peça *Masslock* (moldação representada nas figuras 3.17 e 3.18) e das informações obtidas através dos engenheiros e operários do Grupo PR, foi possível identificar três problemas principais, que impediam o bom funcionamento do sistema de fecho:

- Incapacidade da moldação se manter fechada durante o processo de injeção;
- Incorreto dimensionamento e escolha dos casquilhos dos pinos de ligação;
- Falta de espaço para utilização de uma moldação com o atravancamento necessário à correta refrigeração do molde e para a utilização de *interlocks*;
- Incorreto dimensionamento dos *sliders* utilizado numa das peças existentes na empresa.

3.5.6.1 Deformação excessiva do sistema de fecho

Na última etapa da injeção, tanto a meia moldação como o sistema de fecho são solicitados por uma pressão máxima de injeção e força de encosto do bico de injeção. Estes esforços provocam a deformação elástica dos componentes meia moldação, *slider* e sistema em tesoura, principalmente na direção y, o que promove o afastamento das duas meias moldações em cerca de 0,1672 mm. Esta abertura da moldação vai permitir que o *zamak* 5 escape da cavidade, provocando rebarbas excessivas ou até mesmo a saída de material para o exterior.

Na figura 3.23, está representada a comparação entre a zona de ligação do *slider* com o sistema em tesoura. Esta comparação permite concluir que o pino de ligação sofre flexão durante o processo de injeção, deformando a camada externa metálica do casquilho de ligação. O deslocamento do pino, apesar de mais evidente na fotografia do equipamento, pode ser observada pela zona a vermelho na zona inferior do pino de ligação.

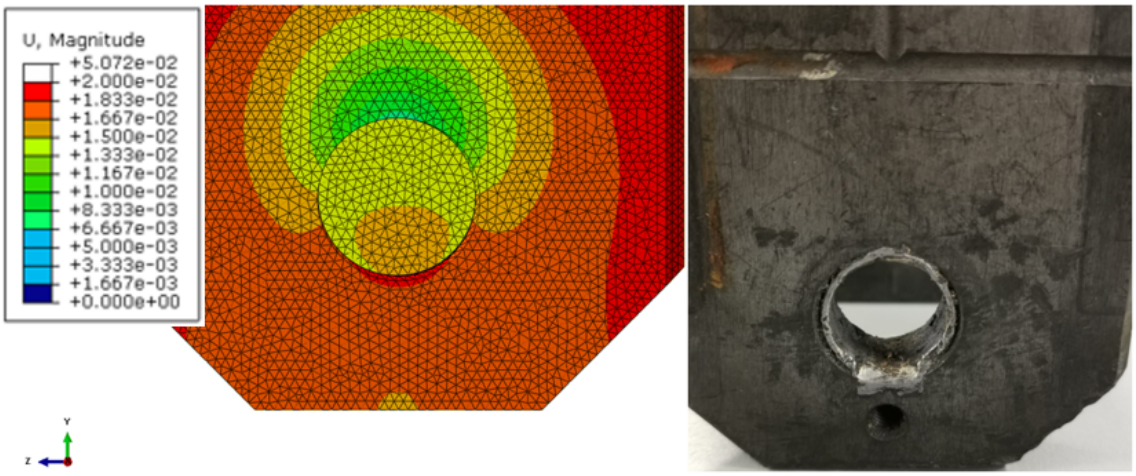


Figura 3.23: Comparação entre deslocamentos calculados por simulação numérica (C3D4) (esq.) e componente danificado (dir.)

3.5.6.2 Incorreto dimensionamento dos casquilhos

O segundo problema criado, que irá aumentar os valores do deslocamento máximo da moldação durante a injeção, é o esmagamento dos casquilhos que rodeiam os pinos que servem de ligação entre os diversos componentes do sistema de fecho. Como o sistema de fecho apresenta uma configuração em tesoura, todos os esforços provenientes do processo resultam na deformação elástica dos diversos componentes do sistema, como pode ser observado na figura 3.16. Assim, os componentes de ligação absorvem a grande maioria dos esforços, principalmente os casquilhos de ligação entre o *slider* e o sistema em tesoura.

O efeito de esmagamento dos casquilhos tipo PAP P10, constituídos por um corpo metálico coberto interiormente por uma camada de teflon, estanho e chumbo, representados no anexo C, pode ser observado através de uma análise visual dos componentes (figura 3.23) e da sua medição. Na figura 3.23, podemos observar, quer pela imagem real, quer pela simulação numérica, que o pino de ligação sofre deslocamento excessivo na face exterior do *slider*. O esmagamento do casquilho pelo efeito do deslocamento do pino de ligação é suficiente para deformar o corpo metálico do casquilho, enquanto que as tensões desenvolvidas durante a injeção promovem o desaparecimento da camada interior do casquilho, já que apenas estão aptas a tolerar tensões inferiores a 14 MPa (anexo C).

Para comprovar o sub-dimensionamento dos casquilhos, serão realizados dois estudo diferentes. O primeiro, através da teoria de *Hertz* para um contacto linear, permite determinar, para as condições de funcionamento da máquina ZM100, a pressão máxima desenvolvida no interior dos casquilhos de ligação (expressão 3.13).

$$p_{max} = \sqrt{\frac{F \cdot E^*}{\pi \cdot L} \cdot \left(\frac{1}{d_1} + \frac{1}{-d_2} \right)} \tag{3.13}$$

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1-\upsilon_1^2}{E_1} + \frac{1-\upsilon_2^2}{E_2} \right) \tag{3.14}$$

A força total desenvolvida durante o processo de injeção, 84 kN, é totalmente descarregada nos casquilhos de ligação, devido à ausência de *interlocks*. Como a ligação entre o *slider* e o sistema em tesoura é feito por dois casquilhos, a força radial aplicada em cada casquilho, F, é de 42 kN. Na figura 3.24, representado pelo número 1, temos o veio com diâmetro nominal de 14 mm e uma tolerância 14f7 (anexo C). Este é fabricado em aço 1.2379, pelo que apresenta um módulo de *Young* (E_1) de 210 GPa e um coeficiente de *Poisson* (υ_1) de 0,29. O número 2 representa o casquilho, com diâmetro nominal interior de 14 mm e tolerância H7 e um comprimento (L) de 10 mm. Este é fabricado em aço com um revestimento interior de teflon, estanho e chumbo, pelo que apresenta um módulo de *Young* (E_2) de 0,4 GPa e um coeficiente de *Poisson* (υ_2) de 0,45. Através da expressão 3.14, é possível calcular um valor de E^* de 10^9 Pa. As tolerâncias escolhidas para o diâmetro do veio e diâmetro interno do casquilho permitem determinar o diâmetro interno máximo do casquilho (d_2) e o diâmetro mínimo do veio (d_1), esta será a situação que causa maior pressão de contacto. Os valores de d_1 e d_2 são determinados na tabela 3.5.

Através da substituição dos valores obtidos anteriormente na expressão 3.13, é possível efetuar o cálculo da pressão máxima obtida no contacto entre o veio e casquilho, aquando da aplicação da força gerada no processo de injeção (expressão 3.15).

$$p_{max} = \sqrt{\frac{42000 \cdot 10^9}{\pi \cdot 10 \cdot 0,01} \cdot \left(\frac{1}{0,013966} + \frac{1}{-0,014018} \right)} = 18843967Pa = 18,84\,MPa \qquad (3.15)$$

Tabela 3.5: Determinação de d_1 e d_2

	Diâmetro Nominal [mm]	**Tolerância**	**Diâmetro [mm]**	**d_i [mm]**
Veio (i=1)	14	f7	$14^{-0,016}_{-0,034}$	13,966
Casquilho (i=2)	14	H7	$14^{+0,018}_{-0,000}$	14,018

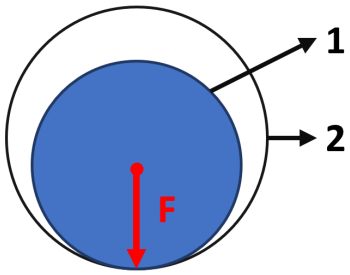


Figura 3.24: Representação do encaixe veio / casquilho

Pela verificação feita neste sub-capítulo é obtida uma pressão máxima de contacto de 18,84 MPa. Este valor encontra-se acima do valor máximo recomendado de 14 MPa, sendo válido considerar este tipo de casquilho inadequado a esta aplicação.

O segundo estudo, é baseado numa análise prática, através da medição das folgas verificadas no equipamento. Segundo (Morais, 2006), para um diâmetro de 14 mm a tolerância utilizada neste tipo de ligações, H7/f7, deveria apresentar uma folga máxima (expressão 3.16), de 0,052 mm.

$$F_{max} = ES - ei = 0,018 - (-0,034) = 0,052\,mm \qquad (3.16)$$

ES: Desvio superior do furo

ei: Desvio inferior do veio

No entanto, com o recurso a um micrómetro, foi possível medir o diâmetro exterior do pino e o diâmetro interior do casquilho, apresentando uma folga de 0,5 mm. Este valor é muito superior ao esperado, sendo assim válido considerar que o valor da pressão de contacto recomendado pelo fabricante não foi respeitado.

3.5.6.3 Incorreto dimensionamento da zona central do corpo de guiamento

O terceiro problema identificado relaciona-se com a impossibilidade de utilização dos *interlocks*, que garantem o correto posicionamento e fecho da moldação. Esta impossibilidade advém do facto de que, quando a ZM100 foi projetada, não existiu a preocupação de garantir que a zona central do guiamento, representada na figura 3.9, teria a dimensão necessária à utilização da moldação representadas nas figuras 3.17 e 3.18. Assim, a ausência de *interlocks* irá aumentar os esforços transmitidos para o sistema em tesoura, prejudicando indevidamente o tempo de vida dos seus componentes, em particular os casquilhos. No sub-capítulo 3.5.7, a influência dos *interlocks* será estudada, assim como a sua importância no funcionamento do sistema de fecho.

3.5.6.4 Incorreto dimensionamento do *slider*

Apesar das análises deste capítulo se focarem no sistema de fecho e moldação utilizado na injeção da peça *Masslock* (figura 3.36), existem ainda alguns componentes utilizados na injeção de outra peça da empresa (figura 4.3). Assim sendo, o último problema encontrado no sistema de fecho foi o incorreto dimensionamento do *slider* utilizado na injeção da porca da *Yammi*, já que este, ao contrário do *slider* utilizado na peça *Masslock*, foi maquinado excessivamente de forma a conseguir encaixar o extrator, que necessita de uma maior área de extração.

A abertura excessiva da zona central do *slider*, diminuiu a espessura da parede lateral. O deslocamento excessivo da moldação e do *slider*, cria um desalinhamento em relação à placa de extratores, criando esforços na direção da superfície de contacto. Este contacto provoca o desgaste acelerado da superfície do *slider*, acabando por a danificar e perfurar (figura 3.25).

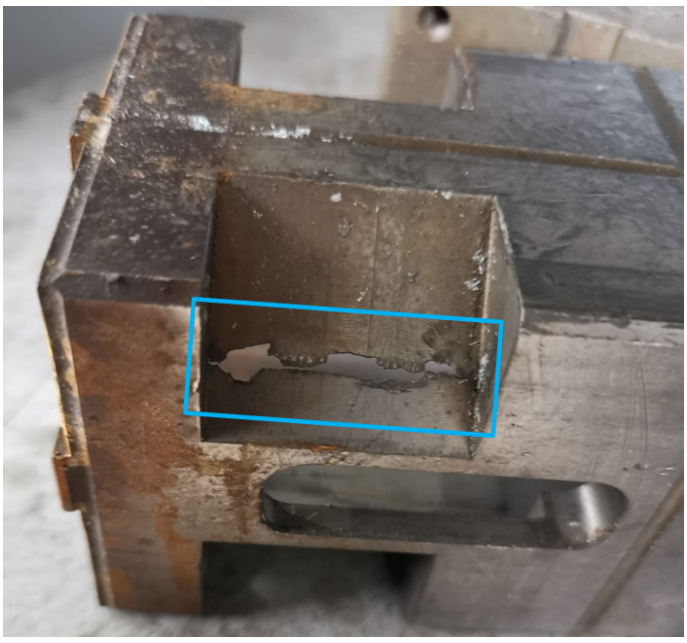


Figura 3.25: Danificação da superfície do *slider*

Com base nas conclusões retiradas da análise dos problemas encontrados, será possível, no capítulo 5, reprojetar o sistema de fecho, garantindo que os problemas existentes são corrigidos, assim como são implementadas opções construtivas mais otimizadas, que aumentem o tempo de vida, a qualidade e a sustentabilidade económica do equipamento.

3.5.7 Influência da utilização de *interlocks*

Nas máquinas *multi-sliders* de injeção de *zamak* 5, no caso da injeção de peças com elevada área projetada, podem ser utilizados dois *interlocks*, que garantem o fecho de ambas as partes da moldação. Esta opção não permite a utilização de mais do que duas partes de moldações, no entanto, continua a permitir a utilização de insertos que podem ser acoplados aos *interlocks*.

Com recurso a análise de elementos finitos, foi possível fazer um estudo de convergência para a malha do sistema de fecho com *interlocks*, representado na figura 3.26.

Desta análise, representada na figura 3.27, é possível verificar que os *interlocks* influenciam de forma positiva o deslocamento máximo da moldação, diminuindo-o para aproximadamente metade, 0,025 mm. Os valores reais de deslocamento máximo serão superiores aos obtidos na simulação, já que esta foi simplificada, de forma a possibilitar a sua resolução por métodos numéricos e permitir a comparação com a simulação realizada no sub-capítulo 3.5.5.2.

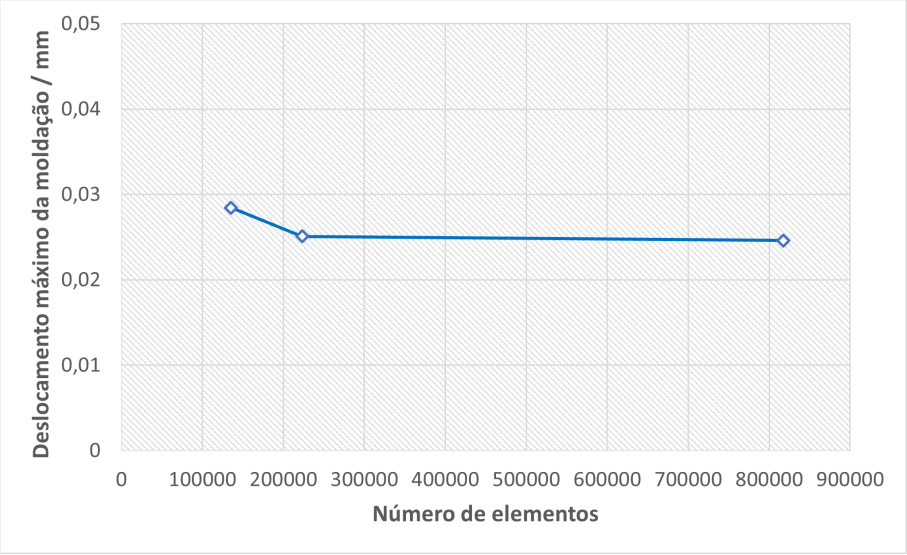


Figura 3.26: Análise de convergência da malha com *interlock* (C3D4)

É também possível verificar que os pontos de deslocamento máximo passaram para o interior da moldação, em vez de se localizarem nas paredes de contacto como acontecia na ausência de *interlocks*.

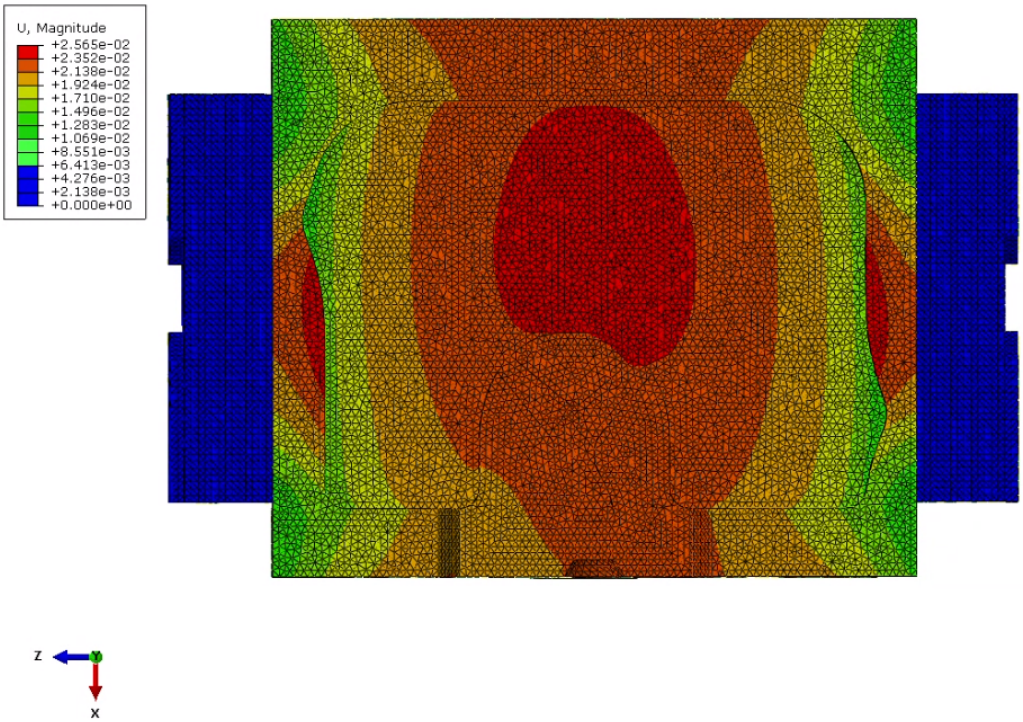


Figura 3.27: Deslocamento máximo da moldação sobre o efeito de *interlocks* (C3D4)

A criação de um *set* de nós na superfície de contacto com os pinos de ligação permite, através da soma das reações na direção do deslocamento do *slider*, calcular a força transmitida para os pinos de ligação. Na figura 3.28, verifica-se que a força máxima transmitida para os casquilhos é de 37,5 kN. Esta força é bastante inferior à força transmitida na ausência de interlocks, 84 kN, representando uma diminuição de 55%.

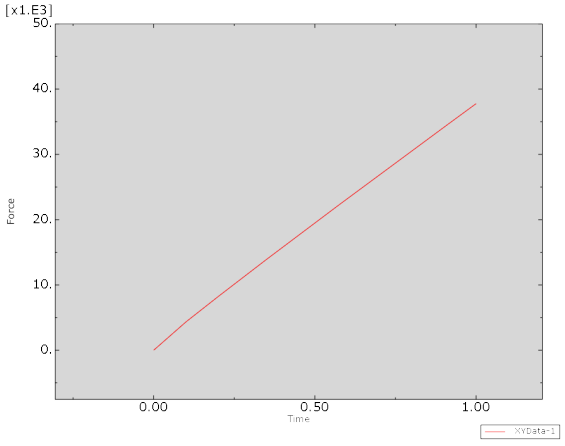


Figura 3.28: Reações nos pinos de ligação entre o *slider* e o sistema em tesoura

Concluindo, a utilização de *interlocks* diminui o deslocamento máximo da moldação, assim como os esforços transmitidos aos pinos e casquilhos de ligação com o sistema em tesoura. Contudo, pode observar-se que estes *interlocks* não tem a geometria mais indicada para garantir a

estabilidade e rigidez de toda a moldação, favorecendo a sua deformação (zona a laranja na figura 3.27).

3.6 Análise da bomba de injeção

3.6.1 Caraterização da bomba de injeção

O sistema de injeção é constituído por diversos elementos, que atuam entre si, de forma a garantir o correto preenchimento da cavidade durante a injeção.

Os elementos mais importantes do sistema de injeção são:

- Bomba de injeção;
- Camisas da bomba de injeção;
- Atuador hidráulico de injeção;
- Atuador hidráulico comutador de válvula.

A bomba de injeção (figura 3.29) devido à sua complexidade e necessidade de otimização, foi comprada à *Gerhard Schoch Druckgiesstechnik* (G-S-D), sendo fabricada em AISI H13, não existindo mais informações sobre esta no catálogo da empresa. No entanto, na bibliografia consultada é sugerido que as bombas de injeção em AISI H13 sejam obtidas por fundição em areia no estado bruto de vazamento sem tratamento térmico.

Para garantir o correto aquecimento e manutenção da temperatura na zona junto ao bico de injeção, já que esta não se encontra dentro do cadinho, utiliza-se um conjunto de quatro resistências de 8 mm de diâmetro e 200 mm de comprimento, cada uma com 800 W e 230 V, colocadas em quatro furos maquinados, como representado a contorno azul na figura 3.30.

A temperatura na zona do bico de injeção deve ser corretamente controlada com recurso a um termopar, que se encontra dentro da bomba de injeção. O orifício horizontal, por cima do canal em pescoço de ganso, onde o termopar é colocado pode ser observado na figura 3.29.

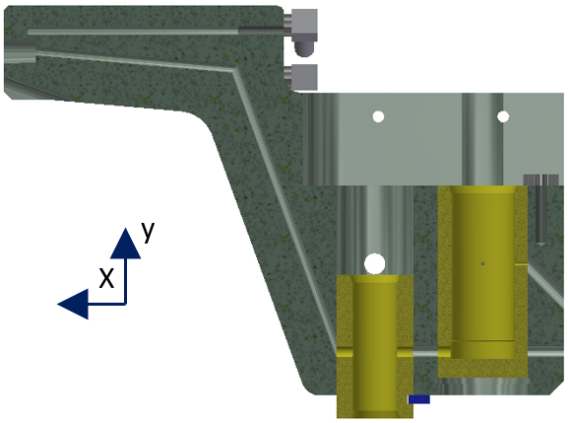


Figura 3.29: Bomba de injeção ZM100 (394×274 mm)

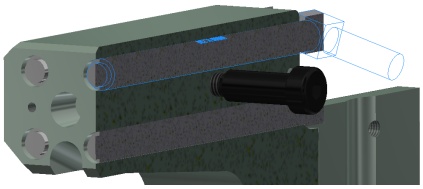


Figura 3.30: Resistências de aquecimento da bomba de injeção ZM100

As camisas de injeção, peças a amarelo na figura 3.29, são compradas, tal como as bombas de injeção, ao fabricante *G-S-D*, sendo produzidas também a partir de AISI H13, passando por um conjunto de tratamentos, nomeadamente têmpera, retificação exterior e interior e nitruração das superfícies. Estes tratamentos garantem às camisas de injeção baixa rugosidade, superfícies concêntricas e elevada resistência ao desgaste, aumentando o tempo de serviço do equipamento.

O atuador hidráulico, que transforma a energia hidráulica em movimento e força aplicada na câmara de injeção, foi adquirido à fabricante *SMC*. Este atuador, *CH2GFY63B-50*, é construído em aço, tendo uma pressão máxima de funcionamento de 14 MPa.

As propriedades mais importantes do cilindro hidráulico são apresentadas na tabela 3.6.

Tabela 3.6: Especificações cilindro de injeção

CH2GFY63B-50	
Magnético	Não
Material	Aço
Pressão máxima	14 MPa
Diâmetro cilindro	63 mm
Curso do cilindro	50 mm
Haste	Singular

Ainda dentro da bomba de injeção existe um atuador hidráulico, *CHDKGB32-25M* (tabela 3.7), que permite mudar a direção do fluxo de metal. Num primeiro instante, este comuta um êmbolo com função de válvula (figura 3.31), estabelecendo a ligação entre o cadinho e a câmara de injeção. O metal líquido é sugado para dentro da câmara de injeção, através da diferença de pressão criada pelo movimento ascendente do êmbolo de injeção. Numa segunda fase, o cilindro comuta o êmbolo válvula, estabelecendo a ligação entre a câmara de injeção e o canal em pescoço de ganso, que guia o metal até ao bico de injeção.

Tabela 3.7: Cilindro de comutação de êmbolo válvula

CHDKGB32-25M	
Magnético	Sim
Material	Aço
Pressão máxima	16 MPa
Diâmetro cilindro	32 mm
Curso do cilindro	25 mm
Haste	Singular

Ao contrário das outras máquinas existentes na empresa, como a ZM1 ou a ZMR, a ZM100 apresenta uma opção construtiva de bomba de injeção mais complexa. A existência de um êmbolo válvula garante que, durante a fase de entrada de metal líquido do cadinho para a câmara de injeção, o metal no canal em pescoço de ganso não recua, impedindo a entrada de ar pelo bico. Como esta máquina foi pensada para a injeção de peças com volumes relativamente elevados, esta opção ajuda a reduzir a porosidade na peça final, melhorando as propriedades mecânicas e a qualidade superficial.



Figura 3.31: Êmbolo com função de válvula ZM100

3.6.2 Análise metalográfica e de dureza da bomba de injeção

No catálogo disponibilizado pelo fornecedor da bomba de injeção, G-S-D, apenas está disponível que a bomba é fabricada em AISI H13. No entanto, não existem informações sobre a dureza e o tratamento térmico a que o material foi submetido após ser maquinado.

Esta falta de informação torna difícil a análise da variação da dureza, nas diferentes zonas da bomba de injeção, durante o tempo a que esteve sujeita ao processo de injeção.

Para contornar a falta de informação sobre o estado inicial, foram retiradas duas amostras (figura 3.32): uma da zona do bico de injeção, com maior exposição à temperatura, identificada pela referência AB1 e outra da zona exterior ao cadinho, com menor exposição à temperatura, identificada pela referência AB2.



Figura 3.32: Amostras para ensaio de dureza: AB1 (esquerda) / AB2 (direita)

Assim foi realizado um estudo comparativo, que permitiu obter informações sobre a eventual diminuição de dureza e o tratamento térmico realizado pelo fornecedor.

Na figura 3.32, pode observar-se no lado direito, a amostra respeitante à zona da bomba que não está em contacto nem com o *zamak* 5, nem com as resistências eléctricas de aquecimento do bico de injeção. No lado esquerdo da mesma figura, encontra-se a amostra retirada da zona do bico de injeção, que está exposta às temperaturas mais altas, dado a sua proximidade com as resistência de aquecimento.

Em cada amostra, foram realizadas três medições de dureza, sendo possível concluir que ambas as amostras apresentam sensivelmente a mesma dureza, 180 HV30. Assim, por consulta do catálogo do (Ramada, 2021), é válido afirmar que o material da bomba de injeção sofreu um recozido a cerca de 850 ºC com arrefecimento lento no forno durante duas horas. O estado de fornecimento do material justifica pequena queda de dureza verificada para o estado inicial, 247 HV30, e a manutenção da dureza entre ambas as amostras, que sofrem pequenas alterações com a temperatura de funcionamento, superior a 600 ºC.

O estado recozido pode ser identificado, para além do ensaio de dureza, pela microestrutura, (figuras 3.33 e 3.34), constituída por uma matriz ferrítica (zona a branco), onde se encontram dispersos carbonetos (zona a preto) que precipitaram (Fernandes, 2019).



Figura 3.33: Microestrutura da amostra AB1

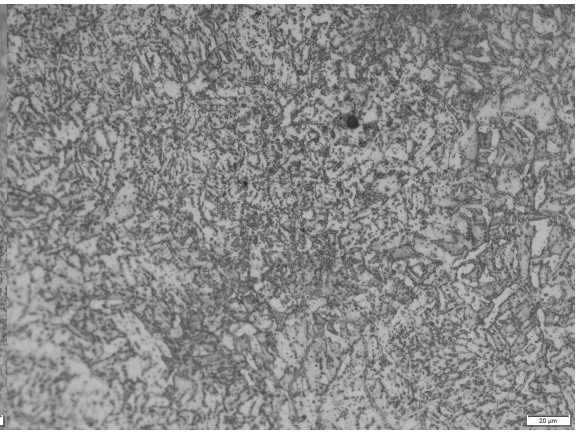


Figura 3.34: Microestrutura da amostra AB2

3.6.3 Identificação dos problemas da bomba de injeção

A identificação de problemas neste componente é algo difícil de determinar, em virtude do Grupo PR se ter desfeito das bombas de injeção antigas danificadas, não sendo possível a sua recuperação. No entanto, na máquina ZM100 existe a última bomba utilizada, não havendo contudo registo do número de ciclos a que foi submetida.

Assim, partindo das informações recolhidas dos engenheiros e operários da PR Metal, foi possível identificar alguns problemas ocorridos, durante a sua utilização.

Os dois problemas mais importantes relatados foram:

- Falta de capacidade de enchimento da cavidade da moldação;
- Erosão acelerada na zona de contacto entre a bomba e o bico de injeção.

3.7 Análise da capacidade de enchimento da bomba de injeção

A análise da capacidade de injeção da máquina pode ser realizada através da obtenção de diversos dados, que têm de ser calculados e obtidos, tais como a área dos êmbolo de injeção e o curso máximo do pistão de injeção.

Da análise dos componentes do sistema disponibilizados no programa de modelação 3D, *Inventor*, foi possível determinar que a máquina ZM100 é capaz de utilizar dois tipos diferentes de êmbolos e camisas de injeção. Em termos dimensionais, o valor mais importante de determinar para ambos é o seu diâmetro; recorrendo à ferramenta de medição do *Inventor*, foi possível chegar a valores de diâmetro de 31,7 mm e 44,4 mm.

O cálculo do volume da câmara de injeção e a massa volúmica do *zamak* 5 (6,6 g/cm^3) permitem a determinação da massa de *zamak* 5 que teoricamente pode ser injetada dentro da moldação em cada ciclo.

Com recurso a catálogos dos diversos fabricantes de máquinas *multi-sliders* e ao estudo de mercado realizado no sub-capítulo 2.6.3, foi possível identificar um padrão, já que a capacidade de injeção recomendada de material, para este tipo de máquinas, ronda apenas 50% da quantidade de material teórico injetável.

O cálculo da capacidade de injeção para cada um dos casos pode ser observado na tabela 3.8.

Tabela 3.8: Capacidade de injeção das diferentes camisas

	Camisa Injeção Pequena	**Camisa Injeção Grande**	**Unidades**
Densidade *zamak* 5	6,6	6,6	g/cm^3
Diâmetro do Êmbolo	31,7	44,4	mm
Área Êmbolo	789	1548	mm^2
Deslocamento máx.	50	50	mm
Volume Câmara Injeção	39442	77376	mm^3
Massa Injetada Teórica	260	511	g
Massa Injetada Recomendada	130	255	g

Para corroborar a eventualidade de a máquina injetora não ter capacidade para preencher corretamente a cavidade da moldação (figura 3.35), foi necessário recorrer ao *Inventor* para calcular o volume da peça *Masslock* (figura 3.36) e dos canais de alimentação. Com os dados obtidos é possível realizar o cálculo da massa de *zamak* 5 necessária ao correto preenchimento da cavidade.

Desta análise, foi possível chegar a um volume de 56080 mm^3, o que corresponde a uma massa de 370 gramas.

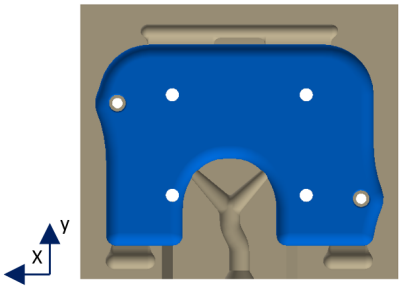


Figura 3.35: Molde *Masslock* (95×82 mm)

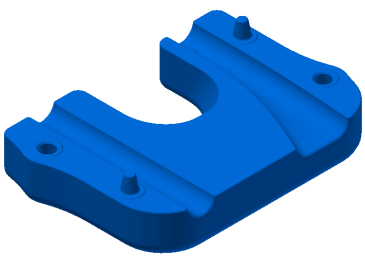


Figura 3.36: Peça *Masslock*

Comparando o valor necessário ao correto enchimento da cavidade com os valores da tabela 3.8, pode concluir-se que nenhuma das configurações de êmbolo e camisa de injeção consegue

garantir o correto enchimento da moldação (figura 3.35), justificando assim as informações recolhidas que relatavam a incapacidade da bomba de injeção encher totalmente a peça, criando deficiências na sua geometria.

No sub-capítulo 4.1 será realizado um estudo de análise das melhores opções a tomar, de forma a garantir o correto preenchimento da peça (figura 3.36), sem que seja necessário mudar os principais componentes da máquina, tal como a bomba de injeção, o atuador hidráulico e o próprio sistema hidráulico. Caso esta opção não seja possível, será analisada uma opção, onde a mudança de alguns componentes da máquina será necessária. Será também estudada a necessidade de alteração deste sistema, tendo em conta os projetos futuros do Grupo PR e as peças injetáveis de maior interesse para a empresa.

3.8 Análise da erosão acelerada da bomba e bico de injeção

3.8.1 Problemas geradores do desgaste acelerado dos componentes

Atualmente, na empresa apenas existe uma bomba de injeção disponível para análise. Durante o período de funcionamento da máquina ZM100, as bombas de injeção, representadas na figura 3.29, sofriam um desgaste acelerado, sendo necessário trocar a bomba ao fim de um número muito reduzido de injeções, poucos milhares. No período de funcionamento, a bomba de injeção foi trocada sensivelmente três vezes, no entanto as bombas que sofreram o desgaste acelerado e que se tornaram inutilizáveis, não foram mantidas pela empresa.

Desta forma, toda a análise recairá sobre a bomba instalada atualmente na máquina (figura 3.37).



Figura 3.37: Bomba de injeção existente na máquina ZM100

Segundo os engenheiros e operários que trabalharam com a máquina, foi recolhida informação de que o eventual problema estaria associado com a zona de contacto entre o bico e a bomba de injeção. Nesta zona, haveria a eventual perda de material, não sendo evidente o mecanismo que tornava o fenómeno de desgaste extremamente rápido e severo.

Através de uma reunião, que contou com a colaboração do engenheiro Fernando Ramos, foi possível concluir que, neste tipo de bomba de injeção, existem três fenómenos críticos que podem justificar o desgaste da bomba de injeção, num número tão reduzido de ciclos de injeção:

- Desgaste acelerado dos canais interiores da bomba de injeção;
- Desgaste acelerado do êmbolo e camisa de injeção;
- Desgaste acelerado da superfície de contacto entre o bico de injeção e o corpo da bomba.

3.8.1.1 Desgaste dos canais interiores da bomba de injeção

A análise dos canal interior da bomba de injeção, principalmente da zona próxima do bico de injeção, é importante na compreensão dos fenómenos que podem ter provocado a deterioração deste componente. A bomba de injeção é um componente com elevado valor acrescentado, pelo que não é de todo aconselhado realizar ensaios destrutivos que possam inutilizá-la.

De forma a contornar esta limitação foram realizados ensaios não destrutivos, através de radiografias (raio X) e gamagrafias (raio γ irídio).

Os ensaios realizados na bomba de injeção da máquina ZM100 podem ser observados nas figuras 3.38 e 3.39.

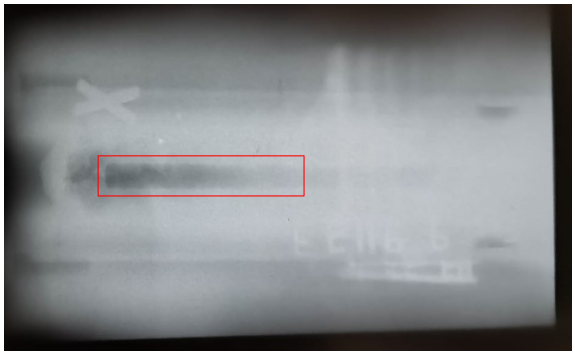


Figura 3.38: Radiografia da bomba de injeção

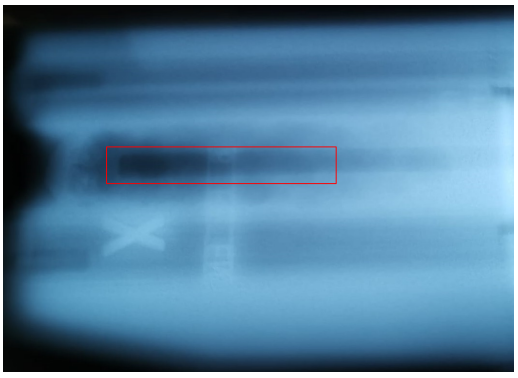


Figura 3.39: Gamagrafia da bomba de injeção

Desta análise é possível verificar que o canal em pescoço de ganso (área a vermelho), na zona próxima do bico de injeção, se encontra em perfeitas condições (canal com 6 mm de diâmetro).

Concluindo, não existiu desagaste acelerados do canal da bomba de injeção.

3.8.1.2 Desgaste do êmbolo e camisa de injeção

O desgaste acelerado do êmbolo e camisa de injeção está associado a um mau controlo da temperatura do banho, que, caso não seja bem regulada no fundo do cadinho, poderá, a uma temperatura de banho superior a 20-30 ºC à temperatura de injeção, favorecer a formação de óxidos de zinco, que terão um efeito abrasivo nas paredes da camisa e êmbolo de injeção, comprometendo assim a capacidade de injeção da peça.

Através da desmontagem da bomba atual e remoção do êmbolo de injeção é possível observar que nem o êmbolo nem a camisa se encontram danificados, o que permite continuarem a ser utilizados sem prejudicar a correta injeção das novas peças idealizadas para a ZM100. Esta conclusão vai de acordo com o esperado, já que durante o funcionamento da máquina nunca foi verificada a formação de bolhas ou de uma camada turbulenta na zona do cadinho próxima do cilindro de injeção, o que poderia indiciar a má vedação do êmbolo e, por consequência, o desgaste acelerado das superfícies de contacto entre o êmbolo e a camisa.

3.8.1.3 Desgaste da superfície de contacto cónica

O segundo aspeto que deve ser tido em conta, como potencial criador de perda de material e de pressão durante a injeção, é o encaixe cónico, que garante a vedação e a fixação da superfície de ligação entre o bico e a bomba de injeção.

O bico de injeção é produzido em AISI H13 *Premium*, temperado e nitrurado, de forma a aumentar a sua dureza e resistência ao desgaste. No entanto, como a superfície da bomba de injeção não pode ser temperada nem nitrurada, irá apresentar uma dureza inferior, o que lhe permitirá absorver os esforços aplicados no bico, servindo como amortecimento, impedindo a deterioração das superfícies.

Para corroborar esta possibilidade, as duas geometrias de bicos utilizados na máquina ZM100, figuras 3.40 e 3.41, foram analisados em detalhe. Desta análise, foi possível observar a formação de uma película de *zamak* 5 na zona de vedação entre a superfície do bico e da bomba de injeção, evidente na zona a verde na figura 3.41, que se prolongava até ao contacto com o exterior, onde o *zamak* 5 forma uma camada mais volumosa, zona a vermelho nas figuras 3.40 e 3.41.

A saída de *zamak* 5 por esta superfície não é de todo indicada, pois cria deficiências na pressão de injeção, sendo esta inferior à pressão de injeção programada. Este fenómeno favorece o aparecimento de defeitos, quer por pressão insuficiente, afetando a etapa de compactação, quer por perda de material.



Figura 3.40: Bico de injeção *Masslock*



Figura 3.41: Bico de injeção *Yammi*

Um pouco à parte do âmbito deste sub-capítulo, é importante referir que a zona a amarelo na figura 3.40 é indicador de deficiência no controlo de temperatura durante o ciclo de injeção, o que promove o pingar do metal líquido na ponta do bico de injeção. Este fenómeno é importante ser corrigido, já que durante o encosto do bico na moldação cria tensões concentradas, o que

pode danificar as pontas dos bicos de injeção. A zona a amarelo na figura 3.41 é indicadora da utilização do mesmo bico de injeção em moldações com encostos diferentes. Isto provoca o desgaste acelerado do bico de injeção, pelo que deve ser resolvido pela utilização de superfícies de encosto iguais em todas as moldações.

3.8.2 Análise da interferência cónica

A superfície de contacto cónico da bomba de injeção tem grande importância na qualidade do encaixe do bico de injeção na bomba de injeção. Durante o processo de troca de bico de injeção, existe a deterioração da superfície da bomba, devido à acumulação de partículas de *zamak* 5 e a possível ovalização da superfície. Este tipo de partículas e distorções geométricas podem danificar a superfície cónica do novo bico de injeção, fraturando e removendo os revestimentos duros utilizados na proteção da superfície, por exemplo, nitruração. Segundo os operários da PR Metal, foi possível concluir que, durante o período de atividade da ZM100, a operação de troca dos bicos de injeção era constituída apenas pela limpeza superficial das partículas mais grosseiras. Esta operação não é suficiente para garantir o contacto correto entre as superfícies de encaixe. Desta forma, é imperativa a correta realização de mandrilagem da superfície cónica da bomba de injeção, de forma a que a folga existente entre ambas as superfícies seja muito reduzida, isto é, que respeite a folga projetada.

O correto dimensionamento e manutenção do acoplamento cónico são importantíssimos para a não formação de um filme de *zamak* 5, que terá o efeito nocivo apresentado no sub-capítulo 3.8.4. Assim, será realizado um estudo do dimensionamento atual do contacto cónico.

O desenho 2D, disponível no anexo D, representa o bico de injeção utilizado na máquina ZM100. Este apresenta um ângulo de superfície cónica, (β_A), de 3,5 º. No entanto, por consulta do modelo 3D da bomba de injeção é possível verificar que a superfície cónica apresenta um ângulo, (β_I), de 3 º.

Através da expressão 3.17 é possível calcular a folga existente entre ambas as superfícies.

$$\gamma = |\beta_I - \beta_A| \tag{3.17}$$

Como verificado pela expressão 3.17, a folga existente é bastante grande, 0,5 º, sendo possível ao *zamak* 5 infiltrar-se na superfície de contacto.

No estudo realizado no sub-capítulo 3.6.2, é obtida uma dureza de aproximadamente 180 HV30 para a bomba de injeção. Desta forma, o incorreto dimensionamento do contacto cónico e a abertura verificada para o exterior, promovem a formação de um filme de *zamak* 5 com partículas de óxido de zinco em suspensão. Segundo o programa *CES* (Ansys, 2021), estas partículas de óxido de zinco apresentam durezas de 315 HV30, o que vai promover o desgaste gradual da superfície cónica da bomba de injeção.

3.8.3 Análise metalográfica e de dureza dos bicos de injeção

Os bicos de injeção são produzidos em AISI H13 *Premium*, fornecido pelo (Ramada, 2021) no estado recozido, com uma dureza de 247 HV30. Nesta forma, podem ser maquinados até à sua geometria final. Após a operação de maquinagem, é necessário realizar uma têmpera martensítica (temperatura de austenitização superior a 1050 ºC com arrefecimento em atmosfera de azoto 5 ºC/s) (figura 3.42) e revenido (550 ºC durante duas horas) (figura 3.43), de forma a aumentar a dureza do material, aumentado a sua resistência ao desgaste. Associada a estas operações, é ainda indicada a realização de nitruração das superfícies, alterando a sua composição, formando nitretos com o ferro e os outros elementos de liga, que aumentam a dureza na camada superficial do AISI H13 *Premium*.

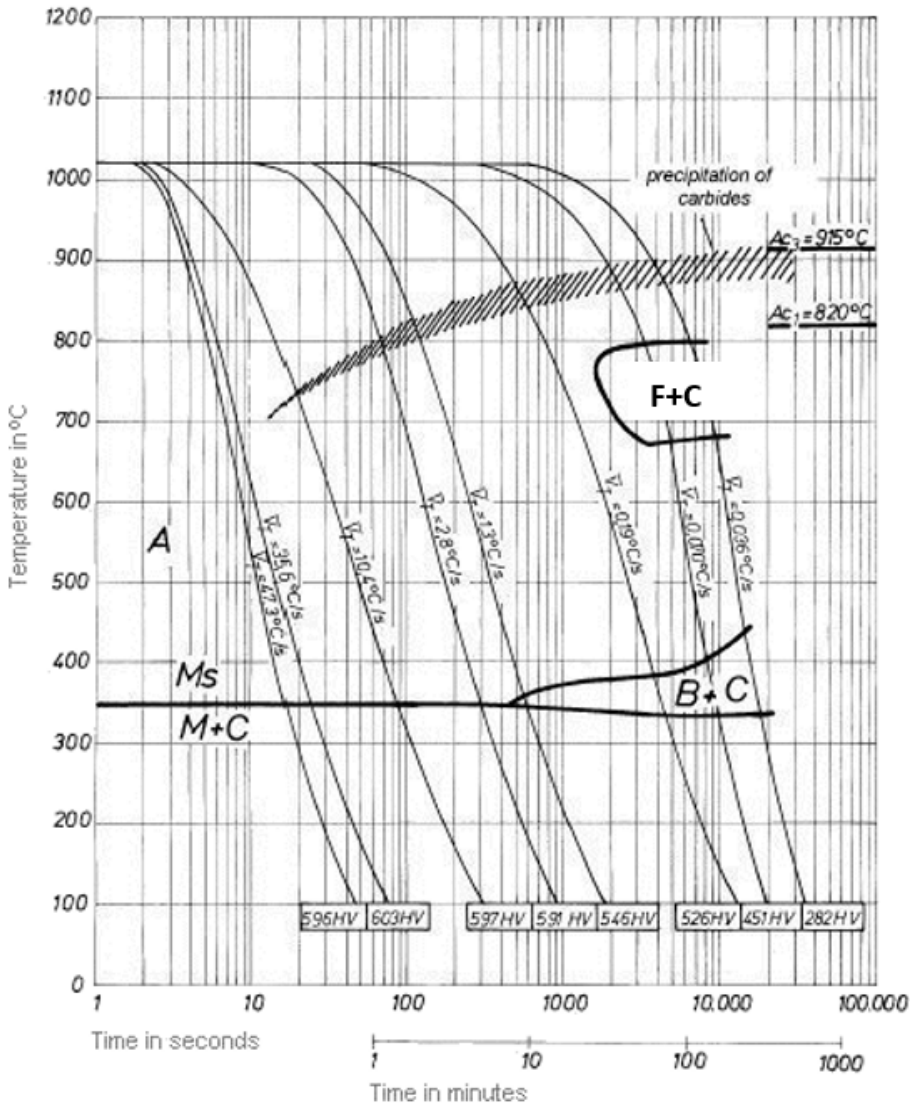


Figura 3.42: Diagrama TTT do H13 adaptado de (CNJ.si, 2021)

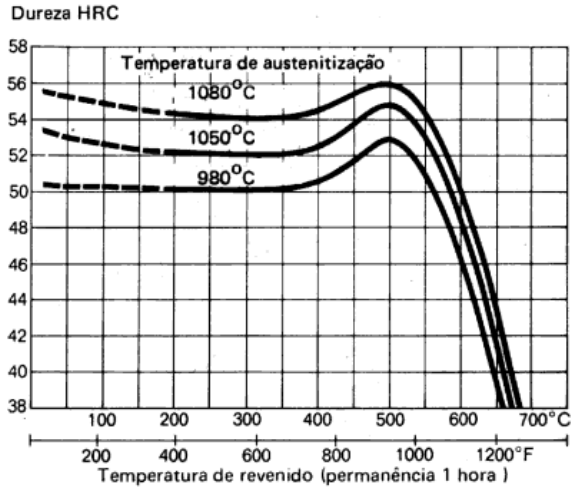


Figura 3.43: Curva de revenido H13 (Moldes, 2021)

Inicialmente, pensou-se que os bicos pudessem ter sido comprados ao mesmo fabricante que forneceu a bomba de injeção, G-S-D. Segundo os operários da PR Metal, que fabricam bicos de injeção para as outras máquinas de injeção, foi possível concluir que muitos dos bicos utilizados na ZM100 eram, de facto, fabricados pela PR Metal. No entanto, não existem registos, sendo imperativo analisar as operações a que foram sujeitos, assim como fazer a análise das condições em que se encontram, após a atuação dos diversos ciclos de injeção a que foram sujeitos.

Os dois bicos de injeção utilizados na análise, representados nas figuras 3.40 e 3.41, foram inicialmente cortados a meio, não sendo evidente a deterioração dos canais internos. No entanto, era possível observar, quer na parte de trás dos bicos, quer na superfície cónica de vedação, a formação de uma película de *zamak* 5, indicadora de desgaste.

Assim, com recurso a uma máquina de corte abrasivo refrigerado (FEUP), as amostras foram cortadas, de forma a poderem ser montadas em resina fenólica. Após a sua montagem, as quatro amostras (figura 3.44) foram polidas com lixas de diversas granulometrias e de seguida atacadas com nital 5%.

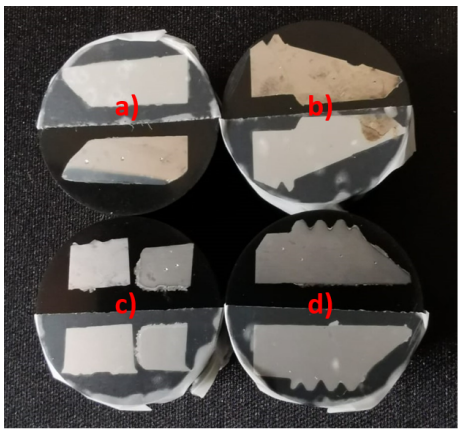


Figura 3.44: Amostras dos bicos de injeção: a) - 2BY; b) - 1BY; c) - 2BM; d) - 1BM

As amostras foram identificadas através de um código de referências, sendo que BM se refere ao bico utilizado na injeção do *Masslock* e o BY ao bico da porca da *Yammi*. Por outro lado, o 1 e 2 referem-se à região do bico exterior à bomba de injeção e região de contacto cónico, respetivamente. Na figura 3.44, pode observar-se na parte superior da imagem o bico da porca da *Yammi* e na inferior o bico do *Masslock*. Assim o estudo será constituído pelas amostras 1BM, 2BM, 1BY e 2BY.

Através das figuras 3.45 e 3.46, representativas das paredes cónicas de ambos os bicos, pode observar-se a perda de geometria, assim como o aparecimento de micro fraturas (área a vermelho) na camada exterior do bico, ao longo da superfície cónica.

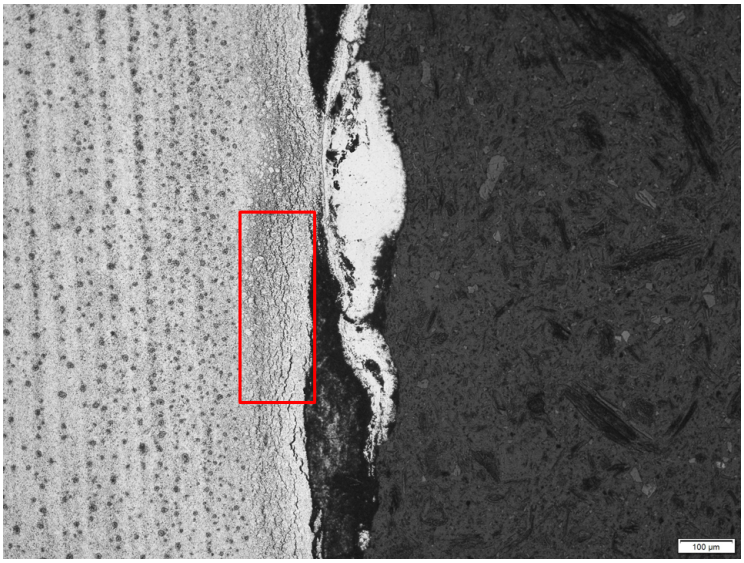


Figura 3.45: Superfície cónica da amostra 2BY

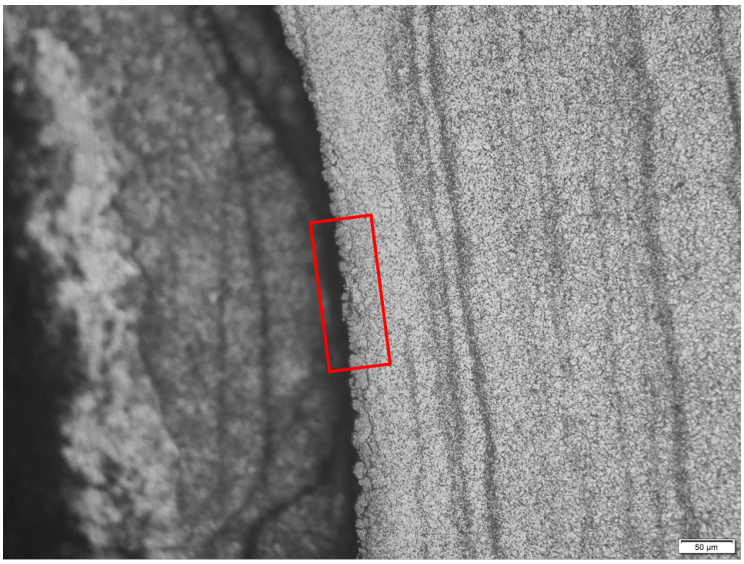


Figura 3.46: Superfície cónica da amostra 2BM

Das figuras 3.45 e 3.46 é também possível observar a inexistência de uma camada nitrurada, que, segundo (Vander Voort et al., 2004), se apresentaria, após o ataque com nital 5%, como uma camada clara (figura 3.47) localizada na zona superficial do bico de injeção. A superfície cónica de ambos os bicos de injeção apresenta-se bastante desgastada, o que poderia indiciar que a camada nitrurada tinha existido de facto, mas teria sofrido erosão, durante o tempo de funcionamento. As figuras dos anexo E permitem concluir que mesmo nas zonas onde a geometria da superfície não foi comprometida, não é possível observar a camada nitrurada. Assim, fica concluído que, para os bicos de injeção da ZM100, o Grupo PR não realizava nitruração.

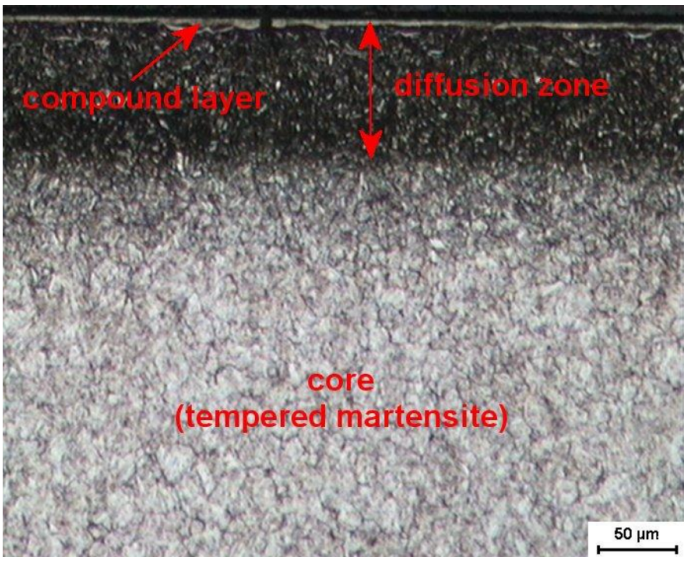


Figura 3.47: Representação de uma camada nitrurada no AISI H13 (Polat et al., 2012)

Através da análise exterior dos bicos de injeção e das afirmações dos engenheiros, que relataram que a máquina nunca trabalhou em contínuo durante muito tempo, é possível concluir que os bicos não sofreram um elevados número de ciclos. Isto torna as figuras 3.45 e 3.46 de mais difícil interpretação, já que o efeito do óxido de zinco no AISI H13 Premium, por si só não é suficiente para desgastar o aço temperado dos bicos de injeção, de forma tão rápida e intensa.

O desgaste acelerado do AISI H13 *Premium*, indicia que o material pode ter perdido dureza durante o seu funcionamento. Isto não deveria acontecer de forma tão rápida, já que este é revenido a pouco mais de 500 ºC, enquanto que a temperatura de injeção do *zamak* 5 se deve encontrar entre os 400 e os 440 ºC. Assim é importante, para além da análise metalográfica, realizar ensaios de dureza nas diferentes amostras, a diferentes profundidades. Para cada bicos foram realizadas 6 medições, sendo que os três primeiros pontos se referem à região do bico de injeção exterior à bomba, e os três pontos seguintes se referem à parte do bico interior à bomba (figura 3.48).

Os relatórios de têmpera dos bicos da ZM100, não se encontram disponíveis, pois não foram arquivados na altura da desativação da máquina. No entanto, o tratamento térmico realizado nos os bicos de injeção em estudo coincidem com o tratamento térmico de têmpera realizada nos bicos de injeção das restantes máquinas de *zamak* 5 existentes na empresa. Assim é possível afirmar que

em média os bicos de injeção chegam do (Ramada, 2021), após têmpera e revenido, com dureza perto dos 50 HRC, equivalente a 505 HV30.

Como se pode observar na figura 3.48, a dureza dos bicos vai diminuindo da ponta do bico até à superfície de contacto com o canal de ganso da bomba de injeção. Na ponta dos bicos de injeção, pode verificar-se durezas máximas de 429 e 366 HV30, para as amostras 1BM e 1BY, respetivamente. Nas amostras 2BM e 2BY os valores mínimos de dureza, 252 e 287 HV30, respetivamente, são significativamente inferiores, sendo estas as zonas mais críticas, pois não só servem de superfície interface entre a bomba e o bico, como também servem de acoplamento cónico de encaixe do bico na bomba.

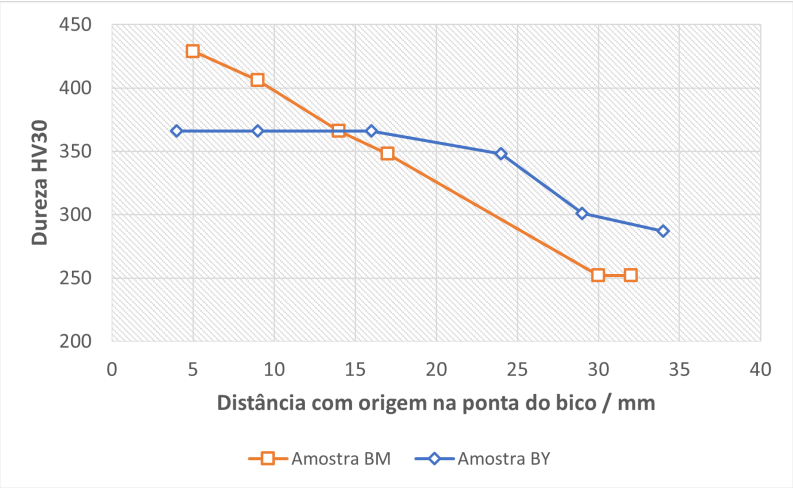


Figura 3.48: Ensaio de dureza da amostra BM e BY

Esta queda de dureza está relacionada com a temperatura de funcionamento do conjunto bomba de injeção, bico de injeção e moldação. A temperatura era controlada, de forma a que, no termopar da bomba de injeção, as temperaturas atingidas fossem de aproximadamente 600 ºC.

Para além disso, como a moldação não foi bem projetada, a reduzida capacidade de refrigeração da moldação contribuía para que, não só as temperaturas na moldação fossem demasiado altas e fora dos limites recomendados para a injeção de *zamak* 5, como contribuíam ainda para o aumento da temperatura do bico de injeção. Assim, a temperatura desenvolvida durante os diversos ciclos de injeção ultrapassava a temperatura de revenido, que, segundo o (Ramada, 2021), deveria andar na ordem dos 550 ºC.

O ultrapassar da temperatura de revenido leva a que o AISI H13 *Premium* sofra uma queda de dureza repentina (figura 3.43), já que este foi pensado para trabalhar com elevada dureza, durante um intervalo longo de tempo, abaixo da temperatura de revenido. Esta diminuição da dureza aliada à inexistência de uma camada nitrurada são fortes indicadores, que justificam os eventos observados a olho nu e ao microscópio, da forte erosão das paredes de contacto do bico e da bomba de injeção e da erosão da zona a vermelho nas figuras 3.41.

3.8.4 Mecanismo de deterioração da superfície cónica dos bicos de injeção

Os mecanismos de deterioração apresentados nas figuras dos anexos E.2 e E.7 não se encontram bem estudados, para o caso da fundição injetada de *zamak* 5, desta forma serão propostos um conjunto de justificações teóricas da ordem e efeitos dos diversos mecanismos, que levaram ao rápido deteriorar da superfície cónica de contacto entre o bico e a bomba de injeção.

O efeito destes mecanismos não se demonstra de forma independente, mas antes como o conjunto de efeitos que interagem entre si, danificando a superfície de contacto cónico.

Neste sub-capítulo serão estudados três tipos diferentes de mecanismos de deterioração, que poderão ter contribuído para a danificação da superfície cónica:

- Corrosão e oxidação intergranular;
- Fluência;
- Corrosão-erosão.

3.8.4.1 Corrosão e oxidação intergranular

Os bicos de injeção utilizados na ZM100 foram temperados, durante este tratamento térmico, existe a transformação da austenite em martensite (fase rica em carbono confere dureza ao aço). A têmpera é constituída por três fases: o aquecimento para dissolução dos carbonetos presentes e enriquecimento em carbono da austenite, o estágio à temperatura máxima de aquecimento, também conhecida por temperatura de austenitização (1050 ºC durante 10 minutos), e o arrefecimento, até à temperatura ambiente, com velocidade adequada, para não permitir a formação de carbonetos e dar origem a uma transformação sem difusão, formando martensite.

A dureza da martensite depende do teor de carbono e dos elementos de liga do aço, sendo que um maior teor de carbono resultará num aumento da dureza.

Após têmpera, a realização de um tratamento de revenido (550 ºC durante duas horas), é obrigatório, com o objetivo de transformar a eventual austenite residual ainda presente em martensite, aliviar tensões residuais e promover o endurecimento secundário por precipitação de carbonetos, neste caso do AISI H13 *Premium*.

De acordo com os engenheiros do Grupo PR, foi possível concluir que a temperatura de funcionamento, na zona do bico de injeção, ultrapassava a temperatura de revenido realizado no bico de injeção (Ramada, 2021). Quando a temperatura de revenido é ultrapassada, durante um determinado intervalo de tempo, ocorre a queda de dureza do AISI H13 (figura 3.43).

A queda de dureza está relacionada com a perda de carbono da martensite em favor da formação de carbonetos. A difusão do carbono para fora da martensite à temperatura de funcionamento da ZM100 vai potenciar a formação de carbonetos de crómio, $Cr_{23}C_6$, nas fronteiras de grão (figura 3.49).

Este fenómeno contribui para a diminuição da concentração de crómio nas regiões próximas das fronteiras de grão. Isto deve-se ao facto de tanto o carbono como o crómio se movimentarem

por difusão, no entanto, o carbono, por ser intersticial tem uma taxa de difusão superior à crómio que é um elemento substitucional.

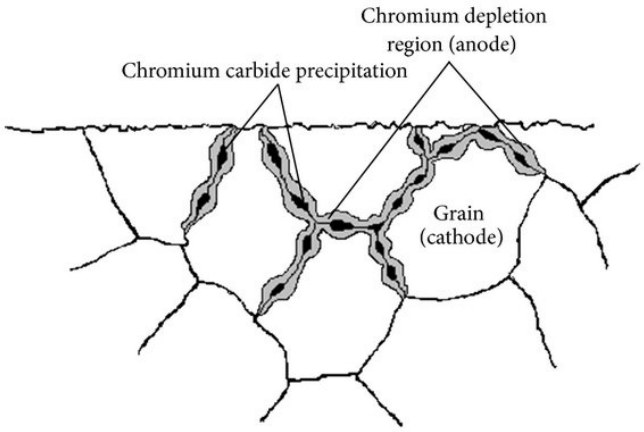


Figura 3.49: Mecanismo de formação de carboneto de crómio nas fronteiras de grão (Almubarak et al., 2013)

Devido à formação dos carbonetos de crómio e diminuição da concentração de crómio nas regiões próximas das fronteiras de grão vão ocorrer dois processos diferentes de deterioração da superfície cónica:

- Formação de uma pilha galvânica (corrosão intergranular);
- Ocorrência de fenómenos de oxidação.

No primeiro fenómeno, a redução da concentração de crómio nas regiões perto da fronteira de grão promove a que esta aja como ânodo, enquanto que o interior do grão, zona com maior concentração de crómio, aja como cátodo. Para completar a pilha galvânica pode considerar-se que o *zamak* 5 líquido, que inadvertidamente consegue passar para a superfície de contacto cónica, tem o papel de eletrólito. Este fenómeno de corrosão intergranular está representado na figura 3.49. Segundo (Gellings e De Jongh, 1967), o $Cr_{23}C_6$ é um bom condutor elétrico, podendo comportar-se como cátodo e a zona próxima da fronteira de grão como ânodo, tendo o *zamak* 5 novamente o papel de electrólito. A formação de qualquer uma destas pilhas galvânicas vai promover a dissolução do ânodo, região em redor da junta de grão, promovendo a corrosão do material.

O segundo fenómeno que pode ser verificado, pelo o aumento da oxidação das regiões perto das fronteiras de grão, é devido à diminuição da concentração de crómio. O crómio é utilizado como elemento de liga, para diminuir o efeito da oxidação no ferro. Desta forma, as zonas em que o crómio diminui em concentração são preferencialmente oxidadas pelo ar que entra na ligação cónica devido à não mandrilagem da superfície cónica da bomba, aquando a mudança do bico de injeção.

Associado aos dois fenómenos distintos de degradação da superfície, existe ainda um mecanismo de corrosão-erosão, que potencia o ataque da superfície de contacto e a remoção de material, o que leva à perda de geometria do contacto cónico.

3.8.4.2 Mecanismo de fratura por fluência

O aço AISI H13 *Premium* tem uma deformação à temperatura ambiente que apenas depende da tensão aplicada e não do tempo de aplicação da tensão. No entanto, com o aumento da temperatura, as forças, que à temperatura ambiente são demasiado pequenas para causar uma deformação permanente, podem ser suficientes para causar uma deformação plástica progressiva que pode levar, com o tempo, à rotura do material, designando-se este fenómeno como fluência. A temperatura à qual a fluência é determinante pode ser estimada para os metais, através da multiplicação da temperatura de fusão por um fator que pode ir de 0,3 a 0,4 (Callister e Rethwisch, 2018).

Assim sendo, é evidente afirmar que o bico de injeção se encontra em condições de sofrer fluência, já que a temperatura de funcionamento da zona do bico da bomba de injeção ultrapassava os 600 ºC.

Por vezes, é necessário ter dados de fluência que são difíceis de obter em laboratório. É especialmente relevante no caso de ensaios que envolvem tempos de rotura muito demorados. Uma solução para resolver este problema passa por realizar testes de fluência a temperaturas mais elevadas do que aquelas requeridas para os mesmos níveis de tensão, correspondentes a tempos de rotura mais curtos.

Segundo (Callister e Rethwisch, 2018), existe uma técnica de extrapolação (expressão 3.18), que utiliza os parâmetros de *Larson-Miller*. Nesta técnica, C representa uma constante que toma o valor de 20, T_K representa a temperatura em *Kelvin* e t_r é o tempo de rotura em horas.

$$P = T_K \cdot (C + log(t_r)) \tag{3.18}$$

Conhecendo a tensão e a temperatura, é possível determinar a vida à fluência do bico de injeção. A recolha de informações dos engenheiros do Grupo PR permitiu concluir que a temperatura da zona do bico de injeção, durante o funcionamento da ZM100, poderia chegar perto dos 650 ºC ou 923 K, tal como justificado pela perda excessiva de dureza do bico de injeção no sub-capítulo 3.8.3. A pressão existente no contacto cónico pode ser consultada no anexo D.3, apresentando um valor de 130 MPa. O valor do parâmetro de *Larson-Miller* necessita da consulta da curva mestra do AISI H13 (figura 3.50), que relaciona o parâmetro com a tensão aplicada (Callister e Rethwisch, 2018).

Da figura 3.50, podemos retirar um valor de 20000 para o parâmetro de *Larson-Miller* considerando uma tensão aplicada de 130 MPa.

Através da substituição dos valores na expressão 3.18 é obtida a expressão 3.19.

$$20000 = 923 \cdot (20 + log(t_r)) <=> t_r = 10^{\frac{20000}{923} - 20} = 46,6 \text{ horas} \tag{3.19}$$

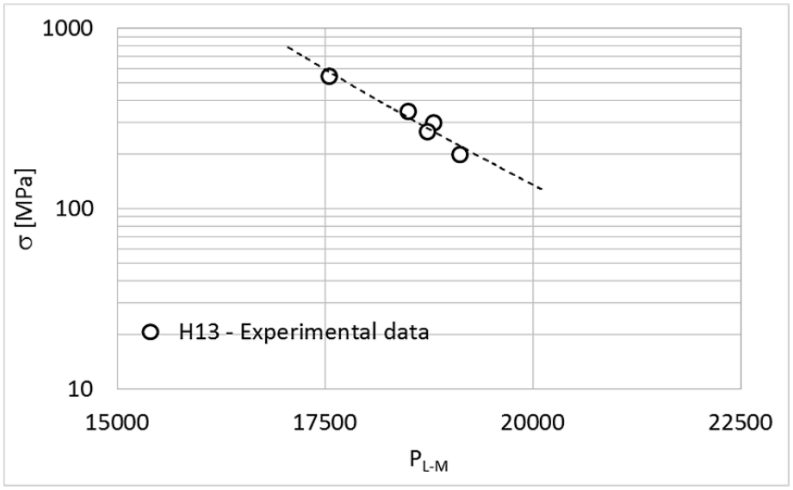


Figura 3.50: Curva mestra do AISI H13 (Riccardo et al., 2021)

A expressão 3.19 permite afirmar que o tempo antes de rotura é extremamente pequeno, 46,6 horas, o que seria esperado dado que foi relatado que a máquina nunca tinha trabalhado muito tempo em contínuo. Concluindo, é válido afirmar que as fraturas observadas na superfície cónica do bico de injeção (área a vermelho na figura 3.45) se devem a fenómenos de fluência. No subcapítulo 4.3 será proposta uma solução para eliminar este problema.

3.8.4.3 Corrosão-erosão

A corrosão-erosão ocorre devido à ação combinada de um ataque químico e de uma erosão provocada por um fluido em movimento. Todas as ligas são suscetíveis a este tipo de corrosão, onde a natureza do fluido tem uma influência muito significativa. Um fluido com elevada velocidade, com ou sem partículas em suspensão, pode produzir desgaste muito severo. No caso em estudo, o *zamak* 5 injetado, por questões já descritas anteriormente, forma uma película entre a superfície cónica do bico de injeção e da bomba de injeção. Esta película de *zamak* 5 é dotada de uma velocidade de escoamento, proporcionada pelo avanço do êmbolo de injeção durante os diversos ciclos de injeção. Para além do efeito importante que a velocidade tem na severidade do desgaste por abrasão, também a existência de partículas contribui para o aumento da severidade do desgaste. No caso em estudo, a entrada de oxigénio na superfície de contacto, promove a formação de óxidos de zinco, que têm um papel importante na remoção de material da superfície do bico de injeção e da bomba de injeção. A influência dos óxidos de zinco na remoção das partículas de ferro, nas zonas afetadas pelo processo de corrosão galvânica e oxidação, pode ser evidenciado pelo estudo da dureza.

Segundo o programa *CES* (Ansys, 2021), as partículas de óxido de zinco apresentam uma dureza de 315 HV30, enquanto que o aço, nos bicos de injeção (ferrite e carbonetos) não tratados termicamente (figura 3.42), apresenta dureza mínima, obtida experimentalmente, de 252 e 287 HV, para as amostras 2BM e 2BY, respetivamente. Assim, é possível concluir que as partículas dos óxidos de zinco, existentes no *zamak* 5, ao se movimentarem nas superfícies de contacto

cónicas do bico de injeção, funcionam como agente erosivo e abrasivo. O endurecimento destas superfícies, quer por tratamento térmico, quer pela sua modificação por difusão (nitruração) ou pela presença de um revestimento do tipo TiAlN poderá ser a solução para evitar a degradação a que se assistiu no equipamento ZM100.

Capítulo 4

Proposta de resolução da falta de enchimento e erosão acelerada dos bicos e bomba de injeção

4.1 Proposta de resolução da falta de capacidade de enchimento

Neste sub-capítulo, serão analisadas em detalhe não só as opções de resolução dos problemas encontrados para a falta de capacidade de enchimento da bomba de injeção de *zamak* 5, mas também a viabilidade das propostas, tendo em atenção as prioridades e os objetivos que a empresa pretende dar à máquina ZM100.

No sub-capítulo 3.7 conclui-se que a peça *Masslock*, que o Grupo PR estava a tentar injetar, se encontra fora dos parâmetros recomendados.

De seguida, será apresentada uma proposta de resolução, onde se irá estudar a viabilidade da variação dos diferentes componentes da máquina de injeção, principalmente:

- Diâmetro do êmbolo;
- Curso do atuador hidráulico;
- Mudança do sistema hidráulico.

Considerando a gama de pressões recomendadas para a injeção de peças de *zamak* 5, de 103 a 206 bar, representadas pelas linhas a cinzento e a amarelo, respetivamente na figura 4.1, é possível analisar a relação entre a variação de diâmetro e a pressão de injeção de metal, linha a laranja, para valor máximo de pressão no circuito hidráulico, 80 bar.

As considerações tomadas no sub-capítulo 3.7 permitem concluir que a capacidade de injeção teórica é sensivelmente duas vezes superior à capacidade de injeção recomendada pelos fabricantes de máquinas *multi-sliders*. Assim, para uma peça com massa igual a 370 gramas, será necessário um volume de câmara de injeção capaz de disponibilizar 740 gramas de *zamak* 5. Considerando que o curso do atuador hidráulico se mantém constante, 50 mm, a câmara de injeção vai necessitar

de um êmbolo com 53,5 mm de diâmetro, linha a verde na figura 4.1. No entanto, o diâmetro do êmbolo não pode ser superior a 57 mm, linha a azul na figura 4.1, já que a pressão de injeção do metal desce abaixo do limite mínimo recomendado para a injeção de *zamak* 5.

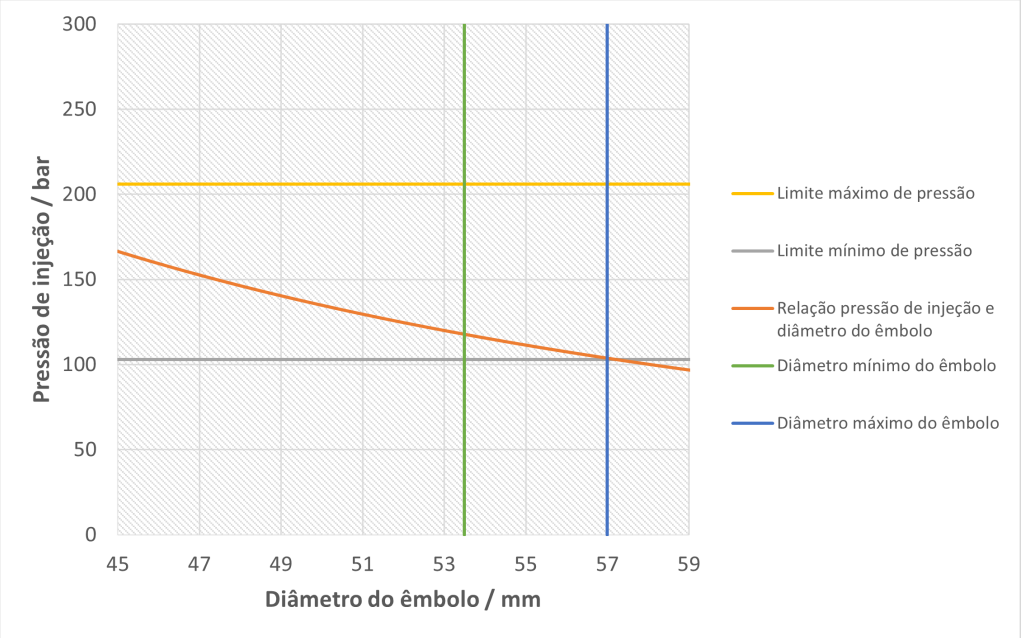


Figura 4.1: Relação pressão do metal / diâmetro do êmbolo para pressão máxima do sistema hidráulico

A análise da figura 4.1 permite identificar um retângulo formado pelas linhas amarela, verde, azul e cinzenta, que representa a janela de funcionamento do sistema hidráulico atual, para diferentes diâmetros de êmbolo de injeção. A linha de pressões, representada a laranja, indica a gama de pressões possíveis para a máquina ZM100, sendo que dentro da janela de funcionamento é apenas possível atingir uma pressão máxima de 118 bar. Este valor, apesar de estar dentro dos valores recomendados para a injeção de *zamak* 5, mostra que, para a configuração atual, o aumento do diâmetro do êmbolo não é uma boa opção, já que não permite a utilização de valores altos de pressão de injeção, tornando a ZM100 uma máquina muito pouco versátil.

Esta limitação de pressão às gamas mais baixas impede ainda estudos de otimização que exijam pressões perto do limite superior, para diminuir o aparecimento de porosidade em peças de maior dimensão.

Para corrigir as dificuldades sentidas na obtenção de uma pressão de injeção indicada, com a alteração de apenas o diâmetro do êmbolo de injeção, é proposta a utilização de atuadores hidráulicos com cursos superiores, aliados à alteração do diâmetros dos êmbolos. Com recurso à figura 4.2, pode concluir-se que a variação conjunta de ambas as variáveis permite que se obtenham valores de massa útil de injeção superiores ao necessário, 370 gramas, mantendo-se a pressão máxima na câmara de injeção na parte superior do limite de pressões para ligas *zamak* 5. No caso especifico do diâmetro de 44,4 mm, é possível obter uma massa útil de injeção quando se aumenta o curso do cilindro para 75 mm.

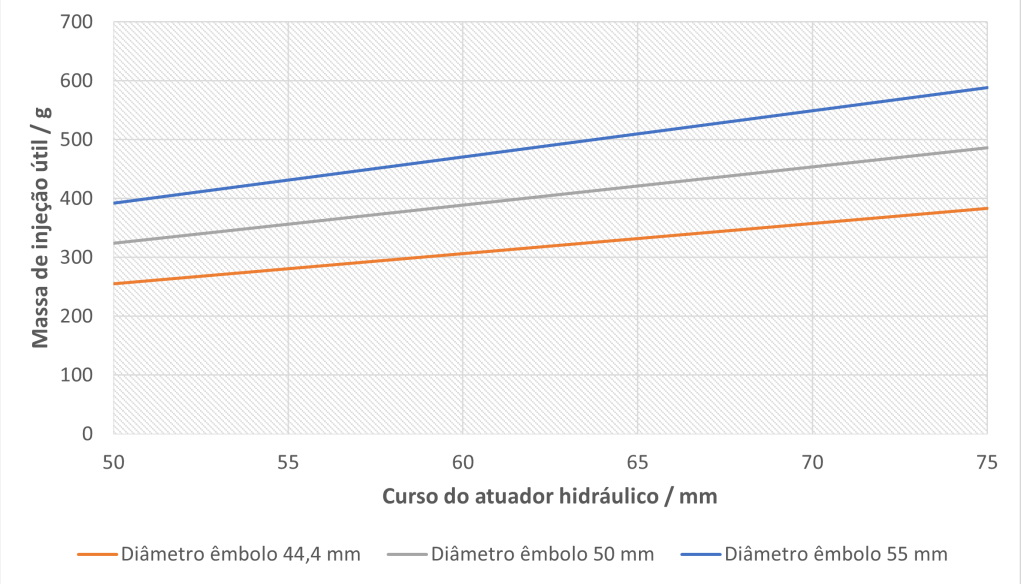


Figura 4.2: Relação curso do atuador hidráulico / Massa de injeção útil para diferentes diâmetros de êmbolo

Qualquer uma das soluções apresentadas acima necessita da mudança obrigatória da bomba de injeção, já que a atual não tem atravancamento suficiente para permitir o aumento de diâmetro e comprimento da câmara de injeção. Para além disso, seria necessário ainda alterar o atuador hidráulico, de forma a garantir uma pressão ajustada à injeção de *zamak* 5, sem que o sistema hidráulico sofra alterações.

Em suma, a injeção da peça representada na figura 3.36, representa um investimento muito elevado que levará à necessidade de total reformulação de todos os componentes da máquina, sendo por isso indicado a utilização da ZM100 para peças e canais com volumetrias até aos 77000 mm^3, ou 255 gramas de *zamak* 5.

A opção de não alteração das opções construtivas atuais é suportada pela capacidade da máquina atual injetar as peças de maior interesse para a empresa. Estas peças são a porca da *Yammi* e a peça DAG (figuras 4.3 e 4.4).

Através de cálculos feitos pelo *Inventor*, foi possível obter os volumes e massas de *zamak* 5 necessárias para a injeção destas duas moldações, tabela 4.1.

Tabela 4.1: Volumes e massas das peças do Grupo PR

Duas porcas da *Yammi*	11108	mm^3	74	g
Peça DAG	7807	mm^3	52	g
Duas peças DAG	15614	mm^3	104	g

Esta proposta de solução fica assim definida como a mais viável e rentável para o Grupo PR, já que se garante que a opção construtiva atual se adequa às necessidades correntes da empresa.

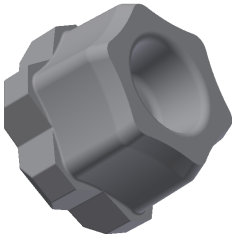


Figura 4.3: Porca da *Yammi*

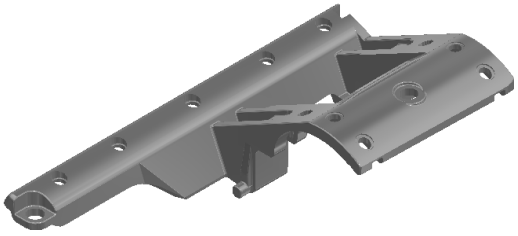


Figura 4.4: Peça DAG

4.2 Proposta de resolução do desgaste acelerado da bomba de injeção

No sub-capítulo 3.8.2, é verificada a existência de problemas com a zona de contacto entre o bico e a bomba de injeção. Desta forma, serão propostas soluções para os dois problemas identificados:

- Incorreta manutenção da superfície cónica da bomba de injeção;
- Incorreto dimensionamento do contacto cónico.

4.2.1 Manutenção da superfície cónica da bomba de injeção

A manutenção da superfície cónica é muito importante e deve ser realizada sempre que se realiza a troca do bico de injeção. O aparecimento de resíduos da injecção nesta zona é nocivo à qualidade do encaixe cónico. Desta forma, após a remoção do bico de injeção a superfície deve ser limpa e de seguida mandrilada. Este conjunto de operações vão garantir que as dimensões geométricas importantes, principalmente o ângulo da superfície e a rugosidade do acoplamento cónico não se alteram. O cumprimento das dimensões e rugosidade impostas vai garantir, não só a correta vedação da superfície com o exterior, como a preservação da superfície do bico de injeção.

4.2.2 Dimensionamento da interferência cónica

O dimensionamento do encaixe cónico foi realizado no *KISSsoft AG*, de acordo com a norma DIN 7190. O processo realizado foi iterativo de forma a obter os melhores valores de coeficiente de segurança de escorregamento e tensão limite elástico. A superfície cónica da bomba de injeção não pode ser alterada, dado que é comprada ao fornecedor, servindo assim as suas dimensões de parâmetros de entrada (figura 4.5). Esta apresenta um diâmetro de furo superior, (D), um diâmetro exterior da bomba, (D_{aA}), e comprimento de contacto cónico, (l_F) de 17,8 mm, 31,8 mm e 19 mm, respetivamente. Esta superfície apresenta ainda uma inclinação, (β_I), de 3 °, com desvio máximo, (γ_{max}) de 0,05 °. O bico de injeção tem um diâmetro de furo interno, (D_{il}), de 5 mm. O coeficiente de atrito, (μ_{ru}), escolhido foi de 0,14.

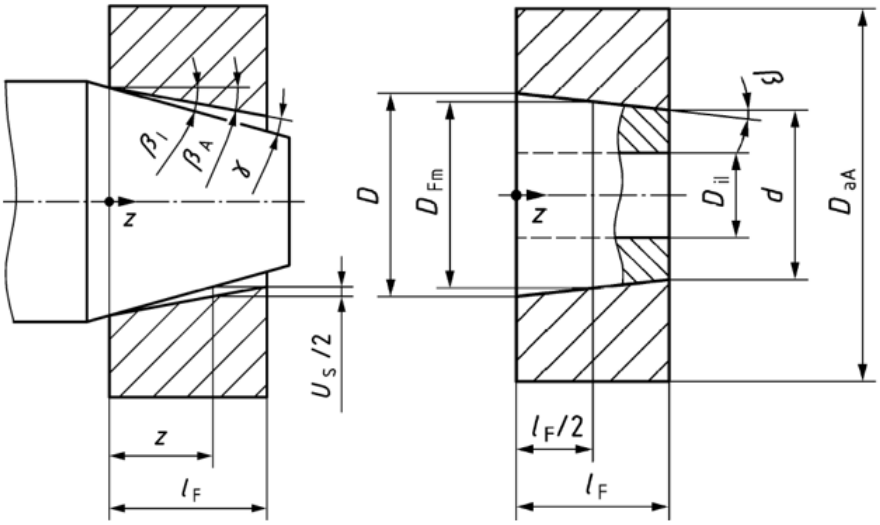


Figura 4.5: Representação do encaixe cónico da bomba e bico de injeção

A bomba e bico de injeção são produzidos em AISI H13 *Premium*. Com base nas informações disponibilizadas pelo fornecedor (Ramada, 2021) e programa *CES* (Ansys, 2021) são obtidas as propriedades descritas na tabela 4.2.

Tabela 4.2: Propriedades dos materiais do encaixe cónico

	Bico de injeção	**Bomba de injeção**
Tensão limite elástico	1280 MPa	
Tensão rotura	1520 MPa	
Coeficiente *Poisson*	0,29	
Módulo de *Young*	210 GPa	

Os parâmetros de dimensionamento obtidos podem ser consultados no anexo D.3.

Para verificar que a força de encosto do bico de injeção (F_{ax}), não é suficiente para comprometer o acoplamento cónico, é possível calcular a pressão na junção cónica (p_m) (expressão 4.1), aquando a aplicação de uma força de encosto de 10000 N.

$$F_{ax} = \pi \cdot l_F \cdot D_m \cdot p_m \cdot (\mu_{ru} - tan(\beta_I)) \tag{4.1}$$

$$p_m = \frac{F_{ax}}{\pi \cdot l_F \cdot D_m \cdot (\mu_{ru} - tan(\beta_I))} = \frac{10000}{\pi \cdot 0{,}019 \cdot 0{,}0169 \cdot (0{,}14 - tan(\frac{3 \cdot \pi}{180}))} \cdot 10^{-6} = 113{,}2\, MPa$$

Através da expressão 4.1, é possível concluir que o encosto do bico na moldação cria uma tensão no acoplamento cónico de 113,2 MPa. Este valor é bastante reduzido, não havendo perigo de danificar nenhum dos componentes. O fator de segurança obtido para o encosto do bico é de 11.

4.3 Proposta de resolução do desgaste acelerado de bicos de injeção

No sub-capítulo 3.8 foram identificados os mecanismos que provocaram o desgaste acelerado do bico de injeção. Neste sub-capítulo, serão propostas soluções que minimizem ou até mesmo eliminem os efeitos destes mecanismos de desgaste. Para que o estudo das possíveis soluções seja viável foram maquinados quatro bicos de injeção, (anexo D). Estes, tal como os utilizados anteriormente na injeção de peças, foram produzidos em AISI H13 *Premium*, sendo a sua maquinagem realizada no estado recozido.

Com o intuito de melhorar a resistência aos fenómenos descritos no sub-capítulo 3.8, os bicos de injeção serão sujeitos aos tratamentos:

- Têmpera martensítica;
- Nitruração;
- Revestimento com filme fino de TiAlN.

Os diferentes tratamentos serão comparados em termos de dureza e analisada a sua eventual implementação industrial, suportada por artigos científicos. Para além disso, será realizado um conjunto de testes de resistência a elevada temperatura, com intuito de analisar o comportamento das superfícies nitruradas e revestidas, assim como analisar a evolução da dureza dos bicos de injeção.

A última proposta de resolução do desgaste acelerado dos bicos de injeção está relacionada com a otimização do controlo de temperatura da região do bico de injeção e das resistências de aquecimento, de forma a resolver o problema da fluência detetada na superfície cónica do bico de injeção

4.3.1 Tratamento térmico

Os óxidos de zinco apresentam uma dureza relativamente elevada de 315 HV30, o que conduz a fenómenos de abrasão-erosão, caso o AISI H13 *Premium* não apresente uma dureza elevada. Desta forma, é importante a realização de uma têmpera martensítica, que induza o aumento de dureza nos bicos de injeção.

Os quatro bicos de injeção foram aquecidos até garantir a dissolução do carboneto de crómio, ou seja, quando a temperatura de austenitização, é da ordem de 1060 ºC (Ramada, 2021). O aquecimento não foi feito em degraus, já que as peças em estudo são muito pequenas, não existindo a necessidade de garantir uma temperatura homogénea nas diferentes regiões. À temperatura de 1060 ºC, como observado na figura 3.42, todos os carbonetos de crómio primários, $Cr_{23}C_6$, já se encontram dissolvidos na austenite, o que se vai refletir num teor de carbono na austenite similar ao do aço, logo em durezas superiores após arrefecimento fora de equilíbrio, se se evitar a formação de carbonetos secundários durante o arrefecimento. O tempo de estágio a 1060 ºC escolhido foi de dez minutos, já que os bicos de injeção têm espessura de parede média inferior a 20 mm. O arrefecimento foi realizado em atmosfera de azoto com uma velocidade de 5 ºC/s. Com base na

figura 3.42, é de esperar que, para esta velocidade de arrefecimento, a microestrutura final seja constituída maioritariamente por martensite com reduzida percentagem de carbonetos de crómio secundários e de austenite residual (%C<0,35). A dureza final deverá ser da ordem de 595 HV30.

4.3.2 Nitruração

Após o tratamento térmico a microestrutura do AISI H13 *Premium* é composta por uma matriz martensítica, saturada em carbono e com os diferentes elementos de liga que constituem o aço.

A nitruração consiste na introdução de azoto por difusão na camada superficial do aço, através da dissociação do amoníaco, formando soluções sólidas ricas em azoto, elemento intersticial, logo endurecedor, ou camada de nitretos. Este processo é aplicado quando se pretende conferir às peças uma dureza superficial elevada e uma grande resistência ao desgaste abrasivo. A camada superficial branca (*compound layer* na figura 3.47) contribui para melhorar também o comportamento do bico de injeção à corrosão e à fadiga térmica. Na verdade, a camada nitrurada (figura 3.47) provoca ainda tensões de compressão, que aumentam consideravelmente a resistência à fadiga. A temperatura de nitruração é da ordem dos 500 a 530 ºC. Esta temperatura subcrítica garante que não ocorram transformações estruturais, que poderiam levar a variações dimensionais. A existência de elementos de liga como o crómio, molibdénio e vanádio no AISI H13 *Premium* (anexo B) permite a formação de nitretos especiais na superfície, que aumentam a dureza superficial. Nos aços de trabalho a quente, neste caso o AISI H13 *Premium*, a nitruração também evita a aderência de certos metais, como as ligas de zinco e alumínio, retardando a sua erosão por parte do metal injetado.

A camada superficial pode ser constituída pela: fase ε ($Fe_{2-3}N$), a fase γ (Fe_4N) ou a sua mistura ($\varepsilon + \gamma$). O potencial de nitruração da atmosfera utilizada afeta diretamente a composição fásica e a cinética de nitretos (Polat et al., 2012).

Através do contacto com a empresa (Thyssenkrupp, 2021), foi realizada a nitruração dos bicos de injeção, que já tinham sido temperados. A figura 4.6, mostra os diversos estágios a que as peças foram submetidas durante a nitruração.

Inicialmente, o forno foi aquecido gradualmente durante três horas até à temperatura de 530 ºC, de forma a que o aumento de temperatura nas peças fosse também gradual e homogéneo. A mistura gasosa usada durante o processo de difusão era constituída por 50% NH_3, 45% N_2 e 5% CO_2, permanecendo os bicos de injeção no forno durante 10 horas a 530 ºC. Passadas 13 horas desde o início do processo, a temperatura do forno foi programada para 100 ºC, podendo os bicos de injeção arrefecer gradualmente. Durante o arrefecimento não deve existir a entrada de ar no forno, caso contrário as peças ficam com uma tonalidade azulada. Do processo de nitruração realizado é de esperar uma camada nitrurada de 0,1 mm. O relatório completo do processo de nitruração realizado pode ser consultado no anexo D.2.

A utilização de nitruração, como descrito anteriormente, é muito importante no aumento da resistência ao desgaste e corrosão, sendo por isso imperativo que seja sempre realizada, evitando o efeito de erosão e abrasão do *zamak* 5, no canal interior do bico de injeção. A utilidade da nitruração na superfície cónica será estudada com maior detalhe no sub-capítulo 4.3.3.

A temperatura de permanência dos bicos de injeção no forno, no processo de nitruração, contribui também para o revenido do AISI H13 *Premium* temperado previamente.

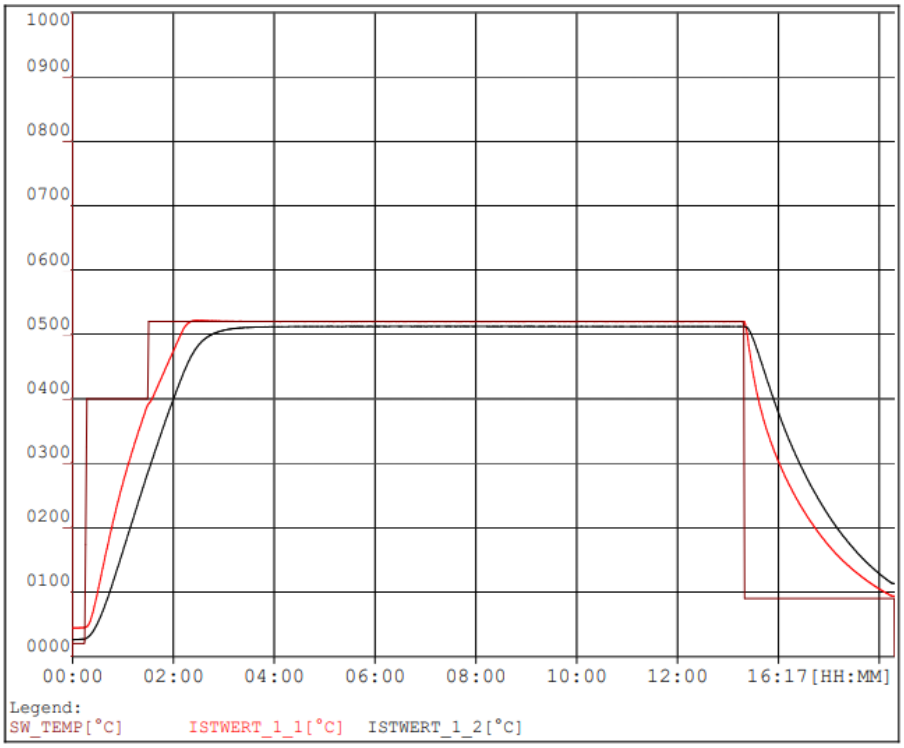


Figura 4.6: Ciclo térmico de nitruração selecionado para os bicos de injeção: Linha preta- Temperatura do núcleo da peça / Linha vermelha- Temperatura do forno / Linha castanha- Temperatura programada

4.3.3 Revestimento com filmes finos em TiAlN

A zona exterior da camada nitrurada pode ser ainda melhorada pela presença de um revestimentos. A capacidade da camada nitrurada não sofrer esmagamento está dependente da dureza do AISI H13 *Premium*. Durante o funcionamento da ZM100 as temperaturas podem ultrapassar a temperatura de revenido, implicando a queda de dureza nos bicos de injeção. De um modo geral, a diminuição de dureza não influencia a qualidade da camada nitrurada, pois nos canais interiores onde passa o metal líquido, não existem esforços de compressão. No entanto, na zona de contacto cónica há uma tensão de interferência assim como, de forma cíclica, a aplicação de esforços de compressão e choque, provenientes do contacto do bico de injeção com a moldação.

A zona de contacto cónico está assim sujeita a um eventual esmagamento e deterioração da camada nitrurada, o que vai comprometer a sua capacidade de resistir ao desgaste provocado pela possível formação de uma película de *zamak* 5.

Para contornar o desgaste acelerado e evitar a degradação da superfície de contacto cónica, é proposta a utilização de um revestimento por um filme fino de TiAlN, que cobre toda a superfície exterior do bico de injeção. Para isso, três bicos nitrurados foram revestidos (TEandM, 2021).

4.3.3.1 TiAlN

O TiAlN é considerado um revestimento de filme fino com capacidade de suportar temperaturas até 700 ºC sem perder a sua estabilidade, mas a temperaturas de 800 ºC sofre oxidação total. A sua introdução no mercado começou nos anos 80, com o intuito de substituir o TiN, até aí utilizado. A presença do alumínio na composição do revestimento confere-lhe uma melhor resistência à oxidação e à abrasão. Isto deve-se à formação de uma camada superficial de óxido de alumínio amorfo, que dificulta a passagem de oxigénio para o interior do substrato (bico de injeção), protegendo o AISI H13 *Premium* da oxidação (Barshilia et al., 2005).

Este tipo de revestimento superficial é muito utilizado em casos em que existe perigo de desgaste, corrosão e oxidação. A temperaturas relativamente baixas o revestimento apresenta uma dureza de 38 GPa (nanoindentação), mas quando a temperaturas próximas de 700 ºC a dureza cai para 28 GPa. A aplicação deste revestimento também pode ser utilizada a elevadas temperaturas, onde forma uma camada de óxido de alumínio, Al_2O_3, que apresenta como propriedades baixo coeficiente de atrito e elevada resistência à corrosão. Esta camada de óxido vai-se regenerando à medida que vai sendo consumida (Barshilia et al., 2005; BryCoat, 2021).

Para o caso do acoplamento cónico, as propriedades mais importantes deste tipo de revestimento, para além da sua capacidade de trabalhar a temperaturas de injeção do *zamak* 5, são a de possuírem uma espessura uniforme reduzida, cerca de 3 μm, o que permite a correta definição das tolerâncias do contacto, e a capacidade de criar uma ligação muito forte com o substrato, impedindo que o revestimento frature ou se destaque (BryCoat, 2021).

Segundo (Torres et al., 2010), a realização da nitruração antes da aplicação do revestimento deve-se ao facto das superfícies nitruradas melhorarem a adesão do revestimento. Além disso, revestimentos finos, até 3 μm, quando aplicados sobre substrato nitrurado, apresentam maior dureza do que quando aplicados em substrato não nitrurado (figura 4.7). No entanto, não apresentam variação de dureza com a alteração das caraterísticas da nitruração, pelo que, mesmo que exista diminuição de dureza ou danificação da camada nitrurada, o revestimento deve continuar a apresentar elevada dureza.

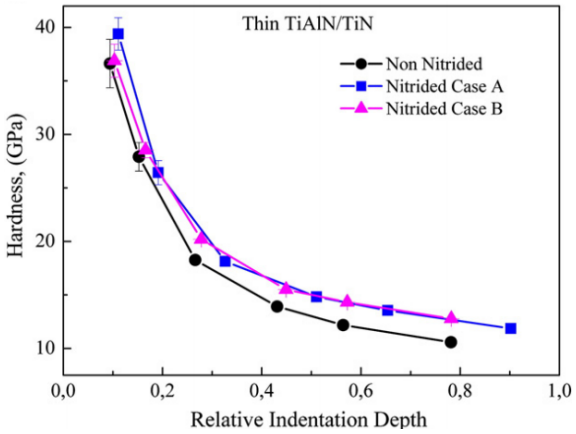


Figura 4.7: Relação dureza do revestimento TiAlN para diferentes profundidades em substrato nitrurado e não nitrurado (Torres et al., 2010)

4.3.4 Comparação de dureza entre bicos de injeção nitrurados e revestidos

Os bicos de injeção após nitruração e revestimento com TiAlN (figura 4.8) foram sujeitos a ensaios de dureza, de forma a poder comparar as duas opções. Os resultados dos vários ensaios estão compilados na figura 4.9, pelo que é possível verificar o aumento de dureza quando na superfície nitrurada é aplicado um revestimento em TiAlN. Este revestimento é muito fino apresentando sensivelmente 3 μm de espessura, pelo que é normal a disparidade de valores entre a dureza teórica do TiAlN e a obtida experimentalmente, já que, como se utilizou um ensaio de dureza *Vickers* (HV05), o efeito da indentação pode integrar o efeito do substrato.



Figura 4.8: Bico de injeção nitrurado e revestido com TiAlN (esq.) / Bico de injeção nitrurado (dir.)

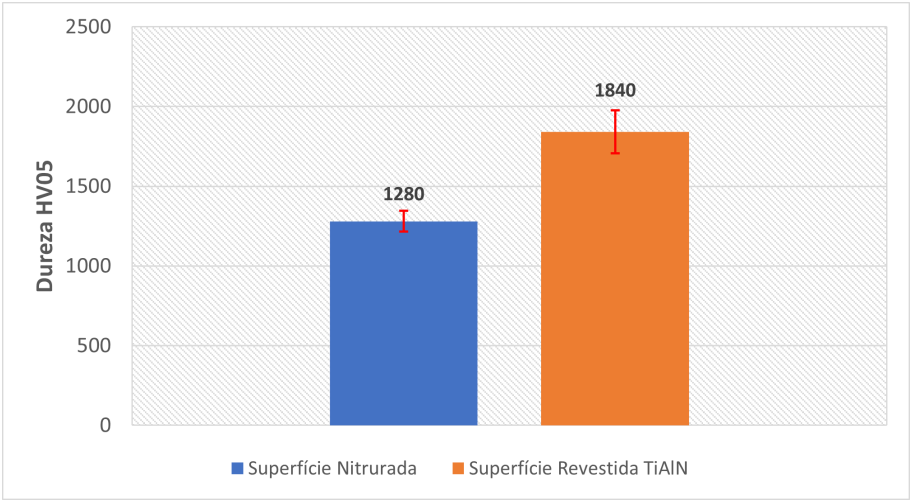


Figura 4.9: Comparação de dureza entre superfície do bico de injeção nitrurada com e sem revestimento de TiAlN

A utilização do revestimento em TiAlN, para além de aumentar a dureza e a resistência ao desgaste do bico de injeção, vai providenciar uma barreira física, entre o meio e a superfície do bico de injeção (substrato). Esta barreira física terá dois efeitos importantes: impedirá que o *zamak*

5 atue como eletrólito, não se conseguindo formar uma pilha galvânica, e protege o substrato do desgaste provocado pelo óxido de zinco, mesmo que este sofra algum tipo de fissuração. Assim a geometria do bico de injeção vai manter-se durante mais tempo.

4.3.5 Estudo de resistência dos bicos de injeção a altas temperaturas em *zamak* 5

A simulação das condições de funcionamento a que os bicos de injeção trabalham durante a injeção é impossível de recriar, já que a máquina ZM100 não se encontra em funcionamento. De forma a conseguir estudar a resistência dos novos bicos de injeção às temperatura de funcionamento, dois bicos nitrurados e revestidos com TiAlN foram mergulhados em *zamak* 5 durante 48 horas, sendo que um se encontrava num forno a 500 ºC e o outro a 550 ºC (figura 4.10).

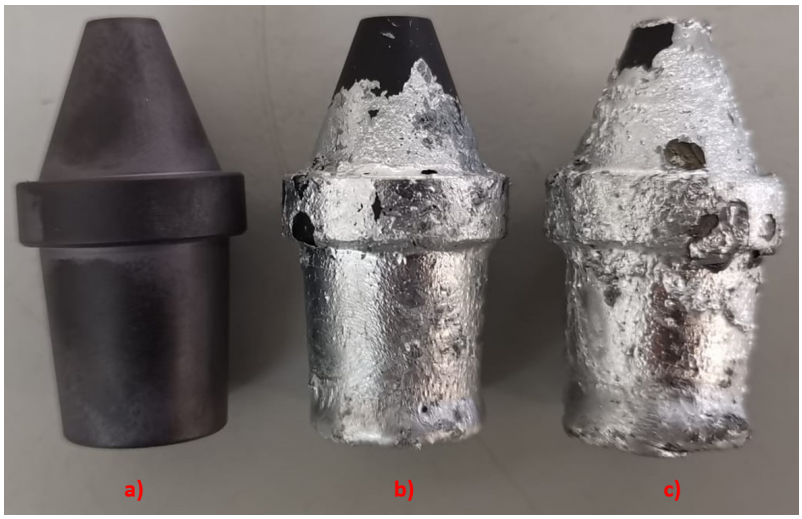


Figura 4.10: Bicos de injeção: a) - (Controlo); b) - (500 ºC); c) - (550 ºC)

Após a realização do ensaio os bicos de injeção foram cortados a metade com uma serra metalográfica, de forma a poderem ser analisado em termos de dureza e de microestrutura.

Da análise de dureza é possível concluir que tanto a amostra a) (controlo), como a amostra b) (500 ºC) apresentam uma dureza média de 481 HV30. Esta dureza é a obtida através do revenido a 530 ºC, durante a nitruração. Segundo o (Ramada, 2021), o revenido a 530 ºC para o AISI H13 *Premium* apresenta um pico de dureza, tal como representado na figura 3.43. No entanto para a amostra c) (550 ºC) a dureza apresenta uma queda significativa para os 385 HV30, o que seria de esperar já que a temperatura de revenido foi ultrapassada.

De seguida, as amostras foram polidas e atacadas com nital 5%, podendo ser observadas ao microscópio. Esta análise é de grande importância, já que permite comparar o estado da superfície e o comportamento do revestimento, para temperaturas acima e abaixo da temperatura de revenido da peça. Na figura 4.11, é possível observar, para a amostra a), a microestrutura, a camada nitrurada, zona de difusão e o revestimento fino com TiAlN.

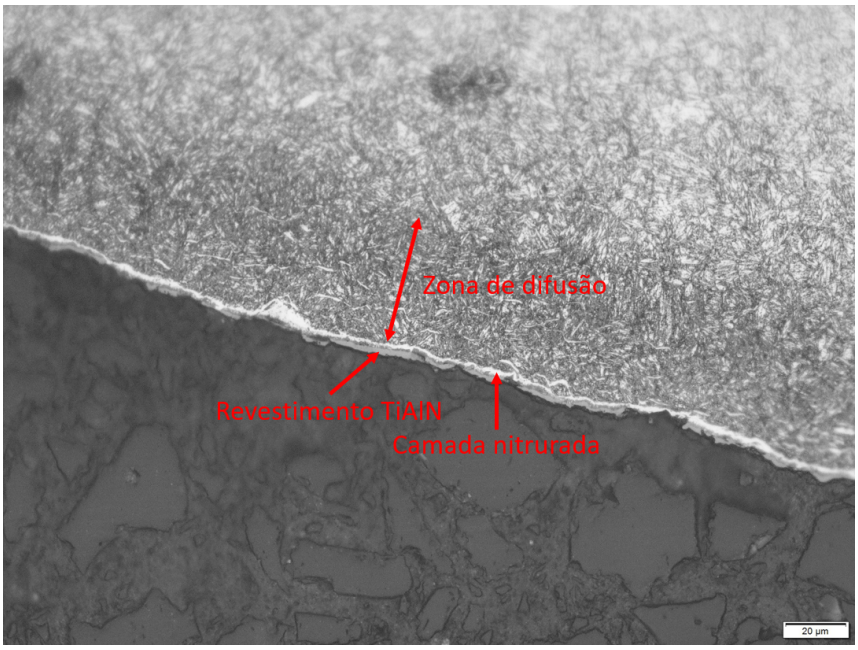


Figura 4.11: Representação da microestrutura e revestimento do bico de injeção amostra a) (controlo) e b) (500 ºC)

Quando comparadas as amostra a) e b) são idênticas não existindo deterioração da geometria, revestimento e camada nitrurada. No entanto, tal como observado na figura 4.12, a amostra c) existe a remoção do revestimento e o desaparecimento da camada nitrurada, pelo que a geometria da superfície do bico de injeção se torna irregular e ondulada.

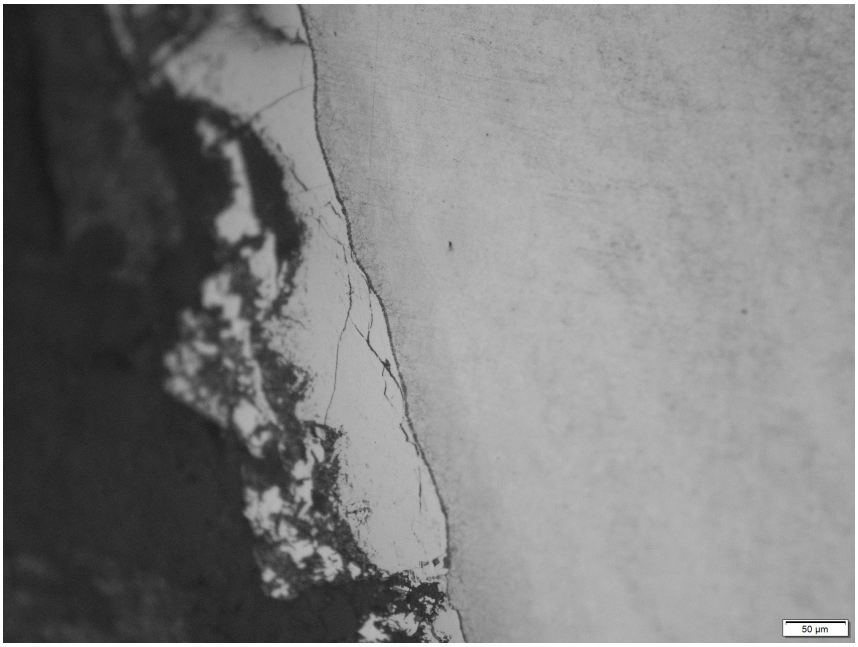


Figura 4.12: Representação da microestrutura e revestimento do bico de injeção amostra c) (550 ºC)

Concluindo, o controlo de temperatura é extremamente importante, pois, temperaturas acima da temperatura de revenido e nitruração (530 ºC), não só diminuem a dureza do substrato, como destroem a camada nitrurada, provocando a deterioração do revestimento em TiAlN.

4.3.6 Outros aços

Segundo (Gellings e De Jongh, 1967), durante o funcionamento a elevada temperatura a formação de carbonetos de crómio, tal como descrito no sub-capítulo 3.8.4, tem um efeito nocivo na qualidade e manutenção das propriedades da superfície. A formação de carbonetos de crómio pode ser evitada através da adição de elementos de liga com maior carácter carborígeno. Os elementos de liga mais utilizados para este fim são o molibdénio, o tungsténio e o vanádio. O aço rápido mais utilizado para trabalho a quente, continuando a apresentar resistência ao impacto semelhante ao AISI H13 *Premium*, é o AISI M2. A composição química do AISI M2 pode ser consultada na tabela 4.3.

Tabela 4.3: Composição química do AISI M2 através do programa *CES* (Ansys, 2021)

Elementos	C	Cr	Mn	Mo	W	Si	V	Fe
[% pond.]	0,78-0,8	3,75-4,5	0,15-0,4	4,5-5,5	5,5-6,75	0,2-0,45	1,75-2,2	Balanço

O aço contém na sua composição elevadas concentrações de elementos de liga com maior poder carborígeno que o crómio. Estes têm possibilidade de, se formados durante o revenido, como é o caso do carboneto de vanádio, contribuir para o endurecimento por precipitação, atingindo a 550 ºC durezas da ordem de 700 HV30 (Ramada, 2021).

No entanto, a opção enunciada poderá não ser industrialmente sustentável, dado que o preço do AISI M2 se aproxima de 35 euros por quilograma, muito mais caro do que o AISI H13 *Premium* que é da ordem dos 7 euros por quilograma, e a têmpera realizada a mais de 1100 ºC acarreta também um aumento de custo do tratamento térmico.

4.3.7 Proposta de melhoria do controlo de temperatura na zona do bico de injeção

O controlo de temperatura, tal como descrito no sub-capítulo 3.6.1, é realizado por quatro resistências em cartucho (800 W e 230 V) que são controladas por um termopar inserido por cima do canal de injeção, junto do bico de injeção. No decorrer desta dissertação foi possível verificar que as temperaturas atingidas, aquando do processo de injeção, ultrapassavam as temperaturas recomendadas para injeção de *zamak* 5, inferiores a 530 ºC. As temperaturas acima dos valores recomendados não só prejudicam a qualidade da peça injetada, como aceleram a queda de dureza do bico de injeção, que aumenta a severidade dos diversos efeitos de desgaste estudados no sub-capítulo 3.8.4. Desta forma, o controlo da temperatura deve ser melhorado, assim como o delinear de limites para as temperaturas de injeção, pois nem sempre a falta de enchimento, tal como estudado no capítulo 3.7, está relacionada com a temperatura de injeção, sendo, a partir de certa temperatura, nociva para os diversos componentes da máquina ZM100.

Para permitir um melhor controlo da temperatura, sem grandes alterações na bomba de injeção, é recomendada a troca das resistências existentes, por resistências em cartucho com especificações semelhantes, mas com termopar incluído. A temperatura medida no termopar perto do bico de injeção é insuficiente no controlo recomendado da temperatura, pois a temperatura verificada nas resistências é muito superior. Assim, com a implementação das novas resistências em cartucho, a medição local da temperatura permite a limitação das temperaturas que as resistências podem atingir.

Segundo o fornecedor (Maxiwatt, 2021), os cartuchos podem ser construídos com termopar incorporado, em qualquer ponto do cartucho, a pedido do cliente. As vantagens de incorporar sistemas de medida de temperatura são inumeráveis: aumento considerável da vida útil do cartucho, precisão da temperatura localizada e poupança energética. As novas resistências em cartucho permitem ainda a distribuição personalizada da potência disponibilizada, sendo possível distribuir de forma mais otimizada o aquecimento da região da bomba de injeção fora do cadinho.

O controlo da temperatura da bomba na região do bico de injeção vai permitir que as temperaturas nele atingidas, durante o processo de injeção, não ultrapassem muito a temperatura de revenido, 530 ºC, impedindo que a dureza do bico de injeção desça rapidamente tornando evidente os problemas estudados no sub-capítulo 3.6.2.

Com recurso à extrapolação apresentada por (Callister e Rethwisch, 2018) (expressão 3.18), e com recurso ao parâmetro de *Larson-Miller*, obtido na figura 3.50, para uma tensão de 130 MPa é possível obter, na figura 4.13, a relação entre a temperatura de funcionamento e o tempo antes de rotura por fluência.

A utilização de temperaturas progressivamente mais baixas, principalmente abaixo dos 550 ºC, permite trabalhar mais de 10000 horas (figura 4.13) antes de rotura, deixando a fluência de ser um fator limitante.

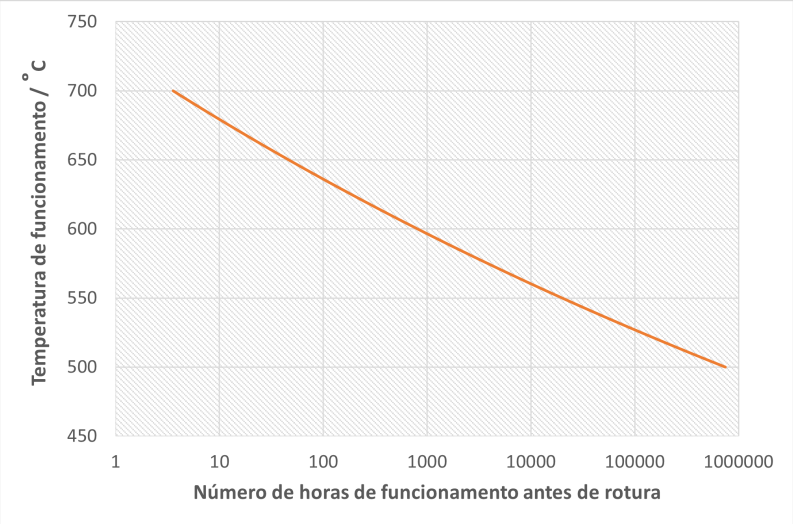


Figura 4.13: Relação entre a temperatura de funcionamento do bico de injeção e o tempo de rotura por fluência

Capítulo 5

Proposta construtiva do novo sistema de fecho e moldação

O equipamento existente na empresa (figura 5.1) apresenta, tal como verificado no sub-capítulo 3.5.5, diversos problemas resultantes do desconhecimento de fatores importantes, durante o dimensionamento dos componentes do sistema de fecho e moldação.

Neste capítulo serão redimensionados os componentes do sistema de fecho (figura 5.2), assim como a introdução de melhorias, com o intuito de facilitar as operações de manutenção e melhorar a rentabilidade do equipamento

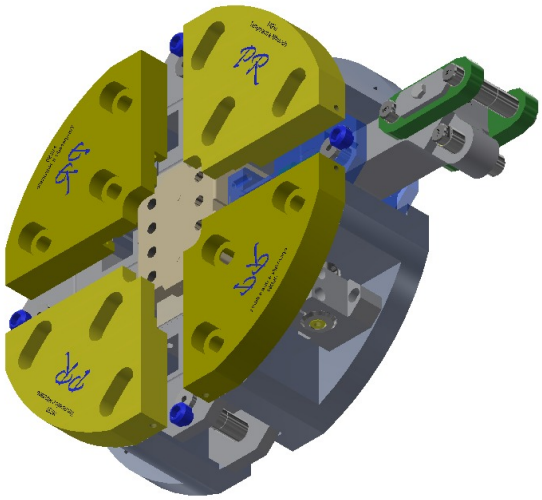


Figura 5.1: Sistema de fecho antigo

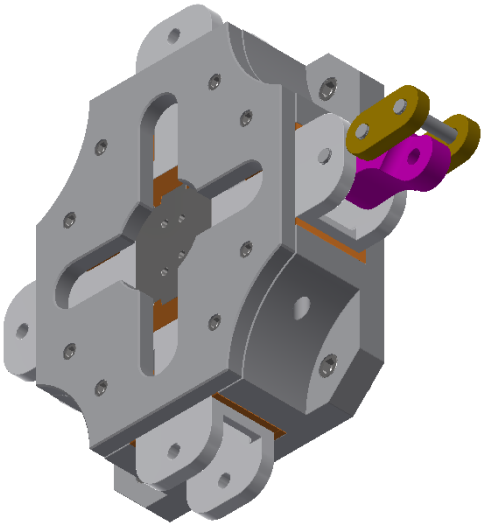


Figura 5.2: Sistema de fecho novo

O dimensionamento do equipamento passará pelo estudo dos seguintes componentes:

- Corpo da moldação;
- *Interlocks*;
- *Slider*;

- Sistema de guiamento e placas de guiamento;
- Casquilhos, pinos e anéis elásticos;
- Sistema de fecho em tesoura.

5.1 Dimensionamento do corpo da moldação e *interlocks*

O dimensionamento da moldação é um dos pontos mais importantes, já que a sua dimensão e geometria afeta todos os componentes do sistema, principalmente os *interlocks*, os sliders e, por consequência, todo o corpo de guiamento.

As moldações anteriormente utilizadas apresentavam uma enorme deficiência em termos térmicos, já que o seu atravancamento não permitia a implementação de um sistema de refrigeração eficiente que garantisse o correto controlo da temperatura da moldação, ao longo dos diversos ciclos de injeção.

Para garantir o correto atravancamento da moldação, foi utilizada como base a moldação da peça DAG (figura 4.4), encomendada pelo Grupo PR. Assim é possível garantir que o corpo da moldação apresentará o atravancamento necessário à sua correta refrigeração.

O corpo da meia moldação (figura 5.3) passará a ter uma área de 150×100 mm na zona de contacto entre as duas meias moldações e 170×100 mm na zona de contacto com o *slider*. O corpo da meia moldação terá 60 mm de comprimento e será fabricado em aço 1.2379 (anexo B), com uma dureza entre os 58 e os 62 HRC.

No interior do corpo da moldação encontra-se um postiço (figura 5.4) fabricado em AISI H13 *Premium*, com módulo de *Young* de aproximadamente 205 GPa para as temperaturas de funcionamento (anexo B). A utilização de aço para trabalho a quente no postiço tem como objetivo suportar melhor a fadiga térmica e ataque erosivo da liga de *zamak* 5. O postiço apresenta um atravancamento de 126×80 mm e deverá ser temperado até uma dureza entre os 46 e os 50 HRC (Ramada, 2021).

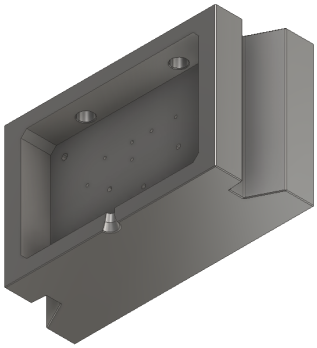


Figura 5.3: Corpo da moldação

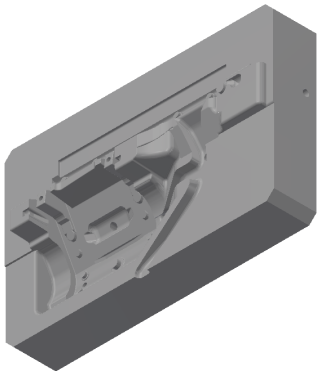


Figura 5.4: Postiço

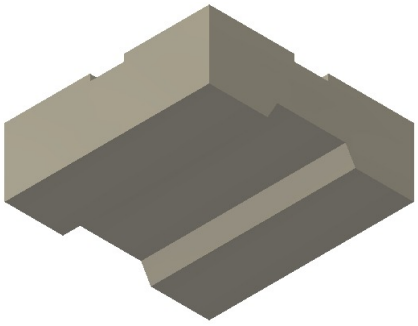


Figura 5.5: Antiga geometria do *interlock*

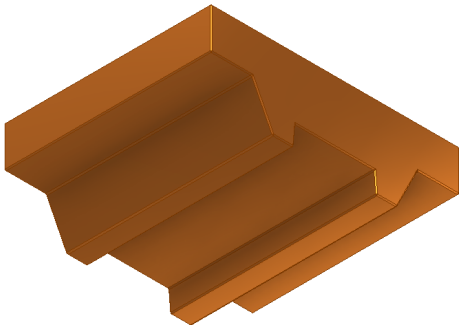


Figura 5.6: Nova geometria do *interlock*

Da análise numérica do deslocamento máximo da moldação no sub-capítulo 3.5.7, foi possível concluir que a geometria dos *interlocks* (figura 5.5) e da moldação (figura 3.35) não era a mais adequada para impedir a flexão da moldação durante a injeção.

Para contornar o fenómeno de flexão excessiva que existia na moldação, o formato dos *interlocks* foi totalmente repensado (figura 5.6), sendo criadas mais zonas de contacto, que aumentam a rigidez do sistema e impedem a sua deformação elástica excessiva nas zonas de contacto entre meias moldações.

Os *interlocks*, tal como na ZM100 atual, serão produzidos em aço 1.3343, apresentando um módulo de *Young* de 227 GPa.

Os desenhos técnicos dos corpos das meias moldações, postiços e *interlocks* encontram-se disponíveis no anexo F.

5.2 Dimensionamento dos *sliders*

Os *sliders* devem apresentar duas caraterísticas fundamentais, para que o seu desempenho durante os ciclos de injeção seja satisfatório.

Primeiramente, devem ser capazes de trabalhar sem deformar plasticamente e com o mínimo de deformação elástica, tornando o sistema o mais rígido possível. A rigidez do *slider* diminui a deformação da moldação, melhorando as tolerâncias geométricas da peça final e impedindo a formação de rebarbas excessivas.

Em segundo lugar, devem apresentar uma cavidade interior que permita a introdução de uma placa extratora com dimensão suficiente para a correta disposição dos extratores.

O equilíbrio destes dois fatores pode ser difícil de controlar já que, se a cavidade da placa extratora for demasiado grande para o *slider* dimensionado, as paredes laterais ficam demasiado finas e frágeis. Isto pode levar a uma elevada deformação elástica ou, em casos mais graves, à destruição da superfície lateral por desgaste da passagem da placa extratora.

Para garantir os requisitos da placa extratora, sem que a rigidez estrutural do *slider* fosse comprometida, foi desenhada uma secção de 100×60 mm (anexo F), passante pela totalidade do *slider*, que aloja a placa de extratores. A comparação entre o slider antigo e novo pode ser observado nas figuras 5.7 e 5.8.

O desenho técnico do novo *slider* encontra-se disponível no anexo F.

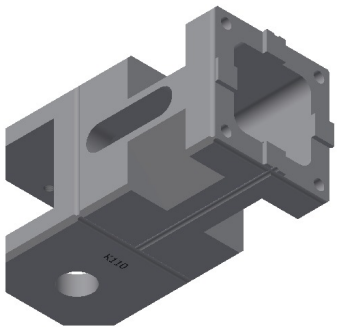


Figura 5.7: Antiga geometria do *slider*

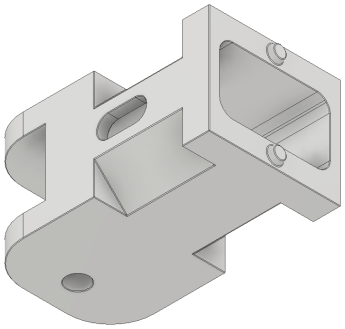


Figura 5.8: Nova geometria do *slider*

Na superfície lateral do *slider* foram maquinadas dois furos oblongos que permitem a translação sobre a placa extratora. Assim, durante os ciclos, existe o avanço e recuo dos extratores que possibilitam a correta desmoldação da peça final. Este será produzido em aço 1.2379, apresentando um módulo de *Young* de aproximadamente 208 GPa para temperaturas inferiores a 100 ºC.

5.3 Dimensionamento do sistema de guiamento

O sistema de guiamento necessita de mudanças, no entanto a opção construtiva utilizada terá por base o equipamento já existente.

Neste capítulo, serão estudados os pontos fundamentais ao correto guiamento do *slider*, durante o seu movimento de avanço e recuo.

Primeiramente, será realizado o dimensionamento do corpo de guiamento (figura 5.9), que garante o guiamento do *slider* na direção horizontal. Este será produzido em aço de construção ligado 1.2311 (anexo B), já que se apresenta como uma solução económica para este componente, não necessitando de nenhuma propriedade especial, exceto garantir tolerâncias.

De seguida, será abordado o dimensionamento da tampa de guiamento (figura 5.10), que garante o guiamento da direção perpendicular a placa de base da ZM100. Esta será produzida em AISI H13 *Premium*, com têmpera e nitruração.

No sub-capítulo 5.3.2, será feita a otimização do sistema de guiamento, através da introdução de placas de guiamento, com o intuito de aumentar o tempo de vida dos componentes, diminuir as operações de manutenção e proporcionar maior sustentabilidade ao equipamento.

5.3.1 Corpo e tampa de guiamento

O corpo e tampa de guiamento foram aumentados (figura 5.9 e 5.10) relativamente ao guiamento antigo (figura 3.9), já que todo o sistema necessita de ser aumentado, para comportar o novo atravancamento da moldação e *interlocks*. Estas dimensões geométricas superiores vão permitir a

introdução de placas de guiamento e do correto posicionamento dos elementos de ligação e apoio da placa extratora.

Os desenhos técnicos detalhados do corpo e tampa de guiamento podem ser consultados no anexo F.

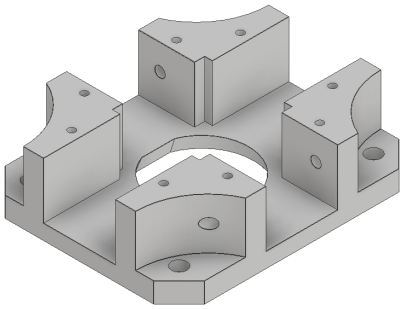


Figura 5.9: Corpo de guiamento

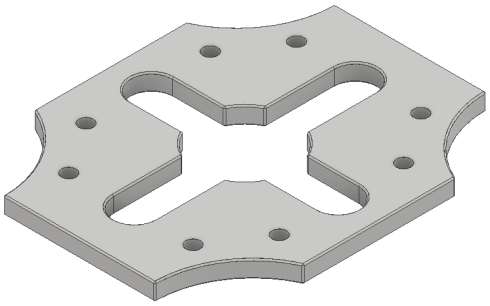


Figura 5.10: Tampa de guiamento

5.3.2 Placas de guiamento

A utilização de placas de guiamento é importante no aumento do tempo de vida do corpo de guiamento. Através da sua utilização, o desgaste provocado pelo *slider*, material de maior dureza, é concentrado nas placas de guiamento. Assim, quando o desgaste ultrapassa a tolerância permitida pelo ajustamento existente na interface de deslizamento, as placas podem ser substituídas sem a necessidade de substituir o corpo de guiamento, que em geral torna a operação mais onerosa quer em termos monetários, quer temporais.

No novo sistema de guiamento existirão quatro tipos diferentes de placas de guiamento. Na região de contacto com os *sliders* que transportam as meias moldações, as placas terão uma geometria retangular de 110×100 mm com 10 mm de espessura e necessitarão de ser furadas para poder albergar o apoio da placa de extratores. Nas regiões em contacto com os *sliders* que transportam os *interlocks*, as placas serão ligeiramente maiores, 150×100 mm, com 10 mm de espessura. Nas regiões inferiores aos *sliders*, existirão dois tipos diferentes de placas de guiamento, o primeiro tipo com 150×140 mm e o segundo com 140×110 mm, ambos com 10 mm de espessura.

Para que se possa realizar a correta escolha do material, através da lei de *Archard*, é necessário conhecer o ajustamento existente na zona de movimento dos *sliders*, assim como a força a que este está sujeito, durante esse mesmo movimento.

5.3.2.1 Tolerâncias do deslizamento

Segundo (Morais, 2006), para garantir os parâmetros descritos na tabela 5.1 num movimento guiado com dimensão nominal de 120 mm, é recomendado optar por um ajustamento H7/g6.

Para um ajustamento H7/g6, é necessário obter as folgas máxima e mínima, (expressões 5.1 e 5.2), de forma a conseguir determinar o intervalo de valores admissíveis. Com este intervalo é possível limitar o desgaste e determinar o tempo de funcionamento das placas de guiamento.

Tabela 5.1: Descrição das caraterísticas de um ajustamento H7/g6

Classe	Deslizante
Montagem	À mão
Caraterísticas	Movimentos guiados com exatidão
Aplicações	Guiamentos

$$F_{max} = ES - ei = 35 - (-34) = 69\ \mu m \tag{5.1}$$

$$F_{min} = -es = -(-12) = 12\ \mu m \tag{5.2}$$

Através da expressão 5.3 é possível determinar a folga média, 41 μm.

$$F_{med} = \frac{F_{max} + F_{min}}{2} \tag{5.3}$$

As folgas máxima e média permitem determinar o intervalo no qual a espessura da placa pode variar, limite de folga, sem que as caraterísticas do ajustamento sejam comprometidas. O limite da folga, L_{folga}, pode ser calculado através da expressão 5.4.

$$L_{folga} = F_{max} - F_{med} = 69 - 41 = 28\ \mu m \tag{5.4}$$

5.3.2.2 Forças desenvolvidas no movimento

Com recurso à expressão 3.9, é possível determinar a variação da força F_A^y em relação ao ângulo de fecho *theta* (θ), figura 5.11. Por uma questão de simplicidade, de forma a garantir o dimensionamento para o pior caso possível, será assumida uma força constante durante todo o movimento, que terá um valor de 120 N, valor máximo observado na figura 5.11, multiplicado por um fator de segurança de 2, 240 N (F_N).

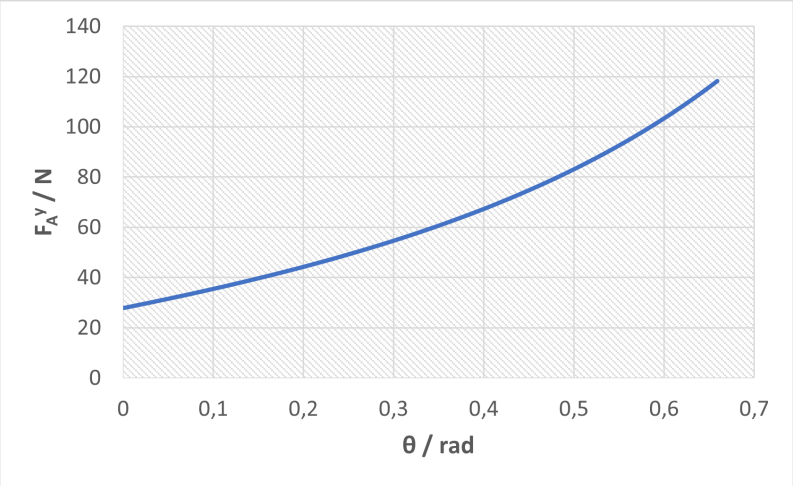


Figura 5.11: Relação da força em y no ponto A e o ângulo de abertura *theta* (θ)

5.3.2.3 Aplicação da *lei de Archard*

A lei de *Archard* pode ser descrita pela expressão 5.5. O volume máximo de desgaste (Q) é calculado através do limite da folga (L_{folga}), 0,028 mm, e da área da placa de guiamento de menor dimensão, 110×100 mm, o que representa uma área de 11000 mm^2. Com estes valores é possível obter o valor de volume máximo de desgaste ($Q = L_{folga} \cdot A_{placaguia}$) igual a 308 mm^3.

$$Q = \frac{K}{H} \cdot F_N \cdot D_d \tag{5.5}$$

O objetivo do dimensionamento é obter a distância de deslizamento permitida na superfície (D_d) até que o volume estipulado (Q) seja removido. O último dado a obter é o coeficiente de desgaste específico ($k = \frac{K}{H}$) do material escolhido para a constituição das placas de guiamento.

Para garantir uma elevada resistência ao desgaste, diminuindo a necessidade de manutenção e troca das placas guia, será escolhido o aço ferramenta para trabalho a quente AISI H13 *Premium* com nitruração da superfície, o mesmo material utilizado na tampa de guiamento. A vantagem da utilização de superfícies nitruradas pode ser consultada no sub-capítulo 2.5.

Segundo (Ruihua et al., 2012), é possível obter para o AISI H13 com nitruração a 450 Pa, pior caso possível, um coeficiente de desgaste específico de $3 \cdot 10^{-15}$ ($\frac{m^3}{N \cdot m}$), (figura 5.12).

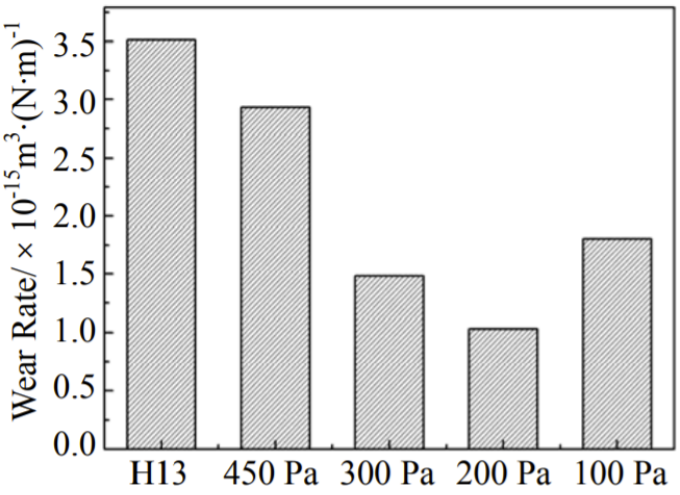


Figura 5.12: Coeficiente de desgaste específico para o AISI H13 sem nitruração e com nitruração a diferentes pressões (Ruihua et al., 2012)

Fazendo a substituição dos valores na expressão 5.5 é obtida a expressão 5.6.

$$308 \cdot 10^{-9} = 3 \cdot 10^{-15} \cdot 240 \cdot D_d \tag{5.6}$$

Da expressão 5.6, é calculada uma distância de deslizamento admissível (D_d) de 427778 m ou 427778000 mm. Em cada ciclo, o *slider* avança e recua 25 mm num total de 50 mm/ciclo. Dividindo o primeiro valor pelo segundo é obtido o número de ciclos admissíveis antes da manutenção, 8555560 ciclos. Assumindo que a máquina consegue injetar 10 peças por minuto, é obtido

um tempo útil de funcionamento de 14259 horas. Assumindo que a máquina trabalha 24 horas por dia 5 dias por semana, será espectável necessitar de manutenção de 2 em 2 anos.

O resultado obtido é muito conservador, dando apenas uma ideia do tempo de vida para a pior das situações, sendo que o efeito do desgaste não será o mesmo para todas as placas de guiamento.

5.3.2.4 Análise económica

Esta otimização implementada na máquina ZM100 tem como objetivo diminuir os custos de manutenção, facilitando a operação de manutenção e reduzindo o tempo de paragem. Na versão antiga, quando o tempo de vida chegava ao fim, era necessário trocar o corpo de guiamento (figura 3.9).

O estudo realizado na tabela 5.2 ajuda a compreender a variação monetária relativa ao preço dos materiais, operações de maquinagem e custos associados a tratamentos térmicos e revestimentos.

Tabela 5.2: Comparação económica das opções construtivas

	Opção Antiga		**Opção Proposta**	
	Corpo Guia	**Placas Guia**	**Corpo Guia**	**Placas Guia**
Material	AISI H13	-	1.2311	AISI H13
Massa [Kg]	82	-	77	5
Custo Material [€/Kg]	6,8	-	1,9	6,8
Custo Maquinagem [€]	300	-	300	380
Custo Têmpera [€/Kg]	4,62	-	-	4,62
Custo Nitruração [€/Kg]	3,21	-	-	3,21
Custo Operações [€]	1500	-	447	453
Custo Total [€]	**1500**		**900**	

Da tabela 5.2, pode concluir-se que a nova proposta construtiva é bastante mais económica, baixando o valor total de investimento inicial de 1500 para 900 euros, já que a introdução de placas guias permite a utilização do aço de construção ligado 1.2311 no corpo de guiamento, não exigindo têmpera ou nitruração.

Para além disso, ao fim do tempo de vida das placas de guiamento, aproximadamente dois anos, a operação de manutenção passará apenas pela troca das doze placas de guiamento, com um custo de apenas 453 euros. Esta opção é muito mais acessível e atraente, quando comparada com a opção antiga que obriga a troca do corpo de guiamento no valor de 1500 euros.

5.3.3 Tolerâncias do sistema de guiamento

No sub-capítulo 5.3.2.1, foi determinada a tolerância a adotar, para garantir o correto guiamento do *slider* no sistema de guiamento, T_F (H7). No entanto, a utilização de placas de guiamento cria a necessidade de determinar quais as tolerâncias a utilizar na maquinagem das placas de guiamento, T_2 e T_3, e no corpo de guiamento, T_1, representados a laranja e cinzento na figura 5.13, respetivamente.

A calha de deslizamento do *slider*, distância entre as duas placas de guiamento, apresenta uma dimensão nominal de 120 mm. Para esta dimensão, uma tolerância H7, apresenta um desvio superior, ES, de 35 μm e um desvio inferior, EI, de 0 μm. Através da expressão 5.7, é possível calcular a tolerância admissível para esta dimensão.

$$T_F = ES - EI = 35\mu m - 0\mu m = 35\ \mu m \tag{5.7}$$

As placas de guiamento apresentam a mesma dimensão nominal, sendo válido considerar que a tolerância utilizada para ambas vai ser igual, logo T_2=T_3.

Segundo (Morais, 2006), as diversas tolerâncias podem correlacionar-se pela expressão 5.8.

$$T_F = T_1 + 2 \cdot T_2 \tag{5.8}$$

A determinação de ambas as tolerâncias T_1 e T_2 necessita que uma delas seja arbitrada. Para uma distância nominal de 140 mm, distância entre as paredes do corpo de guiamento, será arbitrada uma tolerância H5, T_1. Desta forma, ES e EI apresentarão valores de 18 μm e 0 μm. Através da expressão 5.9, é possível calcular a tolerância admissível para esta dimensão.

$$T_1 = ES - EI = 18\mu m - 0\mu m = 18\ \mu m \tag{5.9}$$

A substituição dos valores obtidos nas expressões 5.7 e 5.9 na expressão 5.8 permitem calcular o valor da tolerância T_2. O valor obtido para T_2 será de 8,5 μm. Segundo (Morais, 2006), para uma dimensão nominal de 10 mm a tolerância que mais se aproxima do necessário é h6, 9 μm.

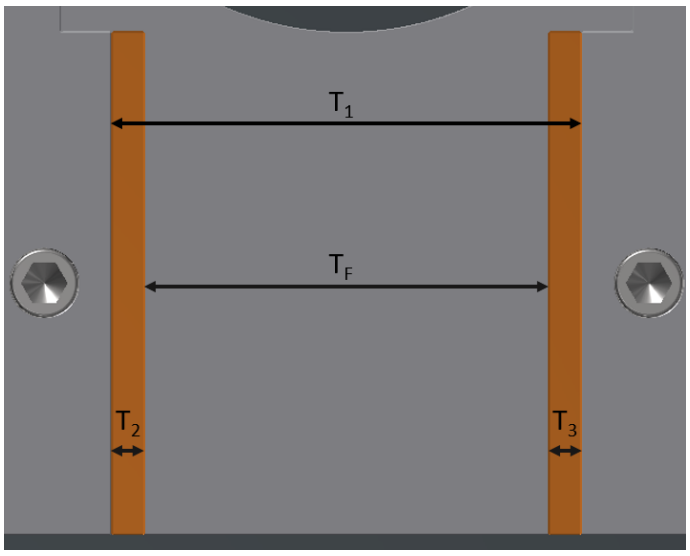


Figura 5.13: Representação das tolerâncias necessárias ao correto guiamento do *slider*

Na tabela 5.3, estão representados os ajustes de tolerâncias escolhidos para cada um dos elementos do sistema de guiamento, de forma a garantir as caraterísticas impostas anteriormente.

Tabela 5.3: Tolerâncias do sistema de guiamento do *slider*

Elemento	Identificação	Tolerâncias	Dimensões [mm]
Corpo de guiamento	D_1	H5	$140^{+0,018}_{-0,000}$
Placas de guiamento	D_2 e D_3	h6	$10^{+0,000}_{-0,009}$
Calha de deslizamento	D_F	H7	$120^{+0,037}_{-0,000}$

Para confirmar que as tolerâncias determinadas para os elementos corpo e placas de guiamento garantem uma tolerância H7 na calha de deslizamento, é necessário verificar as dimensões máximas e mínimas obtidas, determinadas nas expressões 5.10 e 5.11.

$$D_{Fmax} = D_{1max} - 2 \cdot d_{2min} = (140,000 + 0,018) - 2 \cdot (10,000 - 0,009) = 120,036\, mm \quad (5.10)$$

$$D_{Fmin} = D_{1min} - 2 \cdot d_{2max} = 140,000 - 20,000 = 120,000\, mm \quad (5.11)$$

Como se pode verificar pelas expressões anteriores, é possível obter um ES de 36 μm e um EI de 0 μm. Estes valores são satisfatórios, aproximando-se muito dos valores esperados de 37 μm e 0 μm para o desvio superior e inferior, respetivamente.

5.4 Dimensionamento dos elementos de ligação

No sistema de guiamento existirão quatro tipos diferentes de ligações aparafusadas:

- Ligação da tampa de guiamento com corpo de guiamento;
- Ligação do corpo de guiamento com placa de base;
- Ligação das placas de guiamento com o corpo de guiamento;
- Ligação do apoio do sistema em tesoura com a placa de base.

A primeira ligação aparafusada é solicitada por um esforço de tração considerável, resultante da força de encosto realizada pelo bico de injeção, durante o avanço da máquina de injeção. No sub-capítulo 3.4, foi possível calcular a força de encosto do bico de injeção na moldação (10 kN).

O parafuso escolhido para realizar esta ligação foi o *Parafuso de cabeça cilíndrica com oco hexagonal ISO 4762-M14×40-10.9*. De forma a verificar a validade de utilização deste tipo de parafusos na ligação em causa, com recurso a (Morais, 2006), serão efetuados um conjunto de cálculos simples para verificar o fator de segurança dos parafuso durante o trabalho.

Nesta ligação existem oito parafusos, sendo que, por questões de simplicidade, pode distribuir-se a força pelos oito parafusos. Desta forma, cada parafuso estará sujeito a uma força de tração de 1,25 kN. Com a equação 5.12, pode calcular-se a área resistente de cada parafuso, que neste caso será 115,56 mm^2. De seguida, calcula-se a tensão de rotura e a tensão de cedência do material

dos parafusos. Para este caso em específico, foi escolhido o parafuso 10.9, o que significará que a tensão de rotura será 1000 MPa e a tensão de cedência será 90% da tensão de rotura, logo 900 MPa.

Com a equação 5.13, é possível calcular a tensão aplicada em cada parafuso, aproximadamente 11 MPa. Isto significa que os parafusos estarão sobre dimensionados com um fator de segurança de 83, podendo assim concluir que a ligação é muito resistente e qualquer esforço adicional que surja não comprometerá a integridade da ligação.

$$A_{sf} = \frac{\pi}{4} \cdot (d - 0,935 \cdot P_f)^2 \tag{5.12}$$

$$\sigma_{ced} = \frac{F}{A_{sf}} \tag{5.13}$$

A segunda ligação aparafusada, existente no sistema de guiamento, é a ligação do corpo de guiamento com a placa de base da máquina ZM100. Nesta ligação, podemos considerar que as forças aplicadas são as mesmas que existem no primeiro caso, 10 kN. Assim, para além do parafuso necessitar de cumprir a especificação de dimensão suficiente para garantir a correta ligação dos componentes, mantendo o corpo de guiamento rigidamente fixado na placa de base, também vai precisar de suportar o esforço aplicado.

Para esta ligação será utilizado o *Parafuso de cabeça cilíndrica com oco hexagonal ISO 4762-M20×40-10.9*, para o qual será feita uma verificação semelhante ao parafuso da primeira ligação estudada. Para este caso em específico foi escolhido o parafuso 10.9, o que significará que a tensão de rotura será 1000 MPa e a tensão de cedência será 90% da tensão de rotura, logo 900 MPa.

Com a equação 5.13 pode calcular-se a tensão aplicada em cada parafuso, obtendo um valor de 10,2 MPa, para uma força de 2,5 kN e uma área resistente de 245 mm^2. Isto significa que os parafusos estarão sobre dimensionados com um fator de segurança de 88.

Esta ligação necessita ainda de suportar a força criada pelo peso do corpo de guiamento, tampa de guiamento e placas de guiamento. Desta forma, será necessário dimensionar um aperto inicial, já que a ligação se encontra pré-esforçada. Através do recurso ao *Inventor*, é possível calcular os volumes dos componentes desta ligação. O corpo do guiamento apresenta um volume de 0,0095 m^3 e uma massa volúmica de 7850 kg/m^3, o que representa uma massa de 75 kg. A tampa de guiamento mais todas as placas de guiamento têm um volume de 0,0031 m^3 e uma massa volúmica de 7765 kg/m^3, representando uma massa de 24 kg. Desta forma, a ligação tem de suportar uma massa de 99 kg.

Para o cálculo do pré-esforço requerido em cada parafuso, (expressão 5.14), serão utilizados os valores da tabela 5.4 (de Castro, 2016).

$$T_{Rd} = m \cdot g = \frac{\mu \cdot N_p \cdot n_p \cdot n_s}{N} \tag{5.14}$$

T_{Rd}: Esforço resistente (N·m)

N: Fator de segurança

m: Massa total do sistema aparafusado (kg)

μ: Coeficiente de atrito

N_p: Pré-esforço em cada parafuso (N·m)

n_p: Número de parafusos

n_s: Número de planos de escorregamento

g : Constante de gravidade ($\frac{m}{s^2}$)

Tabela 5.4: Dados necessários ao cálculo do pré-esforço

g	9,81	m/s^2
N	3	-
μ	0,45	-
$\mathbf{n}_p$	4	-
$\mathbf{n}_s$	1	-

Segundo (de Castro, 2016), da expressão 5.14 é possível obter um valor de pré-esforço em cada parafuso de 1618,33 N. Para o *Parafuso de cabeça cilíndrica com oco hexagonal ISO 4762-M20×40-10.9*, pode, com a expressão 5.15, calcular-se o pré-esforço máximo que cada parafuso pode suportar, neste caso o valor obtido será de 169122 N (de Castro, 2016).

$$N_{pmax} = 0,8 \cdot \sigma_{ced} \cdot A_i \tag{5.15}$$

N_{pmax}: Pré-esforço máximo em cada parafuso (N· m)

A_i: Área do núcleo do parafuso (mm^2)

d_i: Diâmetro da secção resistente (mm)

Para finalizar a sequência de cálculos, pode calcular-se o momento de aperto necessário para a aplicação do pré-esforço. Através da expressão 5.16, é possível obter um valor de aperto em cada parafuso de 5,826 Nm (de Castro, 2016).

$$M_p = 0,18 \cdot d_n \cdot N_p \tag{5.16}$$

M_p: Momento necessário para a aplicação do pré-esforço ($N \cdot m$)

d_n: Diâmetro nominal (mm)

A terceira ligação não necessitará de suportar esforços, tendo apenas a função de ligar ambos os componentes de forma rígida e precisa. Assim, para este tipo de ligação, será escolhido o *Parafuso de cabeça cilíndrica com oco hexagonal ISO 4762-M6×20-10.9*.

A quarta ligação é o apoio do sistema em tesoura com a placa base da máquina ZM100 (figura 5.14). Tal como realizado para as outras ligações aparafusadas, por questões de atravancamento foi escolhida uma rosca M30 com passo de 3,5 mm.

Através da expressão 5.12, é possível calcular a área resistente, 561 mm^2, na qual é atuada a força de injeção descarregada para o sistema em tesoura (22,5 kN), determinada no sub-capítulo 5.6. Com estes dados é possível calcular a tensão de compressão na rosca, 40 MPa, o que implica um fator de segurança de 22,5, para uma tensão de cedência de 900 MPa.

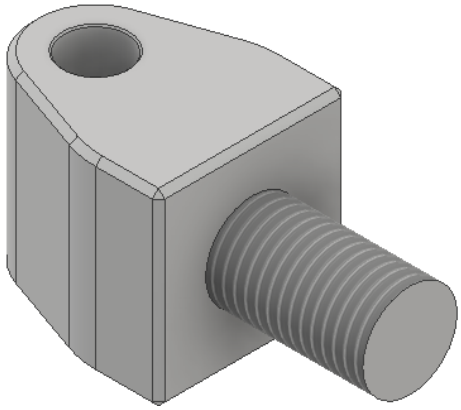


Figura 5.14: Apoio de ligação entre sistema em tesoura e placa base

5.5 Verificação numérica do novo sistema de fecho

O novo sistema de fecho da moldação tem como objetivo diminuir o deslocamento máximo da moldação durante o ciclo de injeção. Anteriormente, os valores obtidos de deslocamento foram de 0,025 mm e 0,05 mm, para o sistema antigo com e sem *interlocks*, respetivamente.

A implementação de uma nova geometria de *interlocks*, com mais superfícies de contacto com a moldação, e o aumento de espessura do corpo da moldação têm como objetivo aumentar a rigidez da moldação, diminuindo o deslocamento máximo entre as duas meias moldações, principalmente na zona da superfície de contacto. Desta forma, será possível diminuir o aparecimento de rebarbas excessivas e a distorção dimensional da peça.

A simulação terá dois parâmetros de entrada importantes, tal como a simulação realizada para o sistema de fecho antigo da ZM100. O primeiro parâmetro de entrada será a pressão de injeção que, para tornar a simulação o mais abrangente possível, terá um valor de 20,6 MPa, que representa o limite superior de pressão utilizado na injeção de *zamak* 5. A moldação foi ligeiramente alterada (figura 5.15), para simplificar a complexidade da cavidade, tentando manter o formato da peça e a sua distribuição na moldação. Deste modo, a área projetada foi alterada, passando de 2170 mm^2 para 4255 mm^2. Desta forma, foi necessário corrigir a pressão de injeção utilizada na simulação, para compensar o aumento de área projetada, passando a pressão para 10,5 MPa.

O segundo parâmetro de entrada é a força de encosto do bico de injeção atuante na meia moldação. Este valor será igual ao utilizado na simulação do sistema de fecho existente na ZM100, 5000 N. As condições de fronteira serão iguais às verificadas na figura 3.18.

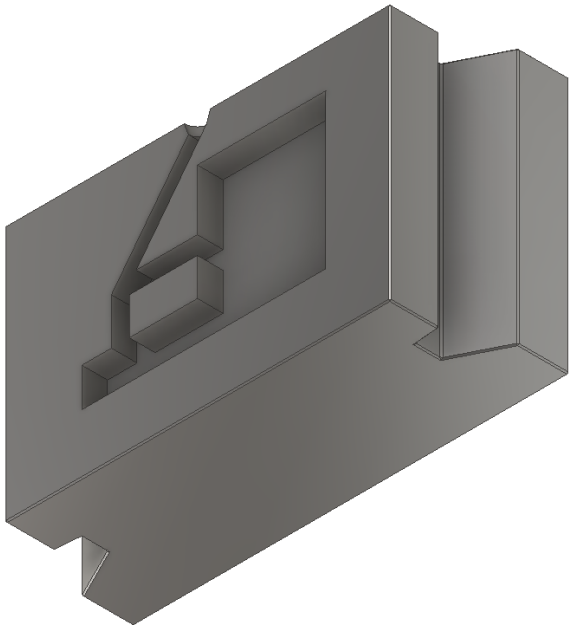


Figura 5.15: Meia moldação utilizada na simulação

5.5.1 Análise de convergência do deslocamento máximo

De forma a garantir a correta determinação dos resultados obtidos na simulação do conjunto (figura 5.16), é necessário garantir que a malha utilizada é a mais correta, garantindo que os resultados convergem para um valor, deixando o resultado final de ser dependente do grau de refinamento da malha dos diversos componentes.

Para observar a convergência dos valores relativamente ao número de nós, é necessário realizar diversas iterações. Para esta análise em específico, o parâmetro utilizado para controlo da malha foi o deslocamento máximo da moldação.

Na figura 5.17 pode observar-se que após diversas iterações, o conjunto tende para um valor máximo de deslocamento de aproximadamente 0,0077 mm.

O valor de deslocamento máximo obtido para o novo sistema de fecho é muito reduzido, quando comparado com o sistema meia moldação mais *slider* da versão ZM100 existente na PR Metal. Para que se possa estabelecer uma comparação lógica entre os valores obtidos nesta simulação e nas realizadas nos sub-capítulos 3.5.5 e 3.5.7, foi calculado na figura 5.18 o deslocamento máximo em milímetros por cada kN de força de injeção.

Os valores obtidos na figura 5.18 apresentam um deslocamento máximo de 0,000173 milímetros por cada kN de força aplicada durante o processo de injeção, enquanto que o sistema antigo apresenta valores de 0,000298 e 0,000595 mm/kN para a opção construtiva com e sem a utilização de *interlocks*, respetivamente.

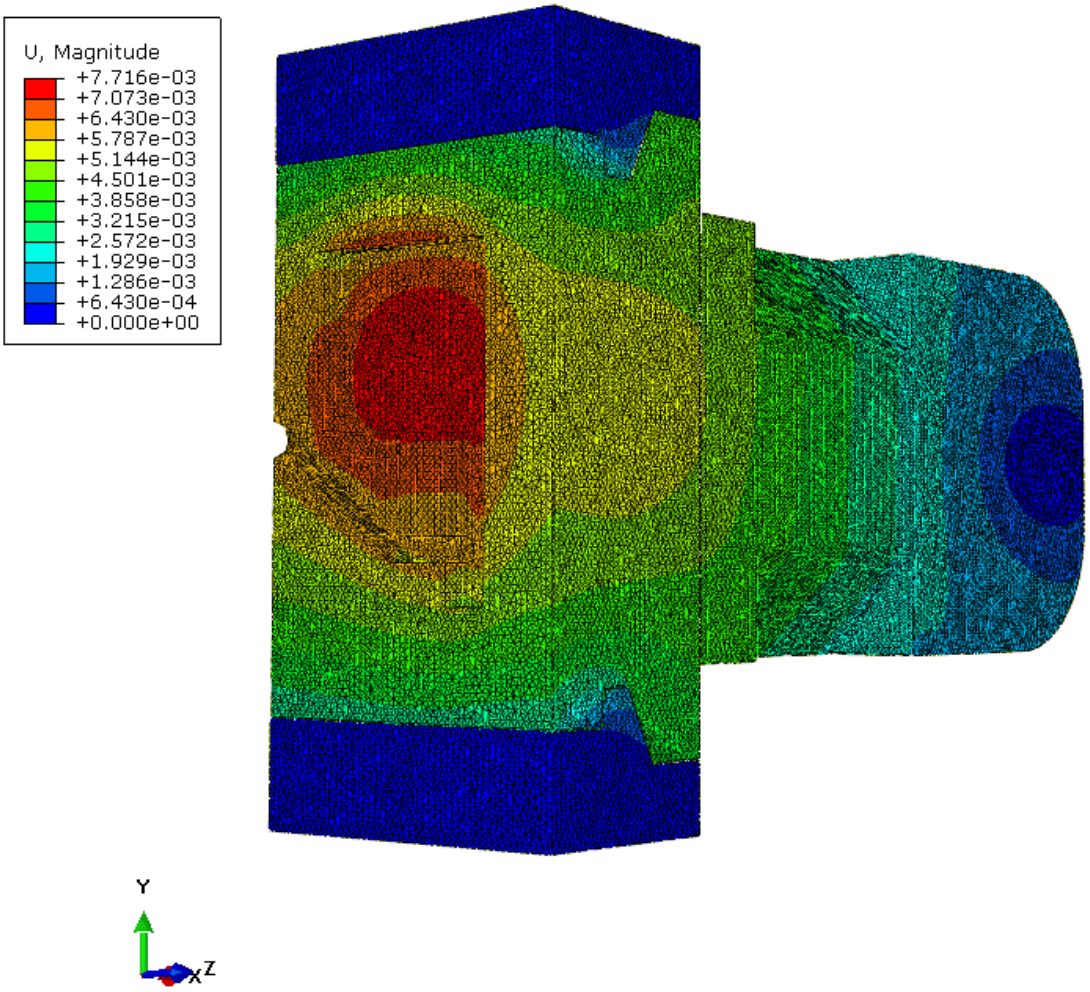


Figura 5.16: Análise numérica do deslocamento do novo sistema de fecho (C3D4)

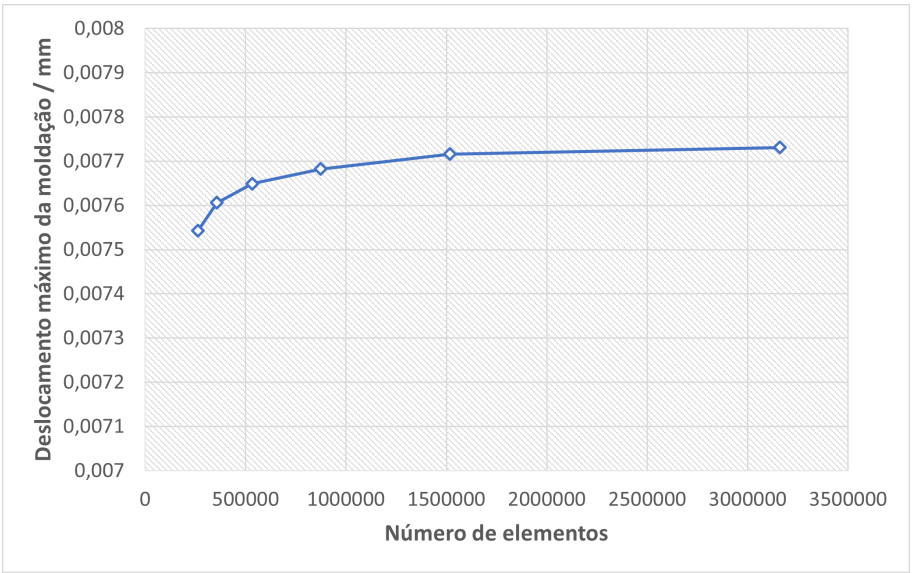


Figura 5.17: Análise de convergência do novo sistema de fecho (C3D4)

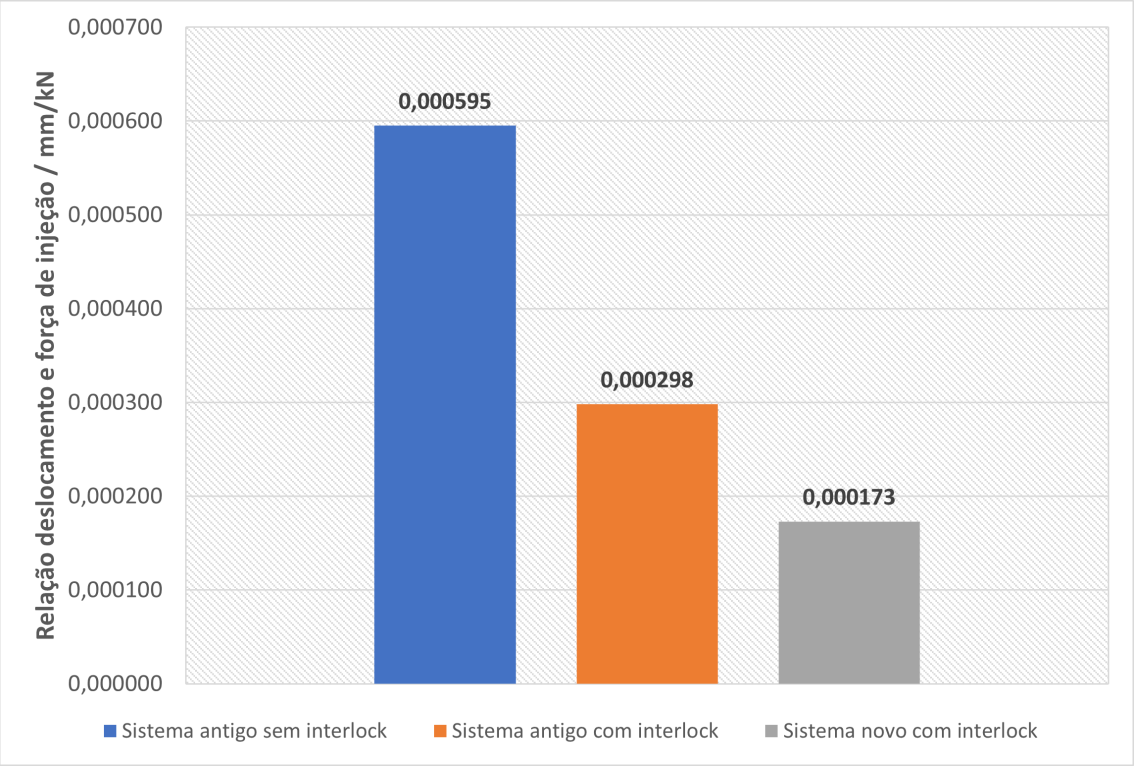


Figura 5.18: Comparação entre o deslocamento máximo do conjunto e a força de injeção

Em conclusão, o novo sistema de fecho apresenta uma melhoria de 71%, quando comparado com o sistema de fecho utilizado pela PR Metal na injeção da peça *Masslock*. No caso da opção construtiva com *interlock* antiga ser viável, a melhoria seria de 42%. Assim o valor de deslocamento máximo obtido apresenta-se como uma melhoria substancial, relativamente ao sistema de fecho antigo. Para além disso, o deslocamento das superfícies de contacto das duas meias moldações diminui para aproximadamente 0,006 mm, não sendo tão evidente a flexão da zona central da moldação, tal como acontecia no sub-capítulo 3.5.7. Com estes deslocamento obtidos, pode ter-se a certeza que o metal não vai conseguir escapar da cavidade para o exterior, como acontecia na ZM100 atual, e não se vão verificar rebarbas excessivas.

5.6 Dimensionamento dos casquilhos, pinos de ligação e anéis elásticos

5.6.1 Casquilhos

Na simulação realizada no sub-capítulo 5.5, o tamanho do furo de encaixe do casquilho escolhido foi de 20 mm. Assim, o dimensionamento passará pela escolha de um casquilho com diâmetro exterior de 20 mm e 20 mm de largura, de forma a que este possa ser ajustado na aba do *slider*. Por consulta do catálogo da *Shaeffler*, existem dois casquilhos diferentes que se esquadram nestes requisitos:

- *EGB1820-E50*;
- *EGB1820-E40*.

O correto dimensionamento dos casquilhos passará pela determinação do tempo de vida esperado. Este cálculo necessita de diversos parâmetros:

- Força radial;
- Proporção temporal;
- Frequência de oscilação;
- Rotação do casquilho;
- Temperatura de funcionamento;
- Tolerâncias;
- Espessura da aba do *slider*.

Durante a análise numérica realizada no sub-capítulo 5.5, verificou-se que força desenvolvida pelo processo de injeção de *zamak* 5 foi descarregada nos *interlocks* e nos casquilhos, que fazem a ligação entre o *slider* e o sistema em tesoura. Para poder calcular as reações criadas nos casquilhos, foi criado um *set* do conjunto de pontos existentes na superfícies de contacto do *slider* com os casquilhos. De seguida, foi criado um gráfico com o somatório das forças de reação, na direção z, em cada um dos nós da superfície de contacto (figura 5.19). Desta análise é possível concluir que, no último incremento, a força de reação desenvolvida nos casquilhos é de aproximadamente 22,5 kN, ou 11,25 kN em cada um deles.

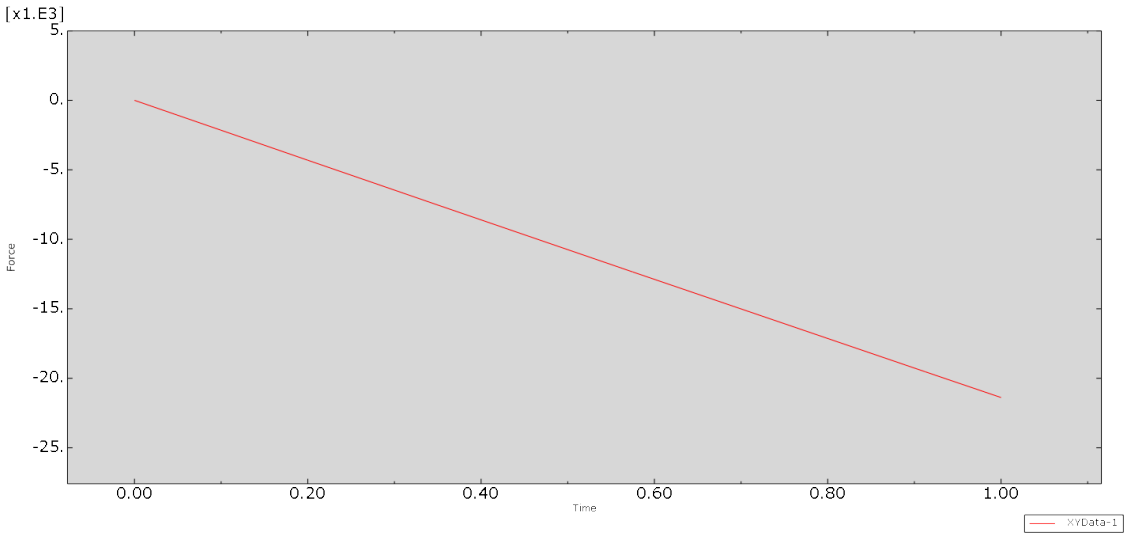


Figura 5.19: Relação entre a força desenvolvida nos casquilho e o incremento da simulação

Durante o movimento de avanço e recuo, através da figura 5.11 é possível concluir que está aplicada sobre o casquilho de ligação uma força de 120 N.

Cada uma destas forças é aplicada no casquilho durante intervalos de tempo diferentes, pelo que a sua influência no tempo de vida vai variar. Através da comparação conjunta das máquinas existentes no mercado, foi possível chegar a um tempo de ciclo esperado de seis segundos, no qual a injeção ocupa 1 segundo. Aplicando um fator de segurança de dois na fase da injeção, é obtida uma proporção temporal, (q), de 33% para a injeção e de 67% para o movimento de avanço e recuo do *slider*.

A nomenclatura utilizada no dimensionamento dos casquilhos que se segue está de acordo com a utilizada pela (Schaeffler, 2021) na sua ferramenta de dimensionamento.

A nova máquina ZM100 será assim dimensionada para conseguir realizar 10 peças por minuto, o que implica uma frequência de oscilação, (n_{osc}), de 20 1/min. Por consulta da figura 3.12, é verificado que, em cada movimento de avanço ou recuo do *slider*, o casquilho sofre uma rotação de 0,65 rad ou 37 °.

Pela verificação da temperatura estrutural da máquina de injeção da peça DAG existente no Grupo PR, é possível concluir que a temperatura de funcionamento do casquilho estará entre os 70 e os 80 ºC.

O furo do *slider*, que irá alojar o casquilho, é obtido através de furação com broca, seguida de mandrilamento de furo. Segundo (Morais, 2006), este acabamento permite obter superfícies com rugosidade, (RzG), de 6,3 μm. O veio onde o casquilho é aplicado, é maquinado com uma tolerância h8 ou f7 (figura 5.20), pelo que, segundo (Morais, 2006), deverá apresentar uma rugosidade através de torneamento cilíndrico, (Rz), de 3,1 μm. A rugosidade do veio é um dos parâmetros mais importantes no dimensionamento do casquilho, já que, caso a superfície não tenha o acabamento correto, e a rugosidade seja alta, o tempo de vida do casquilho vai diminuir abruptamente, devido ao desgaste acelerado da superfície interior do casquilho.

O furo do *slider*, é maquinado e mandrilado com um ajustamento H7 (figura 5.20), o que, para um diâmetro nominal de 20 mm, apresenta um desvio superior (AO) de 21 μm e um desvio inferior (AU) de 0 μm. A espessura da parede do *slider* que aloja o casquilho, (sG), apresenta um valor de 20 mm.

Através da utilização da ferramenta de cálculo disponibilizada pela (Schaeffler, 2021), para os parâmetros determinados, foram determinados os tempos de vida esperados para os casquilhos *EGB1820-E50* e *EGB1820-E40*. Para as condições de funcionamento da máquina ZM100, o primeiro casquilho tem um tempo de vida esperado superior a 50000 horas, enquanto que o segundo casquilho apresenta um tempo de vida de 33337 horas. A folha de cálculo referentes ao casquilho selecionado pode ser consultada no anexo F.

Ambos os casquilhos apresentam um tempo de vida considerável, não sendo este o fator limitante. Desta forma, será escolhido o casquilho *EGB1820-E40*, já que, para além de ter um limite de carga estática máxima superior (90 kN), é fabricado em no novo material deslizante do Grupo Schaeffler (E40), para casquilhos de metal-polímero sem manutenção, não havendo necessidade

de lubrificação durante toda a vida operacional. A camada deslizante é constituída por politetrafluoretileno (PTFE) com aditivos quimicamente inertes incorporados.

Diameter range	Sliding layer[1)]		
mm	E40	E40-B	E50
Shaft			
$d_W < 5$	h6	–	–
$5 \leqq d_W < 80$	f7	f7	h8
$80 \leqq d_W$	h8	h8	h8
Housing bore			
$d_G \leqq 5{,}5$	H6	–	–
$5{,}5 < d_G$	H7	H7	H7

Figura 5.20: Tolerâncias de montagem dos casquilhos da *Schaeffler*

5.6.2 Pinos de ligação

Os pinos de ligação escolhidos, por questões geométricas, para realizar a ligação entre os diversos componentes do sistema em tesoura, apresentam um diâmetro de 18 mm e um comprimento de 106 mm.

Nos pinos de ligação entre os componentes do sistema de fecho, as forças atuantes provocam tensões de corte nas secções dos pinos. A tensão de corte atuante, τ, aplicada na área de seção do pino, A_p, pode ser calculada pela expressão 5.17, conhecendo a força aplicada, (F_I), proveniente da injeção. Para uma área de seção de 254,5 mm^2 e uma força aplicada de 11250 N, a tensão obtida será de 44,21 MPa.

$$\tau = \frac{F_I}{A_p} \tag{5.17}$$

Os pinos de ligação são produzidos em aço 1.2379, que apresenta uma tensão de cedência de 2075 MPa e uma tensão de corte máxima de 1038 MPa (expressão 5.18). Através da divisão da tensão de corte máxima, τ_{max}, pela tensão de corte aplicada na seção do pino, τ, é possível obter uma coeficiente de segurança de 23,5.

$$\tau < \frac{\sigma_{ced}}{2} = \tau_{max} \tag{5.18}$$

5.6.3 Anéis elásticos

Os pinos de ligação necessitam de se manter fixos, durante o movimento do sistema em tesoura. Para que isto seja possível é necessário bloquear o movimento da direção axial, através do uso de anéis elásticos em cada uma das pontas dos pinos. O processo de injeção não cria esforços significativos da direção axial dos pinos, pelo que o dimensionamento dos anéis elásticos não é necessário.

Para um veio de 18 mm de diâmetro é correto escolher um *Anel DIN 471-18×1,2-St*. Na eventualidade de aplicação de uma carga anormal na direção axial, o anel elástico tem capacidade de suportar forças até 17 kN.

5.7 Dimensionamento do sistema em tesoura

O novo sistema em tesoura (figura 5.21) garante a correta abertura entre as duas meias moldações, 50 mm. O dimensionamento foi baseado na opção construtiva antiga, já que a distância máxima de abertura da moldação se mantém constante.

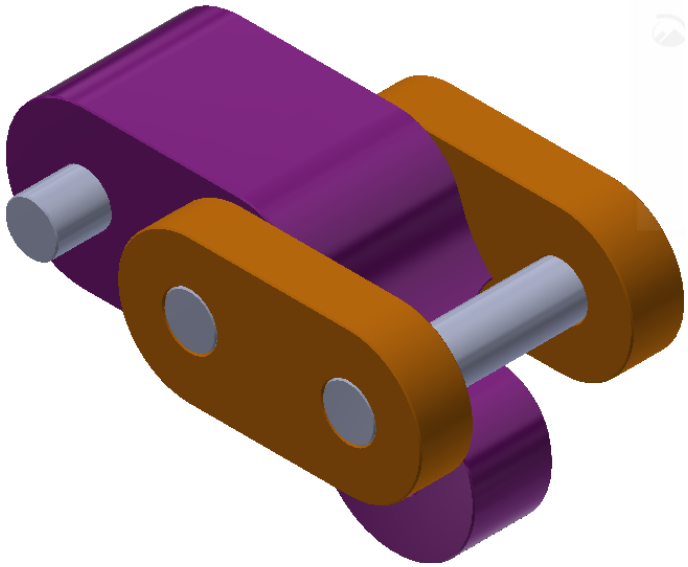


Figura 5.21: Nova proposta do sistema em tesoura

Por questões de verificação é essencial estudar o deslocamento máximo que ocorre nos sistema, de forma a garantir que, durante a fase de injeção, o sistema não cede nem deixa o metal líquido escapar da cavidade, evitando rebarbas excessivas ou até mesmo a passagem de metal líquido para o exterior. O sistema em tesoura é constituído por duas peças distintas. A primeira peça, a roxo na figura 5.21, garante o movimento de avanço do *slider*, fazendo a sua ligação com o atuador hidráulico. A segunda peça, a laranja na figura 5.21, realiza a ligação entre a primeira peça e o apoio de ligação à placa base (figura 5.14). As ligações entre as peças do sistema são realizadas pelos pinos estudados no sub-capítulo 5.6.2. A representação cinemática do sistema é igual à representada na figura 3.10, logo o movimento de avanço e recuo do *slider* mais meia moldação será regido pelo gráfico da figura 3.11.

O desenho de conjunto do sistema em tesoura pode ser consultado no anexo F.

5.7.1 Análise de convergência

Através da análise numérica realizada no sistema em tesoura é possível obter após diversas iterações um deslocamento máximo do sistema de 0,00455 mm (figura 5.22).

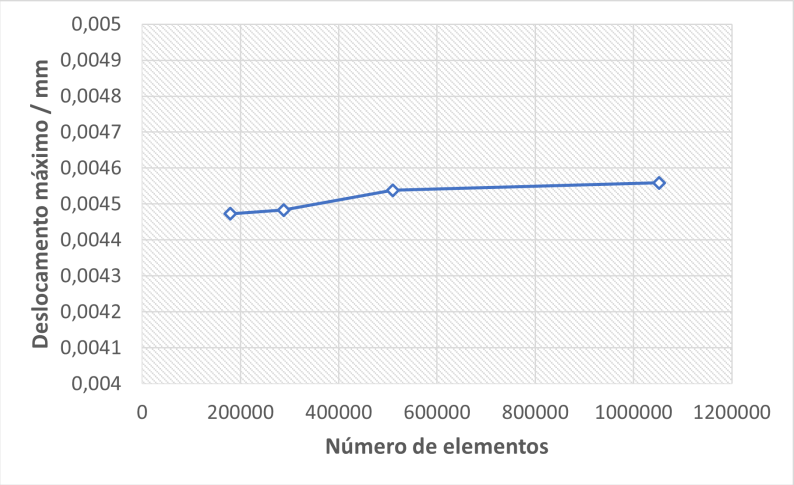


Figura 5.22: Análise de convergência do sistema em tesoura (C3D4)

Este valor é muito baixo, provando que o sistema em tesoura é resistente, não comprometendo o deslocamento da meia moldação nem o processo de injeção. Para a realização da simulação numérica (figura 5.23) foi aplicada ao sistema uma força idêntica à obtida na figura 5.19, 22,5 kN, no furo do pino que realiza a ligação do *slider* com o sistema em tesoura. As restantes ligações com os elementos exteriores ao sistema em tesoura foram bloqueadas em todos os eixos.

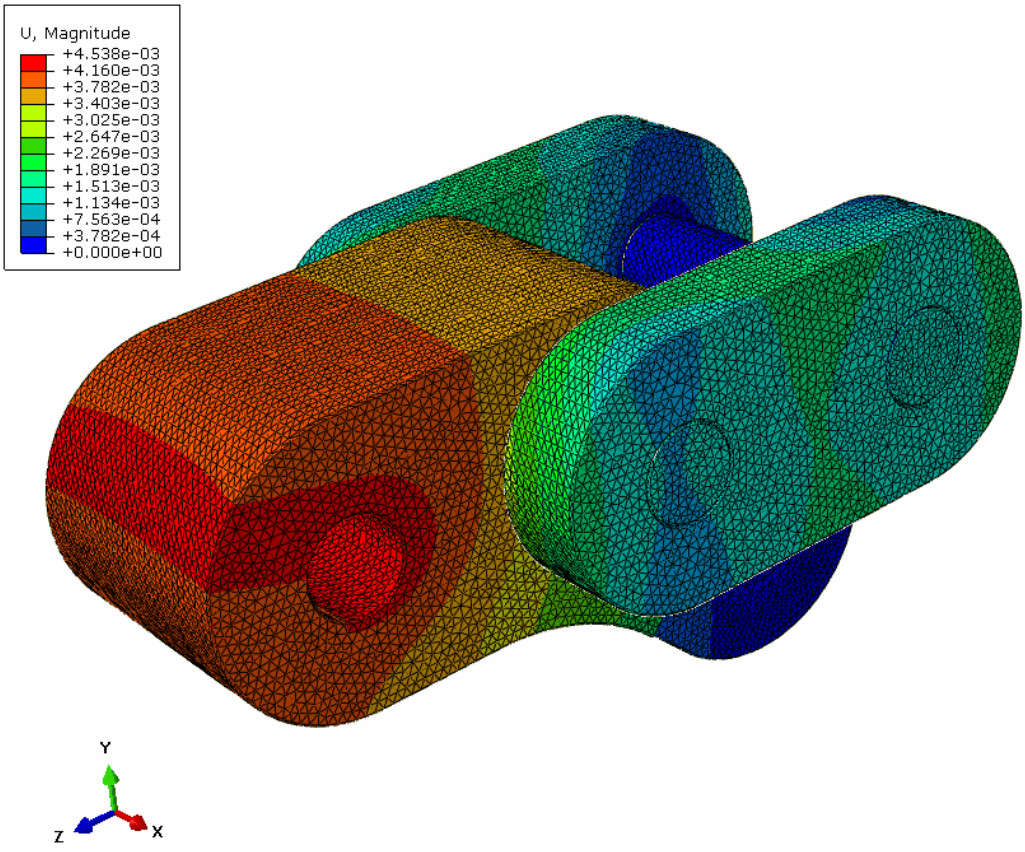


Figura 5.23: Análise numérica de deslocamento do sistema em tesoura (C3D4)

O novo sistema em tesoura apresenta valores melhores do que os analisados no sub-capítulo 3.5.7. Na figura 5.24 é possível verificar, através de uma análise semelhante à do sub-capítulo 5.5.1, que o novo sistema apresenta um deslocamento em função de um kN de força aplicada no processo de injeção de 0,0002 mm/kN, enquanto que o antigo tem um valor de 0,0004 mm/kN.

Em conclusão, o novo sistema em tesoura demonstra ser 50% mais rígido do que o existente na ZM100, apresentando-se como uma potencial melhoria substancial à qualidade das peças injetadas.

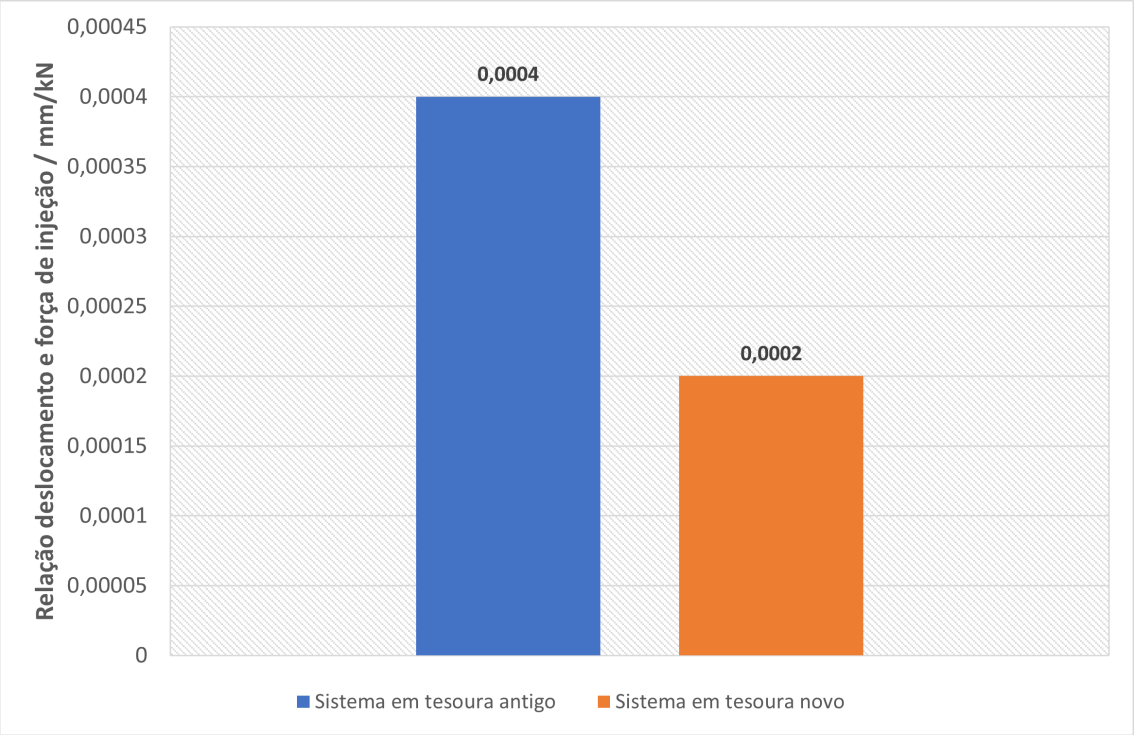


Figura 5.24: Comparação entre o deslocamento máximo do conjunto e a força de injeção para o sistema em tesoura

Capítulo 6

Proposta de parametrização da janela de funcionamento para a peça DAG

Um dos problemas identificados no sub-capítulo 3.3 foi a inexistência de parâmetros de injeção. Esta análise é de extrema importância, porque permite determinar a relação existente entre a máquina injetora e a moldação da peça que se pretende injetar. Como a máquina não se encontra em funcionamento, a determinação prática dos valores que melhor otimizam o processo é impossível. Não há também acesso a um programa de elementos finitos, capaz de ajudar na simulação do escoamento e preenchimento da moldação. Assim, a única opção viável para o estudo dos parâmetros de injeção baseia-se numa análise teórica, através do diagrama PQ^2. Este diagrama permite traçar linhas que vão caracterizar uma área, onde o sistema bomba mais moldação devem funcionar, de forma a garantir o correto enchimento da moldação da peça DAG.

Através das informações disponibilizadas pelo (NADCA, 2006) e (MAGMA, 2021), será realizada a análise e parametrização da moldação da peça DAG para a máquina de injeção atual. Nesta são utilizados as duas dimensões de êmbolo disponíveis para esta configuração, 31,7 e 44,4 mm de diâmetro.

6.1 Diagrama PQ^2 da moldação para a peça DAG

Os diagramas PQ^2 são constituídos por diferentes linhas, representando cada uma delas uma característica diferente dos diferentes sistemas existentes na máquina de injeção e moldação. Como podemos observar na figura 2.3, existem cinco linhas importantes para representar um diagrama PQ^2 de forma completa e rigorosa:

- Linha de potência da máquina injetora;
- Linha de enchimento teórico da moldação;
- Duas linhas de limite de velocidade nos ataques da peça;
- Linha de operação escolhida para o funcionamento da injeção.

A primeira linha a determinar é a linha de potência da máquina, que representa a máquina de injeção e a sua capacidade máxima de caudal e pressão.

De seguida, deve ser feito o cálculo do tempo máximo de enchimento da moldação (expressão 2.1), que permite obter o caudal mínimo para o correto preenchimento da cavidade da moldação, e através do qual pode traçar-se a linha de enchimento teórico da moldação.

Para finalizar o diagrama, através das informações disponibilizadas pelo (NADCA, 2006), pode obter-se os limites máximos e mínimos de velocidade espectáveis de encontrar na injeção de ligas de zinco, o que permite o cálculos das duas linhas de limite de velocidade nos ataques da peça.

Por fim, é obtida uma área delimitada por todas as linhas do diagrama PQ^2, denominada de janela de funcionamento. Dentro desta janela, qualquer ponto escolhido deve garantir o correto funcionamento do processo de injeção, sendo boa prática a escolha do ponto central, como início para as iterações práticas de determinação do ponto mais otimizado, para o processo de injeção específico. Este ponto vai permitir, de forma teórica, determinar o caudal, logo a área dos ataques na peça, assim como a pressão do metal, também denominada por pressão de descarga, que representa a força necessária para fazer o metal passar pelos ataques, durante o enchimento.

A relação do sistema hidráulico e da variação do tamanho do êmbolo de injeção no diagrama PQ^2 pode ser observada na figura 6.1.

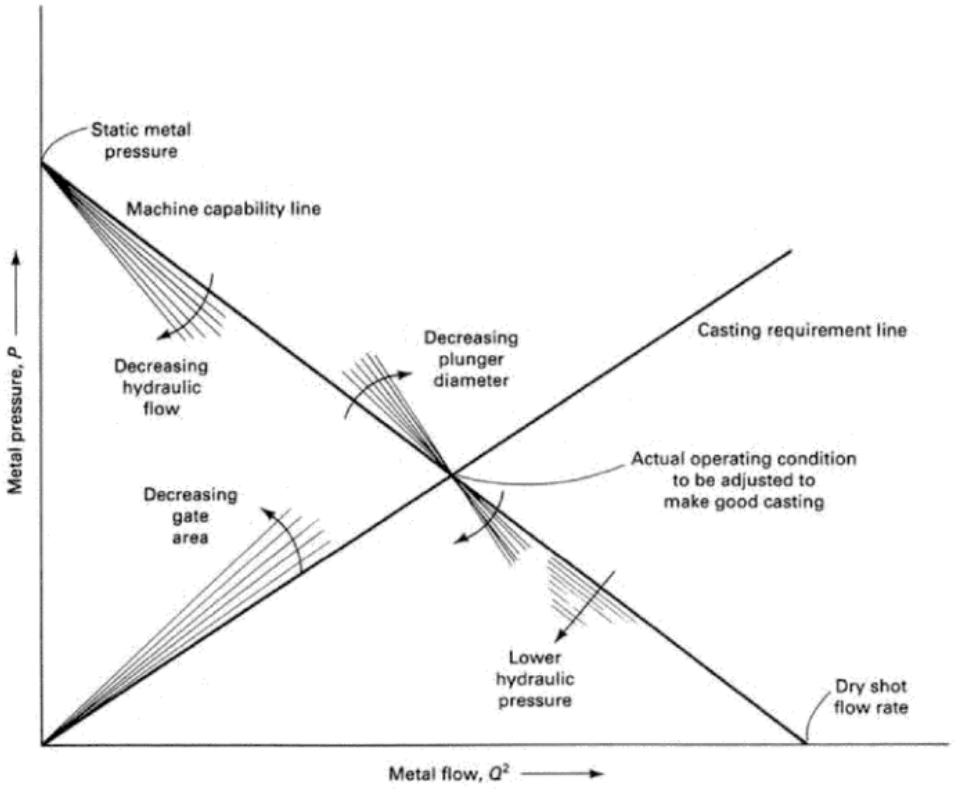


Figura 6.1: Influência dos diversos parâmetros no comportamento do diagrama PQ^2 (MAGMA, 2021)

6.2 Parametrização dos valores

Para que os diagramas PQ^2 possam ser traçados é necessário obter diversos valores, que vão ser representados em posições específicas do diagrama. O primeiro valor a determinar é a pressão máxima do metal permitida pelo sistema de injeção (P_{max}) (expressão 6.1). Para isso, é necessária a pressão máxima do sistema hidráulico (P_{sh}), 80 bar, o valor do diâmetro dos êmbolos utilizados (d_p), 31,7 e 44,4 mm, e o diâmetro do cilindro de injeção (d_h), 63mm (tabela 3.6).

Deste cálculo (expressão 6.1) pode obter-se o valor de 342 bar, para o êmbolo de 31,7 mm e 175 bar, para o êmbolo de 44,4 mm. O valor P_{max} pode então ser representado no diagrama, em cima do eixo do y, onde o caudal (Q) é nulo.

$$P_{max} = P_{sh} \cdot \left(\frac{d_h^2}{d_p^2} \right) \tag{6.1}$$

O próximo valor a calcular é o caudal máximo (Q_{max}). Este deve ser calculado, tendo em consideração a velocidade do atuador hidráulico, quando a injeção ocorre a seco (ausência de metal líquido na câmara de injeção) (V_p). O cálculo de V_p necessita do valor de caudal do sistema hidráulico, da influência do acumulador e da área do êmbolo do atuador hidráulico (tabela 6.1). Estes dados permitem obter um valor de velocidade máxima do êmbolo de injeção de 443 mm/s.

Tabela 6.1: Dados para o cálculo de V_p

Caudal do sistema hidráulico	72	L/min
Influência do acumulador na velocidade	15	%
Área do êmbolo do atuador hidráulico	3117	mm^2

De seguida, através da expressão 6.2 pode calcular-se o caudal máximo, (Q_{max}), para uma injeção a seco, sendo este valor de 350 cm^3/s, para o êmbolo de 31,7 mm e de 686 cm^3/s, para o êmbolo de 44,4 mm. Este ponto será representado no eixo x, onde a pressão do metal, P_m é nula, já que não existe metal líquido a ser injetado, logo não existe resistência à passagem deste nos ataques da peça.

$$Q_{max} = V_p \cdot \pi \cdot \left(\frac{d_p^2}{4} \right) \tag{6.2}$$

Após a obtenção de ambos os pontos, P_{max} e Q_{max}, pode traçar-se a linha de potência da máquina, linha azul nas figuras 6.2 e 6.3. Para isto, basta ligar ambos os pontos com uma linha reta. Esta representação é apenas uma aproximação prática que permite simplificar o cálculo da janela de funcionamento, já que a relação entre a pressão e caudal do metal não é linear, pois ambas as variáveis são relacionadas pela equação de *Bernoulli* (expressão 6.4).

Para garantir que a moldação fica corretamente preenchida de *zamak* 5, é necessário garantir um tempo de enchimento inferior ao tempo máximo de enchimento teórico (t_{max}). Este é calculado através da expressão 2.1, estando os valores K, T, T_i, T_f, T_d, S e Z representados na tabela 6.2. Os valores obtidos nesta tabela foram obtidos ou por consulta das dimensões disponíveis no ficheiro

de *Inventor*, ou por consulta do (NADCA, 2006). O tempo máximo de enchimento teórico, obtido através dos cálculos, foi de 0,02 segundos.

Tabela 6.2: Propriedades definidas por (NADCA, 2006)

K	0,0346	
T	1,8	mm
$\mathbf{T}_i$	405	ºC
$\mathbf{T}_f$	382	ºC
$\mathbf{T}_d$	230	ºC
S	10	%
Z	2,5	

Através da expressão 6.3, pode então calcular-se o caudal teórico, Q_{th}, utilizando um volume de injeção de metal após os ataques de 6,6 cm^3 (V_{cav}), da peça DAG (figura 4.4). O valor obtido de 336 cm^3/s é então representado por uma reta vertical a vermelho (figuras 6.2 e 6.3).

$$Q_{th} = \left(\frac{V_{cav}}{t_{max}}\right) \tag{6.3}$$

A fase seguinte de representação do diagrama PQ^2 passa pela determinação das linhas de limite de velocidade nos ataques da peça. Para poder determinar a pressão de metal gerada pela passagem do metal líquido nos ataques da peça (expressão 6.4), é necessário conhecer o limite máximo e mínimo de velocidade admitidas nos ataques, na injeção das ligas de zinco e o coeficiente de descarga.

Segundo (NADCA, 2006), esta velocidade, (v), pode variar entre os 30-50 m/s e o coeficiente de descarga, (C_d), pode ser considerado 0,65.

$$P_m = \left(\frac{\rho}{2 \cdot g}\right) \cdot \left(\frac{v}{C_d}\right)^2 \tag{6.4}$$

A expressão 6.4 permite obter valores de pressão de metal, (P_m), de 7,3 e 20,3 bar, para valores de máximos e mínimos de velocidade, respetivamente. Estes valores de pressão vão ser representados nas duas linhas horizontais a verde nas figuras 6.2 e 6.3.

Da área obtida, representada a amarelo nas figuras 6.2 e 6.3, devemos escolher um ponto, normalmente o mais central, para iniciar os testes de injeção, devendo este ponto ser alterado, dentro da área, até encontrar o ponto que melhor otimiza o processo.

A linha de operação escolhida para o funcionamento da injeção pode ser traçada através de uma linha reta que ligue o ponto de origem até ao ponto de funcionamento escolhido, linha a preto nas figuras 6.2 e 6.3.

6.3 Obtenção dos diagramas e determinação dos ataques

Nesta fase, é possível realizar o traçado dos diagramas, sendo importante notar que, pela análise das janelas de funcionamento, a janela de funcionamento é inferior no êmbolo de 31,7

mm. Isto fará com que este êmbolo não seja o mais adequado para a moldação em estudo, já que impede uma alteração livre dos parâmetros de injeção. Pelo contrário, o êmbolo de 44,4 mm permite a utilização de velocidades de êmbolo de injeção e área de ataques mais variadas.

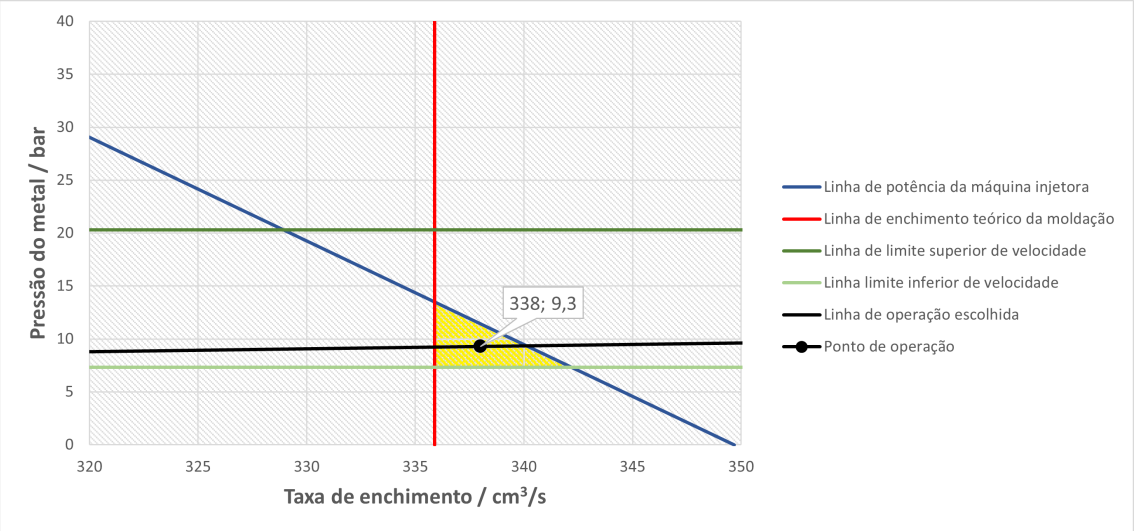


Figura 6.2: Diagrama PQ^2 para êmbolo de 31,7 mm

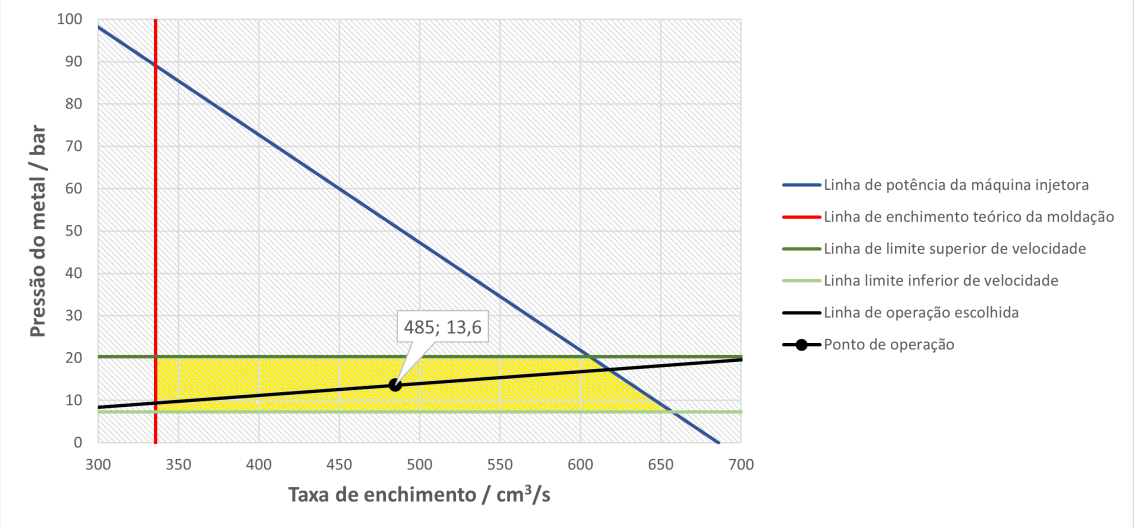


Figura 6.3: Diagrama PQ^2 para êmbolo de 44,4 mm

Para iniciar o estudo da janela de funcionamento, uma boa prática é a escolha do ponto mais central, representado a preto nas figuras 6.2 e 6.3. Estes pontos vão ser usados para representar a linha de operação escolhida para o funcionamento da injeção. Os pontos iniciais escolhidos para cada êmbolo encontram-se representados na tabela 6.3.

Tabela 6.3: Pontos iniciais de funcionamento da moldação

	Pressão do metal (bar)	**Taxa de enchimento (cm^3/s)**
Êmbolo 31,7 mm	9,3	338
Êmbolo 44,4 mm	13,6	485

Com a determinação da pressão de metal necessária para superar a resistência criada na passagem do metal líquido no ataque da peça, assim como do caudal necessário ao correto enchimento da moldação, é possível calcular a área necessária aos ataques da peça. Para isto, é necessário conhecer a velocidade de entrada do *zamak* 5 na moldação, que pode ser calculada com recurso à equação de *Bernoulli* (expressão 6.4).

Assim,

$$\frac{\left(\frac{6600}{2 \cdot 9,81}\right) \cdot \left(\frac{v_g}{0,65}\right)^2}{98066,5} = 9,3//13,6 \tag{6.5}$$

Da expressão 6.5, retira-se as velocidades de entrada nos ataques da peça de encosto de cabeça, 33,85 e 40,93 m/s, para os êmbolos de 31,7 e 44,4 mm, respetivamente. Já conhecendo o caudal de entrada nos ataques da peça, 338 e 485 cm^3/s para os êmbolos de 31,7 e 44,4 mm, respetivamente, através da expressão 6.6 é possível calcular a área de ataque, (A_g), necessária para cumprir os requisitos do ponto escolhido dentro da janela de funcionamento.

$$A_g = \left(\frac{Q}{v_g}\right) \tag{6.6}$$

A_g: Área dos ataques (mm^2)

Q: Caudal de entrada nos ataques (mm^3/s)

v_g: Velocidade do *zamak* 5 nos ataques (mm/s)

Com a expressão 6.6 conclui-se que, numa primeira iteração, seria correto maquinar os ataques da cavidade da moldação com áreas de, aproximadamente, 10 e 12 mm^2, para os êmbolos de 31,7 e 44,4 mm, respetivamente.

Após os testes de injeção da peça de encosto de cabeça, para os parâmetros determinados, pela escolha do ponto inicial central da janela de funcionamento, o processo pode ser afinados através da escolha de outro ponto dentro da mesma janela, até que se obtenham as caraterísticas desejadas na peça final.

Capítulo 7

Conclusões e Trabalhos Futuros

7.1 Conclusões

O estudo desenvolvido no âmbito do projeto realizado no Grupo PR foi conduzido de forma a concretizar todos os objetivos propostos pela empresa, enunciados inicialmente no Capítulo 1.

Desde logo, foi possível concluir que a grande maioria dos problemas encontrados eram provenientes de falta de conhecimento sobre os equipamentos de injeção *multi-sliders* e sobre o efeito que os diversos fenómenos têm nos componentes da máquina ZM100.

No sistema de fecho foi possível concluir que este se encontrava incorretamente dimensionado, existindo deformação elástica excessiva dos componentes e o esmagamento dos casquilhos de ligação. A ausência da utilização de *interlocks* também se apresentou como sendo um problema. O redimensionamento da totalidade do sistema de fecho e introdução de *interlocks* permitiu diminuir a deformação máxima do sistema meia moldação mais *slider* em 71% e do sistema em tesoura em 50%. A otimização do sistema de guiamento, através da implementação das placas de guiamento permitirá à empresa diminuir o investimento inicial em aproximadamente 40% e as operações de manutenção (2 em 2 anos) em aproximadamente 70%. Os casquilhos de ligação foram substituídos por casquilhos mais adequados aos esforços derivados do processo de injeção e aos movimentos de avanço e recuo, sendo possível obter tempos de vida superiores a 30000 horas.

No conjunto bomba de injeção mais bico de injeção, foi possível concluir que o canal em pescoço de ganso, tal como os êmbolos e camisas de injeção se encontravam em ótimas condições, sendo o principal problema derivado da falta de capacidade de enchimento e do contacto entre a bomba e o bico de injeção. A falta de capacidade de enchimento da bomba de injeção para a peça *Masslock* foi discutida, concluindo-se que não seria um problema para as peças que o Grupo PR pretende injetar no futuro. O aparecimentos de micro fraturas e perda de geometria na superfície cónica do bico de injeção foi identificada, concluindo-se que seriam provenientes de três fenómenos distintos: corrosão intergranular, fluência e oxidação-erosão. De forma a combater o aparecimento destes defeitos, foi proposta a utilização de um tratamento térmico de têmpera martensítica, conjugado com a realização de nitruração a 530 ºC e um revestimento da superfície exterior do bico de injeção em TiAlN. Este revestimento acrescentaria um valor de 20 a 30 euros

à produção de cada bico de injeção. No entanto, pode concluir-se que a proposta de resolução mais importante no desgaste acelerado da junção cónica é o correto controlo da temperatura de funcionamento da bomba de injeção, que não deve ultrapassar a temperatura de revenido do bico de injeção (530 ºC), na zona aquecida por resistências em cartucho com termopar.

Por fim, através da parametrização da injeção para a moldação da peça DAG foi possível obter as janelas de funcionamento ideais, garantindo-se que qualquer valor utilizado vai permitir o correto enchimento da peça, sendo apenas necessário iterar os valores até encontrar o valor mais otimizado.

Neste sentido, é possível afirmar que os objetivos principais foram cumpridos e que neste momento a empresa poderá utilizar o trabalho realizado para prosseguir com o projeto, mais concretamente, para uma fase de materialização das propostas enunciadas na dissertação.

Com este desafio foi possível vivenciar e participar em algumas das fases associadas ao desenvolvimento de projetos, aprendendo a lidar e ultrapassar obstáculos subjacentes à implementação de soluções de engenharia.

Concluindo, este projeto promoveu a aplicação de diversas aprendizagens adquiridas no percurso académico e permitiu o crescimento, tanto a nível profissional como pessoal.

7.2 Trabalhos Futuros

Relativamente a trabalhos futuros destacam-se as seguintes propostas:

- Estudo da distribuição da temperatura na moldação, sistema de fecho, guiamento e placa de base durante a injeção, de forma a otimizar a refrigeração do equipamento. Uma modificação importante poderia passar pelo estudo da influência da utilização de uma bobina de arrefecimento em cobre por detrás da placa de base.
- Implementação de um controlador de velocidade e deslocamento do cilindro de injeção, facilitando o controlo da injeção e a aplicação dos mecanismos estudados no capítulo 6.
- Reformulação do sistema elétrico e automação do equipamento.
- Aplicação prática e estudo das propostas de revestimento estudadas no capítulo 4.
- Avaliação do custo dos diversos conjuntos e construção de um plano de industrialização com processos de fabrico e esquemas de montagem, na perspetiva de construir um equipamento mais rentável e fiável.
- Estudo aprofundado da superfície de contacto entre as duas meias moldações e da pré-deformação necessária à correta vedação da moldação, tendo em conta a expansão e a contração verificadas ao longo do ciclo de injeção.
- Estudo da otimização dos canais dos bicos de injeção da máquina ZM100.

Referências

Abdu, Y. A., Shafii, T., Dubey, K., e Gupta, U. (2016). Design and analysis of pressure die casting die for automobile component. *Global Journal of Research In Engineering*.

Allsop, D. F. e Kennedy, D. (1983). *The technology of the casting and the die*. Pergamon Press.

Almubarak, A., Abuhaimed, W., e Almazrouee, A. (2013). Corrosion behavior of the stressed sensitized austenitic stainless steels of high nitrogen content in seawater. *International Journal of Electrochemistry*, 2013.

Amaro, C. d. S. P. M. (2009). Melhoria de produtividade na operação e manutenção de máquinas de fundição injectada. *FEUP*.

American, N. e Casting, D. (2011). Technologies and Strategies for Longer Lasting Die Casting Dies Technologies & Strategies for Longer Lasting Die Casting Dies. *NADCA*.

Andresen, B. (2004). *Die casting engineering: A hydraulic, thermal, and mechanical process*. Marcel Dekker.

Ansys (2021). URL https://www.ansys.com/products/materials/granta-edupack.

Barshilia, H. C., Prakash, M. S., Jain, A., e Rajam, K. (2005). Structure, hardness and thermal stability of tialn and nanolayered tialn/crn multilayer films. *Vacuum*, 77(2):169–179.

Braga, E. M. G. (2015). Otimização do processo de injeção de zamak. *Dissertação de Mestrado, ISEP*.

BryCoat (2021). Metallurgical coating services. URL https://www.brycoat.com/.

Callister, W. D. e Rethwisch, D. G. (2018). *Materials science and engineering: an introduction*, volume 9. Wiley New York.

Campbell, J. (2015). *Complete Casting Handbook: Metal Casting Processes, Metallurgy, Techniques and Design: Second Edition*. Elsevier.

CNJ.si (2021). URL https://sij.si/en/.

Committee, A. S. M. I. H. (1990). *ASM Handbook, Volume 02 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*. ASM International. URL https://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVP07/asm-handbook-volume-02/asm-handbook-volume-02.

Committee, A. S. M. I. H. e Others (2008). *ASM Handbook, Volume 15-Casting*. ASM International.

Davis, J. R. (1995). *ASM Specialty Handbook Tool Materials*. ASM International. URL https://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMSHTM1/asm-specialty-handbook/asm-specialty-handbook.

de Castro, P. N. P. D. (2013). Analisar e Estabilizar o Processo de Fundição Injetada de Alumínio para Minimizar a Rejeição no Produto na STA – Sociedade Transformadora de Alumínios. *Dissertação de Mestrado, FEUP*, page 48.

de Castro, P. T. (2016). Parafusos de transmissão de potência e ligação.

Dynacast (2021). Global die casting: Diecasting company. URL https://www.dynacast.com/en.

Fernandes, A. F. (2019). Influência do tratamento térmico do aço ferramenta aisi h13 no acabamento superficial após usinagem. B.S. thesis, Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Ferreira, J. P. C. (2017). Estudo das Variáveis Críticas do Processo de Micro Injeção de Zamak e o seu Efeito no Produto Final. *Dissertação de Mestrado, FEUP*, pages 1–81.

Ferreira, J. P. S. (2014). Simulação numérica e validação experimental de sistemas de enchimento em fundição. *Dissertação de Mestrado, Universidade do Minho*.

Gellings, P. e De Jongh, M. (1967). Grain boundary oxidation and the chromium-depletion theory of intercrystalline corrosion of austenitic stainless steels. *Corrosion Science*, 7(7):413–421.

Herman, E. A. (2003). *Die casting process control*. NADCA.

Hutchings, I. e Shipway, P. (2017). *Tribology: friction and wear of engineering materials*. Butterworth-Heinemann.

Lexicon, F. (2021). URL https://www.giessereilexikon.com/en/.

Lubrication, M. (2021). URL https://www.machinerylubrication.com/.

MAGMA (2021). Magma. URL https://www.magmasoft.com/en/.

Maxiwatt (2021). aquecedores de cartucho, aquecedores tubulares, coleiras de mica, termopares. URL https://www.resistencias.com/por/durawatt.php.

Moldes (2021). Manual do projectista de moldes. URL http://formacao.training.pt/.

Morais, S. (2006). Desenho técnico básico 3. *Porto Editora*.

Muhametzyanova, G. F., Kolesnikov, M. S., e Muhametzyanov, I. R. (2016). The erosion resistance of tool alloys in foundry melt the Zamak 4 - 1. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 134(1):1–5.

NADCA (2006). Gating manual. *NADCA North American Die Casting Association*, page 83.

Pinto, H. A., Silva, F. J., Martinho, R. P., Campilho, R. D., e Pinto, A. G. (2019). Improvement and validation of Zamak die casting moulds. *Procedia Manufacturing*, 38(2019):1547–1557. URL https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.01.131.

Pola, A., Tocci, M., e Goodwin, F. E. (2020). Review of microstructures and properties of zinc alloys. *Metals*, 10(2):1–16.

Polat, Ş., Atapek, Ş. H., e Gümüs, F. (2012). Gas nitriding of a hot work tool steel and its characterization. In *International Iron & Steel Symposium, Karabük, Türkiye*.

Ramada (2021). Ramada aços. URL https://www.ramada.pt/pt/.

Riccardo, G., Rivolta, B., Gorla, C., e Concli, F. (2021). Cyclic behavior and fatigue resistance of aisi h11 and aisi h13 tool steels. *Engineering Failure Analysis*, 121:105096.

Ruihua, Z., Tian, L., Mingdong, B., Yong, M., e Bin, T. (2012). Wear properties of plasma nitrided h13 steel at room and elevated temperature. *RARE METAL MATERIALS AND ENGINEERING*, 41:203–206.

Salem, M., Le Roux, S., Dour, G., Lamesle, P., Choquet, K., e Rézaï-Aria, F. (2019). Effect of aluminizing and oxidation on the thermal fatigue damage of hot work tool steels for high pressure die casting applications. *International Journal of Fatigue*, 119(March 2019):126–138.

Schaeffler (2021). Schaeffler medias: Base de dados de conhecimento e catálogo digital de produtos. URL https://medias.schaeffler.es/pt.

Sheng, Y. (2021). Yeou sheng machine. URL http://www.yeousheng.com.tw/eng/.

SMC (2021). Smc. URL http://www.smc.eu/en-eu.

Soares, P. e Tratamentos, A.-C. (1992). 5ª edição, porto. *Livraria Livroluz*.

T-Sok (2021). T-sok. URL http://www.t-sok.com/.

TEandM (2021). Teandm. URL http://www.teandm.pt/.

Techmire (2021). Techmire: Die-casting solutions. URL http://www.techmire.com/.

Thyssenkrupp (2021). Thyssenkrupp materials ibérica. URL https://www.thyssenkrupp-materials.es/pt/home.

Titus (2021). Titus group. URL https://www.titusplus.com/int/en/.

Torres, R. D., Soares Jr, P. C., Schmitz, C., e Siqueira, C. J. (2010). Influence of the nitriding and tialn/tin coating thickness on the sliding wear behavior of duplex treated aisi h13 steel. *Surface and Coatings Technology*, 205(5):1381–1385.

Vander Voort, G. F., Lampman, S. R., Sanders, B. R., Anton, G. J., Polakowski, C., Kinson, J., Muldoon, K., Henry, S. D., e Scott Jr, W. W. (2004). ASM handbook. *Metallography and microstructures*, 9:40002–44073.

Anexo A

Especificações das máquinas

Tabela A.1: Máquinas *four-sliders Titus Group* (Titus, 2021)

Especificações		**Modelo LamaCaster**		
		P65	**H65**	**H100**
		Padrão	**Padrão**	**Padrão**
Sliders	**N. sliders**	4	4	4
	Dimensões	65*65mm	65*65mm	100*100mm
	Desloc. máximo	50mm	50mm	50mm
	Desloc. ejeção	-	-	-
	Abertura. máx molde	-	-	-
	F. fecho	2t	8t	20t
Sist. Injeção	**D. do pistão**	25.4mm	25.4mm	40mm
	D. do cilindro	1*100mm	63mm	63mm
	Desloc. máximo	30mm	45mm	45mm
	V.máx. de injeção	-	-	-
	Cap. injeção (teórica)	100g	150g	370g
	Cap. injeção (recom.)	60g	90g	220g
	P. máx. metal	115bar	350bar	290bar
	P. bico de injeção	500W	1100W	1100W
Sist. Hidráulico	**P. linha**	-	110bar	130bar
	Cap. tanque	-	150L	150L
	Tempo de ciclo	-	-	-
	P. motor	-	11kW	11kW
Sist. Pneumático	**P. linha**	8bar	6bar	6bar
	Consumo de ar	100m3/h	25m3/h	25m3/h
	Cap. armazenamento	18L	-	-
	Temp. ciclo (ciclos/min)	100	60	45
F. manutenção	**Potência**	15kw	20kW	20kW
	Taxa de fusão	80kg/h	105kg/h	105kg/h
	Capacidade	160kg	160kg	160kg
Sist. Arrefecimento	**P. linha**	3bar	3bar	3bar
	T. recom. água	13-18ºC	13-18ºC	13-18ºC
Atravancamento	**Peso**	-	-	-
	Volume	-	-	-
	Área	-	-	-
Sist. Alimentação	**Tensão**	3*400V 50Hz	3*400V 50Hz	3*400V 50Hz
	Potência Nominal	18kW	35kW	35kW
	Corrente Nominal	26A	50A	50A

Tabela A.2: Máquinas *four-sliders Yeou Sheng* (Sheng, 2021)

Especificações		**Modelo**	
		MS-44Z	**MS-24Z**
		Padrão	**Padrão**
Sliders	**N. sliders**	4	4
	Dimensões	101.6*101.6mm	63.5*63.5mm
	Desloc. máximo	50.8mm	38.1mm
	Desloc. ejeção	25.40mm	19mm
	Abertura. máx molde	101.6mm	76.2mm
	F. fecho	18t	7.2t
Sist. Injeção	**D. do pistão**	38mm	25.4mm
	D. do cilindro	80mm	50mm
	Desloc. máximo	60mm	60mm
	V.máx. de injeção	1.4m/s	1.43m/s
	Cap. injeção (teórica)	435g	195g
	Cap. injeção (recom.)	210g	97g
	P. máx. metal	304bar	265bar
	P. bico de injeção	3.2kW	3.2kW
Sist. Hidráulico	**P. linha**	88bar	78bar
	Cap. tanque	113.5L	113.5L
	Tempo de ciclo	3000/h	3600/h
	P. motor	11.2kW	7.5KW
Sist. Pneumático	**P. linha**	-	-
	Consumo de ar	-	-
	Cap. armazenamento	-	-
	Temp. ciclo (ciclos/min)	-	-
F. manutenção	**Potência**	25.2kW	14.5kW
	Taxa de fusão	99kg/h	60kh/h
	Capacidade	180kg	60kg
Sist. Arrefecimento	**P. linha**	-	-
	T. recom. água	-	-
Atravancamento	**Peso**	3350kg	1700kg
	Volume	2.5*2.8*2.3m	2.2*2.6*2.1m
	Área	3.0*3.0m	2.5*3.0m
Sist. Alimentação	**Tensão**	-	-
	Potência Nominal	-	-
	Corrente Nominal	-	-

Tabela A.3: Máquinas *four-sliders Techmire* (Techmire, 2021)

Especificações		**Modelo**	
		24NT	**44NT**
		Padrão	**Padrão**
Sliders	**N. sliders**	4	4
	Dimensões	63.5*63.5mm	101.6*101.6mm
	Desloc. máximo	3*19mm-1*38.1mm	50.80mm
	Desloc. ejeção	18.29mm	25.40mm
	Abertura. máx molde	76.2mm	101.6mm
	F. fecho	7.2t	16.3t
Sist. Injeção	**D. do pistão**	25.4mm	41.27mm
	D. do cilindro	50.8mm	82.55mm
	Desloc. máximo	60mm	60mm
	V.máx. de injeção	3.81m/s	1.4m/s
	Cap. injeção (teórica)	187g	490g
	Cap. injeção (recom.)	93g	245g
	P. máx. metal	275.8bar	275.8bar
	P. bico de injeção	3.2kW	3.2kW
Sist. Hidráulico	**P. linha**	73bar	93bar
	Cap. tanque	113.5L	113.5L
	Tempo de ciclo	4500/h	3600/h
	P. motor	7.46kW	11.2kw
Sist. Pneumático	**P. linha**	-	-
	Consumo de ar	-	-
	Cap. armazenamento	-	-
	Temp. ciclo (ciclos/min)	-	-
F. manutenção	**Potência**	14.5kW	25.2kW
	Taxa de fusão	63kg/h	99kg/h
	Capacidade	127kg	181kg
Sist. Arrefecimento	**P. linha**	-	-
	T. recom. água	-	-
Atravancamento	**Peso**	-	-
	Volume	-	-
	Area	-	-
Sist. Alimentação	**Tensão**	-	-
	Potência Nominal	-	-
	Corrente Nominal	-	-

Tabela A.4: Máquinas *four-sliders T-Sok* (T-Sok, 2021)

Especificações		**Modelo**		
		M2	**M5**	**M6**
		Padrão	**Padrão**	**Padrão**
Sliders	**N. sliders**	4	4	2 ou 4
	Dimensões	48/60*60mm	101.6*101.6mm	100/150*150mm
	Desloc. máximo	38mm	50mm	50mm
	Desloc. ejeção	30mm	40mm	40mm
	Abertura. máx molde	76mm	100mm	100mm
	F. fecho	8t	20t	25t
Sist. Injeção	**D. do pistão**	25mm	25/30mm	30mm
	D. do cilindro	63mm	63mm	80mm
	Desloc. máximo	35mm	35mm	35mm
	V.máx. de injeção	-	-	-
	Cap. injeção (teórica)	110g	110/180g	180g
	Cap. injeção (recom.)	50g	50/100g	100g
	P. máx. metal	-	-	-
	P. bico de injeção	1kW	1kW	1kW
Sist. Hidráulico	**P. linha**	-	-	-
	Cap. tanque	300L	300L	300L
	Tempo de ciclo	2100/h	1320/h	1200/h
	P. motor	11.2kW	11.2kW	11.2kW
Sist. Pneumático	**P. linha**	-	-	-
	Consumo de ar	-	-	-
	Cap. armazenamento	-	-	-
	Temp. ciclo (ciclos/min)	-	-	-
F. manutenção	**Potência**	14kW	14kW	14kW
	Taxa de fusão	60kg/h	60kg/h	60kg/h
	Capacidade	200kg	200kg	200kg
Sist. Arrefecimento	**P. linha**	-	-	-
	T. recom. água	-	-	-
Atravancamento	**Peso**	-	-	-
	Volume	-	-	-
	Area	-	-	-
Sist. Alimentação	**Tensão**	-	-	-
	Potência Nominal	-	-	-
	Corrente Nominal	-	-	-

Anexo B

Propriedades Materiais

B.1 AISI H13

Tool steel, chromium alloy, AISI H13 (hot work)

General information

Designation

Tool steel, chromium alloy, AISI H13 (hot work)

Condition	Annealed; air cooled; tempered at 540–650°C
UNS number	T20813
US name	AISI / SAE H13, AMS 6408
EN name	X40CrMoV5-1, Z40CDV5
EN number	1.2344
ISO name	X40CrMoV5-1
GB (Chinese) name	SM4Cr5MoSiV1
JIS (Japanese) name	SKD61

Typical uses

Hot-forging tools and dies, Dies and inserts, forging machine plungers and piercers
Hot extrusion tools and dies, Extrusion dies and mandrels, Dummy blocks, Valve extrusion tools
Cold-forming dies, bending, forming, drawing, and deep-drawing dies and punches (Cold-heading die casting)
Shearing tools, Dies for piercing, punching, and trimming, Shear blades
Die casting and molding dies (for aluminum and lead)
Structural parts for severe service conditions

Included in Materials Data for Simulation	✓

Composition overview

Compositional summary

Fe89-92 / Cr4.8-5.5 / Mo1.1-1.8 / Si0.8-1.2 / V0.8-1.2 / Mn0.2-0.6 / C0.32-0.45 (impurities: Ni<0.3, P<0.03, S<0.03)

Material family	Metal (ferrous)
Base material	Fe (Iron)

Composition detail (metals, ceramics and glasses)

C (carbon)	0,32	-	0,45	%
Cr (chromium)	4,75	-	5,5	%
Fe (iron)	88,9	-	92	%
Mn (manganese)	0,2	-	0,6	%
Mo (molybdenum)	1,1	-	1,75	%
Ni (nickel)	0	-	0,3	%
P (phosphorus)	0	-	0,03	%
S (sulfur)	0	-	0,03	%
Si (silicon)	0,8	-	1,25	%
V (vanadium)	0,8	-	1,2	%

Price

Price	* 3,02	-	3,8	EUR/kg
Price per unit volume	* 2,32e4	-	2,98e4	EUR/m^3

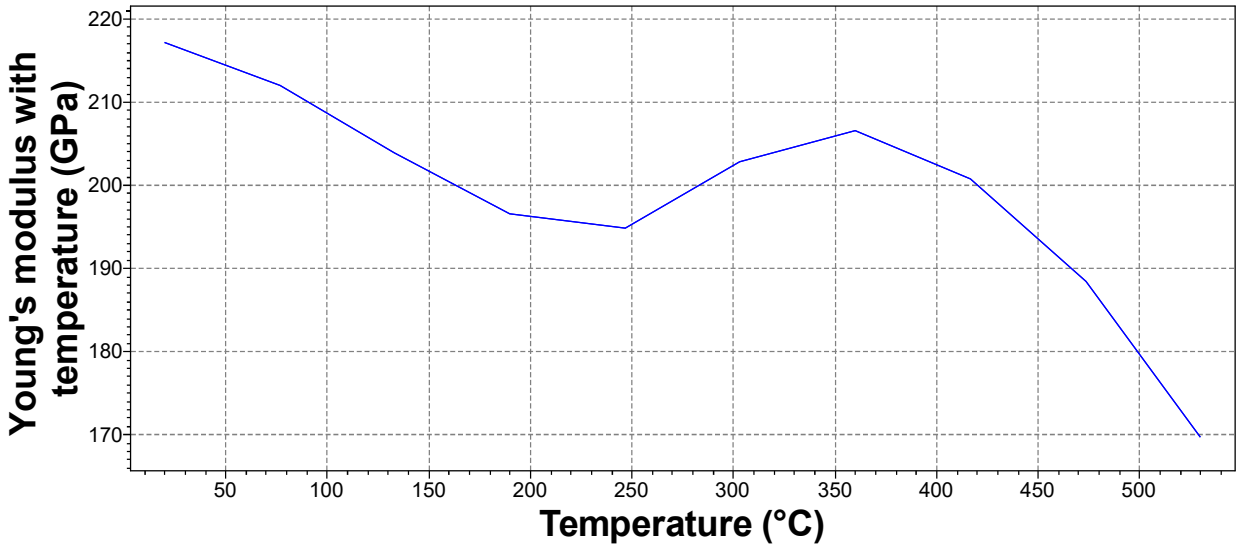
Physical properties

Density	7,69e3	-	7,84e3	kg/m^3

Mechanical properties

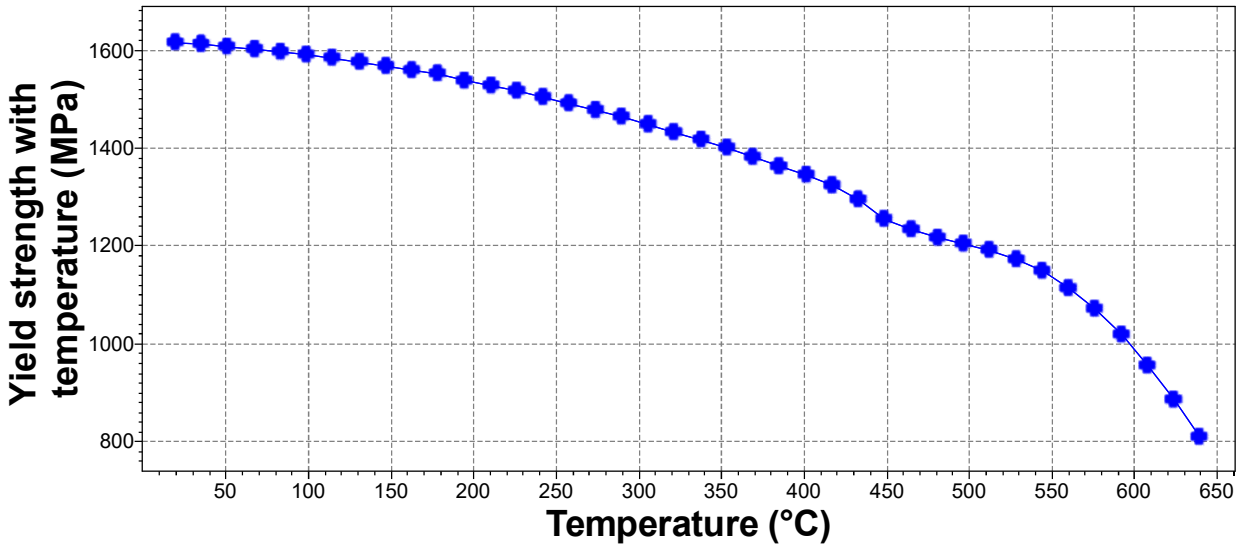
Young's modulus	211	-	221	GPa
Young's modulus with temperature	217	-	217	GPa

Parameters: Temperature = 23°C



Specific stiffness	* 27,1	-	28,5	MN.m/kg
Yield strength (elastic limit)	1,61e3	-	1,69e3	MPa
Yield strength with temperature	1,61e3	-	1,61e3	MPa

Parameters: Temperature = 23°C



Tensile strength	1,94e3	-	2,04e3	MPa
Specific strength	* 207	-	218	kN.m/kg
Elongation	8,3	-	9,7	% strain
Tangent modulus	5,67e3			MPa
True plastic stress-strain	Out Of Range			MPa

Values marked * are estimates.
ANSYS Granta provides no warranty for this data.

B.2 AISI M2

Tool steel, molybdenum alloy, AISI M2, regular carbon (high speed)

General information

Designation

Tool steel, molybdenum alloy, AISI M2, regular carbon (high speed)

Condition	Annealed; oil quenched, salt bath quenched or air cooled; tempered at 540–595°C
UNS number	T11302
US name	AISI / SAE M2
ISO name	~40CrMnNiMo8 6 4
JIS (Japanese) name	~SKH51

Typical uses

Cutting tools, Single point types, Milling cutters, Drills, Reamers, Taps, Threading dies, Form cutters
Hot forging tools and dies, Dies and inserts, Forging machine plungers and piercers (combining hot hardness with high abrasion resistance)
Hot extrusion tools and dies, Extrusion dies and mandrels, Dummy blocks, Valve extrusion tools
Cold-forming dies, bending, forming, drawing, and deep-drawing dies and punches
Shearing tools, Dies for piercing, punching, and trimming, Shear blades
Structural parts for severe service conditions

Composition overview

Compositional summary

Fe79-84 / W5.5-6.8 / Mo4.5-5.5 / Cr3.8-4.5 / V1.6-2.2 / C0.78-0.88 / Mn0.2-0.4 / Si0.2-0.4 (impurities: Ni<0.3, P<0.03, S<0.03)

Material family	Metal (ferrous)
Base material	Fe (Iron)

Composition detail (metals, ceramics and glasses)

C (carbon)	0,78	-	0,88	%
Cr (chromium)	3,75	-	4,5	%
Fe (iron)	* 79	-	83,4	%
Mn (manganese)	0,15	-	0,4	%
Mo (molybdenum)	4,5	-	5,5	%
Ni (nickel)	0	-	0,3	%
P (phosphorus)	0	-	0,03	%
S (sulfur)	0	-	0,03	%
Si (silicon)	0,2	-	0,45	%
V (vanadium)	1,75	-	2,2	%
W (tungsten)	5,5	-	6,75	%

Price

Price	* 6,35	-	8,05	EUR/kg
Price per unit volume	* 5,14e4	-	6,64e4	EUR/m^3

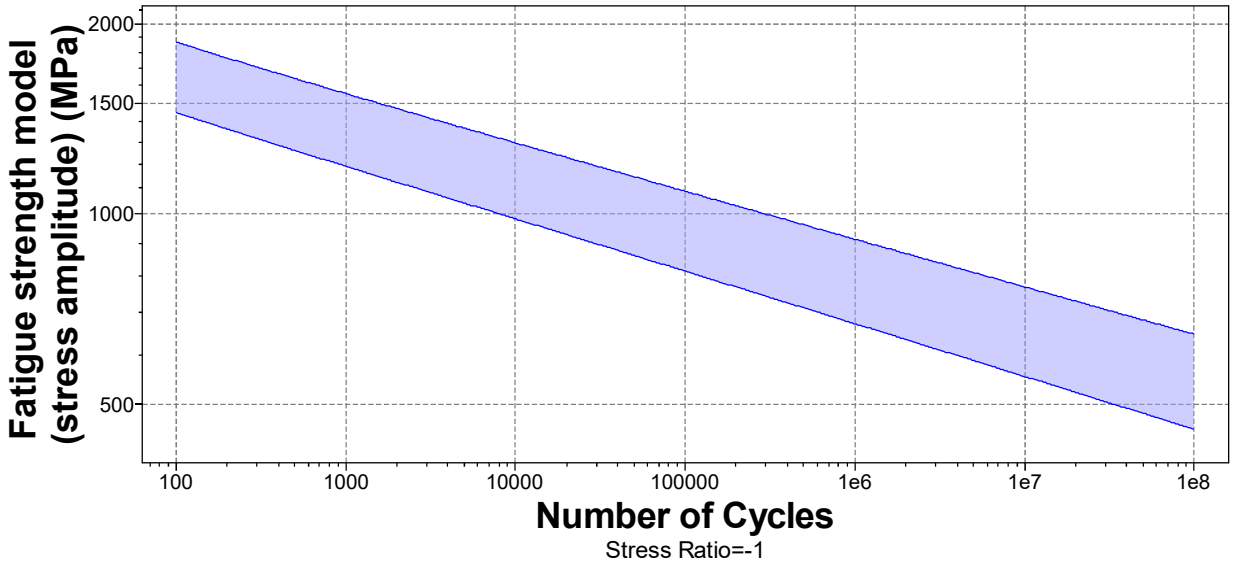
Physical properties

Density	8,08e3	-	8,25e3	kg/m^3

Mechanical properties

Young's modulus	221	-	232	GPa
Specific stiffness	27	-	28,5	MN.m/kg
Yield strength (elastic limit)	* 2e3	-	2,37e3	MPa
Tensile strength	* 2,23e3	-	2,58e3	MPa
Specific strength	* 244	-	290	kN.m/kg
Elongation	* 1,9	-	4,5	% strain
Compressive strength	* 2e3	-	2,37e3	MPa
Flexural modulus	* 221	-	232	GPa
Flexural strength (modulus of rupture)	* 2e3	-	2,37e3	MPa
Shear modulus	* 86	-	90	GPa
Bulk modulus	* 175	-	184	GPa
Poisson's ratio	0,285	-	0,295	
Shape factor	12			
Hardness - Vickers	700	-	840	HV
Hardness - Rockwell C	60	-	65	HRC
Elastic stored energy (springs)	* 8,84e3	-	1,23e4	kJ/m^3
Fatigue strength at 10^7 cycles	* 599	-	711	MPa
Fatigue strength model (stress amplitude)	* 555	-	768	MPa

Parameters: Stress Ratio = -1, Number of Cycles = 1e7cycles



Impact & fracture properties

Fracture toughness	* 17,8	-	20,4	MPa.m^0.5
Toughness (G)	1,4	-	1,83	kJ/m^2

Thermal properties

Melting point	* 1,43e3	-	1,48e3	°C
Maximum service temperature	* 530	-	580	°C
Minimum service temperature	* -73	-	-53	°C
Thermal conductivity	21	-	23	W/m.°C
Specific heat capacity	* 456	-	474	J/kg.°C

B.3 Aço 1.2379

Tool steel, chromium alloy high carbon, AISI D2 (cold work)

General information

Designation

Tool steel, chromium alloy high carbon, AISI D2 (cold work)

Condition	Annealed; oil quenched; tempered at 205–540°C
UNS number	T30402
US name	AISI / SAE D2
EN name	X153CrMoV12, X165CrV12
EN number	1.2201, 1.2379
ISO name	X153CrMoV12
GB (Chinese) name	~Cr12Mo1V1
JIS (Japanese) name	~SKD11

Typical uses

Hot-forging tools and dies, Dies and inserts, forging machine plungers and piercers
Hot extrusion tools and dies, Extrusion dies and mandrels, Dummy blocks, Valve extrusion tools
Cold-forming dies, Bending, forming, drawing, and deep-drawing dies and punches

Included in Materials Data for Simulation	✓

Composition overview

Compositional summary

Fe82-87 / Cr11-13 / C1.4-1.6 / Mo0.7-1.2 / V0.5-1.1 (impurities: Mn<0.6, Si<0.6, Ni<0.3, P<0.03, S<0.03)

Material family	Metal (ferrous)
Base material	Fe (Iron)

Composition detail (metals, ceramics and glasses)

C (carbon)		1,4	-	1,6	%
Cr (chromium)		11	-	13	%
Fe (iron)		81,6	-	86,9	%
Mn (manganese)		0	-	0,6	%
Mo (molybdenum)		0,7	-	1,2	%
Ni (nickel)		0	-	0,3	%
P (phosphorus)		0	-	0,03	%
S (sulfur)		0	-	0,03	%
Si (silicon)		0	-	0,6	%
V (vanadium)		0,5	-	1,1	%

Price

Price	*	2,87	-	3,53	EUR/kg
Price per unit volume	*	2,19e4	-	2,75e4	EUR/m^3

Physical properties

Density		7,62e3	-	7,78e3	kg/m^3

Mechanical properties

Young's modulus	*	205	-	215	GPa

B.4 Aço 1.2311

Tool steel, low carbon, AISI P20 (mold)

General information

Designation

Tool steel, low carbon, AISI P20 (mold)

Condition	Normalized & annealed; oil quenched; tempered at 480–595°C
UNS number	T51620
US name	AISI / SAE P20
EN name	~35CrMo4, ~40CrMnMo7, 45CrMoV7
EN number	~1.2311, 1.2328

Typical uses

Hot-forging tools and dies, Dies and inserts, forging machine plungers and piercers
Hot extrusion tools and dies, Extrusion dies and mandrels, Dummy blocks, Valve extrusion tools
Cold-forming dies, Bending, forming, drawing, and deep-drawing dies and punches

Included in Materials Data for Simulation	✓

Composition overview

Compositional summary

Fe95-97 / Cr1.4-2 / Mn0.6-1 / Si0.2-0.8 / Mo0.3-0.55 / C0.28-0.4 (impurities: P<0.03, S<0.03)

Material family	Metal (ferrous)
Base material	Fe (Iron)

Composition detail (metals, ceramics and glasses)

C (carbon)	0,28	-	0,4	%
Cr (chromium)	1,4	-	2	%
Fe (iron)	95,3	-	97,2	%
Mn (manganese)	0,6	-	1	%
Mo (molybdenum)	0,3	-	0,55	%
P (phosphorus)	0	-	0,03	%
S (sulfur)	0	-	0,03	%
Si (silicon)	0,2	-	0,8	%

Price

Price	* 2,35	-	2,49	EUR/kg
Price per unit volume	* 1,83e4	-	1,97e4	EUR/m^3

Physical properties

Density	7,77e3	-	7,93e3	kg/m^3

Mechanical properties

Young's modulus	* 204	-	215	GPa
Young's modulus with temperature Parameters: Temperature = 23°C	205	-	205	GPa

Anexo C

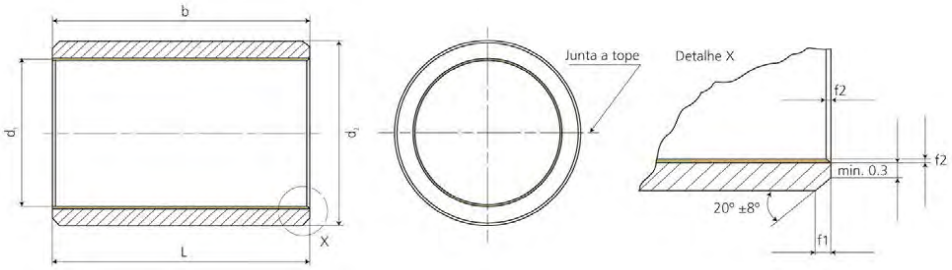
Componentes do sistema de fecho atual

C.1 Casquilhos PAP-P10

02 CASQUILHOS METÁLICOS

PAP - P10





PAP - P10

d= Ø int.	Referência	Peso g	Medidas				
			d_1	d_2	$b_{\pm 0.25}$	f_1 1)	f_2 1)
50	PAP 5040 P10	127	50	55	40	1.8	0.6
50	PAP 5060 P10	188	50	55	60	1.8	0.6
55	PAP 5540 P10	138	55	60	40	1.8	0.6
55	PAP 5560 P10	207	55	60	60	1.8	0.6
60	PAP 6030 P10	113	60	65	30	1.8	0.6
60	PAP 6040 P10	150	60	65	40	1.8	0.6
60	PAP 6060 P10	226	60	65	60	1.8	0.6
60	PAP 6070 P10	265	60	65	70	1.8	0.6
65	PAP 6540 P10	164	65	70	40	1.8	0.6
65	PAP 6550 P10	204	65	70	50	1.8	0.6
65	PAP 6560 P10	244	65	70	60	1.8	0.6
65	PAP 6570 P10	284	65	70	70	1.8	0.6
70	PAP 7040 P10	174	70	75	40	1.8	0.6
70	PAP 7050 P10	218	70	75	50	1.8	0.6
70	PAP 7070 P10	305	70	75	70	1.8	0.6
75	PAP 7540 P10	187	75	80	40	1.8	0.6
75	PAP 7550 P10	233	75	80	50	1.8	0.6
75	PAP 7560 P10	280	75	80	60	1.8	0.6
75	PAP 7580 P10	374	75	80	80	1.8	0.6
80	PAP 8040 P10	197	80	85	40	1.8	0.6
80	PAP 8060 P10	297	80	85	60	1.8	0.6
80	PAP 8080 P10	395	80	85	80	1.8	0.6
80	PAP 80100 P10	493	80	85	100	1.8	0.6
85	PAP 8560 P10	313	85	90	60	1.8	0.6
85	PAP 85100 P10	525	85	90	100	1.8	0.6
90	PAP 9050 P10	277	90	95	50	1.8	0.6
90	PAP 9060 P10	333	90	95	60	1.8	0.6
90	PAP 90100 P10	551	90	95	100	1.8	0.6
95	PAP 9560 P10	351	95	100	60	1.8	0.6
95	PAP 95100 P10	583	95	100	100	1.8	0.6

d= Ø int.	Referência	Peso g	Medidas				
			d_1	d_2	$b_{\pm 0.25}$	f_1 1)	f_2 1)
100	PAP 10050 P10	312	100	105	50	1.8	0.6
100	PAP 10060 P10	388	100	105	60	1.8	0.6
100	PAP 100115 P10	742	100	105	115	1.8	0.6
105	PAP 10560 P10	370	105	110	60	1.8	0.6
105	PAP 105115 P10	712	105	110	115	1.8	0.6
110	PAP 11060 P10	410	110	115	60	1.8	0.6
110	PAP 110115 P10	775	110	115	115	1.8	0.6
115	PAP 11550 P10	350	115	120	50	1.8	0.6
115	PAP 11560 P10	400	115	120	60	1.8	0.6
115	PAP 11570 P10	450	115	120	70	1.8	0.6
120	PAP 12060 P10	435	120	125	60	1.8	0.6
120	PAP 120100 P10	730	120	125	100	1.8	0.6
125	PAP 125100 P10	760	125	130	100	1.8	0.6
130	PAP 13060 P10	470	130	135	60	1.8	0.6
130	PAP 130100 P10	795	130	135	100	1.8	0.6
135	PAP 13560 P10	490	135	140	60	1.8	0.6
135	PAP 13580 P10	652	135	140	80	1.8	0.6
140	PAP 14060 P10	515	140	145	60	1.8	0.6
140	PAP 140100 P10	855	140	145	100	1.8	0.6
150	PAP 15060 P10	550	150	155	60	1.8	0.6
150	PAP 15080 P10	730	150	155	80	1.8	0.6
150	PAP 150100 P10	915	150	155	100	1.8	0.6
160	PAP 16080 P10	776	160	165	80	1.8	0.6
160	PAP 160100 P10	970	160	165	100	1.8	0.6
180	PAP 180100 P10	1100	180	185	100	1.8	0.6
200	PAP 200100 P10	1220	200	205	100	1.8	0.6
220	PAP 220100 P10	1320	220	225	100	1.8	0.6
250	PAP 250100 P10	1495	250	255	100	1.8	0.6
300	PAP 300100 P10	1760	300	305	100	1.8	0.6

	Eixo	Alojamento
Tolerâncias de montagem recomendadas:	dw < 5: h6	d_c < 5,5: H6
	5 ≤ dw < 80: f7	5,5< d_c < 80: H7
	80≤ dw :h8	

Tolerâncias para os chanfros exteriores e interiores :

f_1 = 0.5: ± 0.3	f_2 = 0.25: ± 0.15
f_1 = 0.6: ± 0.4	f_2 = 0.3: ± 0.2
f_1 = 1.2: ± 0.4	f_2 = 0.4: ± 0.3
f_1 = 1.8: ± 0.6	f_2 = 0.6: ± 0.4

POLYLANEMA

Casquilhos

Catálogo Geral de Perfis de Vedantes

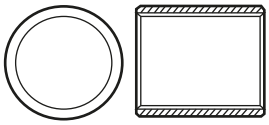
HM032-01| 3ª Edição | Fevereiro 2018

Casquilhos| Bushings| Casquillos| Douilles



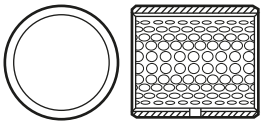
PAP10| Casquilho PAP P10

Material		Aço + PTFE + PB + SN
Aplicação	Camisa	
	Piston	
Pressão **(Bar)**		140
Temperatura **(ºC)**		-195 + 280
Velocidade **(m/s)**		< 5.0



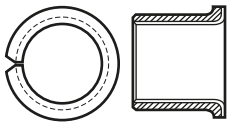
PAP20| Casquilho PAP P20

Material		Aço + Bronze + POM
Aplicação	Camisa	
	Piston	
Pressão **(Bar)**		70
Temperatura **(ºC)**		-40 + 130
Velocidade **(m/s)**		< 2.5



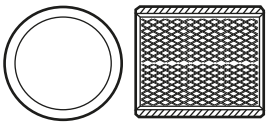
PAF10| Casquilho PAF P10

Material		Aço + PTFE + PB + SN
Aplicação	Camisa	
	Piston	
Pressão **(Bar)**		140
Temperatura **(ºC)**		-195 + 280
Velocidade **(m/s)**		< 5.0



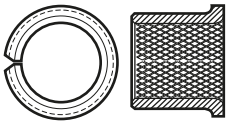
PRM| Casquilho PRM

Material		Bronze
Aplicação	Camisa	
	Piston	
Pressão **(Bar)**		150
Temperatura **(ºC)**		-40 + 150
Velocidade **(m/s)**		< 2.5



PRMF| Casquilho PRMF

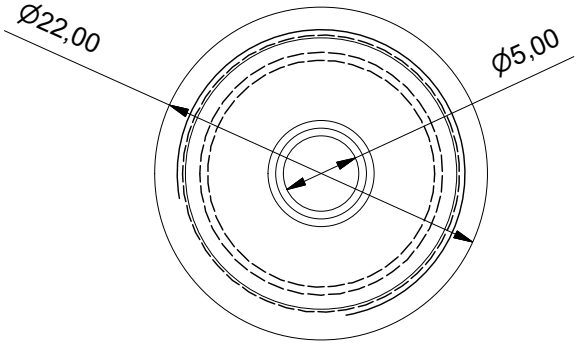
Material		Bronze
Aplicação	Camisa	
	Piston	
Pressão **(Bar)**		150
Temperatura **(ºC)**		-40 + 150
Velocidade **(m/s)**		< 2.5

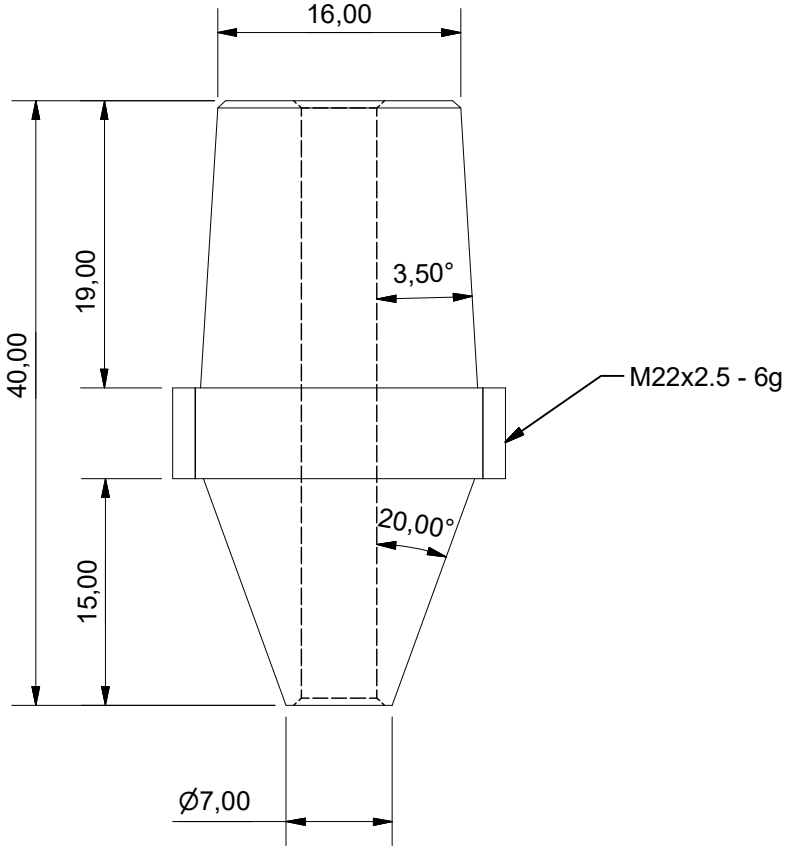


Anexo D

Bico de injeção

D.1 Bico de injeção estudado





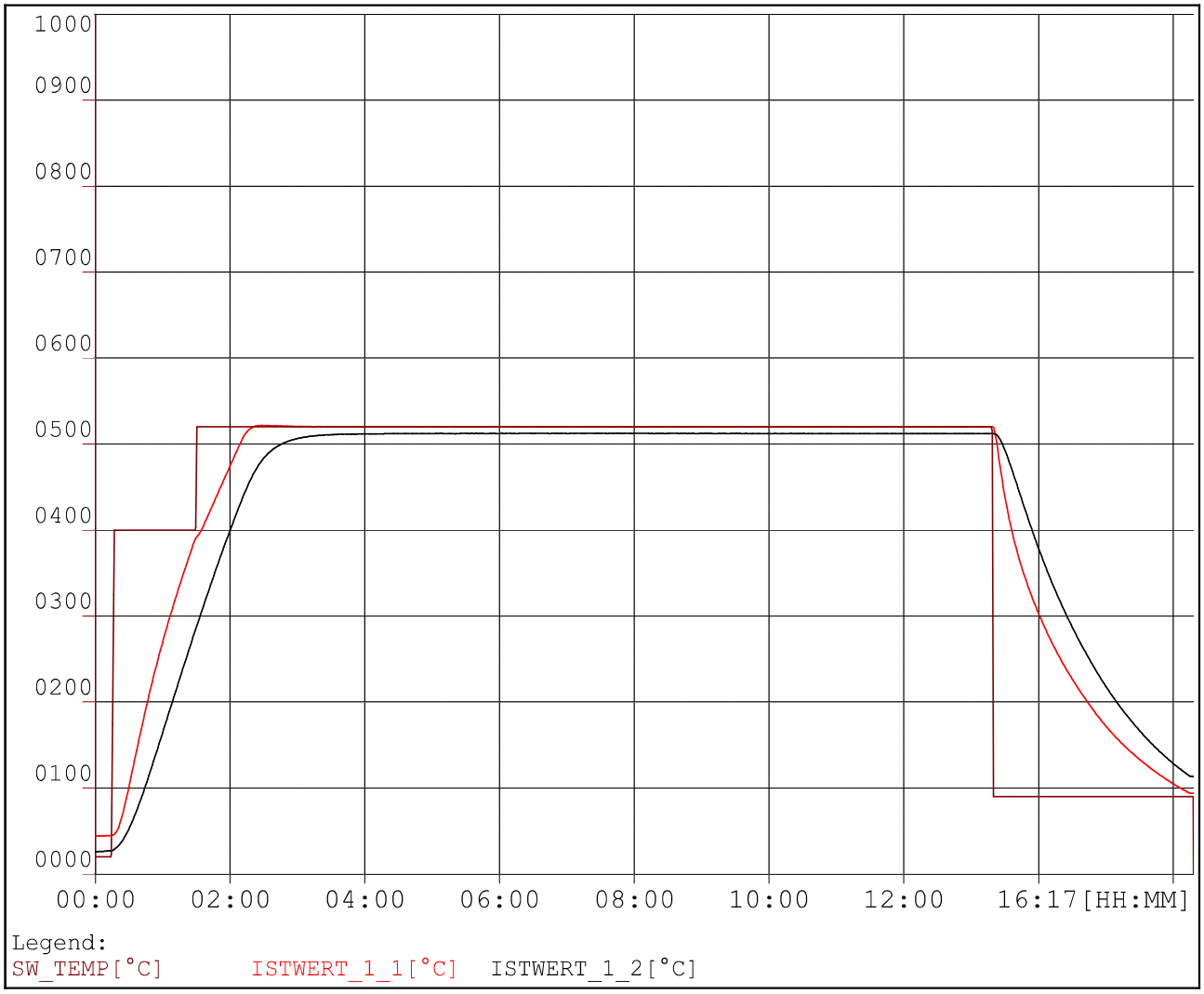
3Dimension:	Draw: Gabriel	Denomination: Bico de Injeção	Drawing nº/ Level:	Client:	Qty: 1
	Date: 01-06-2015	Assembly:	Material: MG50	Werk Nº:	Scale: 2 : 1
	Approved:				Angular: ± 1º
	Date:	Sub-Assembly:	Heat Treatment: 48-52 Hrc	Surface Finishing:	Linear: ± 0,1
	PR- Metal, Ldª Grupo PR	INV 2012	This drawing is the property of PPRR-Metal, Ldª. All rigths reserved. It is forbidden to copy or let to Third parties without our written consert.		Thread: H7/g6

D.2 Relatório de nitruração

demig Prozessautomatisierung	**Measurement Diagram**	Measurement file 21051801

System : MGFN13 - System1
Measurement file : 21051801.ST1
Reporting period : 18-05-2021 23:13:57 to 19-05-2021 15:31:56
Process program : 0023
Designation : GNZ2
Number : 23 Program : 0023 Parameters : 4711
Carga nr. 1173

Bicos Injecção
Aço 1.2344
NHT(previsto): 0,10-,015mm



Start	End	No.	Text	Duration	Total	Qty.

No alarms in the evaluated timespan available.

Start	End	No.	Text	Duration	Total	Qty.

No messages in the evaluated timespan available.

D.3 Relatório dimensionamento interferência cónica

KISSsoft

KISSsoft Release 2020 D

KISSsoft University license - Universidade do Porto

File

Name : Eduardo Nunes

Changed by: up201603155 on: 01.06.2021 at: 12:22:27

Conical interference fit

Calculation method: DIN 7190-2:2017

Nominal torque (Nm)	[T]	1.00
Application factor	[KA]	1.50
Service torque (Nm)	[Tb]	1.50
Large cone diameter (mm)	[D]	17.80
Small cone diameter (mm)	[d]	15.81
Shaft bore diameter (mm)	[DiI]	5.00
(Half) Cone angle (°)	[β]	3.00
Maximum deviation (°)	[γ_max]	0.050
Outside diameter of hub (mm)	[DaA]	31.80
Cone length (mm)	[l]	19.00
Pressing distance for joints (mm)	[af]	0.500
Joining pressure at mounting (N/mm²)	[pFA]	438.212
Material of shaft (Own input)	Aço H13 Têmpera Nitruração	
Yield point (N/mm²)	[Rp]	1280.00
Young's modulus (N/mm²)	[E]	210000.00
Surface roughness (µm)	[Rz]	6.3
Material of hub, Own Input	Aço H13	
Yield point (N/mm²)	[Rp]	1280.00
Young's modulus (N/mm²)	[E]	210000.00
Surface roughness (µm)	[Rz]	6.3
Coefficient of friction in axial direction	[µ_ru]	0.14

Results:

Coefficient of friction for joining	[µ]	0.14

Smoothing, amount of embedding (µm)	[G]	5.0
Effective mounting without force (mm)	[aw]	0.452
maximal permissible angular deviation (°)	[γ_zul]	0.071

Operating conditions:

Mean pressure in the joint (N/mm²)	[pm]	129.58
Sliding moment (Nm)	[TR]	141.97
Joining force (N)	[Ff]	25008.40
Axial force (N)	[Fax]	11384.89

Assembly conditions, with predefined joining pressure:

Maximum equivalent stresses		
Hub inside diameter (N/mm²)	[σVi]	1066.67
Hub outside diameter (N/mm²)	[σVa]	339.56
Shaft inside diameter (N/mm²)	[σViw]	961.55
Shaft outside diameter (N/mm²)	[σVaw]	486.40
Required safety against yield point	[SPmin]	1.20
Required safety against sliding	[SRmin]	1.20
Safety against yield point	[SP]	1.20
Safety against sliding	[SR]	94.65

Remarks for the design:

Cone angle (°)	[α]	6.00
Tolerance of cone angle (Shaft) (°)	[αTolMaxI]	+0.000/+ 0.050
Tolerance of cone angle (Hub) (°)	[αTolMaxA]	- 0.050 /+0.000

Remarks:

TR = π/(2*cos(β))*l*Dfm^2*pm*µ_ru*(1-(tan(β)/µ)^2)^0.5

Fax = FR = π*l*Dm*pm*(µ-tan(β))

Ff = π*l*Dm*pm*(µ+tan(β))

End of Report

lines: 84

Anexo E

Análise micro estrutural dos bicos de injeção

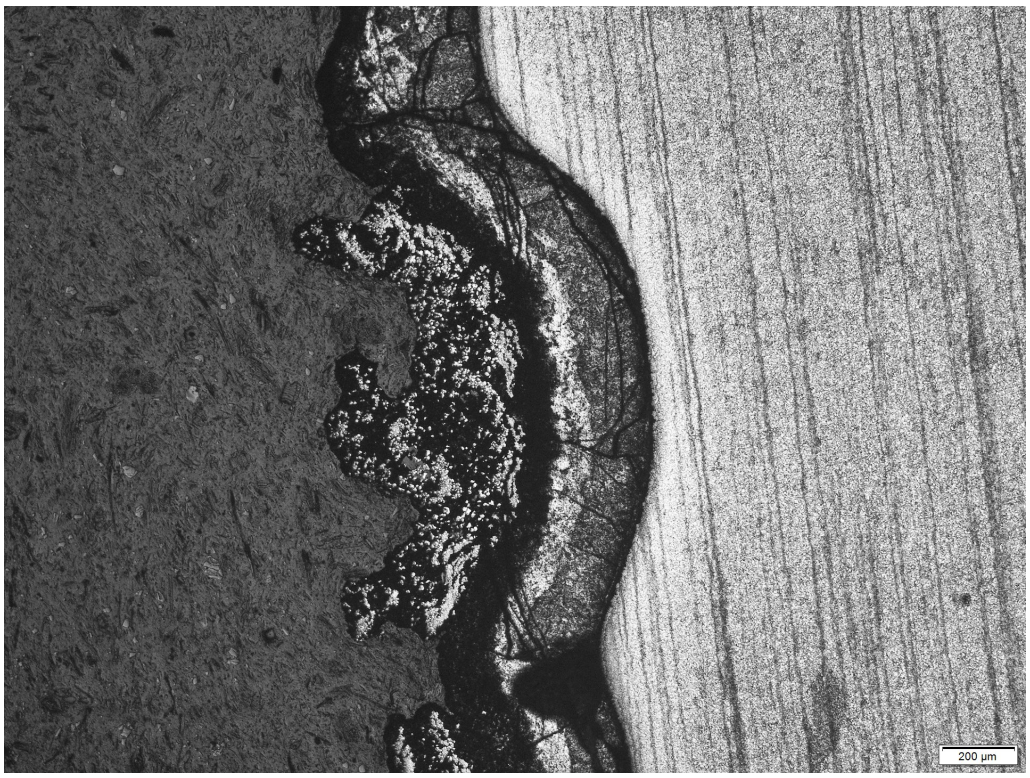


Figura E.1: Observação micro estrutural interface amostra 2BM / *zamak* 5

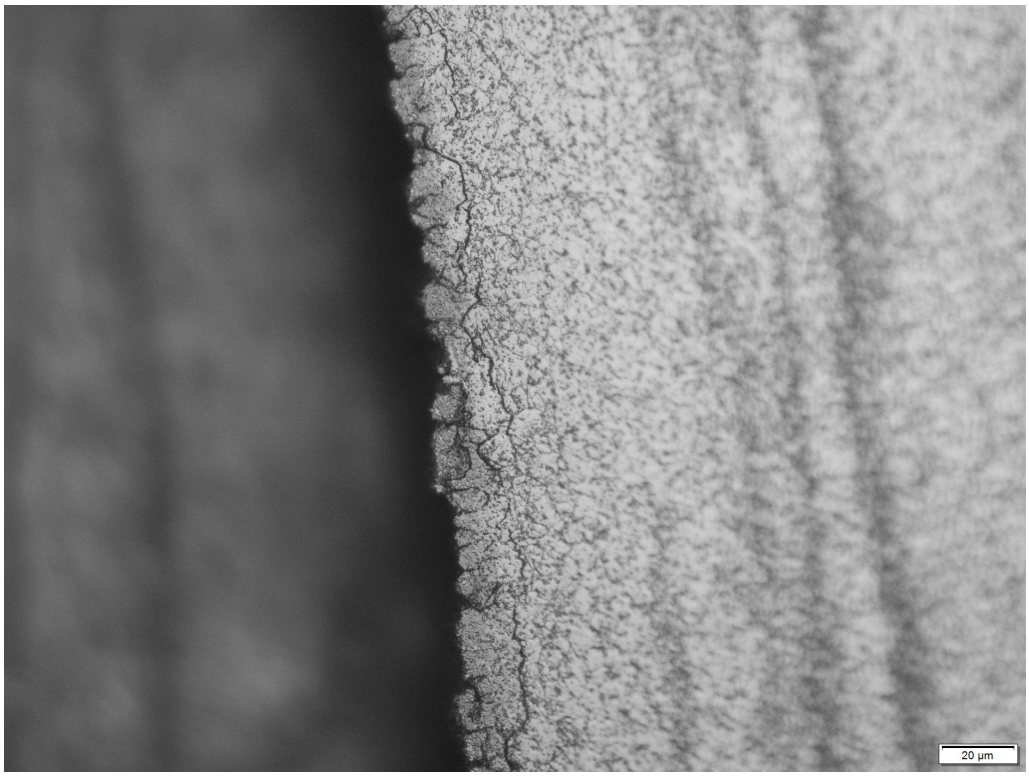


Figura E.2: Observação micro estrutural interface amostra 2BM / *zamak* 5

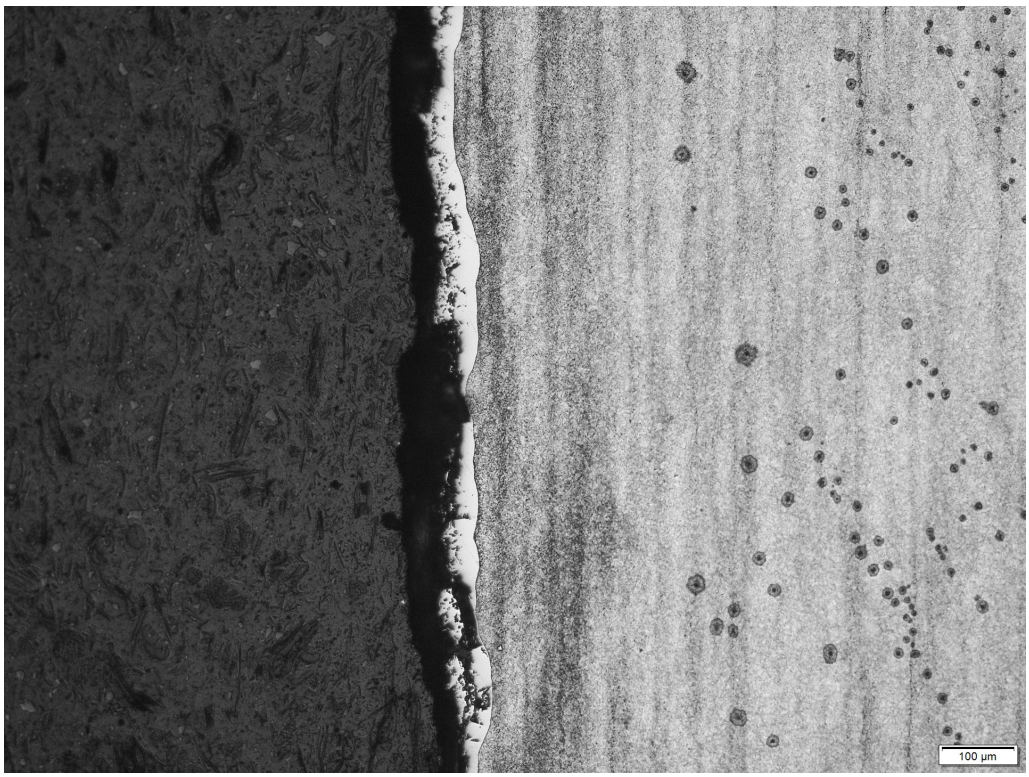


Figura E.3: Observação micro estrutural interface amostra 1BY / *zamak* 5

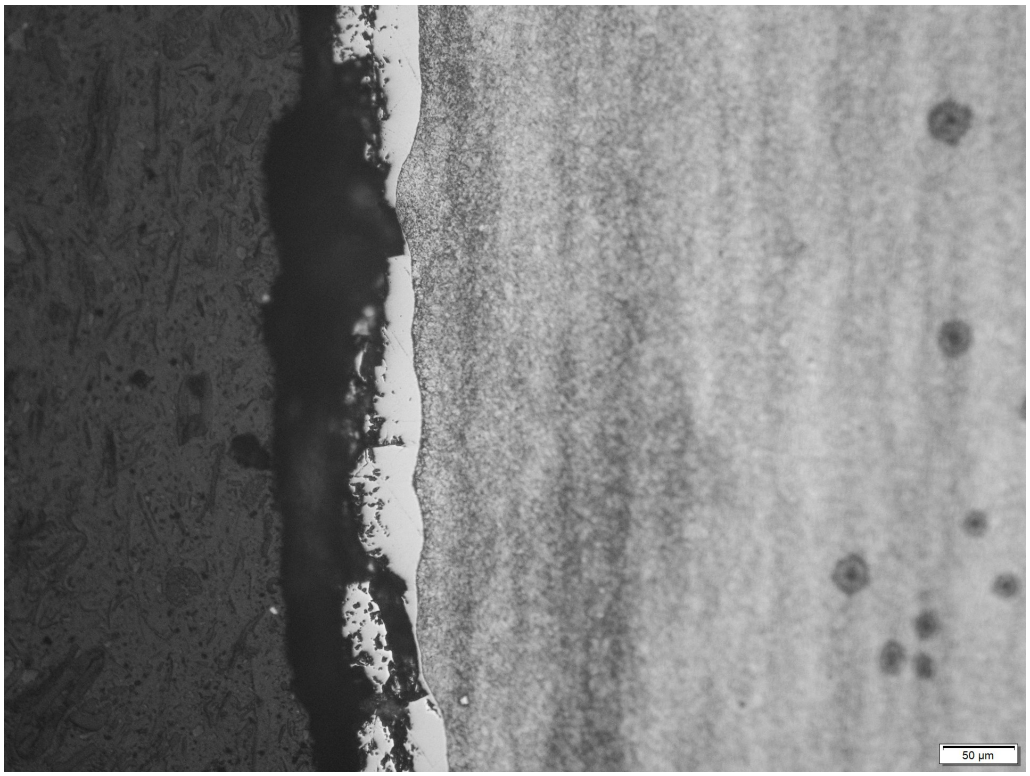


Figura E.4: Observação micro estrutural interface amostra 1BY / *zamak* 5

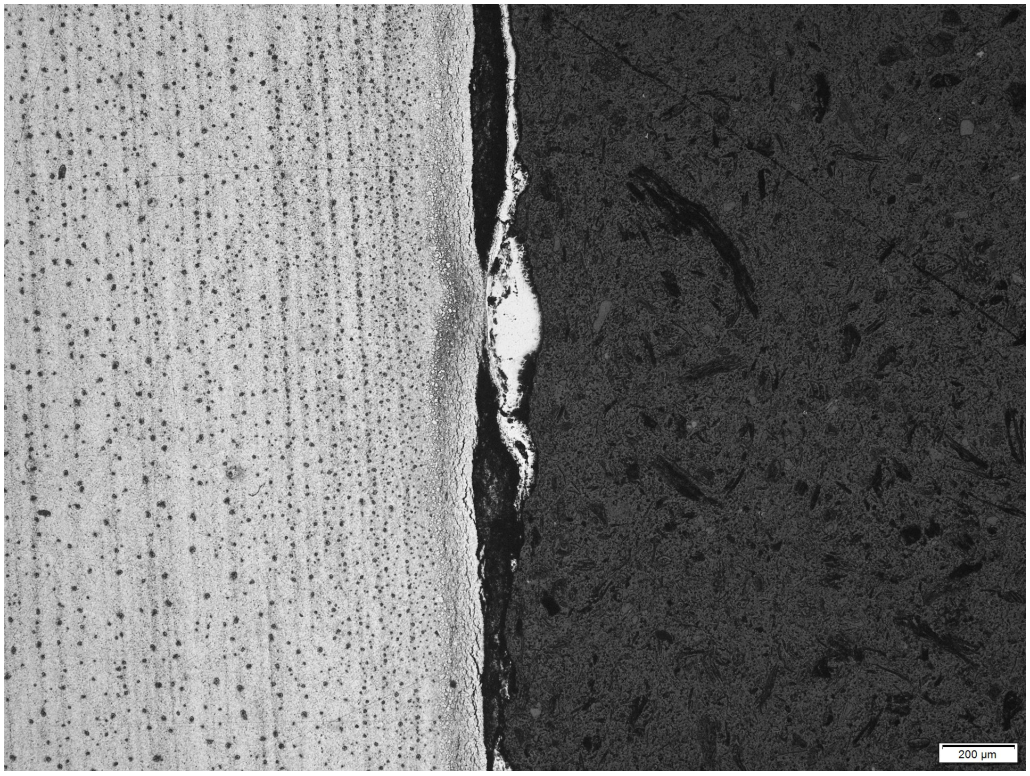


Figura E.5: Observação micro estrutural interface amostra 2BY / *zamak* 5

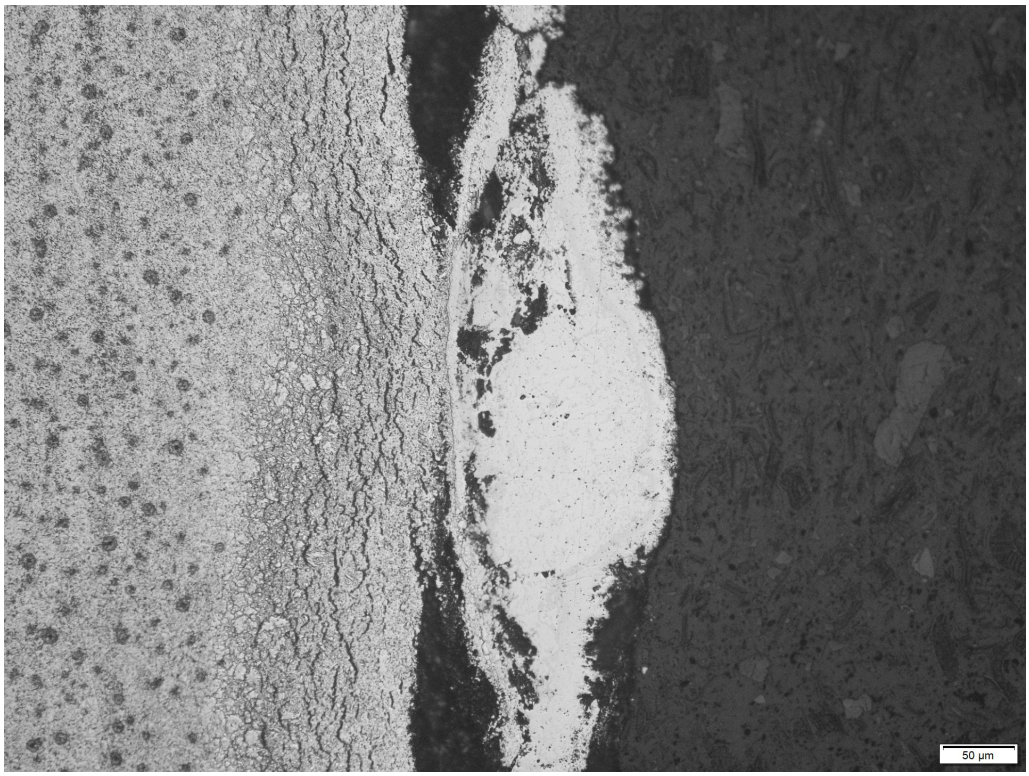


Figura E.6: Observação micro estrutural interface amostra 2BY / *zamak* 5

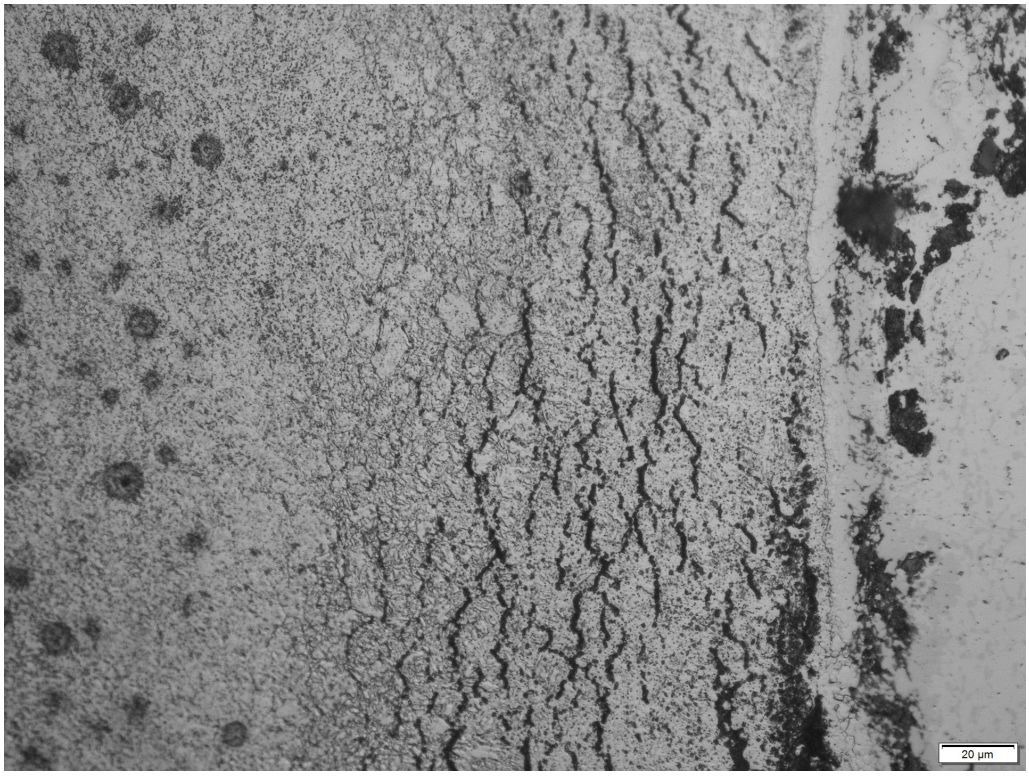


Figura E.7: Observação micro estrutural interface amostra 2BY / *zamak* 5

Anexo F

Componentes do novo sistema de fecho

F.1 Casquilhos Schaeffler

BEARINX SCHAEFFLER

Rating life and mounting force

Calculation / Installation proposal

Date: 2021-06-10 16:58:00

Attention

Please see list of warnings at the end of print out.

All rights are reserved with regard to this document, even in the event that a patent should be granted or a utility model registered. The document must be treated confidentially. Without our written consent, neither the document itself, nor copies thereof or any other renderings of the complete contents or of extracts therefrom may be made available to third parties or put to improper use by the recipient in any other way. The document has been prepared on the basis of your requirements as set forth above and our own assumptions. Our details take into account those risks which were apparent to us on the basis of your requirements as made available to us. The document has been prepared solely in connection with the purchase of our products. The results shown in the document have been worked out carefully and in accordance with the state of the art, but do not constitute an express or implied guaranty as to quality or durability in the legal sense. You are not dispensed thereby from checking the suitability of the products. We shall be liable for the details provided in the document only in the event of willful intent or negligence. If the document is part of a supply agreement, the liability provisions agreed there shall apply.

Table of contents

1 Input
2 Results
3 Warnings

1 Input

Bearing

Product group	bushing	
Designation	EGB1820-E40	
Plain bearing material	MPC E40	
Inside diameter	D_i	18.0 mm
Outside diameter	D_o	20.0 mm
Width of bush	B	20.0 mm
Upper deviation	AO	75 µm
Lower deviation	AU	35 µm
Roughness depth of bush backing	RzL	6.0 µm
Poisson ratio	Nue	0.30
Modulus of elasticity	E	210000 N/mm²

Housing

Material	steel	
Upper deviation of bore	AO	21 µm
Lower deviation of bore	AU	0 µm
Roughness depth	RzG	6.3 µm
Wall thickness	sG	20.0 mm
Poisson ratio	Nue	0.30
Modulus of elasticity	E	210000 N/mm²
Friction coefficient	mue	0.10

Other conditions

Mating surface material	steel	
Roughness depth of the mating surface	R_z	3.1 µm
Type of load	static load	

Load Load case 1

Time portion	q	33.000 %
Radial load	Fr	11250.0 N
Type of movement	oscillating	
Oscillation angle	phi_osc	0 °
Oscillation frequency	n_osc	0 1/min
Operating temperature	T	80 °C

Load Load case 2

Time portion	q	67.000 %
Radial load	Fr	120.0 N
Type of movement	oscillating	
Oscillation angle	phi_osc	37 °
Oscillation frequency	n_osc	20 1/min
Operating temperature	T	80 °C

2 Results

Load case 1

Rating life for load case	Lh_i	11914 h
Time portion	q	33.000 %
Specific bearing load, radial	pr	31.250 N/mm²
Sliding speed, radial part	vr	0.000 m/s
pv-Value, radial	pvr	0.000 N/mm² x m/s
Correction factor for load case	fA	1.000
Correction factor for load	fpr	0.988
Correction factor for velocity	fvr	1.000
Correction factor for friction energy	fpvr	1.000
Correction factor for temperature	fT	0.991
Correction factor for material	fW	0.500
Correction factor for roughness depth	fR	0.760

Load case 2

Rating life for load case	Lh_i	> 50000 h
Time portion	q	67.000 %
Specific bearing load, radial	pr	0.333 N/mm²
Sliding speed, radial part	vr	0.004 m/s
pv-Value, radial	pvr	0.001 N/mm² x m/s
Correction factor for load case	fA	1.000
Correction factor for load	fpr	1.000
Correction factor for velocity	fvr	1.000
Correction factor for friction energy	fpvr	1.000
Correction factor for temperature	fT	0.991
Correction factor for material	fW	0.500
Correction factor for roughness depth	fR	0.760

Results for EGB1820-E40

Total rating life (nominal)	Lh	33337 h
Minimum mounting force	F_min	365 N
Mounting force	F_max	5711 N

Temperature influences are not considered for the calculation of the pressing force.

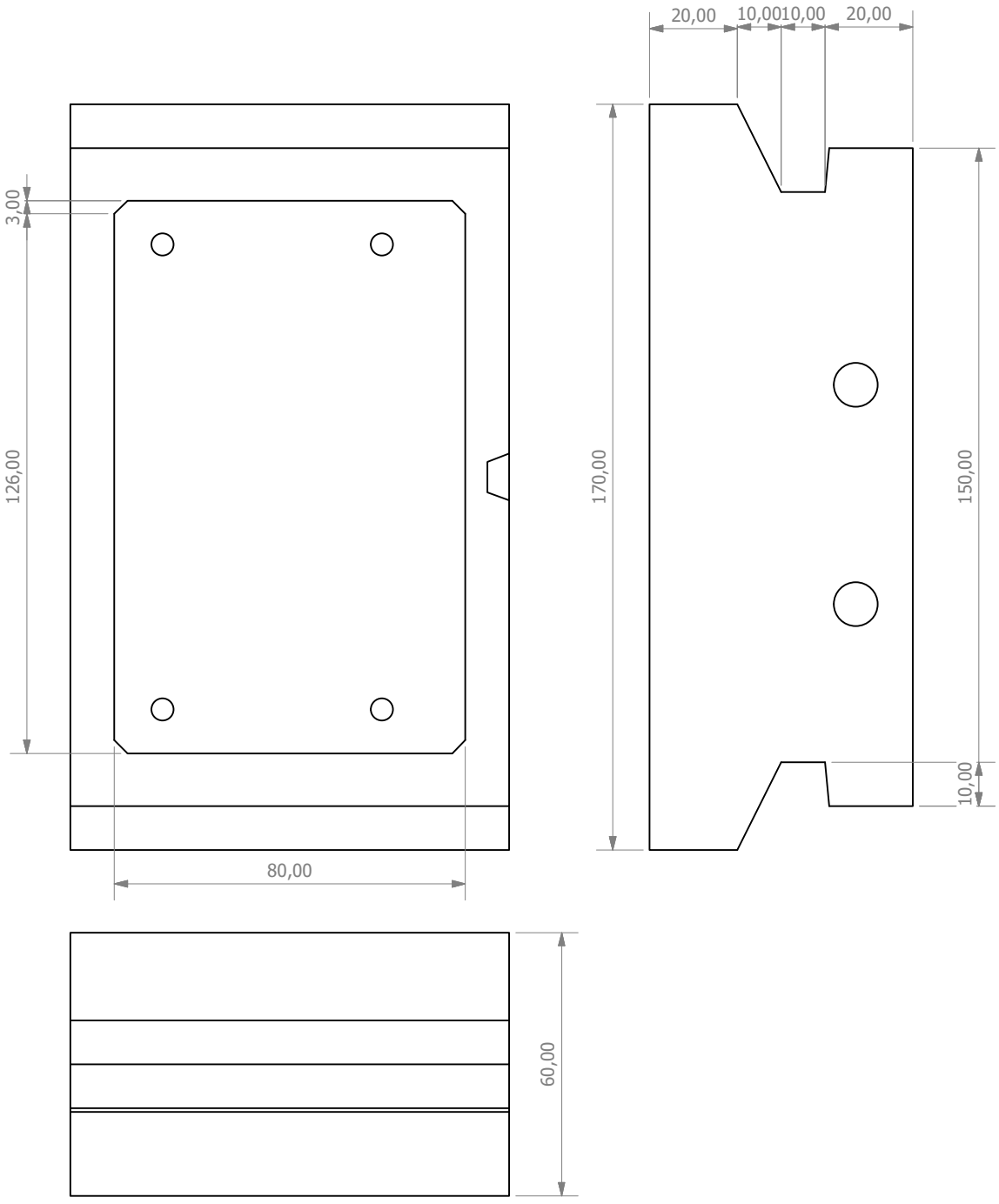
3 Warnings

The oscillation frequency is zero for the load case. The load case is incorporated as idle time in the total rating life.

· Load case 1

F.2 Componentes do sistema de fecho

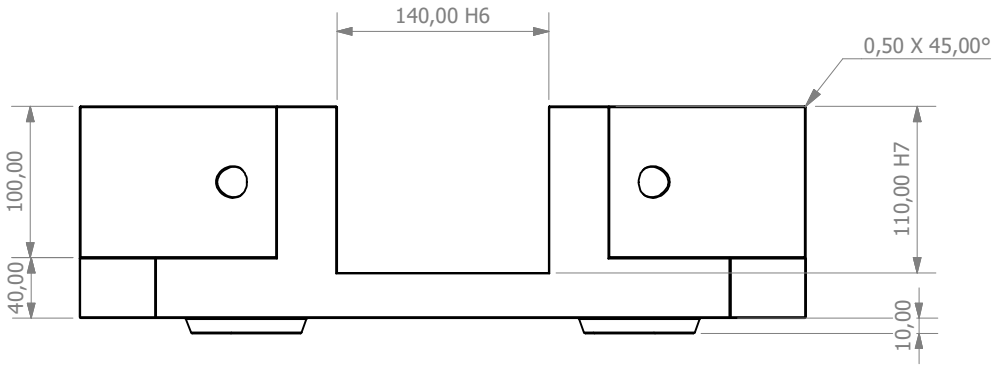
HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	

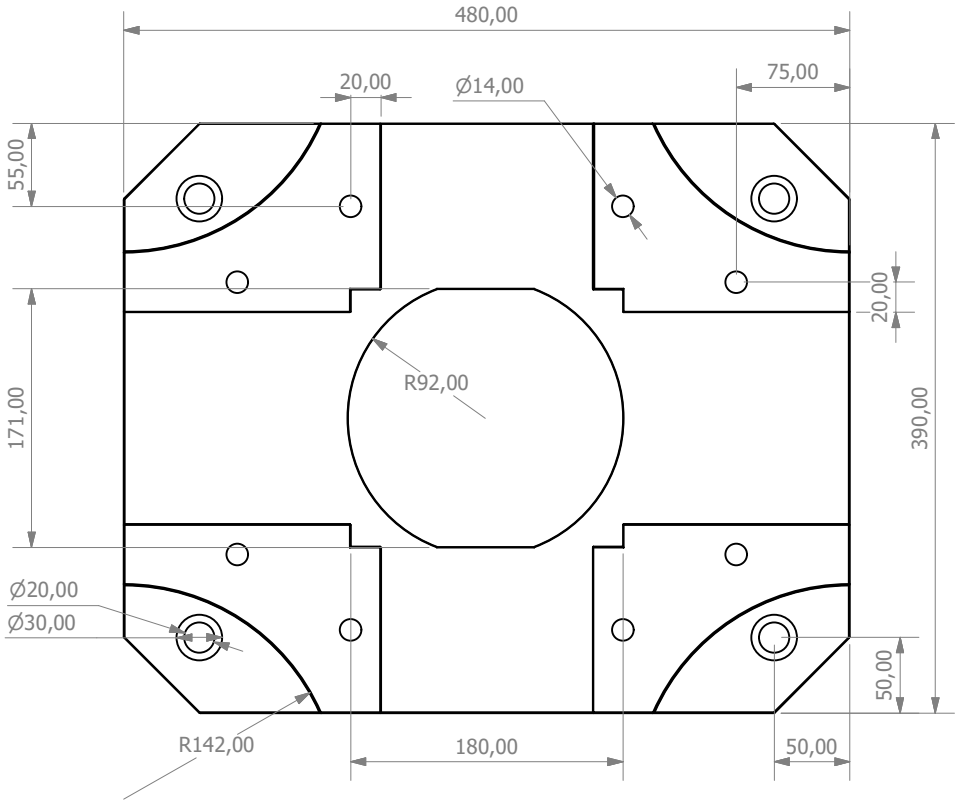


	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Corpo Moldação**	Material: (Material) **Stainless Steel, Austenitic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 1.5 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR 228_2 | Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	



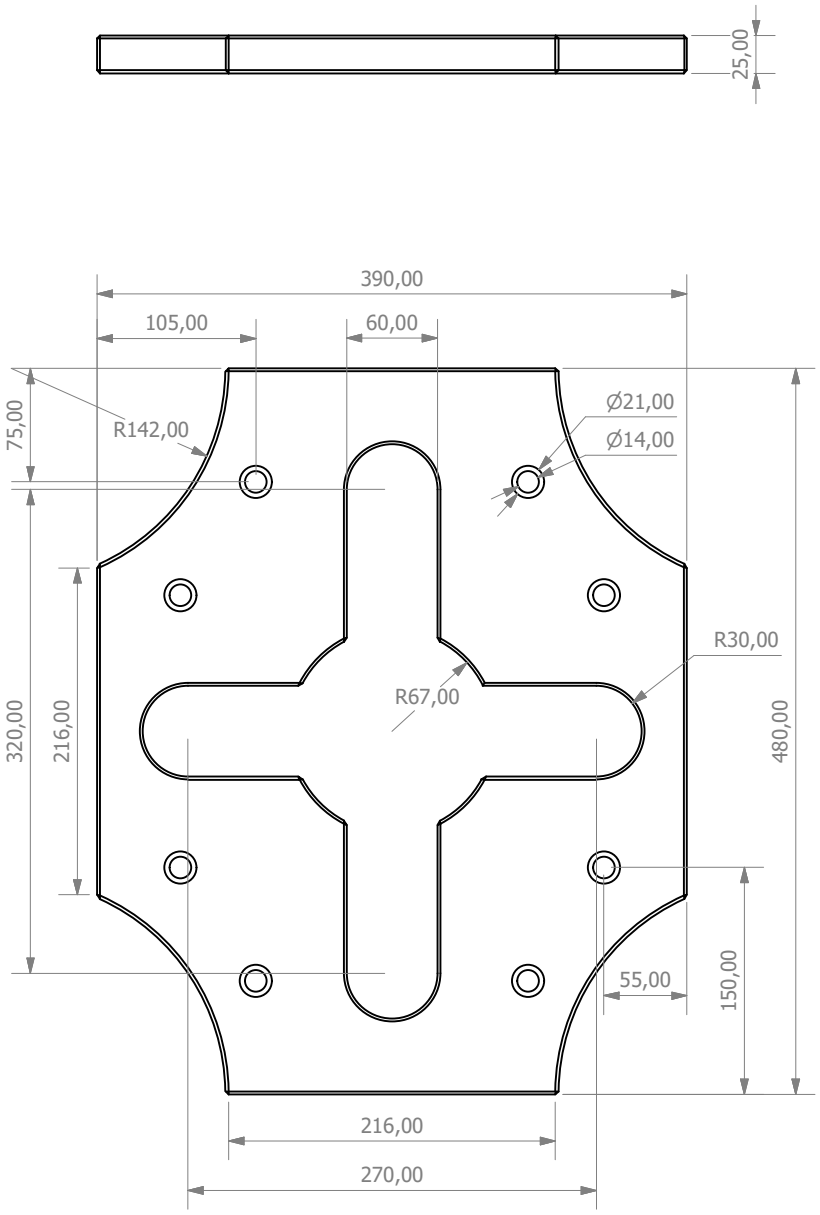


	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Corpo de guiamento**	Material: (Material) **Generic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	27/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 5 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

228_2 | Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	

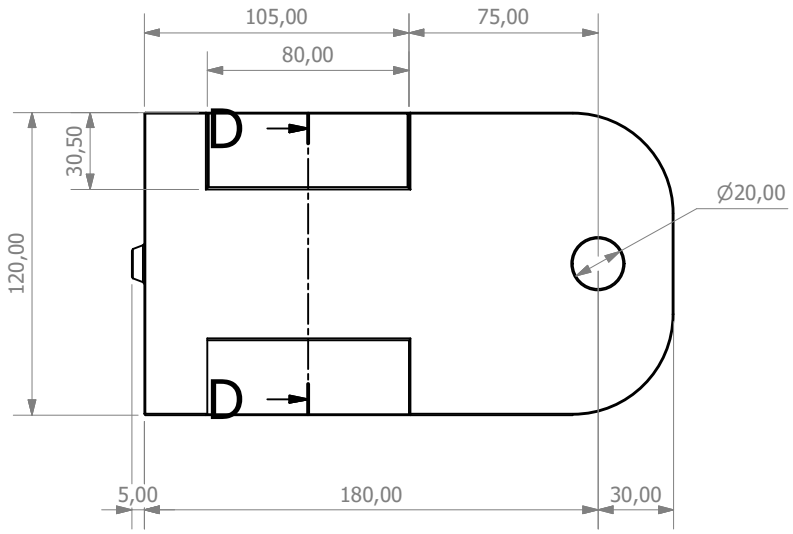


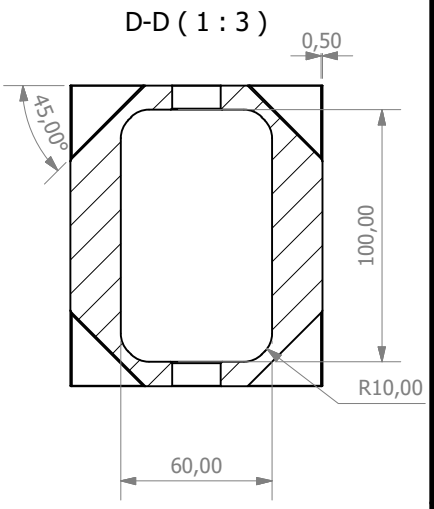
	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Tampa de guiamento**	Material: (Material) **Generic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)	Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 5 / Folha: (Sheet size) A4
Modificou: (Modified by)	27/06/2021	Eduardo Nunes			
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

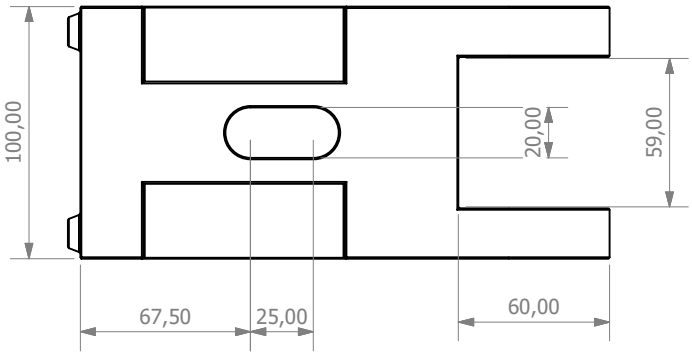
Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

228_2 | Grupo PR

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	



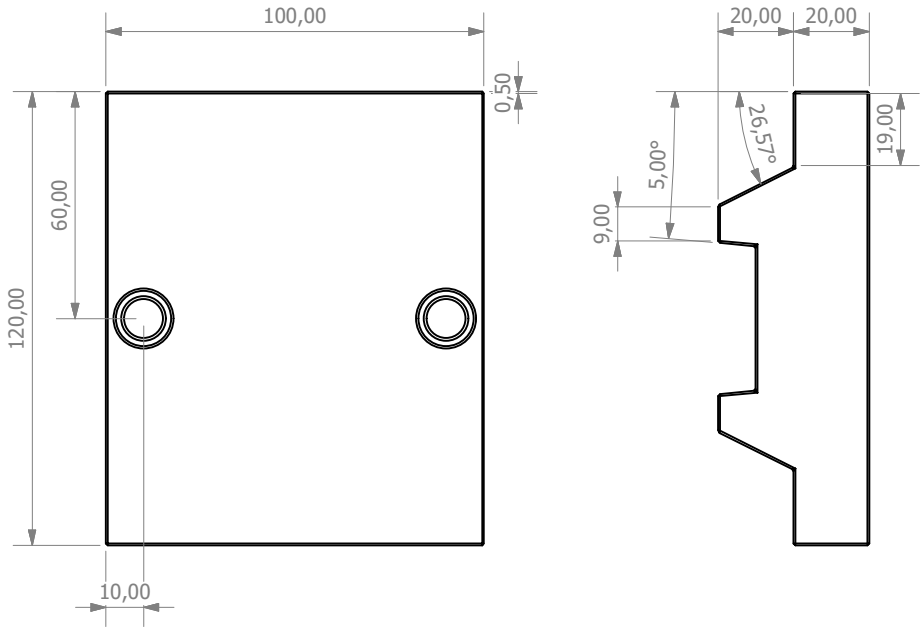




	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **slider**	Material: (Material) **PAEK Plastic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 3 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR 228_2 | Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	

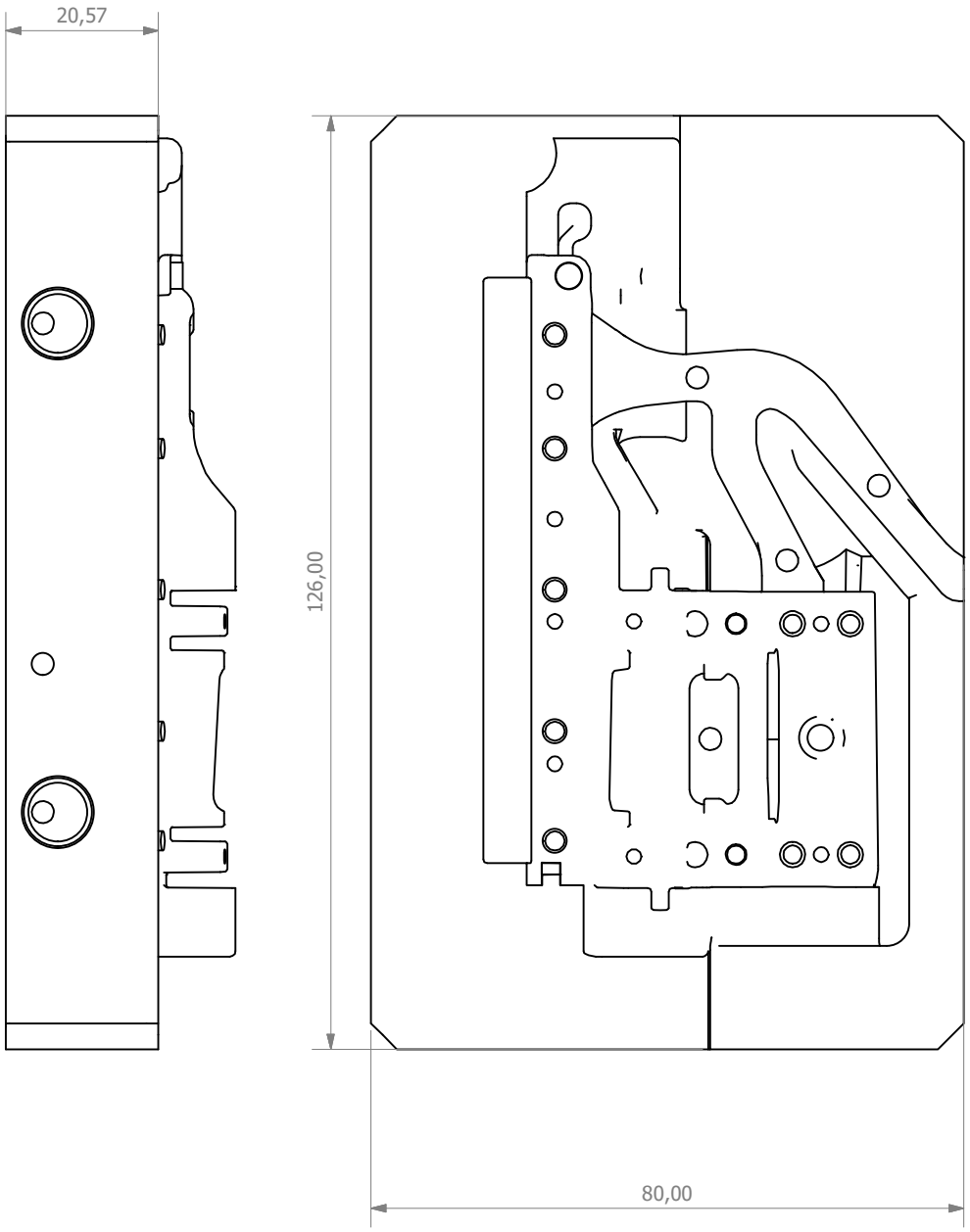


	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **interlock**	Material: (Material) **Steel**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)	Eduardo Nunes		Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 2 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

228_2 | Grupo PR

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	



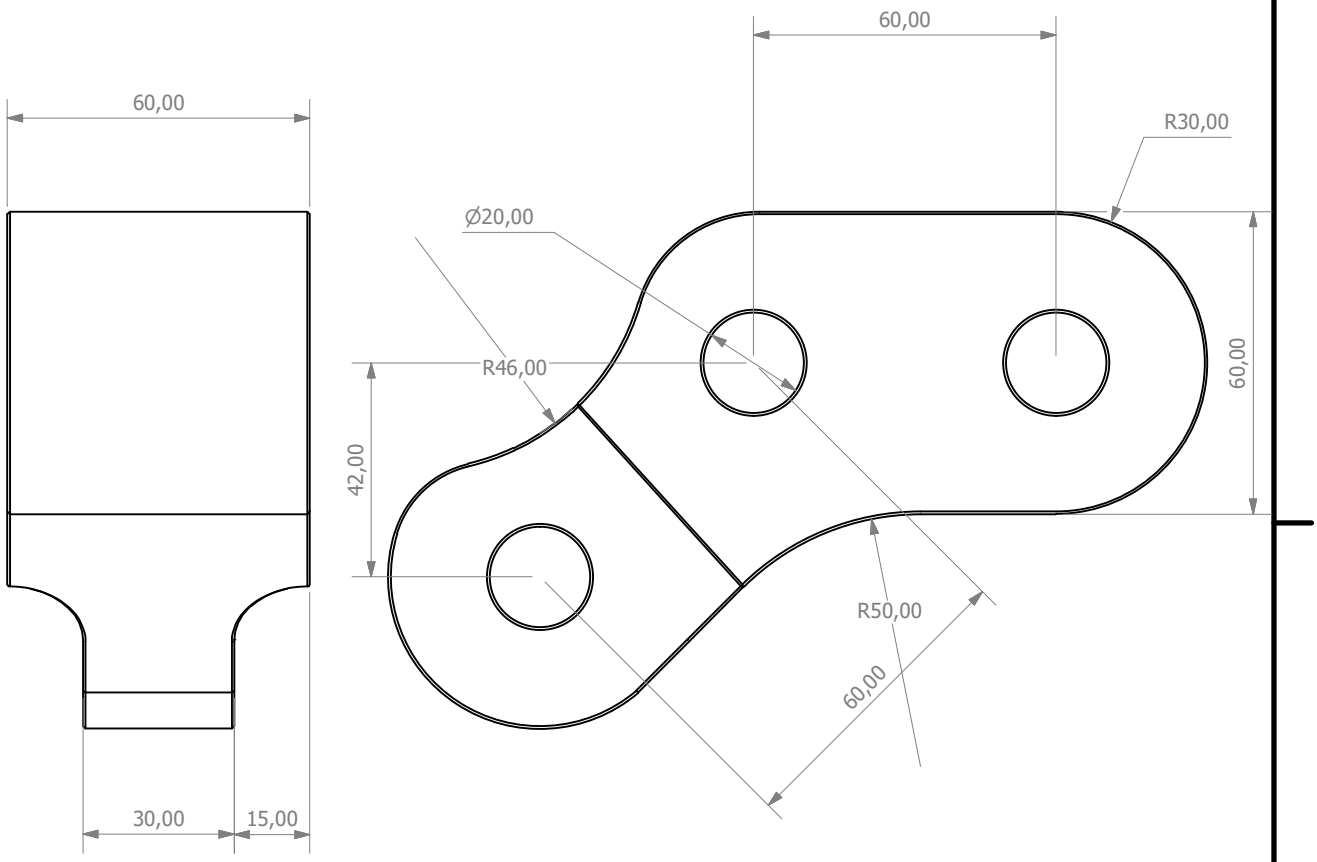
	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **OF 157-21 - POSTIÇO 201**	Material: (Material) **Steel, Paint Finish, Ivory, Matte**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)	Eduardo Nunes		Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 1.5 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

228_2 | Grupo PR

F.3 Componentes sistema em tesoura

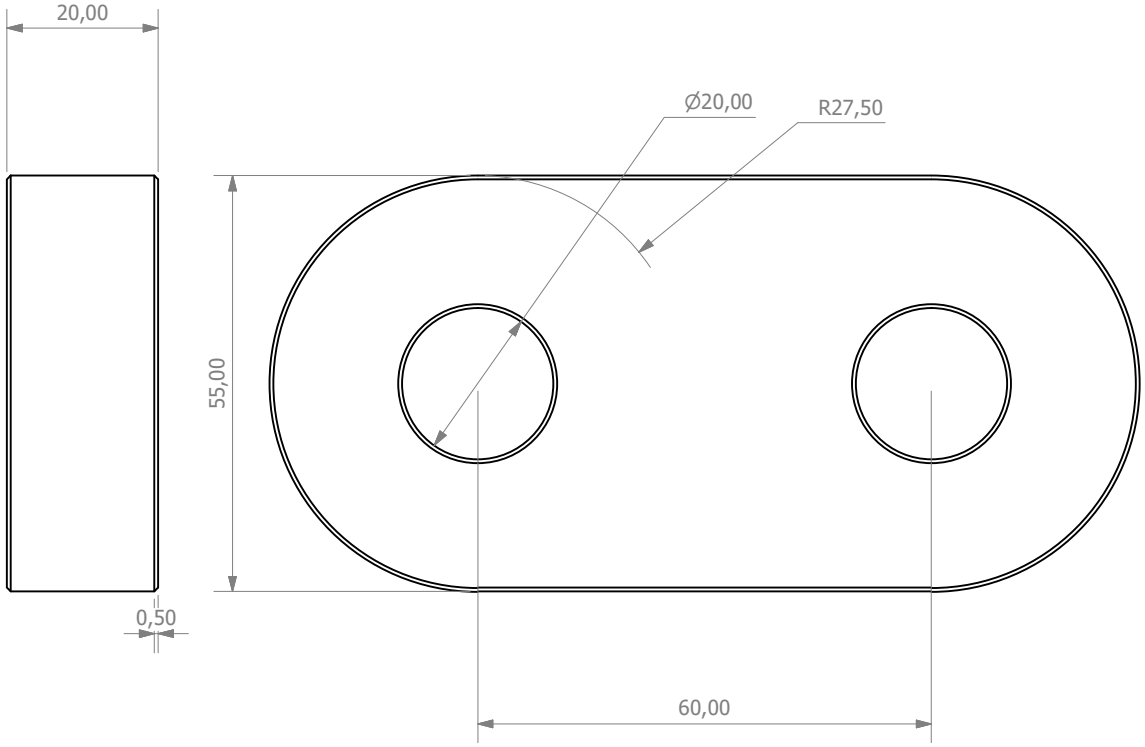
HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	



	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Peça Intermédia**	Material: (Material) **Generic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 1.5 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	



	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Chapa**	Material: (Material) **Generic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

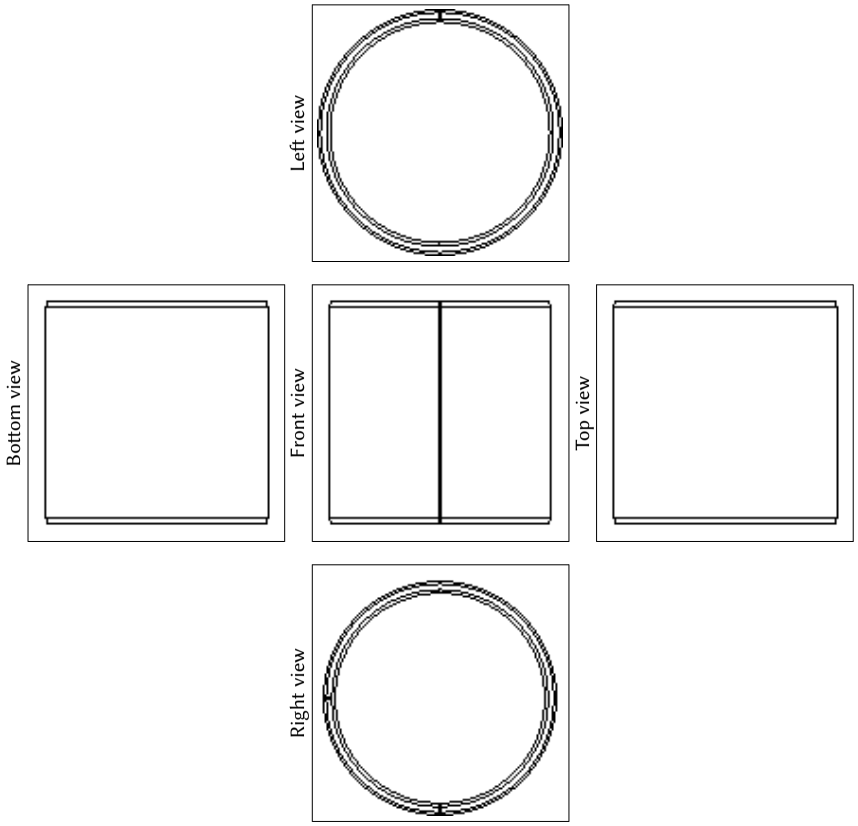
HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	



	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **pino**	Material: (Material) **Generic**	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	12/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

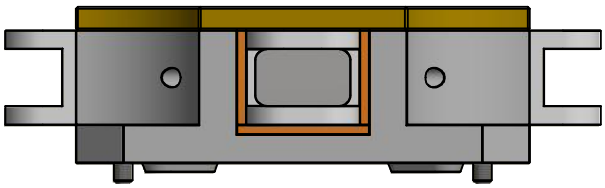
Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

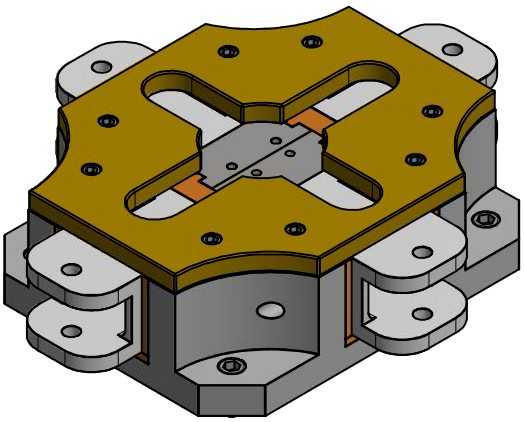
1 2D Views

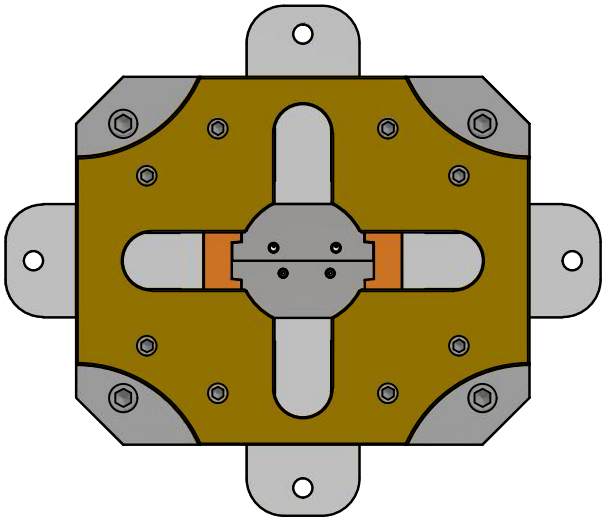


F.4 Desenho de conjunto

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	





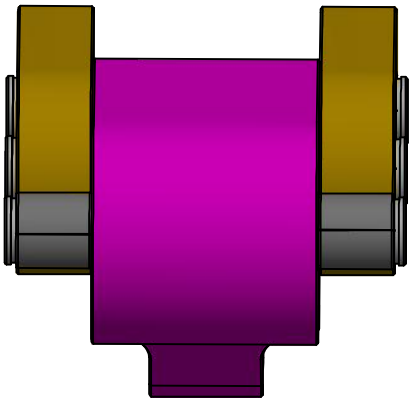


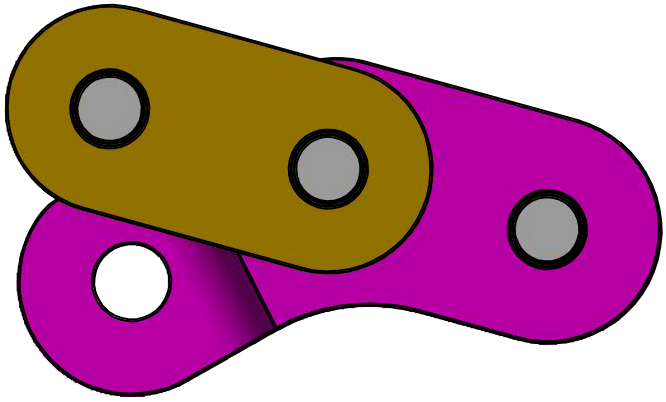
	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Sistema de fecho**	Material: (Material)	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		eduxn	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)	Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 2 / Folha: (Sheet size) A4
Modificou: (Modified by)	13/06/2021	Eduardo Nunes	Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

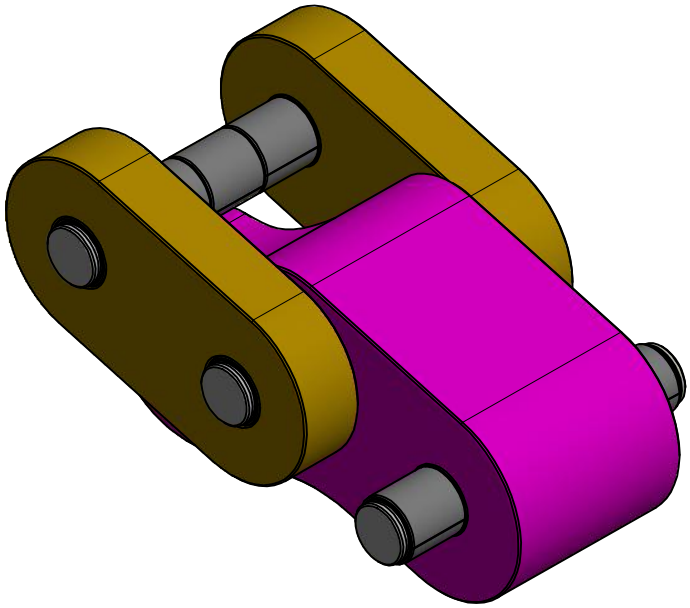
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015)
Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK)
Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302)
Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.

HISTÓRICO DE REVISÕES (REVISION HISTORY)			
ÍNDICE (INDEX)	DATA (DATE)	NOME (NAME)	DESCRIÇÃO (DESCRIPTION)
1	21/6/2021	Eduardo Nunes	







	Data: (Date)	Nome: (Name)	NºDesenho: (Drawing n.) **Sistema em tesoura**	Material: (Material)	Qtd.: (Qty.)
Projectou: (Designed by)		Eduardo Nunes	Projeto: (Project)	Tratamento Térmico: (Heat treatment) **Sem Tratamento**	Massa: (Mass) N/A
Desenhou: (Drawn by)		Eduardo Nunes	Conjunto: (Assembly)		
Modificou: (Modified by)	13/06/2021	Eduardo Nunes		Acabamento Superficial: (Surface finish) **Sem Acabamento**	Escala: (Scale) 1 : 2 / Folha: (Sheet size) A4
Toleranciamento ISO 8015 (Tolerance ISO 8015) Tolerâncias gerais ISO 2768 - mK (General tolerance ISO 2768 - mK) Rugosidades gerais ISO 1302 (General roughness ISO 1302) Cantos e chanfros gerais ISO 13715 (Corners and general chamfers ISO 13715)			Sub-conjunto: (Sub-assembly)	Cliente: (Client)	Grupo PR

Este desenho é propriedade do Grupo PR. Todos os direitos reservados. É proibido copiar ou dar a terceiros sem a nossa permissão escrita.
This drawing is property of PR Group. All rights reserved. It is forbidden to copy or let to third parties without our written consent.