



**Universidade de  
Aveiro  
2019**

Departamento de Engenharia Mecânica

**Pedro Miguel  
da Silva Ferreira**

**Previsão do desempenho de moldes para  
moldação de plásticos aquando em serviço**



**Universidade de Aveiro** Departamento de Engenharia Mecânica  
2019

**Pedro Miguel  
da Silva Ferreira**

## **Previsão do desempenho de moldes para moldação de plásticos aquando em serviço**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica da Doutora Mónica Sandra Abrantes de Oliveira Correia, Professora Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro e da Doutora Tatiana Vladimirovna Zhiltsova, Investigadora do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.



**o júri**

presidente

**Prof. Doutor António Manuel de Amaral Monteiro Ramos**

Professor Auxiliar da Universidade de Aveiro

Vogal – Arguente principal

**Doutor Pedro Miguel Gonçalves Martinho**

Professor adjunto do Instituto Politécnico de Leiria - Escola Superior de Tecnologia e Gestão

Vogal – Co-Orientadora

**Doutora Tatiana Vladimirovna Zhiltsova**

Investigadora Doutorada da Universidade de Aveiro

## **agradecimentos**

Em primeiro lugar gostaria de agradecer à Professora Mónica Oliveira e à Doutora Tatiana Zhiltsova pela disponibilidade, paciência, motivação e por todo apoio dado ao longo do semestre.

Aos meus pais e ao meu irmão agradeço todas as palavras de apoio e motivação durante todo o meu percurso. Obrigado por me terem acompanhado.

À minha restante família pelo apoio e por todos os momentos passados.

À Cátia, pela paciência, apoio incondicional e por tudo o resto.

Aos meus amigos, pelas memórias, amizade e companheirismo

**palavras-chave**

Moldação por injeção, Moldes para injeção de plásticos, Análise estrutural, Simulação numérica, Análise de fadiga, Deflexão, AMI, ANSYS

**resumo**

A moldação por injeção é um dos processos mais utilizados na produção de componentes poliméricos. A grande cadência de produção, a versatilidade e a qualidade das peças são aspetos caracterizantes deste processo versátil. Embora o uso de análises reológicas de peça plásticas seja uma prática cada vez mais corrente, a previsão do desempenho da ferramenta moldante é raramente incluída na fase de projeto. A natureza cíclica do processo de moldação bem como a variabilidade de pressões e temperaturas durante o ciclo e toda a carga estrutural a que a ferramenta está, portanto, sujeita, podem provocar falhas numa ferramenta moldante em serviço. Essas falhas têm custos associados muito para além dos passíveis de contabilização financeira. Este trabalho pretende analisar o comportamento de um molde durante o ciclo de moldação. A metodologia proposta inicia-se com um estudo reológico da peça tendo por objetivo analisar a influência relativa das variáveis e parâmetros do processo na deflexão da bucha. Neste estudo, em particular, foram examinadas as condições recomendadas bem como condições extremas de operabilidade, por forma a estabelecer as relações causais pretendidas. Realizou-se ainda uma análise de arrefecimento em regime transitório, onde se analisou o comportamento da ferramenta durante o ciclo de produção até a mesma atingir estabilidade térmica. Tendo por base a informação obtida, foram posteriormente efetuadas uma análise estrutural e de fadiga. Assim, identificaram-se deformações e pontos de concentração de tensões. Identificaram-se fragilidades da ferramenta moldante, consistentes com opções projetuais típicas das simplificações consideradas, bem como diminuição expectável do tempo de serviço da ferramenta.

**keywords**

Injection molding, Injection molding of plastics, Structural analysis, Numerical simulation, Fatigue analysis, Deflection, AMI, ANSYS

**Abstract**

Injection molding is one of the most widely used processes for production of polymeric components. The high production rate, versatility and superior quality of the injection molded parts are characteristic features of this versatile process. Although the use of rheological analyzes of plastic parts is becoming an increasingly common practice, the prediction of the molding tool performance is rarely considered at the project stage. The cyclical nature of the molding process as well as the variability of pressures and temperatures during the cycle and the entire structural load to which the tool is subjected can cause failures in a working molding tool. These failures have associated costs far beyond the liable financial accounting. This work intends to analyze the behavior of an injection mold during the molding cycle. The proposed methodology begins with a rheological study of the part in order to analyze the relative influence of the variables and process parameters on the deflection of the core. In this particular study, the recommended conditions as well as extreme operability conditions were examined, in order to establish a causal relationship. In addition, thermal stability of the molding tool during production was accessed by a cooling analysis in a transient regime. Based on the information obtained, the structural and fatigue analysis were carried out allowing for identification of the deformations and the stress concentration points. Fragilities of the molding tool were identified, which were consistent with the simplifications derived from the typical project options, as well as an expected decrease of the service life of the tool.

# Índice

LISTA DE FIGURAS .....	I
LISTA DE TABELAS .....	III
LISTA DE ABREVIações .....	IV
1 INTRODUÇÃO .....	1
1.1 ENQUADRAMENTO .....	1
1.2 OBJETIVOS.....	1
1.3 GUIA DE LEITURA .....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	3
2.1 CONTEXTUALIZAÇÃO .....	3
2.1.1 O processo de moldação por injeção.....	3
2.1.2 O molde.....	5
2.2 LIMITAÇÕES AO DESEMPENHO DO MOLDE .....	7
2.3 FADIGA NOS MOLDES DE INJEÇÃO DE PLÁSTICOS .....	11
2.3.1 Análise da deflexão da bucha no AMI® – <i>Core Shift</i> .....	14
2.3.2 ANSYS® – Módulo de Fadiga .....	17
2.4 METODOLOGIA PROPOSTA NO CONTEXTO DO PROBLEMA .....	19
3 CASO DE ESTUDO.....	20
3.1 PEÇA .....	20
3.2 MATERIAL .....	21
3.3 MOLDE .....	21
3.4 MÁQUINA DE INJEÇÃO .....	25
3.5 CONDIÇÕES DE PROCESSAMENTO .....	26
3.6 SISTEMAS FUNCIONAIS .....	26
3.7 SISTEMA DE ALIMENTAÇÃO .....	27
3.7.1 Sistema de controlo de temperatura.....	34
3.7.2 Cálculo da força de fecho.....	40
3.7.3 Empeno .....	41
3.7.4 Condições de processamento – Perfil de pressurização.....	44
3.7.5 Validação da escolha da máquina de injeção .....	45
4 ANÁLISE DA DEFLEXÃO DA BUCHA E ANÁLISE DE ARREFECIMENTO DO MOLDE EM REGIME TRANSITÓRIO ( <i>COOL FEM</i> ) .....	46
4.1 PROCEDIMENTO PARA A ANÁLISE DA DEFLEXÃO DA BUCHA – <i>CORE SHIFT</i> .....	46
4.2 ANÁLISE DE ARREFECIMENTO DO MOLDE EM REGIME TRANSITÓRIO ( <i>COOL FEM</i> ).....	48
4.3 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS .....	50
4.3.1 Análise de <i>Core shift</i> .....	50
4.3.2 Deflexão da bucha - <i>Core shift</i> em condições extremas .....	56
4.3.3 Distribuição de temperaturas na ferramenta moldante .....	61
5 ANÁLISE ESTRUTURAL E DE FADIGA.....	70
5.1 PROCEDIMENTO PARA A ANÁLISE ESTRUTURAL E DE FADIGA NO ANSYS® .....	70
5.2 DISCUSSÃO DE RESULTADOS .....	76
5.2.1 Campo de tensões geradas no molde.....	76



5.2.2	Distribuição das deflexões provocadas no molde .....	79
5.2.3	Fadiga .....	80
5.2.4	Soluções possíveis.....	85
6	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>88</b>
6.1	TRABALHOS FUTUROS .....	89
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>90</b>

## Lista de figuras

Figura 2.1 - Representação do processo de moldação por injeção (Adaptado de [3])	3
Figura 2.2 - Etapas do processo (adaptado de [2])	4
Figura 2.3 - Constituintes de um molde [5]	5
Figura 2.4 - Exemplo da hierarquia de funções (adaptado de [3])	6
Figura 2.5 - Efeitos provocados no molde (escala de deformação x1000) (Adaptado de [6])	8
Figura 2.6 – Exemplo de curva S-N (Adaptado de [24])	12
Figura 2.7 - Abordagem concretizada em [18] (Adaptado de [18])	14
Figura 2.8 - Argumentos de entrada para análise da fadiga (Adaptado de [32])	17
Figura 3.1 - Vista de cima da peça (em cima) e vista de baixo da peça (em baixo)	20
Figura 3.2 - Plano de partição sugerida pelo software	22
Figura 3.3 - Estrutura do molde	23
Figura 3.4 - Espessura recomendada das placas (adaptada de [37])	23
Figura 3.5 - Critérios sugeridos para o comprimento e largura das placas da bucha e da cavidade (Adaptada de [37])	24
Figura 3.6 – Estrutura do molde simplificada	25
Figura 3.7 - Desenho técnico da máquina de injeção (Adaptada de [38])	26
Figura 3.8 - Malha aplicada na peça	27
Figura 3.9 - Conformidade para ataques (Em cima) e Resistência do fluxo (Em baixo)	28
Figura 3.10 – Dimensões em milímetros do jito quente (Adaptada de [39])	29
Figura 3.11 - Metodologia para dimensionamento do alimentador frio (Adaptado de [40])	29
Figura 3.12 – Força de fecho em função do tempo	32
Figura 3.13 – Pressão em função do tempo em diversos pontos	33
Figura 3.14 – Pressão no ponto de injeção ao longo do tempo	34
Figura 3.15 - Posicionamento dos canais de refrigeração (Adaptada de [40])	37
Figura 3.16 – Sistema de controlo de temperatura	37
Figura 3.17 - Variação da temperatura do fluido de refrigeração do circuito	38
Figura 3.18 - Tempo necessário para a extração da peça	39
Figura 3.19 - Eficiência do circuito	39
Figura 3.20 - Exemplo de iteração feita pelo AMI®	41
Figura 3.21 - Deflexão total do Caso 1	42
Figura 3.22 – Desenho técnico da peça (mm)	42
Figura 3.23 - Dimensões finais da peça – Representação da frente (mm)	43
Figura 3.24 – Dimensões finais da peça – Representação lateral (mm)	43
Figura 3.25 - Contração volumétrica no momento extração (Caso 1)	43
Figura 3.26 - Zonas da peça com tensões de corte acima do limite 0.28MPa	44
Figura 3.27 - Perfil de controlo de pressurização	44
Figura 3.28 - Zonas da peça com tensões de corte acima do limite (A azul)	45
Figura 4.1 – Conjunto: Peça plástica (cinzento) e Placa da bucha (azul)	46
Figura 4.2 – Malha 3D aplicada na bucha	47
Figura 4.3 – Condição fronteira aplicada na bucha (Vermelho)	48
Figura 4.4 – Molde: Metade fixa (azul) e Metade móvel (roxo)	49
Figura 4.5 – Malha 3D aplicada ao molde	50
Figura 4.6 – Deflexão da bucha	51
Figura 4.7 - Deflexão da bucha – Componente X	52
Figura 4.8 - Deflexão da bucha – Componente Y	52
Figura 4.9 - Deflexão da bucha – Componente Z	53
Figura 4.10 – Deflexão final na bucha	54
Figura 4.11 – Tensões equivalentes de von Mises na bucha	54
Figura 4.12 – Tensões equivalentes de von Mises geradas na face traseira da bucha	55
Figura 4.13 – Tensões equivalentes de von Mises geradas na face lateral da bucha	55
Figura 4.14 – Tensões equivalentes de von Mises em diversos pontos ao longo do tempo	56
Figura 4.15 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento	58
Figura 4.16 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento – Componente X	58
Figura 4.17 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento – Componente Y	59

Figura 4.18 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento – Componente Z	59
Figura 4.19 - Tensões equivalentes de von Mises na bucha em condições de processamento extremas	60
Figura 4.20 – Temperaturas médias do molde	61
Figura 4.21 - Temperaturas médias do molde – Vista da bucha	62
Figura 4.22 - Temperaturas médias do molde – Vista da cavidade	62
Figura 4.23 – Temperatura do molde ao fim de um ciclo	63
Figura 4.24 – Temperatura da metade móvel do molde num instante do ciclo	64
Figura 4.25 – Variação da temperatura em diversos pontos da bucha ao longo de um ciclo de moldação	65
Figura 4.26 – Corte lateral na bucha com as distâncias dos pontos de estudo aos canais de refrigeração	65
Figura 4.27 - Temperatura da metade fixa do molde num instante do ciclo	66
Figura 4.28 - Variação da temperatura em diversos pontos da cavidade ao longo de um ciclo produtivo	66
Figura 4.29 - Corte lateral na cavidade com as distâncias dos pontos de estudo aos canais de refrigeração	67
Figura 4.30 – Registo da análise transiente desde o arranque	68
Figura 4.31 - Variação da temperatura em diversos pontos da bucha ao longo dos ciclos	69
Figura 4.32 – Temperatura em diversos pontos do molde ao fim de 35 ciclos	69
Figura 5.1 – Molde simplificado composto pela metade móvel e metade fixa	71
Figura 5.2 – Curva S-N do aço estrutural do molde	72
Figura 5.3 – Superfícies de atribuição de contacto: (a) - Superfícies selecionadas na metade móvel (vermelho); (b) - Superfícies alvo selecionadas na metade fixa (azul)	73
Figura 5.4 – Malha aplicada ao molde simplificado: (a) – Metade móvel; (b) – Metade fixa	74
Figura 5.5 – Condições de fronteira 1: (a) - Condição de suporte fixo aplicado na placa de aperto de injeção (azul); (b) - Condição de pressão aplicada na placa de aperto de extração (vermelho)	75
Figura 5.6 – Condições de fronteira 2: (a) – Pressão aplicada nas superfícies moldante da bucha; (b) - Pressão aplicada nas superfícies moldante da cavidade	76
Figura 5.7 - Tensões equivalentes de von Mises ao longo das superfícies exteriores do molde	77
Figura 5.8 – Tensões equivalentes de von Mises no plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade	78
Figura 5.9 – Tensões equivalentes de von Mises na placa de aperto da injeção	78
Figura 5.10 – Tensões equivalentes de von Mises nos canais de refrigeração situados na metade fixa do molde	79
Figura 5.11 – Deflexões nas duas metades do molde simplificado	80
Figura 5.12 – Deflexões no plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade	80
Figura 5.13 – Número de ciclos ao longo do molde	81
Figura 5.14 - Número de ciclos no plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade	82
Figura 5.15 – Dano causado por fadiga	82
Figura 5.16 – Tipos de tensões induzidas no molde	83
Figura 5.17 – Tipos de tensões induzidas no plano de partição: (a) – Bucha; (b) – Cavidade	83
Figura 5.18 – Fator de segurança ao longo molde	84
Figura 5.19 – Fator de segurança ao longo do plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade	85
Figura 5.20 – Fator de segurança nos canais de refrigeração	85
Figura 5.21 – Pilares de suporte: (a) – Uma fila de pilares; (b) – Duas filas de pilares (Adaptada de [57])	86

## Lista de tabelas

Tabela 2.1 - Funções de cada componente de um molde (Adaptado de [4]) .....	6
Tabela 2.2 - Número de ciclo até rutura para cada caso (Adaptado de [28]) .....	13
Tabela 2.3 - Resultados obtidos com módulo de fadiga do ANSYS®.....	18
Tabela 3.1 - Dimensões da peça.....	20
Tabela 3.2 - Contração volumétrica de cada polímero (Adaptada de [34]) .....	21
Tabela 3.3 - Propriedades do polímero utilizado [35] .....	21
Tabela 3.4 - Espessura das placas .....	23
Tabela 3.5 - Comprimento e largura das placas .....	24
Tabela 3.6 - Características técnicas da máquina [38] .....	25
Tabela 3.7 – Condições de processamento .....	26
Tabela 3.8 - Estatísticas da malha <i>Dual Domain</i> aplicada à peça .....	27
Tabela 3.9 - Casos de estudo.....	30
Tabela 3.10 – Resultados globais pertinentes para cada arquitetura .....	31
Tabela 3.11 - Critérios de dimensionamento .....	37
Tabela 3.12 - Requisitos da máquina .....	45
Tabela 4.1 – Estatísticas da malha 3D aplicada à bucha .....	47
Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas do aço P20 [48] .....	48
Tabela 4.3 - Estatísticas da malha 3D aplicada ao molde .....	49
Tabela 4.4 – Tipos de análise.....	50
Tabela 4.5 – Diferenças nas condições de processamento .....	57
Tabela 4.6 – Comparação entre algumas das variáveis associadas ao processo .....	57
Tabela 4.7 – Variação da deflexão no molde e da tensão equivalente de von Mises .....	60
Tabela 5.1 – Dados da curva S-N do aço estrutural.....	71
Tabela 5.2 – Propriedades do aço estrutural e do aço P20 .....	72
Tabela 5.3 – Tipos de contacto disponíveis (Adaptado de [52]).....	73
Tabela 5.4 - Estatísticas da malha aplicada ao molde simplificado .....	74

## Lista de abreviações

<b>ABS</b>	Acrilonitrilo-butadieno-estireno
<b>PP</b>	Polipropileno
<b>SEM</b>	Microscopia de varrimento eletrônico
<b>RHCM</b>	Rapid Heat Cycle Moulding
<b>S-N</b>	Tensão-número de ciclos
<b>AMI®</b>	Autodesk Moldflow Insight
<b>AIP®</b>	Autodesk Inventor Professional
<b>LVTD</b>	Linear variable displacement transducer
<b>FEM</b>	Método dos elementos finitos
<b>BEM</b>	Método dos elementos fronteira

# 1 Introdução

## 1.1 Enquadramento

A moldação por injeção é um processo de fabrico amplamente utilizado na produção de peças plásticas. A fase do projeto e do desenvolvimento do produto é concebida com recurso a ferramentas de modelação e simulação reológica de modo a possibilitar a análise da exequibilidade de diversos cenários produtivos na peça a produzir, seja no material polimérico a ser usado como nas arquiteturas dos sistemas funcionais. Isto significa que o foco do projeto e do dimensionamento se centra na peça plástica a produzir sendo que a previsão do desempenho da ferramenta moldante é, muita das vezes, desconsiderado.

As elevadas cargas a que um molde é sujeito durante o ciclo produtivo, nomeadamente tensões induzidas pelas variações térmicas, tensões geradas pela força de fecho e pelo escoamento do material no interior da cavidade moldante, podem originar graves falhas no molde ou até mesmo na peça a produzir. Além disso, a natureza cíclica deste processo, que pode chegar às centenas de milhares de ciclos, é um fator agravante e que torna a ferramenta moldante suscetível a problemas relacionados com fadiga.

Deste modo, e tendo em conta que se trata de uma ferramenta de alto custo monetário e com elevada complexidade, a utilização de ferramentas computacionais para a previsão do comportamento do molde face às cargas geradas no ciclo produtivo deveria representar uma etapa projetual de grande importância.

A possibilidade da análise das concentrações de tensões, das deformações e do número de ciclos ao longo das diversas zonas da ferramenta moldante permite o prever a estabilidade estrutural do molde tal como averiguar a existência de locais críticos que correm, bem como o risco de falha prematura.

A simulação reológica do processo de moldação de uma peça permite quantificar as variáveis do processo que têm influência direta na estrutura do molde, tais como a força de fecho e a pressão gerada na cavidade. Estas variáveis podem ser aplicados num modelo de molde para prever o comportamento do mesmo face às cargas a que está sujeito durante a sua operação.

## 1.2 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo expor e explorar diversas ferramentas disponíveis para prever o comportamento de uma ferramenta moldante durante o seu serviço, de modo a ser possível verificar as deflexões da bucha devido ao escoamento do material fundido na cavidade moldante, as tensões e deflexões geradas no molde durante a atuação de todas as cargas geradas durante o ciclo produtivo e os efeitos da fadiga ao longo do molde.

Para cumprir com os objetivos, será necessário:

- Simulação reológica do processo de moldação.
- Estudo da deflexão da bucha.
- Estudo estrutural e de fadiga.

## 1.3 Guia de leitura

Este trabalho está organizado em cinco partes distintas. No capítulo 2 (**Revisão Bibliográfica**) é feita a revisão bibliográfica, no que respeita a falhas e problemas que podem ocorrer na ferramenta moldante bem como possíveis metodologias de prevenção e simulação.

O capítulo 3 (**Caso de estudo**) descreve a peça plástica em estudo, o método de modelação de um molde com uma estrutura simplificada e por fim é feito todo o dimensionamento necessário para proceder a uma simulação reológica do processo de moldação por injeção.

O capítulo 4 (**Análise da deflexão da bucha e análise térmica**) descreve o procedimento necessário para realizar as análises da deflexão da bucha e da distribuição de temperatura ao longo do molde. Por fim é feita a discussão de resultados.

No capítulo 5 (**Análise estrutural e de fadiga**), à semelhança do capítulo anterior, é descrito o procedimento necessário para realizar a análise estrutural e de fadiga, seguida pela discussão de resultados. Além disso, são discutidas possíveis soluções para implementar na ferramenta moldante.

No capítulo 6 (**Conclusões**) são abordadas todas as conclusões retiradas do presente trabalho tal como as propostas de trabalho futuro a ser realizado, de modo a dar continuidade à temática da dissertação.

## 2 Revisão Bibliográfica

Neste capítulo é feita uma breve introdução sobre o processo de moldação por injeção e sobre a ferramenta moldante. Além disso, é analisada a literatura existente de modo a expor os diversos problemas que possam surgir num molde e algumas das metodologias de prevenção adotadas. São ainda referidos alguns dos programas de simulação disponíveis para prever o desempenho do molde e que irão ser utilizados na metodologia adotada neste trabalho

### 2.1 Contextualização

#### 2.1.1 O processo de moldação por injeção

Os plásticos são certamente materiais mais versáteis conhecidos, o que permitiu estabelecer uma posição de destaque invejável em comparação a outros materiais. Devido à sua versatilidade, e dependendo do tipo de plástico usado, tanto é possível obter peças plásticas descartáveis e de comodidade como também é possível obter peças destinadas à engenharia [1]. Para obter estas peças, existem diversos processos de produção sendo que a injeção de termoplásticos é considerada como um dos mais importantes [2].

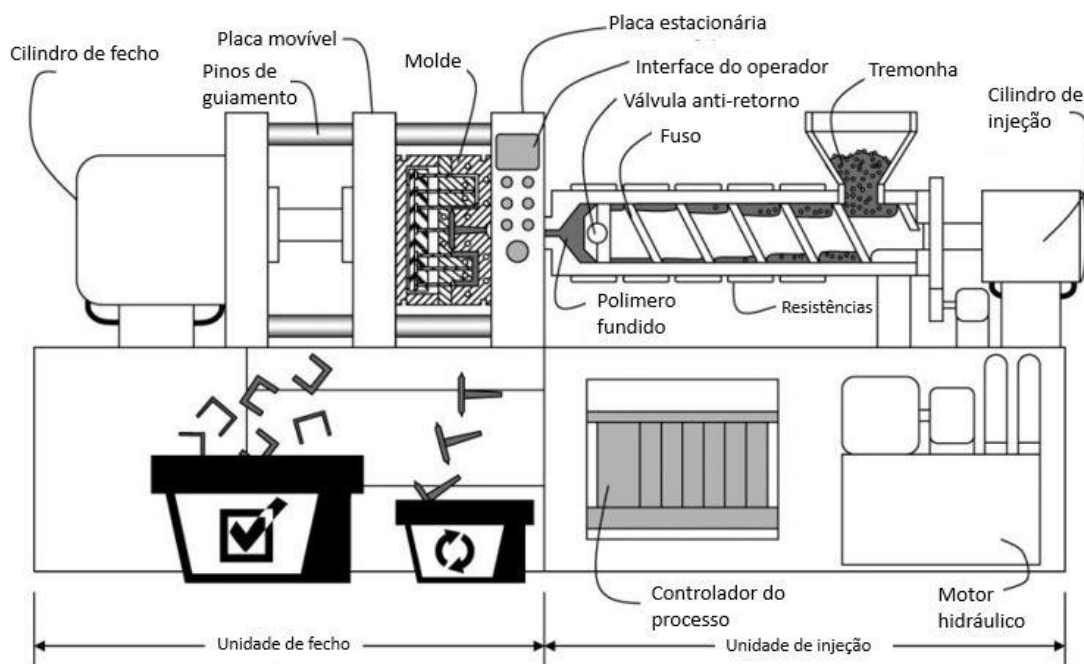


Figura 2.1 - Representação do processo de moldação por injeção (Adaptado de [3])

O processo tem início na tremonha, onde se procede à alimentação da matéria-prima (plástico granulado), sendo que daí parte para a unidade de plasticização. Esta unidade é composta por um fuso, que se encarrega do transporte, aquecimento, plasticização e homogeneização do material. Nesta fase, o fuso tem um movimento rotacional com o fim de transportar a matéria prima já fundida em direção a uma câmara de armazenamento situada logo após a ponta do fuso. Quando é alcançada a quantidade necessária de plástico para o processo em questão, a plasticização termina.



Durante a fase de injeção, a peça a ser formada é obtida através da injeção do plástico fundido numa cavidade (molde). Quando esta cavidade se encontrar praticamente preenchida pelo plástico, a fase de injeção dá lugar à fase de pressurização. Esta fase tem como objetivo aplicar uma pressão adicional para forçar ainda mais plástico fundido para dentro da cavidade de modo a compensar a contração do plástico aquando do seu arrefecimento. Após estas etapas, a fase de arrefecimento, com a ajuda de canais de refrigeração dentro do próprio molde, encarrega-se de extrair o calor residual presente na peça recém-formada.

Este processo de fabrico acaba com a abertura do molde, sendo que pinos ejetores permitem a extração da peça [2]. Na Figura 2.2 um esquema expõe todas as etapas descritas anteriormente. Este processo cíclico é considerado uma tecnologia eficiente e rápida que permite produzir componentes de geometrias complexas. Além disso, este processo é controlado por inúmeros parâmetros físicos e reconhece-se que existe uma correlação entre os parâmetros processuais, a matéria prima utilizada, a geometria da peça e a qualidade da peça moldada [2].

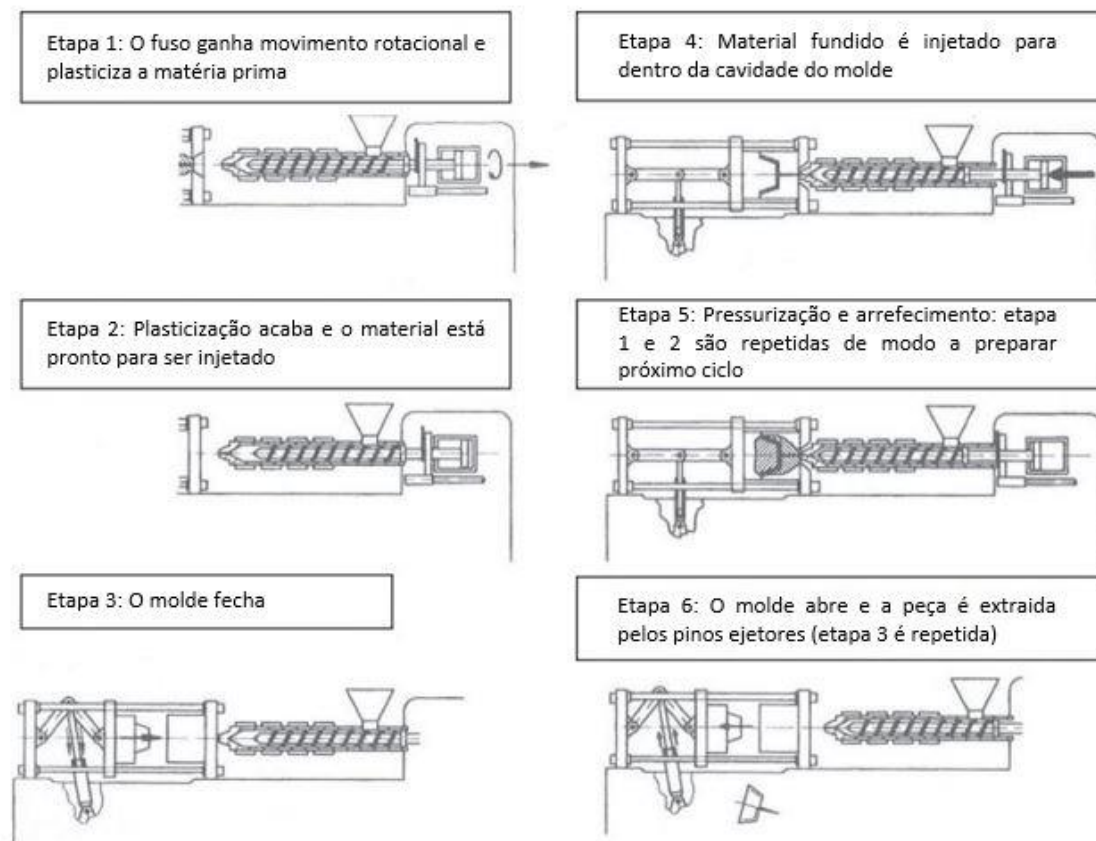


Figura 2.2 - Etapas do processo (adaptado de [2])

### 2.1.2 O molde

No processo de moldação por injeção, o molde apresenta duas funcionalidades principais: permitir que a matéria prima plasticizada adquira a forma da geometria desejada e solidificar o material injetado (arrefecimento no caso de termoplásticos e aquecimento no caso de plásticos termoendurecíveis) [4]. Além disso, o molde possui ainda uma terceira funcionalidade que consiste na capacidade de extrair a peça recém-formada de um modo rápido e repetitivo para garantir uma boa eficácia produtiva [3].

O molde é constituído por dois conjuntos de componentes: o molde (placa da bucha e da cavidade) e a base em que a cavidade e bucha são montadas. No lado da placa da cavidade (onde se dá a injeção) encontra-se a metade estacionária do molde enquanto que o lado da placa da bucha (onde se dá a extração) compõem a metade móvel do molde. A separação entre as duas metades designa-se como a plano de partição [3].

O peso e tamanho das peças a produzir limitam o número de cavidades num molde e têm um papel determinante na capacidade necessária da máquina de injeção. É importante dimensionar um molde para que este possa absorver as forças geradas durante as fases de fecho, injeção e extração. Além disso, as condições de escoamento do plástico têm de ser as mais adequadas possíveis de modo a obter peças que cumpram os critérios de qualidade preestabelecidos, ciclo após ciclo. Finalmente, tem que ser assegurada uma extração efetiva de calor, dimensionando um sistema de controlo de temperatura de modo a garantir um nível de solidificação adequado no momento de extração da peça do molde. Por estas razões, é necessária uma boa familiarização com as propriedades do plástico a moldar para qual o molde está a ser concebido [4]. Os diferentes componentes do molde estão expostos na Figura 2.3 . Os principais componentes de um molde e as respetivas funções estão listados na Tabela 2.1.

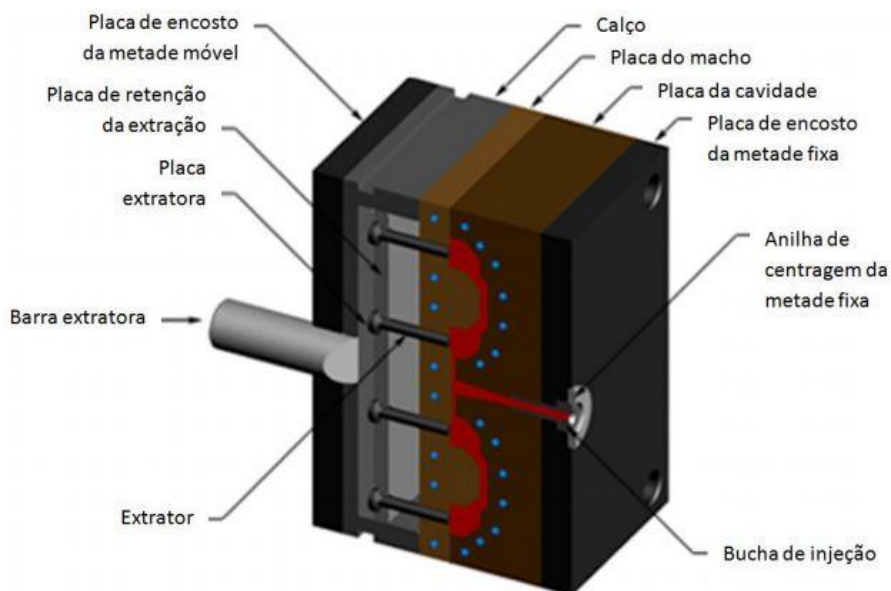


Figura 2.3 - Constituintes de um molde [5]

Tabela 2.1 - Funções de cada componente de um molde (Adaptado de [4])

Componente	Função
<b>Base do molde</b>	Manter cavidade e bucha fixos e alinhados com bico da injetora
<b>Barras guia</b>	Manter alinhamento entre cavidade e bucha
<b>Jito</b>	Permitir entrada do plástico para o interior do molde
<b>Alimentadores</b>	Conduzir o plástico proveniente do jito para as cavidades
<b>Ataques</b>	Controlar escoamento para as cavidades
<b>Cavidade e Bucha</b>	Controlar tamanho, geometria e textura da peça moldada
<b>Canais de refrigeração</b>	Controlar temperatura das superfícies do molde de modo a arrefecer o plástico
<b>Saídas de gases</b>	Permitir o escape de gases
<b>Mecanismo de extração</b>	Extraír a peça moldada

As três funções primárias do molde descritas anteriormente (moldar plástico; arrefecer plástico; extrair peça) requerem automaticamente algumas funções secundárias ao molde. No entanto, estas funções secundárias necessárias à funcionalidade do molde por vezes requerem funções terciárias, na forma de componentes ou características do molde, para permitir a sua utilização. Um exemplo deste tipo de hierarquia está ilustrado na Figura 2.4.

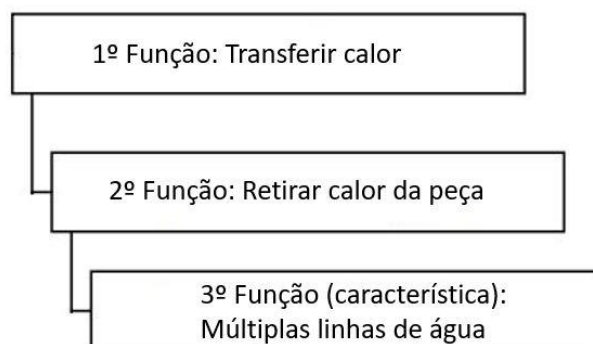


Figura 2.4 - Exemplo da hierarquia de funções (adaptado de [3])

No entanto, por vezes existe um conflito entre características exigidas por várias funções do molde. Um sistema de refrigeração eficiente poderá necessitar de múltiplos canais de água, no entanto, a extração da peça pode exigir recorrer a vários pinos extratores em locais conflituosos com as linhas de água.

Este é um dos exemplos que exige a ponderação do projetista no que toca à importância relativa dos conflitos entre funções. Esta ponderação aliada à experiência adquirida na indústria evita, assim, o recurso a moldes maiores, mais caros e acima de tudo ineficientes [3].

## 2.2 Limitações ao desempenho do molde

No geral, um molde é uma ferramenta dimensionada para produzir ao longo de dezenas de milhares de ciclos. O elevado ciclo de vida é muitas vezes necessário para maximizar a produtividade, a rentabilidade e a competitividade da empresa. No entanto, o molde ao longo do seu ciclo de vida, pode sofrer falhas de natureza estrutural que possam exigir parar a produção para proceder a arranjos. Estas falhas derivam da natureza cíclica de um processo que envolve altas pressões e forças de funcionamento.

Tendo em conta que por cada ciclo produtivo, o molde é sujeito a forças provenientes das cinemáticas dos processos de extração e de fecho, tensões de compressão e tração induzidas pelo sistema de controlo de temperatura e à pressão gerada na cavidade pelas fases de injeção e pressurização, a ocorrência de falhas estruturais ou aparecimento de defeitos críticos num tempo de serviço tão extenso é possível. Este conjunto de fatores representa um obstáculo ao desempenho do molde. Um correto dimensionamento do molde com recurso a ferramentas computacionais de simulação não só permite prever, acautelar e manipular a resposta do molde a estes obstáculos como também permite minimizar o impacto dos mesmos. Assim sendo, o funcionamento do molde durante o ciclo produtivo e os efeitos adversos que daí advêm representam tópicos de estudo no sentido de compreender as causas e obter soluções de prevenção ou atenuação dos mesmos.

Idealmente, o molde não se deformaria e as dimensões da cavidade moldante manter-se-iam inalteradas durante todo o ciclo de moldação por injeção. No entanto, e embora as máquinas de injeção estejam inerentemente dimensionadas para minimizar deflexões, a ocorrência das mesmas é inevitável e por vezes desejada. Caso o molde e a máquina fossem completamente rígidos, o decorrer do ciclo de injeção iria originar grandes níveis de tensão no molde, o que por si provocaria um tempo de vida ainda mais reduzido tanto à máquina como ao molde [6]. Um grande problema no fabrico de peças através da moldação por injeção reside na deflexão do molde causada pela força de fecho e as pressões geradas na cavidade durante as fases de injeção e pressurização. Um molde deformado pode provocar sobre compactação. O escoamento do plástico segue o caminho mais fácil (o mais curto ou com mais espessura), ou seja, quando estes locais já estiverem preenchidos, vão continuar a estar sob pressão devido à entrada de plástico extra na cavidade de modo a preencher o restante volume da cavidade moldante. Este fenómeno provoca peças com regiões de maior densidade e menor contração volumétrica [6] [7].

Boitout [8] identificou três modos primários de deformação elástica nos moldes utilizados na moldação por injeção. O primeiro modo diz respeito à folga do molde na linha de partição, tipicamente causado por uma força de fecho insuficiente. O segundo modo deriva da compressão do molde devido às pressões criadas na injeção e pressurização. O terceiro modo consiste na flexão das metades do molde devido à pressão existente no seu interior.

A Figura 2.5 permite visualizar os efeitos estruturais que as pressões de injeção e pressurização provocam no molde, dando ênfase à folga na linha de partição, à deflexão da bucha e à separação da placa da bucha com a placa de suporte. Além disso, a assimetria das barras guia provocam momentos de torção no molde.

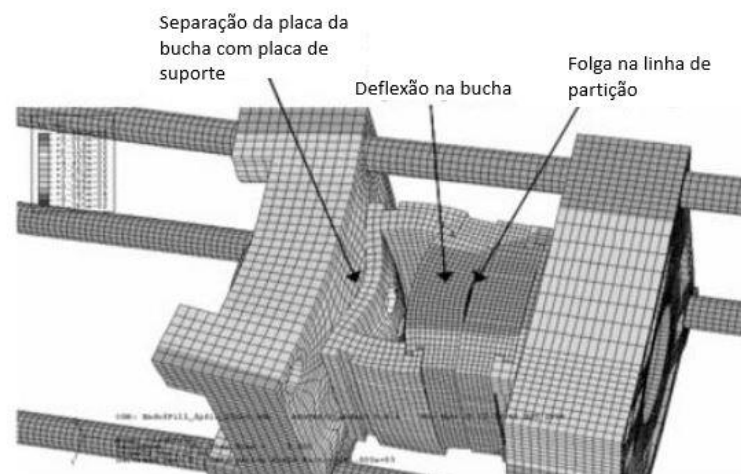


Figura 2.5 - Efeitos provocados no molde (escala de deformação x1000) (Adaptado de [6])

Vários modos de deformação do molde foram estudados por Wang et al. [9], que refere que no processo de moldação por injeção convencional, as deflexões resultantes da expansão térmica podem ser desprezadas comparativamente às deflexões causadas pela força de fecho e pressão na cavidade. A influência menor nas deflexões resultantes da expansão térmica é justificada pelas temperaturas relativamente baixas a que o molde se encontra durante o decorrer do ciclo.

Carpenter et al. [6] analisou, no seu artigo, as várias deformações provocadas num molde, recorrendo a métodos experimentais e computacionais. Através de 4 extensómetros colocados nos locais onde se antecipavam a máxima deflexão no molde (2 na bucha e 2 na placa de reforço da bucha), foram medidas as deflexões no molde durante três instantes distintos do ciclo de injeção: fecho do molde, fim da injeção do plástico e pico da pressurização. O Autodesk Simulation Moldflow (AMI®) foi utilizado para prever a pressão gerada no interior do molde, sendo depois importada para o ABAQUS® como condição de fronteira. Analisando os locais onde se integraram os extensómetros da bucha, verificou-se que as deflexões obtidas pelas simulações são conservadoras quando comparadas aos valores de deflexão reais medidos pelos sensores. O autor afirma ainda que esta diferença pode ser atribuída ao desalinhamento do molde. No entanto, os valores de deformação registados nos extensómetros da placa de aperto da bucha simulados estão em concordância com os valores experimentais.

Geng Tie et al. [10] procedeu ao estudo da deformação e tensão provocadas numa placa da cavidade pela pressão de injeção. Para isso recorreu ao AMI® 2010 para determinar a pressão de injeção exercida na cavidade, que servirá de condição fronteira para a análise estrutural efetuada no ANSYS®. O autor conclui que a rigidez do molde assegura os níveis de deflexão abaixo dos valores limite para o material em questão (ABS). Além disso, as tensões induzidas na placa também estão muito aquém da tensão admissível do material que compõe a placa. Segundo os autores, a metodologia proposta permite prever as forças e deflexões provocadas no molde durante o ciclo de moldação por injeção.

As deflexões do molde podem, por vezes, levar à produção de peças não conformes. Um dos defeitos mais comuns nas peças é rebarba, que se caracteriza por ser um excedente de plástico fundido que preenche a folga entre as placas da bucha e da cavidade provocada pela deflexão do molde durante o ciclo de injeção. Este fenómeno pode ser provocado por dois fatores: pressão extremamente alta no interior da cavidade causada por condições de processamento inadequadas

ou rigidez estrutural insuficiente por parte do molde [11]. Vários autores estudaram este fenómeno. Choi et al. [11] recorreu a uma análise estrutural do molde a fim de prever as deformações e tensões geradas na linha de partição e identificar o possível momento de formação da rebarba. Para isso foi colocado um sensor de pressão numa superfície de partição. Através dos dados obtidos pelo sensor, verificou-se que a folga na linha de partição do molde atinge o seu máximo durante a fase de injeção. Concluiu-se também que não foi possível obter o momento exato do início da formação da rebarba, detetada pelo sensor de contacto-pressão, experimentalmente. No entanto, através de uma análise estrutural baseada no método dos elementos finitos, foi possível obter o gráfico da tensão em função do tempo e averiguar em que instante se verifica uma tensão perto de 0 na linha de partição, fazendo prever deste modo o momento de formação da rebarba.

A discrepância entre os resultados experimentais e numéricos de enchimento do molde foi investigada no estudo de Kleindel et al. [12]. Os resultados da simulação computacional em AMI® 2013, evidenciam o enchimento balanceado ao contrário do enchimento assimétrico e deficiente observado no caso experimental (parte direita da cavidade enchia primeiro). De modo a possibilitar o enchimento de toda a cavidade do molde, era necessário aplicar uma pressão de grande magnitude durante a fase de compactação o que resultava na formação de rebarba. A aplicação da análise estrutural por elementos finitos permitiu verificar que a bucha e as placas de suporte eram demasiado fracas e que sofriam deflexões significativas durante a injeção e pressurização. Estas deflexões foram correlacionadas com os defeitos de enchimento e a formação de rebarba observados no método experimental. Concluiu-se que a deflexão do molde era a principal causa dos defeitos observados na peça final e da variação nos padrões de enchimento.

4 sensores LVTD (*linear variable displacement transducer*) foram aplicados no estudo de Chen et al. [13] tendo por objetivo a medição da folga na linha de partição num molde de duas cavidades. Estas medições foram posteriormente comparadas com os resultados das simulações estruturais feitas em ANSYS®. Além disso, através da aplicação dos sensores de pressão nas duas cavidades do molde, a pressão gerada no interior do molde foi monitorizada em tempo real. Foram estudados três cenários de enchimento do molde: injeção na cavidade direita; injeção na cavidade esquerda; injeção nas duas cavidades em simultâneo. Verificou-se que a folga na linha de partição atinge o seu máximo quando a pressão no interior do molde também atinge o seu pico. Também se observou que o maior valor de deflexão surge no local de injeção. No entanto, no caso de a injeção ocorrer em apenas uma das duas cavidades, a deflexão máxima no molde ocorre justamente na cavidade que é injetada. Foi verificado que as deflexões medidas experimentalmente corroboram os valores obtidos numericamente. Entre as conclusões do estudo destaca-se que o aumento da temperatura do plástico injetado, da temperatura do molde, da velocidade de injeção e da pressão de pressurização resultam em alargamento da folga na linha partição.

No outro estudo dos mesmos autores [14], a deflexão da bucha durante a injeção foi diretamente medida e analisada através de um baroscópio e de uma câmara especializada. Os valores medidos foram comparados a valores simulados pelo ANSYS®. A pressão aplicada no interior do molde foi simulada no Moldex3D®. Os autores reportaram que as deflexões simuladas pelo ANSYS® são ligeiramente superiores às deflexões medidas experimentalmente, contudo, não foi tido em conta o efeito que intensifica a deflexão da bucha, nomeadamente, a diferença de tensões normais geradas durante escoamento.

Giacomin et al. [15] e Saengow et al. [16] nos seus respetivos artigos estudaram as deflexões na bucha causadas por moldação por injeção das peças longas tubulares. Giacomin et al. [15] recorreu a equações diferenciais não lineares de quinta ordem para prever a deflexão causada pelo escoamento de um fluido não-Newtoniano. Este método numérico permite criar um gráfico universal de modo a ajudar os projetistas a prever deflexões na bucha. À semelhança do estudo de Chen [14], a deflexão da bucha foi observada através de uma câmara especializada e de um



baroscópio. Os resultados obtidos corroboram a magnitude das deflexões previstas e as deflexões observadas.

Saengow et al. [16] utilizou a equação diferencial de quinta ordem para 6 conjuntos de condições fronteira, que correspondem a 6 tipos de buchas diferentes. Como validação, os valores obtidos analiticamente foram comparados com as soluções obtidas pelo método de elementos finitos. Após a validação, as soluções obtidas foram usadas para derivar as aproximações analíticas para a posição da bucha aquando da máxima deflexão. Estas soluções foram posteriormente corroboradas pelas medições experimentais.

Os fenómenos de desalinhamento, deflexão e desvio espacial de moldes foram investigados por Huszar et al. [17] que recorreu para o efeito às medições da espessura das paredes de um contentor fabricado por moldação por injeção. O AMI® 2014 foi usado para definir as condições de processamento. Conclui-se que a principal causa para a não uniformidade na espessura das paredes do contentor deve-se ao desalinhamento da bucha, o que também provoca inevitavelmente o desvio e deflexão da bucha.

As deflexões, as tensões e pressões provocadas no molde durante milhares de ciclos podem provocar a rutura prematura do molde devido a fadiga. O tempo de fadiga é geralmente dividido entre o início de fissuração e a propagação da fenda. O início de fissuração ocupa a maior parte do tempo de fadiga total sendo que a fissura não é ainda visível devido à sua reduzida dimensão. No período seguinte, a fissura, propaga-se na placa da cavidade ou da bucha até surgir na superfície das mesmas [9]. A análise de fadiga engloba três métodos: Tensão-Número de ciclos (Curva S-N); Deformação- Número de ciclos e mecânica da fratura. A abordagem Tensão-Número de ciclos é geralmente usada para casos em que as tensões em estudo se concentram no regime elástico do material e em que o tempo de fadiga corresponde a um número de ciclos elevado. Assim sendo, o método da curva Tensão-Número de ciclos (curva S-N) é o mais adequado para processos como a moldação por injeção, que se caracterizam por serem processos cíclicos de grandes cadência de produção [18].

A aplicação da análise de fadiga à integridade estrutural do molde teve um destaque na literatura recente. No estudo do Wang et al. [9] foram investigadas as causas do aparecimento de fissuras num molde desenvolvido para *Rapid Heat Cycle Moulding* (RHCM) recorrendo às simulações térmicas e mecânicas. Através da análise estrutural, concluiu-se que a maior concentração de tensões equivalentes de von Mises corresponde à posição das fissuras. Por sua vez, a rutura por fadiga é atribuída à carga térmica cíclica e à concentração de tensões nas paredes dos canais de refrigeração/aquecimento da cavidade. Para estimar o tempo de fadiga do molde, foi utilizado o módulo do ANSYS® Workbench - Fatigue Tool. Como seria de prever, os resultados da simulação indicam que as partes superiores dos canais de refrigeração da cavidade são os locais que apresentam menor número de ciclos. As fissuras resultantes por fadiga no molde real encontram-se justamente no mesmo local. Apesar da análise indicar que o tempo de vida do molde é de cerca de 138 750 ciclos, na realidade, as fissuras no molde real propagaram-se até à superfície ao fim de 80 000 ciclos. Esta discrepância é atribuída à corrosão e deflexão sofrida nos canais de refrigeração/aquecimento.

Uma abordagem diferente, utilizando uma técnica de microscopia de varrimento eletrónico (SEM) para observar as micro falhas na interface placa da cavidade/bico da injetora, foi explorada por Suffo et al. [19]. As micro falhas surgiam na placa da cavidade o que, por sua vez, se refletia na qualidade final das peças. Os autores procederam com as análises termomecânicas realizadas em ANSYS® 15, no sentido de analisar a relação entre os perfis de temperatura e as tensões geradas na interface placa da cavidade/bico da injetora. Os resultados apontam para maior gradiente de temperatura nos locais onde foram detetadas as micro falhas. Os resultados da análise termomecânica em conjunto com outras tensões associadas ao ciclo foram introduzidos como condição de fronteira na análise estrutural do molde. A análise estrutural permitiu concluir que

ocorria um pico de tensão que excedia o limite elástico do material (2100 MPa) na zona de menor espessura da interface. Deste modo, após o arredondamento de uma aresta no valor de 0.02 milímetros na zona crítica, foi efetuado um conjunto de análises (termomecânica e estrutural) para averiguar a influência desta alteração de geometria da cavidade. Observou-se, então, que a tensão máxima gerada na interface placa da cavidade/bico da injetora ficou inferior a 50% do limite elástico do material que, por conseguinte, permitiu o aumento do número de ciclos do molde.

### **2.3 Fadiga nos moldes de injeção de plásticos**

A fadiga é uma mudança estrutural progressiva, localizada e permanente que ocorre num material sujeito a repetidas deformações provocadas por tensões nominais que apresentam valores máximos inferiores à tensão limite de cedência do material. A fadiga pode culminar em falhas e causar uma eventual fratura após um número suficiente de repetições. O processo que resulta na fadiga consiste em três etapas [20]:

- Dano inicial causado pela fadiga provoca a iniciação do aparecimento de falhas;
- A propagação das falhas até um tamanho crítico (o tamanho no qual a restante secção sem falhas da peça se torna incapaz de suportar as forças impostas);
- A fratura repentina do material.

O dano causado pela fadiga é simultaneamente causado pela ação das tensões cíclicas, tensões à tração e deformação plástica. Se um destes fatores não estiver presente, é impossível ocorrer a iniciação e propagação de falhas [20]. As deformações plásticas resultantes das tensões cíclicas iniciam a falha enquanto que as tensões à tração promovem a propagação da mesma.

Durante um ciclo de moldação por injeção, a ferramenta moldante sofre três tipos de cargas [21]:

- Tensões de origem térmica induzidas pelo constante aquecimento e arrefecimento do molde;
- Deflexão do molde devido à pressão gerada na cavidade moldante;
- Tensões induzidas pela força de fecho.

As tensões de origem térmica representam uma contribuição questionável para a deterioração do molde. Excetuando processos de moldação por injeção com técnicas rápidas de aquecimento e arrefecimento, os efeitos das tensões de origem térmica são desprezáveis quando comparados com efeitos provocados pelas tensões induzidas por processos mecânicos ou hidráulicos [22].

O facto de se tratar de um processo produtivo que necessita de uma ferramenta dimensionada para milhares de ciclos significa que as cargas mencionadas anteriormente vão ser igualmente geradas durante todos os ciclos produtivos do molde, daí a suscetibilidade dos moldes a problemas relacionados com fadiga.

A fadiga do aço é causa de diferentes falhas num molde. A resistência à fadiga de um aço é definida como a tensão máxima que pode ser suportada sem ocorrer falhas para um número específico de ciclos. Diferentes aços apresentam resistências à fadiga diferentes, daí a grande importância na escolha do material para o molde, tendo em conta não só as propriedades mecânicas como também o comportamento do mesmo face a condições cíclicas.

As curvas da tensão-número de ciclos (curva S-N) são o resultado de um teste à fadiga. Este teste foca-se na tensão nominal que é necessário para causar uma falha num determinado número de ciclos. Tal como foi mencionado anteriormente, o teste resulta num gráfico com a tensão nominal (S) em função do número de ciclos (N), daí o termo curva S-N [23].



Os resultados são obtidos através da aplicação de cargas em diferentes amostras até ocorrer a falha. O procedimento consiste em testar a primeira amostra com uma tensão alternante elevada onde é expectável que a falha ocorra em poucos ciclos.

A tensão alternante é diminuída para cada amostra consequente até uma ou duas amostras não falharem no número de ciclos que se considerem um tempo de vida infinito (usualmente  $10^6$  ciclos). A tensão alternante correspondente ao ponto onde se considera que a peça não falha e representa o limite da fadiga. No entanto, nem todos os materiais possuem este limite [23]. Na Figura 2.6 é possível observar um exemplo de uma curva S-N.

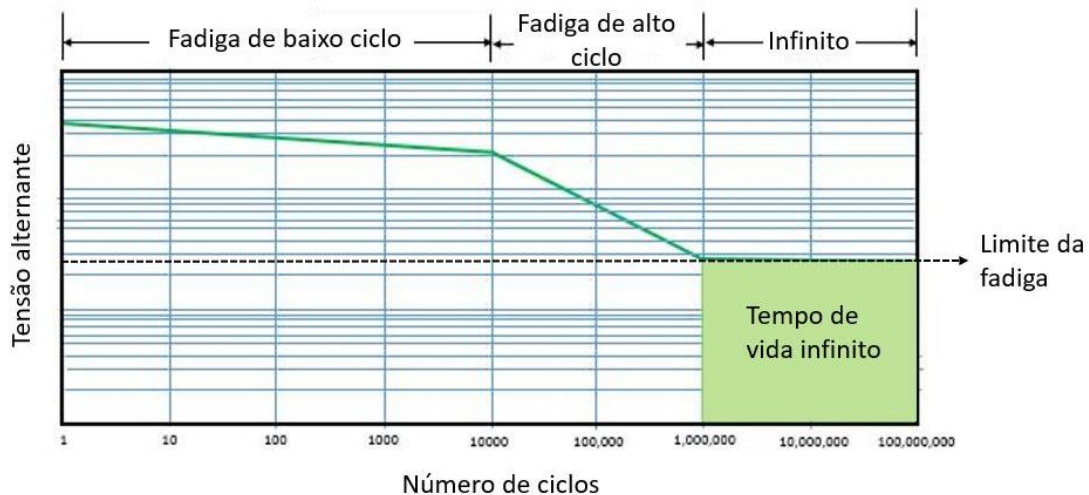


Figura 2.6 – Exemplo de curva S-N (Adaptado de [24])

Convém salientar que as informações da curva S-N apresentam algumas limitações. Primeiro, as condições das amostras utilizadas nem sempre representam as condições de serviço ao qual serão sujeitas. Além disso, existe a possibilidade de se obterem curvas S-N diferentes para amostras cuidadosamente maquinadas do mesmo material. Para ter em conta a possível imprecisão nos resultados, é aplicado um fator de redução nas curvas de modo a apresentar valores conservadores [23]. É de salientar que neste teste de fadiga, a frequência natural da estrutura não é tida em conta. No caso da moldação por injeção, a frequência é relativamente baixa e uniforme, ou seja, não existe o risco de se alcançar a frequência de ressonância do material do molde.

### Metodologias de prevenção

Embora os moldes utilizados no processo de obtenção de peças por moldação por injeção sejam ferramentas de alto valor acrescentado, apenas 30% das empresas têm planos de manutenção preventiva [25]. Na secção anterior foram expostas diversas falhas e defeitos no molde que poderiam ter sido retardadas ou até evitadas caso o molde em questão tivesse um plano de manutenção delineado e estruturado. Um molde com plano de manutenção tem uma maior produtividade e evita assim atrasos na produção não programados, provocados pela necessidade de reparar algum defeito que surja inesperadamente [25].

Para prevenir e minimizar a probabilidade de ocorrer a formação de rebarba, é necessário assegurar que a força de fecho disponível para a máquina de injeção é de facto superior à pressão gerada no interior da cavidade de modo a garantir que as duas metades do molde estejam sempre em contacto [9]. Além disso, se o plano de partição não for corretamente verificado e mantido, irá também promover a formação de rebarba. A pressão que a rebarba exerce no plano de partição ao longo de sucessivos ciclos poderá provocar deformações no plano de partição [25].

Pequenos problemas que podiam ter sido evitados podem ter grande impacto económico numa empresa que não tenha planos de manutenção definidos. A amortização do molde está incluída no preço unitário da peça, o que significa que a cada quebra de produção devido a ruturas no molde, defeitos nas peças causadas pelo molde e ações de reparação do molde, existe o risco de empresa não conseguir cumprir pagamentos ou prazos.

As ações de manutenção são necessárias antes, durante e após o processo de moldação de modo a prolongar ao máximo o ciclo de vida do molde e otimizar o seu desempenho [25]. Além disso, é também possível aplicar metodologias de prevenção ao molde em fases de dimensionamento e desenho através de simulações reológicas e estruturais recorrendo a ferramentas computacionais. Zhang et al. [26] utilizou uma metodologia baseada nos métodos dos elementos de fronteira [27] para prever a deflexão do molde. Numa primeira fase, um teste de comparação baseado numa viga é feito para comparar o método dos elementos finitos com o método utilizado. Verificou-se a legitimidade da metodologia devido à convergência de resultados entre a solução teórica e a solução do FEM. Os autores finalizam com uma simulação de modo a expor a distribuição de pressão no molde.

Saifullah et al. [28] no seu artigo executou uma simulação termomecânica recorrendo ao *software* ANSYS® de modo a perceber e comparar a robustez e longevidade de um molde com canais de refrigeração com insertos de cobre. O software AMI® foi também utilizado para simular o processo de moldação e estabelecer as necessárias relações causais. Foram estudados três casos distintos de refrigeração para o mesmo molde: canais normais sem inserto; canais com insertos de 2 milímetros de espessura; canais com insertos de 3 milímetros de espessura. Nos resultados da simulação em ANSYS® foi verificado que a aplicação dos insertos de cobre com espessura otimizada permite aumentar o número de ciclos até à rutura e o tempo de vida do molde, conforme exposto na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 - Número de ciclo até rutura para cada caso (Adaptado de [28])

	Tensão Média Equivalente (von Mises)	Nº de ciclos até rutura
Canais normais	1223 MPa	78000
Canais com inserto 2 mm	1200 MPa	93000
Canais com inserto 3 mm	1220 MPa	78100

No estudo de Wang et al. [9], a ocorrência das fissuras no molde de RHCM foi atribuída à concentração de tensões induzidas pelo ciclo de arrefecimento/aquecimento nos canais da cavidade. De modo a ajustar a temperatura da cavidade dinamicamente e em tempo real, foi instalado um termopar na placa da cavidade do molde. O termopar serve assim como ferramenta de diagnóstico, permitindo prevenir o sobreaquecimento e a distribuição não uniforme da temperatura no molde e, desse modo, atenuar a concentração de tensões.

Kim e Lee [18] apresentaram uma abordagem baseada em simulações com capacidade de prever o tempo de fadiga de uma bucha. Os autores utilizaram AMI® para simular o comportamento reológico de plástico e o ANSYS® para simular a distribuição de tensões na bucha. Foi aplicado um método iterativo tendo como objetivo calcular o tempo de fadiga pela abordagem Tensão-Número de ciclos (Curva S-N). Caso a solução não seja a pretendida, o desenho da bucha ou as condições de processamento são alterados até se verificar um tempo de fadiga satisfatório. Este método está ilustrado na Figura 2.7. De referir ainda que foi adotada a abordagem de Wang [9], no sentido de comparar os resultados da simulação de distribuição de tensões com o molde real e confirma a posição das fissuras com as tensões simuladas. A abordagem de cálculo da fadiga Tensão-Número de ciclos (Curva S-N), através da equação da tensão média de Morrow, é utilizada para calcular o tempo de vida do molde em dias. No caso do molde real o tempo de vida é de 11.25 dias. O tempo

de vida calculado pelos autores é de 9.52 dias. À semelhança dos resultados reportados por Suffo et al. [19], no molde em estudo, as fissuras devido à fadiga encontram-se numa zona do molde que possui uma pequena curvatura, e se o raio dessa curvatura estiver abaixo de um certo limite, o molde evitará a rutura por fadiga.

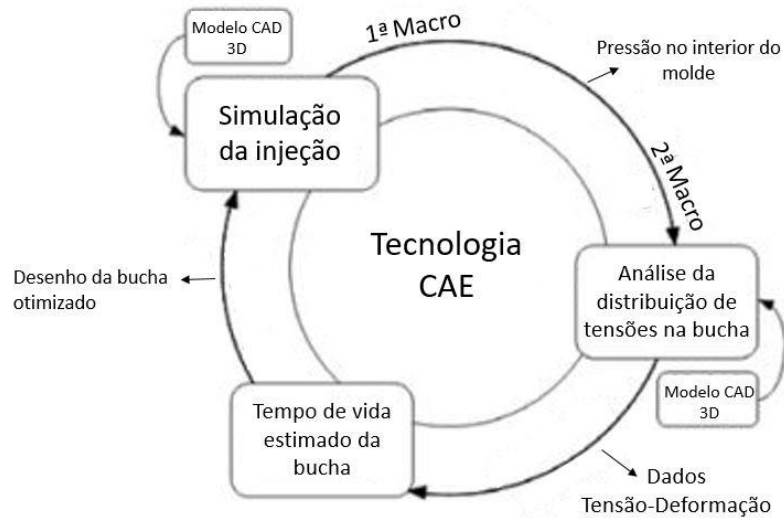


Figura 2.7 - Abordagem concretizada em [18] (Adaptado de [18])

### 2.3.1 Análise da deflexão da bucha no AMI® – Core Shift

O deslocamento da bucha (*core shift*) é um desvio espacial da posição da bucha em relação à sua posição original. É um fenómeno frequente na produção de peças longas e delgadas como por exemplo tubos de teste ou corpos de canetas. Este deslocamento pode resultar em variações de espessura da peça final, influenciando a geometria final e as propriedades mecânicas da mesma. A simulação *Core Shift* no AMI® fornece informação detalhada sobre o movimento da bucha e a sua interação com o escoamento do plástico. Esta informação pode ser posteriormente usada por projetistas para corrigir este fenómeno, por exemplo, ao modificar o desenho do molde, ou até ajustar as condições de processamento (temperatura do fundido ou temperaturas da bucha/molde) [29].

Existem três causas para o desvio espacial da bucha: imprecisões que levam a problemas de desalinhamento do molde; deflexão do molde quando sujeito às altas pressões de injeção durante o ciclo; deflexão na bucha devido a diferenças de pressão em paredes opostas do molde. Este diferencial resulta da localização do ataque ou da diferença de espessura da peça [29].

A simulação disponível pelo AMI®: *Fill+Pack*, tem em conta apenas a terceira causa descrita anteriormente. A análise devolve os deslocamentos da bucha tal como as tensões equivalentes de von Mises geradas na mesma [29].

Backharev *et al.* [30] descreve no seu artigo a teoria usada pelo software AMI® que possibilita a simulação do *Core shift*. A pressão do fundido durante o escoamento nos alimentadores e cavidade moldante é calculada através de uma solução numérica da equação do momento de um escoamento com baixo número de Reynolds:

$$\nabla \cdot (\tau + pI) = 0 \quad 2.1$$

Em conjunto com uma equação reológica:

$$\tau = \eta(\dot{\gamma}, T) * \dot{\gamma} \quad 2.2$$

Com uma equação de energia:

$$\frac{dT}{dt} + v \cdot \nabla T = \alpha \nabla^2 T + W_{Calor\ Corte} + W_{Calor\ Compressão} \quad 2.3$$

E por fim uma equação de conservação de massa:

$$\nabla(\rho v) = \frac{d\rho}{dt} + S_\rho \quad 2.4$$

Em que:

- $\tau$  – Tensão de corte;
- $p$  – Pressão;
- $\dot{\gamma} = \nabla \otimes v + (\nabla \otimes v)^T$  – Deformação
- $T$  – Temperatura;
- $t$  – Tempo;
- $v$  – Velocidade do fundido;
- $\alpha$  – Difusividade térmica;
- $W_{Calor\ Corte} = \frac{\tau:\dot{\gamma}}{\rho C}$  – Calor devido às tensões de corte;
- $W_{Calor\ Compressão} = \frac{\beta T}{\rho C} * \frac{d\rho}{dt}$  – Calor devido às tensões de compressão;
- $\rho = \rho(T, p)$  – Densidade do polímero;
- $S_\rho$  – Termo adicional referente à velocidade do polímero.

Para moldações de peças estreitas, o AMI® usa as aproximações Hele-Shaw (escoamento entre duas placas paralelas separadas por uma distância reduzida [31]). Para moldações de peças mais robustas, as equações 2.1-2.4 são calculadas em formulações tridimensionais.

A pressão do fundido ( $p$ ) origina forças superficiais adicionais ( $f$ ) que atuam na fronteira da bucha:

$$f = pn \quad 2.5$$

Estas forças causam deflexão na bucha ( $u$ ) que pode ser determinada através da aplicação da equação do equilíbrio de forças que atuam dentro da bucha:

$$\nabla \cdot \sigma = 0 \quad 2.6$$

Em conjunto com a lei de Hooke:

$$\varepsilon = \frac{(\nabla \otimes u) + (\nabla \otimes u)^T}{2} = K\sigma \quad 2.7$$

E com as condições fronteira:

$$f = \sigma n \quad 2.8$$

Em que:

- $\sigma$  – Tensão;
- $\varepsilon$  – Deformação;
- $n$  – Vetor normal ao plano da interface polímero-bucha;
- $K$  – Rigidez do material constituinte do molde:

$$K_{i,j} = \begin{cases} \frac{1}{E} : i = j \\ -\frac{\nu}{E} : i \neq j \end{cases} \quad 2.9$$

As equações 2.5 - 2.9 são resolvidas com recurso a modelos tridimensionais para buchas representadas por elementos tetraédricos com 4 e 10 nós.

Como é possível verificar, o escoamento do polímero na cavidade moldante gera pressões que, por sua vez, causam a deflexão da bucha. No entanto, a deflexão da bucha tem influência no escoamento do polímero, ou seja, dá-se o início de um ciclo com efeitos duplos agravantes.

Primeiro, a deflexão do molde altera as condições fronteira do escoamento, nomeadamente a espessura da cavidade moldante no caso das aproximações Hele-Shaw e a posição dos nós da fronteira no caso de um escoamento tridimensional. Segundo, a velocidade de deformação do molde cria o termo adicional ( $S_p$ ) mencionado anteriormente na equação 2.4:

$$S_p = -\frac{d}{dt}(u \cdot n) \quad 2.10$$

A influência do termo adicional na pressão do fundido é especialmente forte na fase final da pressurização, quando a viscosidade do polímero é muito elevada. Além disso, como não há escoamento de polímero na secção da cavidade moldante onde o polímero já se encontra completamente imóvel, a equação 2.10 representa uma condição fronteira adicional no que toca aos nós da interface da bucha que estão em contacto com o polímero imóvel:

$$u = \text{const} \quad 2.11$$

Os efeitos de acoplamento entre a deflexão da bucha e o escoamento do polímero provoca uma deflexão da bucha permanente. Caso não existissem efeitos de acoplamento, a pressão do fundido provocaria uma deflexão da bucha na fase de enchimento e pressurização, no entanto, na fase de arrefecimento, quando a pressão do fundido é nula, não haveria deflexões.

O efeito geométrico da deflexão do molde na espessura da cavidade moldante agrava a deflexão da bucha. O termo adicional ( $S_p$ ) abranda a diminuição da deflexão do molde durante a fase de pressurização e arrefecimento, e as condições fronteiras adicionais nas secções com polímero imóvel (equação 2.11) causam a deflexão da bucha permanente.

Tendo por base os pressupostos teóricos, incorporados no AMI®, Backharev et al. [30] realizou ainda diversas simulações de *core shift* de modo a observar o efeito que a deflexão na bucha provoca na peça final, nomeadamente problemas de variação de espessura. Concluiu-se que a deflexão da bucha resulta do aumento da pressão de injeção e da força de fecho devido à alteração da geometria do molde.

### 2.3.2 ANSYS® – Módulo de Fadiga

O objetivo da análise de fadiga prende-se com a caracterização da capacidade de resistência face aos ciclos que um elemento suporta durante o seu tempo de serviço. De um modo geral, e como já foi mencionado anteriormente, a análise de fadiga possui três métodos sendo que o módulo de fadiga do ANSYS® apenas disponibiliza os métodos de Tensão-Número de ciclos e de Deformação-Número de ciclos. No caso da moldação por injeção, o método mais adequado seria o Tensão-Número de ciclos por ser o mais apropriado para processos com elevado número de ciclos [32]. Os resultados da análise da fadiga irão depender de cinco condições de entrada que estão expostos na Figura 2.8.

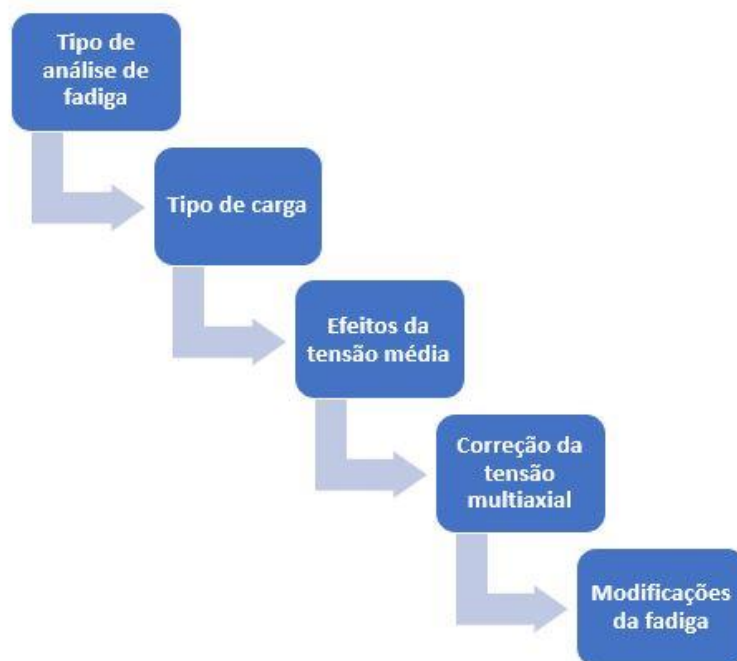


Figura 2.8 - Argumentos de entrada para análise da fadiga (Adaptado de [32])

O primeiro argumento de entrada requer o tipo de análise da fadiga a desempenhar. No caso do processo de moldação por injeção, o processo mais indicado será o método da Tensão-Número de Ciclos.

O segundo argumento diz respeito ao tipo de carga. Ao contrário de tensões estáticas, em que a análise é feita apenas para um estado de tensão, a fadiga ocorre quando as tensões geradas num ponto variam em função do tempo. O módulo de fadiga do ANSYS® suporta três tipos de carga diferenciados: amplitude constante de carga proporcional, amplitude constante de carga desproporcional e amplitude não-constante de carga proporcional [32].

O terceiro argumento refere os efeitos da tensão média. No caso da moldação por injeção, em que ao longo do processo as cargas envolvidas não são invertidas, a tensão média existe e pode ser quantificada. O valor da tensão média pode ser calculado através de condições empíricas que usam propriedades do material juntamente com informações da curva S-N [32].

$$\frac{\sigma_{Alternante}}{S_{Limite Resistência}} + \left[ \frac{\sigma_{Médio}}{S_{Resistência à tração}} \right]^n = 1 \quad 2.12$$

A teoria de Goodman e a teoria de Gerber são duas das condições empíricas mencionadas anteriormente. No caso da teoria de Goodman basta igualar  $n=1$  e no caso da teoria de Gerber basta igualar  $n=2$ . No caso da teoria de Morrow, utilizada e verificada por Kim e Lee [18], toma-se o  $n=1$  à semelhança da teoria de Goodman, mas substituindo o  $S_{Resistência à tração}$  por  $S_{Resistência à fadiga}$ . [32]

O quarto argumento é onde se procede à correção da tensão multiaxial. Se, ao invés de dados experimentais, os dados introduzidos no módulo de fadiga do ANSYS® forem provenientes de métodos dos elementos finitos, que geralmente se caracterizam por serem soluções multiaxiais, é necessário converter os estados de tensão multiaxiais para estados de tensão uniaxiais [32].

O quinto e último argumento diz respeito à modificação da fadiga, sendo que nesta última etapa, é possível definir qual o valor a considerar como ciclo de vida infinito. Este fator tem especial relevância em casos com tipos de carga de amplitude não-constante em que o software prevê maiores estragos para valores de ciclo de vida infinito mais pequenos [32].

Os resultados gerados pelo módulo de fadiga do ANSYS® estão expostos na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 - Resultados obtidos com módulo de fadiga do ANSYS®

Resultado	Descrição
Vida à fadiga	Indica o número de ciclos até à fadiga no modelo todo ou em zonas de interesse (vértices, arestas, entre outros) tendo em conta a análise feita.
Dano causado pela fadiga	O dano da fadiga é definido como o quociente entre o ciclo de vida projetado e o ciclo de vida disponível. Zonas com valores superiores a 1 indicam a rutura do componente antes de atingir a vida para o qual foi projetado.
Fator de segurança da fadiga	Fator de segurança em função da falha por fadiga. Zonas com valores inferiores a 1 indicam a rutura do componente antes de atingir a vida para o qual foi projetado.
Indicador de biaxialidade	Indica o estado de tensão ao longo do componente. Zonas com valores iguais a 0 correspondem a zonas com tensão uniaxial. Zonas com valores iguais a -1 correspondem a zonas com tensões de corte puro. Zonas com valores iguais a 1 equivalem a zonas com tensão biaxial.
Sensibilidade à fadiga	Este resultado mostra como é que os resultados da fadiga variam em função da carga exercida na zona crítica do componente. Por exemplo, um valor de carga a 100% corresponde ao número de ciclos de vida até à fadiga em condições normais.
Tensão alternada equivalente	Este resultado contém todos os cálculos relacionados com a fadiga independentemente de quaisquer propriedades do material à fadiga. Isto possibilita a otimização geométrica do componente em função da fadiga, não sendo necessário ter em consideração o material específico ou de que o componente irá ser produzido.

## 2.4 Metodologia proposta no contexto do problema

Atualmente, e como foi possível verificar na secção anterior, o método computacional de simulação constitui uma ferramenta poderosa da análise do processo de moldação por injeção e da análise estrutural do molde. O ideal seria aliar o método computacional ao método experimental, no sentido de comparar e validar os resultados. No entanto, esta abordagem nem sempre é exequível devido a restrições financeiras, falta de tempo ou até falta de material disponível. Ainda assim, as soluções numéricas são extensivamente usadas e analisadas, uma vez que permitem obter os dados qualitativos e fazer uma estimativa dos resultados quantificáveis com base nos pressupostos teóricos devidamente acautelados.

Face ao exposto, a metodologia a seguir é semelhante à abordagem exposta na Figura 2.7 e é composta das seguintes fases:

- 1) Modelação da peça em estudo;
- 2) Desenho do molde no Autodesk Inventor Professional 2019 (AIP®);
- 3) Simulação do processo de obtenção da peça por recurso a AMI® 2016;
- 4) Simulação termomecânica do molde em estudo por recurso a ANSYS®;
- 5) Análise de fadiga à ferramenta moldante por recurso a ANSYS®;
- 6) Análise de resultados.



### 3 Caso de estudo

Neste capítulo será apresentado o caso de estudo do presente trabalho, nomeadamente a peça plástica, o material constituinte, a modelação de uma estrutura de molde simplificada, a sugestão de uma máquina de injeção e as condições de processamento para a análise reológica. É também feito o dimensionamento dos sistemas funcionais necessários para a produção da peça. Por fim apresentam-se os principais resultados obtidos durante a análise reológica.

#### 3.1 Peça

Para possibilitar a previsão do desempenho do molde aquando em serviço com recurso a ferramentas de simulação numérica disponíveis é necessário conceber um modelo de molde, que irá albergar a peça a moldar.

No contexto desta dissertação, a peça plástica corresponde a um componente integrante de um tablier de um automóvel (Figura 3.1), cujas dimensões podem ser consultadas na Tabela 3.1.



Figura 3.1 - Vista de cima da peça (em cima) e vista de baixo da peça (em baixo)

Tabela 3.1 - Dimensões da peça

	Dimensão (mm)
Comprimento	480
Largura	283
Altura	50
Espessura	3.39

A espessura nominal da peça é relativamente constante excetuando nas zonas dos encaixes, que na língua inglesa se designam por *snap fits*. Estes encaixes podem ser observados na vista de baixo da peça exposta na Figura 3.1.

Como se trata de um componente direcionado para o mercado automóvel, é de elevada importância garantir a durabilidade do mesmo. As vibrações e os impactos sentidos no tablier durante a condução do veículo representam esforços ao qual o componente terá de resistir, mantendo a sua integridade estrutural. Além do requisito estético associado à peça, o modo de fixação da peça no veículo apresenta igualmente uma grande importância, requerendo deste modo uma estreita tolerância dimensional para uma montagem eficiente, que deverá ser garantida durante a sua produção.

### 3.2 Material

Atualmente, qualquer veículo possui componentes em plástico seja no exterior ou no interior do mesmo. No que concerne ao tablier, os materiais mais utilizados para a sua produção são essencialmente o polipropileno (PP) e o acrilonitrilo-butadieno-estireno, vulgarmente conhecido por ABS. No caso da peça em estudo, caracterizando-se por ser um componente de grande dimensão e espessura reduzida, o ideal será utilizar um material com baixa contração volumétrica [33]. Os intervalos possíveis da contração volumétrica dos dois polímeros candidatos estão expostos na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Contração volumétrica de cada polímero (Adaptada de [34])

Polímero	Contração volumétrica (%)
ABS	0.3 a 0.8
PP	1.5 a 2.5

Analisando a última tabela, a escolha mais sensata, tendo em conta a geometria da peça em questão, recai no ABS, concluindo-se assim a escolha do polímero para produzir a peça.

Trata-se de um polímero que combina elevada rigidez com uma boa resistência ao impacto. Estas características são particularmente interessantes no contexto de utilização da peça, visto que a mesma, durante todo o seu tempo de serviço, é sujeita a impactos e vibrações.

O polímero é fabricado pela SABIC e tem como nome comercial ABS BDT5510. Algumas das propriedades do polímero estão expostas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Propriedades do polímero utilizado [35]

Propriedades	Unidade (S.I)	Valores
Índice de fluidez	<i>g/10min</i>	14
Módulo de <i>Young</i>	MPa	2270
Tensão de cedência	MPa	53
Teste de impacto Izod (23 °C)	<i>J/m</i>	293
Temperatura do fundido (recomendada)	°C	230 - 275
Coefficiente expansão térmica	1/°C	1.35E-04
Temperatura do molde (recomendada)	°C	48 - 82

### 3.3 Molde

Atualmente existem moldes com dezenas de cavidades, de modo a rentabilizar ao máximo a produção de um dado produto. O número de cavidades é sempre dimensionado em função dos

parâmetros técnicos e económicos. No caso da peça em estudo, a sua grande dimensão representa, por si só, um obstáculo à possibilidade de dimensionamento de um molde com múltiplas cavidades. Por essa razão, o molde projetado considerar-se-á um molde mono-cavidade. Numa primeira etapa, antes do dimensionamento das placas do molde, é necessário definir a linha de partição do mesmo. Apresenta-se na Figura 3.2 o plano de partição obtido com o auxílio do software AIP® 2019. Após a definição do plano de partição, assegura-se a separação entre a placa da cavidade e da bucha.

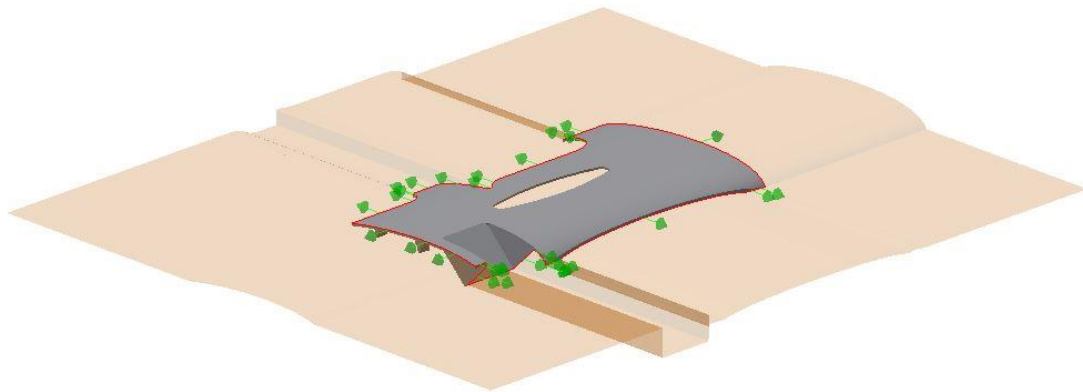


Figura 3.2 - Plano de partição sugerida pelo software

Na etapa seguinte procede-se à determinação das placas necessárias de modo a garantir o funcionamento do molde. Uma prática recorrente no fabrico de moldes, no que diz respeito a placas da cavidade e da bucha, é a utilização de insertos. Esta alternativa tem especial interesse no sentido de facilitar reparações a possíveis falhas que possam surgir na cavidade [34].

No entanto, o facto da geometria da peça ser relativamente simples, aliado à espessura da mesma, reduz significativamente a necessidade de reparações nas placas ao longo do tempo de serviço. Caso a peça tivesse uma espessura reduzida para o polímero em questão (no caso do ABS ronda os 1.2 milímetros [36]), a pressão de injeção teria que ter valores muito superiores podendo provocar maiores esforços no interior do molde aumentando assim o risco de defeitos na cavidade.

Assim sendo, a estrutura do molde proposta está exposta na Figura 3.3 sendo constituída pelos seguintes componentes:

- 1 – Placa de aperto da injeção.
- 2 – Placa da cavidade.
- 3 – Placa da bucha.
- 4 – Placa de reforço da bucha.
- 5 – Calços.
- 6 – Placa de aperto da extração.

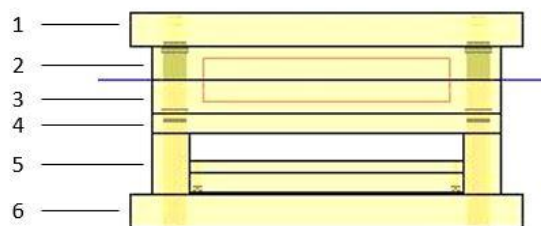


Figura 3.3 - Estrutura do molde

No entanto, as dimensões da placa da cavidade e da bucha têm de ser estruturadas de modo a garantir a estabilidade estrutural do molde durante o tempo de ciclo. No caso da espessura destas placas, Kazmer [37] recomenda que as placas da cavidade e da bucha garantam pelo menos três vezes o diâmetro dos canais de refrigeração entre a peça a moldar e a superfície de cima, caso seja a placa da cavidade, ou a superfície de baixo caso seja a placa da bucha, tal como está exemplificado na Figura 3.4.

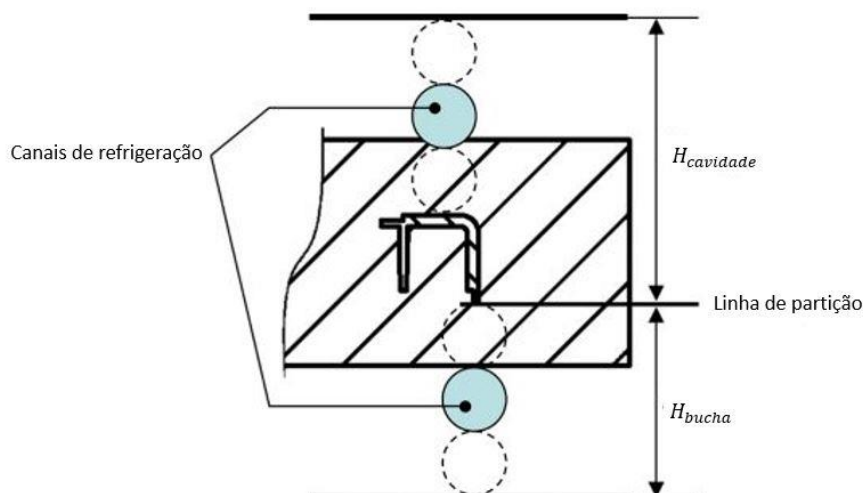


Figura 3.4 - Espessura recomendada das placas (adaptada de [37])

Tipicamente, os canais de refrigeração variam entre 5 milímetros para moldes de pequena dimensão a 15 milímetros para moldes de grande dimensão. No contexto deste trabalho, considera-se que o molde é de grande dimensão, ou seja, a placa tem de garantir uma espessura no mínimo 45 milímetros acima ou abaixo da peça a moldar. De salientar que nesta etapa ainda não se procedeu ao dimensionamento dos canais de refrigeração, sendo que o pressuposto do diâmetro dos canais ser de 15 milímetros é apenas feito como referência para definir as dimensões das placas. Assim sendo, com base no critério anteriormente descrito, a espessura de cada placa está apresentada na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Espessura das placas

Placa	Espessura
Cavidade	76 milímetros
Bucha	66 milímetros

O mesmo critério também se aplica para o dimensionamento do comprimento e largura que cada placa irá ter. No entanto, o espaço disponível para os canais de refrigeração também terá de ser suficiente para suportar as pressões geradas no interior do molde durante o ciclo de moldação. Kazmer [37] propõe incrementar o valor da profundidade da peça ao comprimento e largura de cada placa. No entanto, se a soma anteriormente descrita for inferior ao valor adicionado pelo critério dos três canais de refrigeração, usa-se este último critério para definir o comprimento e largura final de cada placa. Na Figura 3.5 pode-se observar o modo de aplicação de cada critério mencionado.

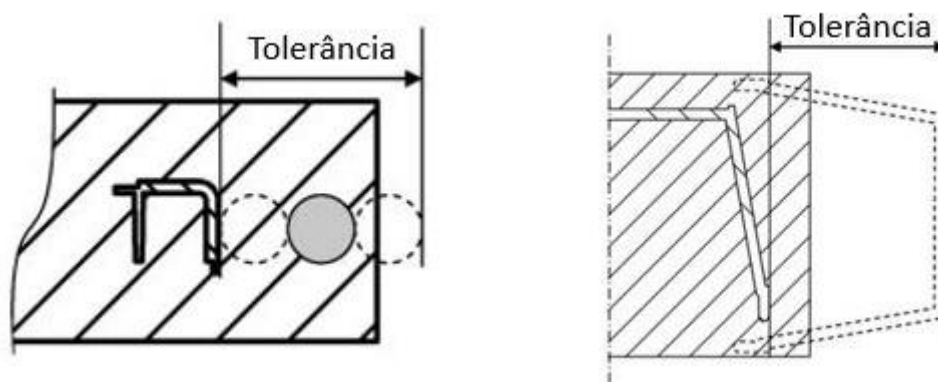


Figura 3.5 - Critérios sugeridos para o comprimento e largura das placas da bucha e da cavidade (Adaptada de [37])

No caso da peça em estudo, a profundidade da mesma é de 50 milímetros, ou seja, sendo superior aos 45 milímetros correspondentes a 3 canais de refrigeração, o método a aplicar será o da profundidade da peça.

É importante salientar que as medidas dos componentes normalizados existentes no mercado nem sempre correspondem ao valor obtido pelos critérios. Foram aplicados, portanto, os componentes com as medidas normalizadas conforme o critério utilizado. Assim sendo, o comprimento e a largura das duas placas estão apresentados na Tabela 3.5 e a estrutura do molde simplificado proposto na Figura 3.6. É de salientar ainda, que os sistemas funcionais do molde, nomeadamente, o sistema de alimentação e o sistema de controlo de temperatura não estão incluídos na Figura 3.6.

Tabela 3.5 - Comprimento e largura das placas

g	Comprimento x Largura
Cavidade	596x596 mm
Bucha	596x596 mm

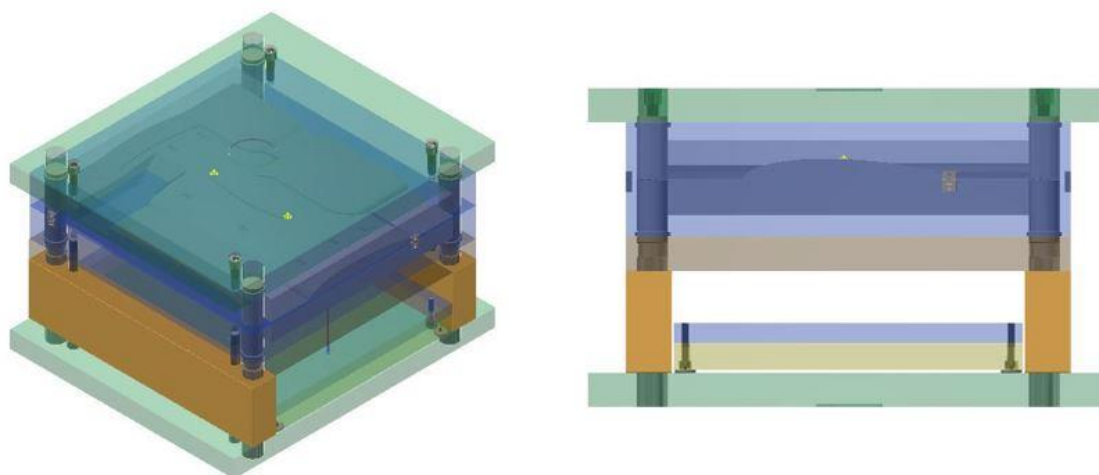


Figura 3.6 – Estrutura do molde simplificada

### 3.4 Máquina de injeção

A escolha correta de uma máquina de injeção prende-se com a necessidade de assegurar a capacidade da mesma para produzir a peça em estudo.

Além da capacidade exigida à máquina em função das condições de processamento, as dimensões do molde e a abertura necessária para a extração são também critérios eliminatórios a ter em conta. Assim sendo, a máquina escolhida para a produção da peça é fornecida pela empresa espanhola Siepla, com a designação técnica de D400/2500.

Tabela 3.6 - Características técnicas da máquina [38]

Parâmetro	Unidade	
Pressão de injeção	<i>MPa</i>	221.8
Força de fecho	<i>kN</i>	4000
Taxa de injeção	<i>cm<sup>3</sup>/s</i>	284
Capacidade de injeção	<i>g</i>	1057
Altura do molde (mínima/máxima)	<i>mm</i>	280/750
Espaço entre as barras guia	<i>mm</i>	730 x 730
Abertura do molde	<i>mm</i>	200

No caso das dimensões, o molde projetado tem uma altura de 425 milímetros e uma relação máxima de comprimento/largura de 695 milímetros x 695 milímetros, imposta pelas placas de aperto da injeção e da extração. Como se pode verificar na Tabela 3.6, todas as especificações da máquina, em termos dimensionais, estão acima dos valores impostos pela ferramenta moldante, o que garante a capacidade da máquina para a produção da peça em questão. A validação adicional da capacidade da máquina de injeção para produzir a peça será alcançada após a análise reológica. O desenho da máquina apresenta-se na Figura 3.7.

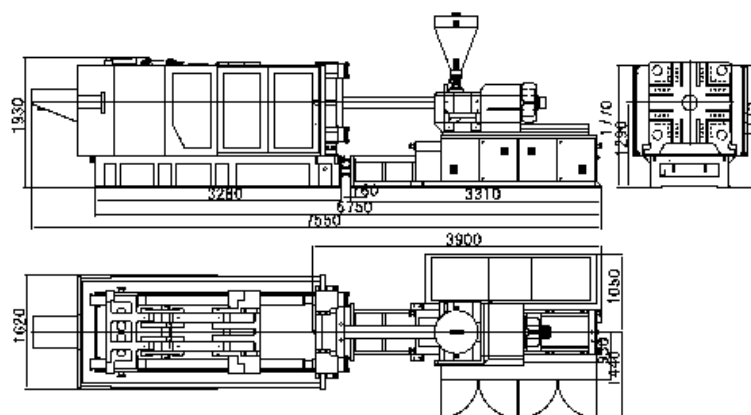


Figura 3.7 - Desenho da máquina de injeção (Adaptado de [38])

### 3.5 Condições de processamento

As condições de processamento utilizadas no AMI® 2016 tiveram como referência as características do polímero de acordo com o fabricante SABIC, sendo que alguns parâmetros de entrada foram ajustados no sentido de obter resultados conformes com as indicações de aceitabilidade em termos de qualidade da peça plástica. As condições de processamento definidas para as análises reológicas que se seguem estão apresentadas na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Condições de processamento

Parâmetro	
Temperatura do fundido	275°C
Temperatura do molde	65°C
Temperatura do fluido refrigerante	55°C
Número de Reynolds do fluido	10000
Temperatura de extração	75°C
Controlo de enchimento	Automático
Comutação velocidade/pressão	Automático
Controlo de pressurização	Perfil de pressão da pressurização

### 3.6 Sistemas funcionais

Para submeter o molde a análises estruturais e de fadiga e obter resultados de análise realistas é também necessário dimensionar os sistemas funcionais que integram um molde convencional. Sendo que a pressão gerada no interior do molde representa uma condição fronteira com elevada importância e influência nos resultados, é necessário testar diferentes configurações do sistema de alimentação de modo a escolher uma solução mais eficiente. Além disso, o sistema de controlo de temperatura também tem uma elevada importância e pertinência nos resultados das análises, devido aos canais de água que podem, por vezes, representar locais críticos na estrutura do molde. A validação do dimensionamento dos sistemas mencionados anteriormente foi feita no AMI® 2016. Sendo assim, antes de proceder às simulações é necessário discretizar o domínio de cálculo em malha de elementos finitos. Os principais parâmetros da malha (*Dual Domain*) escolhida para as simulações reológicas estão apresentados na Tabela 3.8.

Tabela 3.8 - Estatísticas da malha *Dual Domain* aplicada à peça

Propriedade	
Número de elementos	20026
Nós ligados	10013
Percentagem de correspondência	97.5%
Razão de aspeto Mínima	1.16
Razão de aspeto Média	1.66
Razão de aspeto Máxima	8.58

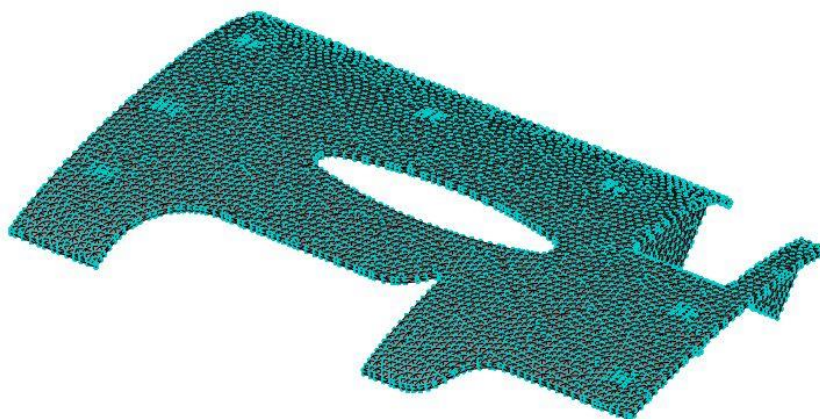


Figura 3.8 - Malha aplicada na peça

A malha aplicada poderia ser ainda mais refinada, no entanto as propriedades da mesma são satisfatórias (Figura 3.8). A percentagem de correspondência e a razão de aspeto média e máxima permitem concluir que a malha é de boa qualidade.

### 3.7 Sistema de alimentação

Para um dimensionamento mais assertivo do sistema de alimentação foram testadas várias geometrias do mesmo. A utilização de sistemas de alimentação de canais quentes já é bastante comum na indústria atual devido às diversas vantagens que apresentam. Uma vez que, a espessura total da placa da cavidade e da placa de aperto da injeção resulta num comprimento do jito considerável, é pertinente considerar a utilização de um jito quente de forma a evitar grandes desperdícios de material, bem como evitar o arrefecimento de plástico. Os alimentadores secundários e os ataques foram modelados como canais frios, que pelo volume reduzido dos mesmos não acarretam perdas significativas de calor durante o transporte do plástico fundido até à cavidade moldante. O sistema de alimentação composto por um bico quente e por alimentadores e ataques frios designa-se por um sistema de canais híbridos.

Numa primeira etapa, foi feita uma análise preliminar antes de modelação de qualquer sistema funcional, tendo como objetivo o auxílio à escolha do local ou locais de ataque. Os resultados podem ser observados na Figura 3.9.



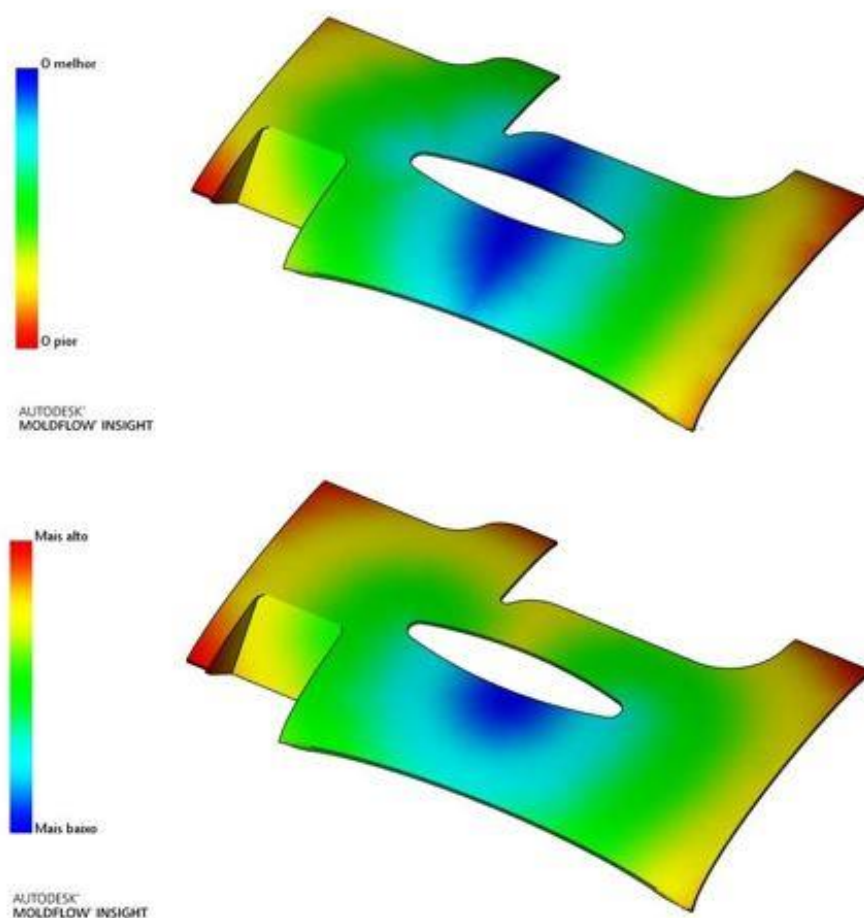


Figura 3.9 - Conformidade para ataques (Em cima) e Resistência do fluxo (Em baixo)

Através da Figura 3.9 é possível concluir que o melhor local para colocar um ponto de injeção será próximo do furo central da peça. No entanto, as colocações dos pontos de injeção em locais menos recomendados podem ser opções válidas a ponderar.

No caso desta peça, e por se tratar de um componente automóvel com requisitos estéticos, a utilização de jito direto é altamente desaconselhada por deixar uma grande marca na superfície da peça. Uma alternativa seria recorrer ao ataque lateral no bordo do furo central.

Foram testadas diversas configurações geométricas para escolher a melhor opção para o sistema de alimentação. Em todos os casos analisados, os fatores comuns foram as seguintes: local ou locais de injeção situados na borda da cavidade central da peça e a utilização de jito quente.

Neste estudo, o modelo do jito é da Hasco e tem como nome comercial - H61111/25x100 [39]. As dimensões do jito estão apresentadas na Figura 3.10.

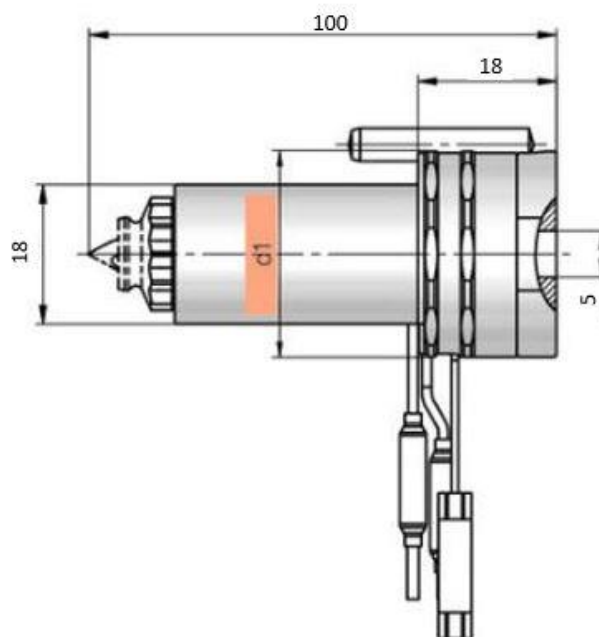


Figura 3.10 – Dimensões em milímetros do jito quente (Adaptada de [39])

Para o dimensionamento dos alimentadores frios pode-se recorrer a algumas regras empíricas presentes no manual do projetista para moldes de injeção de plástico [40]. Cruzando o comprimento dos alimentadores e o peso da peça moldada obtém-se um diâmetro recomendado de referência (ver imagem esquerda da Figura 3.11). Este diâmetro de referência é multiplicado por um fator de correção, obtendo-se assim o diâmetro mínimo recomendado (ver imagem a direita na Figura 3.11).

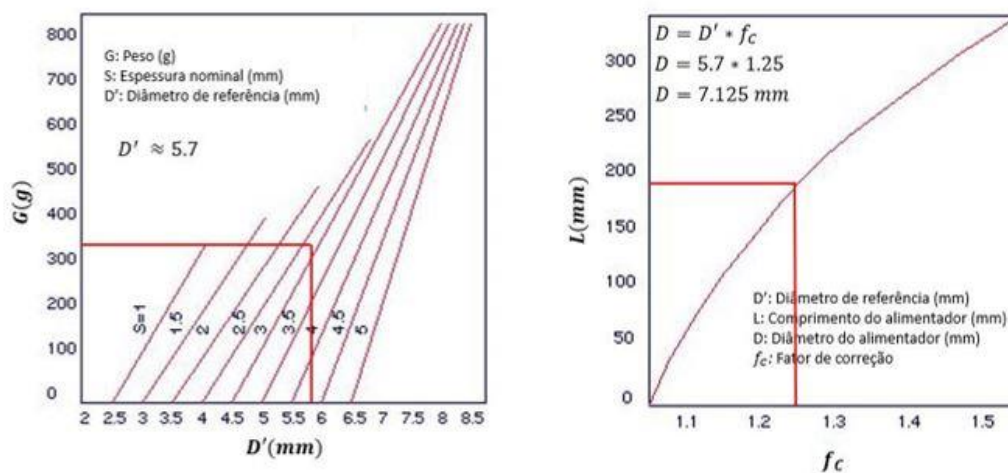
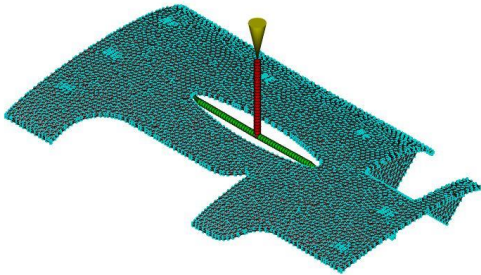
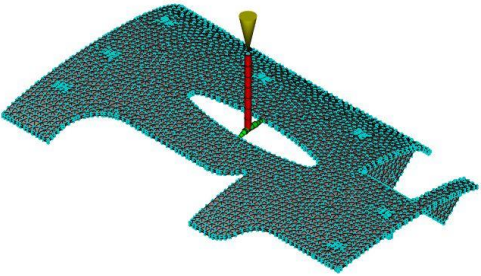
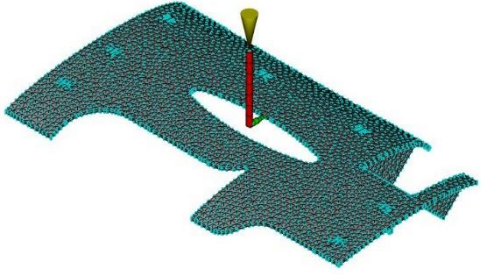
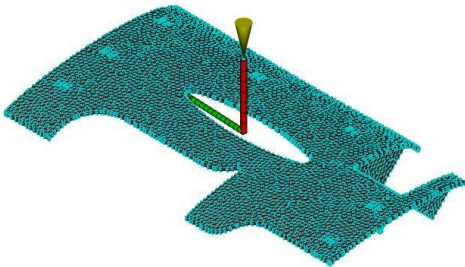
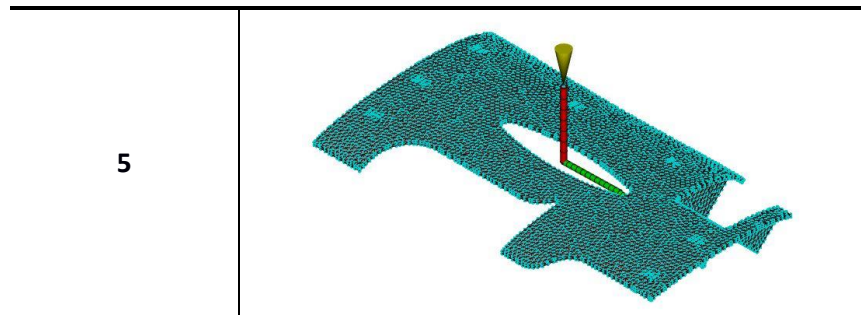


Figura 3.11 - Metodologia para dimensionamento do alimentador frio (Adaptado de [40])

O dimensionamento dos alimentadores frios feito anteriormente é em função apenas da primeira arquitetura, sendo que as restantes arquiteturas usam as mesmas dimensões para os respectivos alimentadores devido à baixa variação do fator de correção (Figura 3.11). No caso da primeira arquitetura, o comprimento total dos alimentadores equivale a 184 milímetros e o peso da moldação é de 331 gramas, sendo possível através dos gráficos da Figura 3.11 obter uma proposta de dimensão do alimentador. Além disso, em todos os cenários equacionados os alimentadores possuem uma geometria trapezoidal com um ângulo incluído de  $5^\circ$  e os ataques tem um formato cônico com 12 milímetros de comprimento e 3 milímetros de diâmetro. As arquiteturas estudadas estão expostas na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 - Casos de estudo

Arquitetura	
1	
2	
3	
4	



No contexto de utilização da peça, o critério mais importante para a escolha do sistema de alimentação mais adequado é o empeno. No entanto, numa primeira fase, irá ser feita uma análise comparativa em termos de: tempo de injeção, temperatura na frente de enchimento, perda de pressão, taxa de deformação, pressão máxima de injeção e força de fecho.

A perda de pressão corresponde à diminuição de pressão desde o ponto de injeção até um determinado local, no momento em que este é preenchido pelo fundido, ou seja, a pressão exigida para forçar o escoamento do fundido até ao local em questão. Por exemplo, a perda de pressão na zona envolvente do ponto de injeção é aproximadamente 0 MPa enquanto que zonas mais longínquas apresentam perdas de pressão diferentes de 0 e bastante superiores.

Tabela 3.10 – Resultados globais pertinentes para cada arquitetura

Arquitetura	Tempo de enchimento (s)	Perda de pressão máxima (MPa)	Pressão de injeção máxima (MPa)	Temperatura na frente de enchimento mínima (°C)	Temperatura na frente de enchimento máxima (°C)	Taxa de deformação (1/s)
1	1.97 s	53.09	46.94	271.8	275.9	11750
2	2.33 s	67.25	50.62	272.1	275.8	5725
3	2.57 s	74.04	49.73	270.5	276.1	8900
4	3.21 s	86.25	66.55	272.9	277.1	5075
5	3.16 s	86.70	70.66	271.9	276.9	3625

Analisando a Tabela 3.10 conclui-se que arquitetura 1 aparenta ser a opção mais viável. Além de exigir uma menor pressão de injeção máxima, também garante o menor tempo de enchimento necessário. A arquitetura 1 também apresenta a menor perda de pressão máxima que ocorre durante a injeção, ou seja, de todas as arquiteturas é a que apresenta a menor pressão exigida para preencher a cavidade moldante.

As temperaturas mínimas e máximas na frente de enchimento não variam significativamente nos 5 casos testados. É importante assegurar que a temperatura na frente de enchimento não diminua mais de 5°C durante a fase de enchimento, do mesmo modo, também não é desejável que a temperatura na frente de enchimento aumente significativamente [41]. Foi verificado que, em todos os casos, a variação da temperatura na frente de enchimento é reduzida, isto é, menor ou igual a 5°C. No entanto, para as arquiteturas 1 e 2 verificou-se uma menor variação da temperatura na frente de enchimento. A taxa de deformação mantém-se abaixo do limite (50000 1/s.), preconizado para o polímero em questão, para todas as arquiteturas.

À semelhança da taxa de deformação, em todos os casos, a tensão de corte gerada durante a injeção também se encontra dentro do limite para o plástico utilizado (0.28 MPa). Os resultados apresentados na Tabela 3.10 representam critérios importantes para a escolha mais assertiva do sistema de alimentação. No entanto, e tendo em conta o contexto do problema, a análise da força de fecho aplicada durante o ciclo pode representar uma ferramenta de previsão do desempenho

do molde aquando o serviço. Na Figura 3.12 é possível observar a força de fecho aplicada em função do tempo para cada arquitetura.

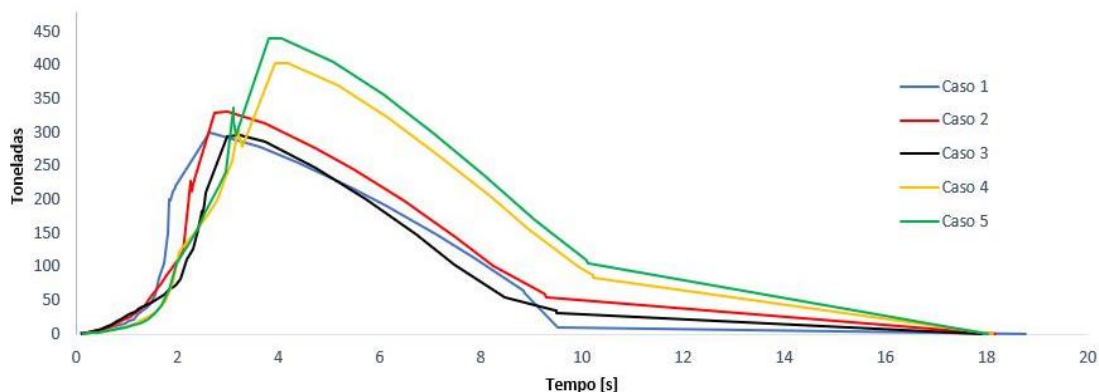


Figura 3.12 – Força de fecho em função do tempo

Maior a magnitude da força de fecho aplicada durante o ciclo traduz-se em maior a suscetibilidade do molde a sofrer deflexões. De facto, na análise estrutural feita por Carpenter et al. [6], a força de fecho representa uma das condições de fronteira.

De acordo com os perfis de força de fecho (Figura 3.12), as maiores forças de fecho foram verificadas para as arquiteturas 4 e 5, que por sua vez representam sistemas de alimentação com apenas um ponto de injeção. A necessidade de garantir um número mínimo de linhas de soldadura, de modo a proporcionar uma maior estabilidade estrutural e um melhor acabamento superficial à peça leva ao dimensionamento de um sistema de alimentação composto por um único ataque. No entanto, as forças de fecho de maior magnitude, características deste tipo de sistema de alimentação (um ataque) tornam-se uma desvantagem tendo em conta o tempo de vida do molde. O dimensionamento do molde em função apenas dos critérios estéticos e funcionais da peça poderia levar o desenhador a escolher um sistema de alimentação semelhante às arquiteturas 4 ou 5, sacrificando tempo de vida ao molde devido às maiores forças de fecho aplicadas durante todo o seu tempo de serviço. Assim sendo, aquando do dimensionamento do molde, é necessário existir um compromisso entre a qualidade da peça e as variáveis que influenciam a estabilidade estrutural do molde.

Ainda na Figura 3.12, observa-se a semelhança entre os perfis da força de fecho das arquiteturas 1, 2 e 3, sendo que a escolha terá que ser em função dos critérios eliminatórios presentes na Tabela 3.10. O menor tempo de enchimento, a menor perda de pressão máxima (pressão exigida para preencher totalidade da cavidade moldante) e a menor pressão de injeção máxima da arquitetura 1 permitem concluir que a arquitetura 1 é a escolha mais acertada. Assim sendo, a geometria escolhida para o sistema de alimentação será a arquitetura 1.

Para a arquitetura 1, a força de fecho cresce de forma exponencial até atingir um máximo de 300 toneladas ao segundo 2.63. A injeção do polímero tem uma duração de 1.97 segundos, ou seja, a força de fecho máxima ocorre já na fase de pressurização.

Na análise das deflexões geradas no molde, umas das condições fronteira com mais influência é a pressão gerada no interior do molde durante o ciclo produtivo. De facto, a revisão bibliográfica, feita anteriormente, aponta neste sentido. Assim sendo, devido à sua importância no contexto do problema, foi feita uma análise de variação da pressão em diversos locais ao longo da peça, cujos resultados estão apresentadas na Figura 3.13.

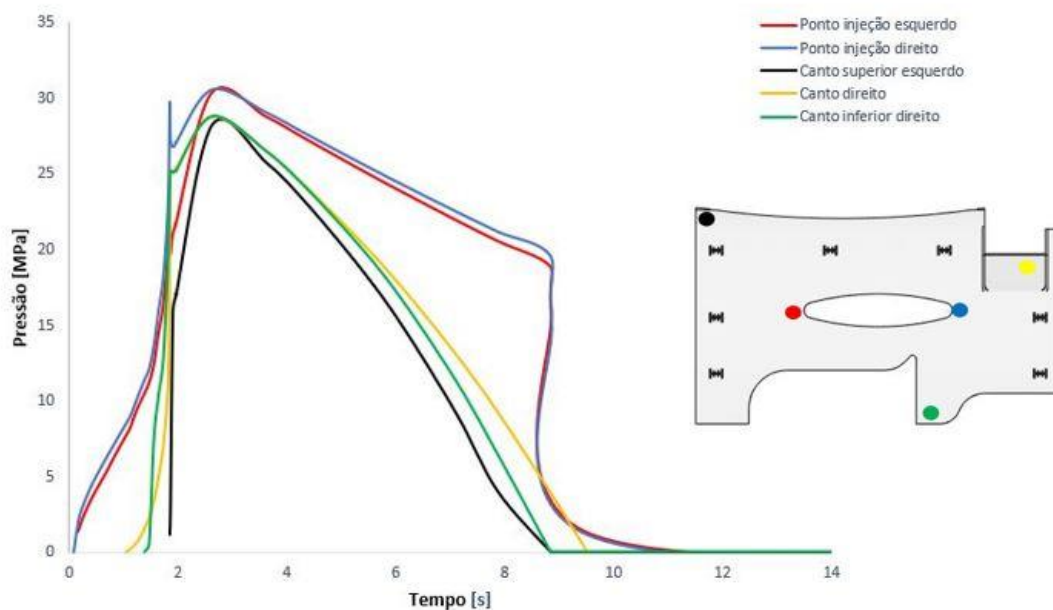


Figura 3.13 – Pressão em função do tempo em diversos pontos

Analisando a Figura 3.13 é possível concluir que a pressão máxima gerada no interior do molde se localiza nos locais próximos dos ataques, com o valor de cerca de 31 MPa. Nos restantes locais da peça, a pressão gerada assume valores semelhantes e com variações idênticas também. Em todos os locais, o pico da pressão ocorre já na fase de pressurização, sendo que depois se observa uma diminuição da mesma até ao fim da fase de pressurização, correspondendo a uma pressão nula. A diminuição é menos acentuada nos locais próximos dos ataques devido a estarem sujeitos à pressurização durante um maior período de tempo.

Na Figura 3.14 é possível observar a variação da pressão no ponto de injeção (nos ataques) ao longo do tempo para arquitetura 1. A pressão de injeção atinge um pico no valor dos 47 MPa ao segundo 1.85, ou seja, momentos antes de se finalizar a fase da injeção do polímero. Este aumento abrupto de pressão nos instantes anteriores ao término da injeção é necessário para possibilitar o enchimento de toda a cavidade, nomeadamente os locais mais distanciados dos ataques. Após terminar a injeção do polímero, a pressão de injeção desce de uma forma relativamente constante até ao fim da fase da pressurização. Além de outros fatores, o perfil da curva da pressão é também influenciado pelo perfil de controlo da pressurização, que será discutido adiante.

Para finalizar a análise reológica, é necessário analisar os empenos resultantes na peça e os efeitos que estes provocam nas cotas críticas da mesma. Para isso é necessário dimensionar o sistema de controlo de temperatura, de modo a controlar o rigor dimensional e minimizar as deflexões na peça, que será equacionado no capítulo seguinte.



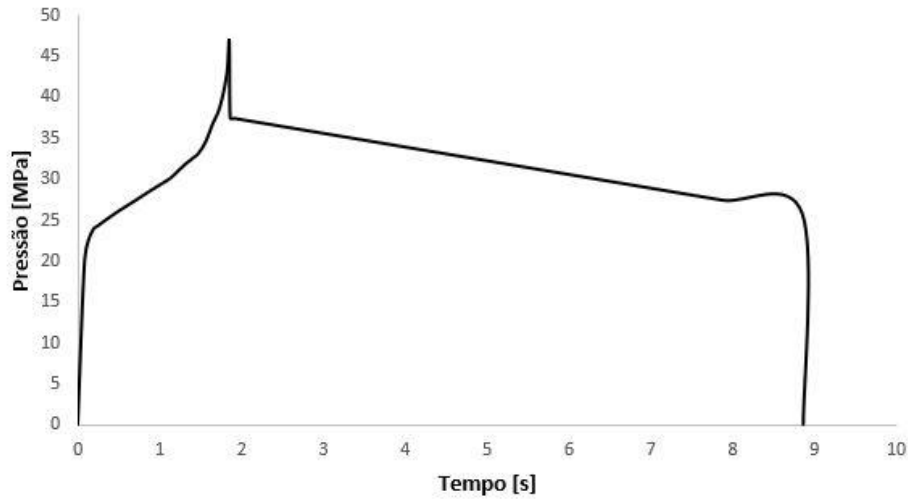


Figura 3.14 – Pressão no ponto de injeção ao longo do tempo

### 3.7.1 Sistema de controlo de temperatura

A metodologia adotada para o dimensionamento do sistema de controlo de temperatura é a presente no manual do projetista [40]. A abordagem tem como base o cálculo do balanço térmico no molde, que é dado por:

$$\sum_i \dot{Q}_i = \dot{Q}_{TM} + \dot{Q}_{PI} + \dot{Q}_{AMB} = 0 \quad 3.1$$

Sendo que:

$$\dot{Q}_{AMB} = \dot{Q}_{cond} + \dot{Q}_{conv} + \dot{Q}_{rad} \quad 3.2$$

Em que:

- $\dot{Q}_{TM}$  – Calor transferido pelo meio arrefecedor.
- $\dot{Q}_{PI}$  – Calor trazido pelo fundido.
- $\dot{Q}_{AMB}$  – Calor transferido para o ambiente.
- $\dot{Q}_{cond}$  – Calor por condução.
- $\dot{Q}_{conv}$  – Calor por convecção.
- $\dot{Q}_{rad}$  – Calor por radiação.

O calor trazido pelo fundido é dado pela seguinte expressão:

$$\dot{Q}_{PI} = \frac{m * (h_{inj} - h_{ext})}{t_c} \quad 3.3$$

Onde:

- $m$  – Massa do fundido injetado correspondendo a 0.350 quilogramas.
- $h_{inj}$  – Entalpia específica do ABS à temperatura de injeção [J/kg].
- $h_{ext}$  – Entalpia específica do ABS à temperatura de extração [J/kg].
- $t_c$  – Tempo de residência do material no molde [s].

A entalpia específica do ABS à temperatura de injeção corresponde a 451,000 J/kg ao passo que à temperatura de extração corresponde a 82,000 J/kg [42]. O tempo de residência do material no molde é dado pela seguinte expressão:

$$t_c = \frac{S^2 * \ln[k * Y]}{\pi^2 * \alpha_{ef}} \quad 3.4$$

Onde:

- $S$  – Espessura da parede [mm].
- $k$  – Coeficiente dependente da espessura da peça correspondendo a  $\frac{8}{\pi^2}$ .
- $Y$  – Temperatura adimensional dada por  $\frac{T_{inj}-T_{molde}}{T_{ext}-T_{molde}}$ .
- $\alpha_{ef}$  – Difusividade térmica efetiva média correspondendo a  $0.00008 \mu m^2/s$ .

Assim sendo:

$$t_c = \frac{3.382^2 * \ln[0.81 * 7]}{\pi^2 * 0.00008} = 19.9 s \quad 3.5$$

É agora possível calcular o calor trazido pelo fundido:

$$\dot{Q}_{PI} = \frac{0.35 * (451,000 - 82,000)}{19.855} = 6504.66 \frac{J}{s} \quad 3.6$$

O fluxo de calor por condução é dado pela seguinte expressão:

$$\dot{Q}_{cond} = A_{fix} * \beta * (T_{amb} - T_{molde}) \quad 3.7$$

Onde:

- $A_{fix}$  – Área de contacto do molde com sistema de fixação correspondendo a  $0.71 m^2$ .
- $\beta$  – Fator de proporcionalidade correspondendo a  $100 W/(m^2 \text{ } ^\circ C)$ .
- $T_{amb}$  – Temperatura ambiente equivalente a  $20 \text{ } ^\circ C$ .
- $T_{molde}$  – Temperatura do molde equivalente a  $65 \text{ } ^\circ C$ .

Assim sendo, fica:

$$\dot{Q}_{cond} = 0.71 * 100 * (20 - 65) = -3196.9 \frac{J}{s} \quad 3.8$$

O fluxo de calor por convecção é dado pela seguinte expressão:

$$\dot{Q}_{conv} = A_{lat} * \alpha * (T_{amb} - T_{molde}) \quad 3.9$$

Onde:

- $A_{lat}$  – Área exposta do molde correspondendo a  $1.911 m^2$ .
- $\alpha$  – Coeficiente de transferência de calor para convecção livre do ar correspondendo a  $15 W/(m^2 \text{ } ^\circ C)$ .
- $T_{amb}$  – Temperatura ambiente equivalente a  $20 \text{ } ^\circ C$ .
- $T_{molde}$  – Temperatura do molde equivalente a  $65 \text{ } ^\circ C$ .



Assim sendo:

$$\dot{Q}_{conv} = 1.911 * 15 * (20 - 65) = -1289.9 \frac{J}{s} \quad 3.10$$

O fluxo de calor por radiação é dado pela seguinte expressão:

$$\dot{Q}_{rad} = A_{lat} * \varepsilon * C_{rad} * \left( \left( \frac{\theta_{amb}}{100} \right)^4 - \left( \frac{\theta_{molde}}{100} \right)^4 \right) \quad 3.11$$

Onde:

- $A_{lat}$  – Área exposta do molde correspondendo a  $1.911 \text{ m}^2$ .
- $\varepsilon$  – Fator de emissão correspondendo a 0.25.
- $C_{rad}$  – Coeficiente de radiação do corpo negro correspondendo a  $5.77 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K}^4)$ .
- $\theta_{amb}$  – Temperatura absoluta ambiente equivalente a 293.18 K.
- $\theta_{molde}$  – Temperatura absoluta do molde equivalente a 338.18 K.

Assim sendo:

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{rad} &= 1.911 * 0.25 * 5.77 * \left( \left( \frac{293.18}{100} \right)^4 - \left( \frac{338.18}{100} \right)^4 \right) \\ &= -156.89 \frac{J}{s} \end{aligned} \quad 3.12$$

Sendo que as transferências de calor dadas por condução, convecção e radiação já se encontram quantificadas, é possível calcular as trocas de calor com o meio ambiente:

$$\dot{Q}_{AMB} = -3196.9 - 1289.9 - 156.89 = -4643.6 \frac{J}{s} \quad 3.13$$

Conhecendo os valores do calor transferido para o meio ambiente e do calor trazido pelo fundido e através da equação 2.1 do balanço térmico, é possível determinar o calor que o sistema de controlo de temperatura terá que retirar do sistema:

$$\dot{Q}_{TM} = -\dot{Q}_{PI} - \dot{Q}_{AMB} = -1861.1 \frac{J}{s} \quad 3.14$$

Sabendo o calor a extrair pelo sistema de controlo de temperatura, é possível calcular o caudal necessário de fluido refrigerante da seguinte maneira:

$$\dot{m} = \frac{|\dot{Q}_{TM}|}{C * \Delta T} \quad 3.15$$

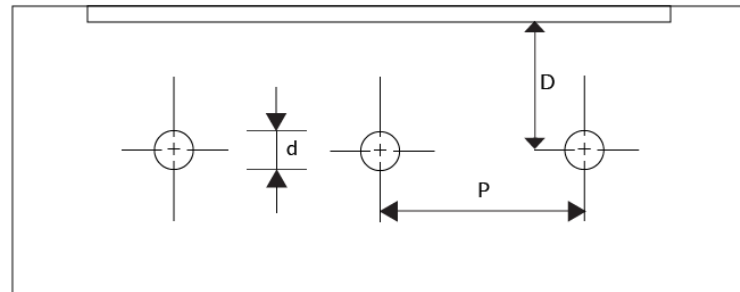
Onde:

- $C$  – Calor específico da água correspondendo a  $4186 \text{ J}/(\text{kg } ^\circ\text{C})$ .
- $\Delta T$  – Variação da temperatura do fluido correspondendo a  $3^\circ\text{C}$ .

Assim sendo:

$$\dot{m} = \frac{|-1861.1|}{4186 * 3} = 0.148 \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 8.89 \frac{\text{l}}{\text{min}} \quad 3.16$$

Para o caudal obtido, recomenda-se um canal de refrigeração com um diâmetro de 11 milímetros. A disposição dos canais nas placas da bucha e cavidade é feita em função do diâmetro dos mesmos, tal como se apresenta na Figura 3.15.



$d$  = diâmetro dos canais de refrigeração

$P$  = passo entre canais - 2,5 a 3,5  $d$

$D$  = profundidade dos canais - 0,8 a 1,5  $P$

Figura 3.15 - Posicionamento dos canais de refrigeração (Adaptada de [40])

Assim sendo, o posicionamento feito de acordo com os critérios expostos anteriormente está pormenorizado na Tabela 3.11.

Tabela 3.11 - Critérios de dimensionamento

	Dimensão [mm]
$d$	11
$P$	33
$D$	26.4

O sistema de controlo de temperatura é constituído por 2 circuitos em série e apresentado na Figura 3.16.

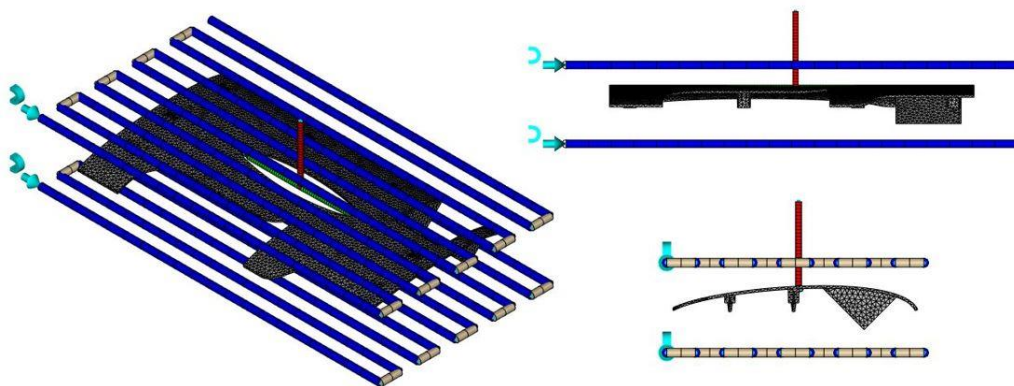


Figura 3.16 – Sistema de controlo de temperatura

### Resultados mais pertinentes da análise de arrefecimento (*Cool BEM*)

A temperatura da água na entrada no sistema de controlo da temperatura foi estabelecida nos 55°C e a variação de temperatura do fluido ao longo do circuito é na ordem dos 2°C (Figura 3.17), o que valida a capacidade de refrigeração.

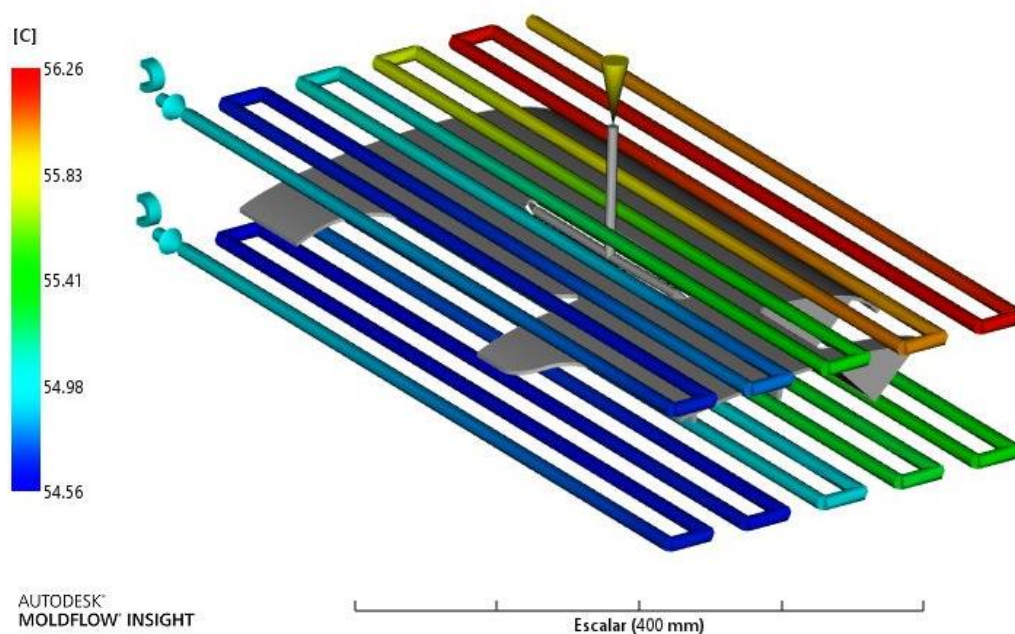


Figura 3.17 - Variação da temperatura do fluido de refrigeração do circuito

Na Figura 3.18 é possível ver o tempo necessário para a peça atingir a temperatura de extração, sendo que a zona crítica corresponde à secção da peça que se encontra perpendicular em relação aos canais de refrigeração. Esta zona acaba por ditar o tempo de espera necessário para a extração embora a maioria das peças não necessite de um intervalo de tempo tão grande. O uso de canais conformais nesta secção da peça poderia diminuir o tempo necessário até atingir a temperatura de extração.

No que toca à remoção do calor da peça, na Figura 3.19 visualiza-se a eficiência do circuito de refrigeração. Quanto mais próximo de 1 mais eficaz será a secção do circuito. Se os valores forem negativos significa que essa secção do circuito está a aquecer o molde.

No caso da peça em estudo, a maior eficiência verifica-se no centro da peça, onde existe uma maior quantidade de calor gerado. A eficiência da remoção de calor é menor ou até mesmo negativa em locais onde o circuito não sobrepõe a peça e nas extremidades da mesma. Isto pode ser devido à baixa temperatura da peça nas suas extremidades, ou seja, a diferença de temperatura entre as extremidades da peça e o fluido refrigerante é demasiado baixa para ocorrer uma remoção de calor eficiente.

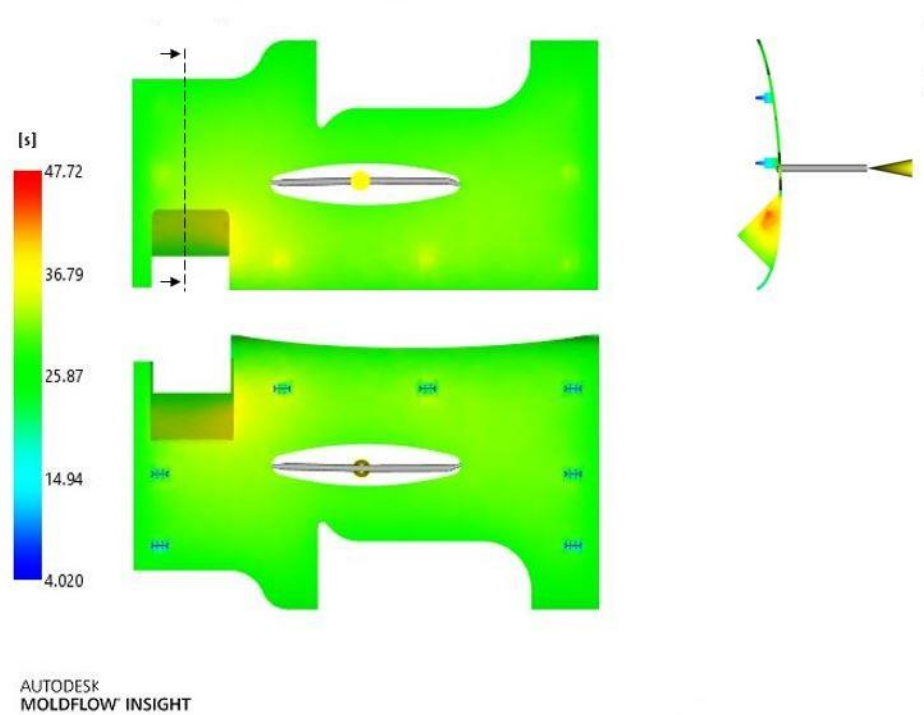


Figura 3.18 - Tempo necessário para a extração da peça

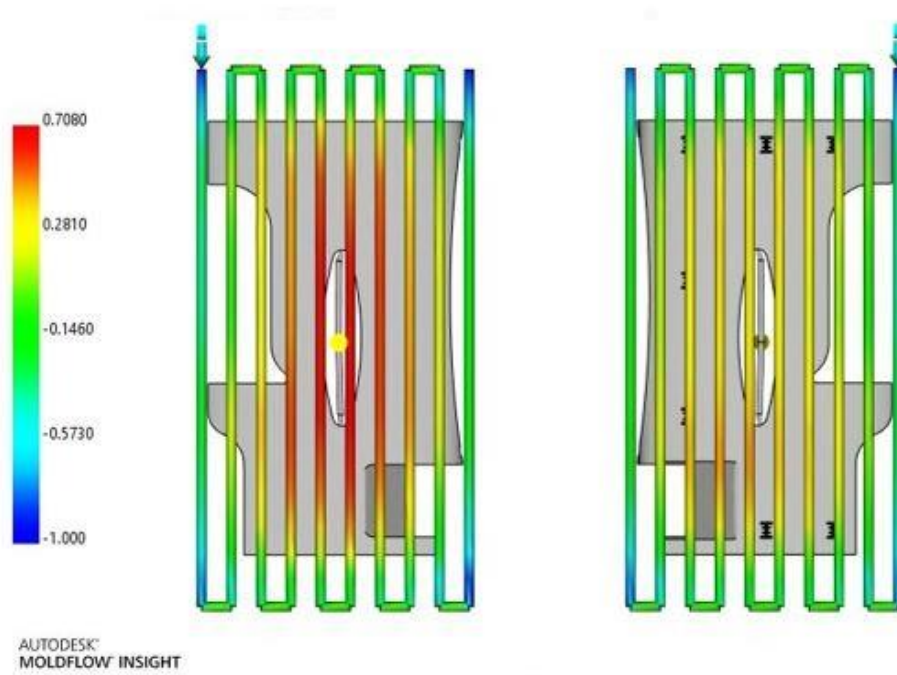


Figura 3.19 - Eficiência do circuito

### 3.7.2 Cálculo da força de fecho

A força de fecho exigida à máquina tem de ser obrigatoriamente superior à pressão gerada no interior do molde durante o ciclo de injeção. A variação da força de fecho ao longo do tempo obtida através da simulação numérica presente na Figura 3.12 fornece uma indicação da força de fecho necessária. No entanto, um estudo analítico poderá ser feito para servir como ponto de partida antes da interpretação dos resultados provenientes de simulações computacionais.

Uma das metodologias propostas por Williams [43] inicia-se com o cálculo da área projetada da peça e dos canais frios que constituem o sistema de alimentação. De modo a simplificar os cálculos e tendo em conta já um fator de segurança, considera-se que a área projetada da peça corresponde à área projetada pela sua caixa delimitadora, conhecido na língua inglesa como *bounding box*.

Assim sendo, baseando-se nas dimensões da peça expostos na Tabela 3.1, é possível calcular a área projetada.

$$A_p = 480 \times 283 = 135,840 \text{ mm}^2 \quad 3.17$$

A área projetada é agora multiplicada por um fator de tonelagem, que para o caso do ABS pode variar entre 0.0035 a 0.005 ton/mm<sup>2</sup> [44].

$$\text{Tonelagem} = 135,840 \times 0.0035 = 475.44 \text{ ton} \quad 3.18$$

O valor obtido serve como ponto de partida para um cálculo mais rigoroso e complexo tendo em conta mais variáveis como a espessura da peça, a localização dos ataques, entre outros.

Noutro caso, a metodologia sugerida pelo manual do projetista [40] assenta na seguinte equação.

$$F_{\text{fecho}} = (A_p * P_{\text{média}})/100 \quad 3.19$$

Neste caso, a área projetada é calculada com as dimensões em centímetros, e a pressão média em bar corresponde a cerca de 1/5 a 1/3 da pressão de injeção. Considerando a pressão de injeção como 469.4 bar (46.49 MPa - Figura 3.14) e usando um fator de 1/4 para o cálculo da pressão média, obtém-se o seguinte.

$$F_{\text{fecho}} = \frac{1358.4 * 469.4 * \frac{1}{4}}{100} = 1594.1 \text{ kN} \quad 3.20$$

O valor obtido para a força de fecho equivale a 160 toneladas de força. Tendo em conta a variação do fator utilizado para o cálculo da pressão média, a força de fecho poderia variar entre 127.9 a 213.3 toneladas.

As duas metodologias mencionadas anteriormente apresentam valores muito diferentes dos resultados gerados pela simulação, no entanto, o objetivo dos cálculos analíticos feitos é justamente para servir como ponto de partida para um cálculo pormenorizado em função de todas as variáveis possíveis. Williams [43] afirma que o melhor método para determinar a força de fecho é através da simulação de um modelo com a geometria correta, o polímero caracterizado e um sistema de alimentação dimensionado na sua totalidade, justamente o que foi feito no software. A importância do uso de simulações computacionais para calcular as variáveis de processamento, neste caso a força de fecho, é ainda mais enfatizada devido às possíveis consequências no molde e na peça caso se programe a máquina de injeção para aplicar uma força de fecho inadequada ao processo em questão.

A análise da força de fecho feita no AMI® é feita através da seguinte equação:

$$F_{fecho} = \sum_1^n P * A \quad 3.21$$

A área projetada é dividida em pequenos segmentos e a pressão é calculada para cada um destes segmentos. A força de fecho total é a soma dos produtos de cada componente de pressão e área [45]. Na Figura 3.20 é possível ver uma iteração feita durante uma simulação de enchimento, sendo que todas as variáveis expostas na figura são novamente calculadas em todas as iterações posteriores. Trata-se, pois, de um cálculo em regime transitório, que tem em conta a pressão que efetivamente se desenvolve na cavidade moldante ao longo do ciclo de moldação.

Tempo (s)	Volume (%)	Pressão (MPa)	Força de fecho (Ton)	Caudal de escoamento (cm <sup>3</sup> /s)	Estado
0.088	2.53	20.40	1.07	141.61	U
0.174	7.11	23.62	1.83	192.70	U
0.263	12.01	24.44	2.71	193.34	U

Figura 3.20 - Exemplo de iteração feita pelo AMI®

### 3.7.3 Empeno

Na Figura 3.21 é possível observar a deflexão total da peça, sendo que os valores máximos ocorrem nas extremidades da mesma. A geometria da peça, nomeadamente a relação entre o comprimento e a espessura, é um fator que dificulta a minimização dos empenos verificados. O empeno influencia a dimensão final da peça podendo até inutilizá-la caso a distorção dimensional seja muito acentuada. Na Figura 3.22 estão indicadas as dimensões pretendidas para a peça. As tolerâncias propostas foram baseadas pelas recomendações do fabricante *Star Rapid* [46].

Na Figura 3.23 e Figura 3.24 é possível analisar as dimensões finais da peça sob efeito de empeno. Conclui-se que grande parte das dimensões sofrem uma distorção elevada, verificando-se até dimensões fora do intervalo de tolerância. A geometria da peça acaba por dificultar a implementação das ações corretivas para a diminuição do empeno, mais concretamente a sua espessura muito reduzida. No entanto, todas as cotas críticas que ultrapassam a tolerância, apenas o fazem por frações de milímetros, o que pode não representar um grande problema quando se trata de uma peça de grandes dimensões.

Aplicar as técnicas de otimização no que toca a parâmetros de processamento, incluir um sistema de controlo de temperatura de canais conformais ou até trocar de material e/ou aumentar a espessura da peça de modo a proporcionar uma maior rigidez estrutural são possíveis soluções para diminuir o empeno verificado. Ainda assim, embora algumas das cotas ultrapassassem a tolerância recomendada, todos os desníveis verificados ao longo do comprimento e largura da peça se encontram dentro da tolerância permitida.

Na Figura 3.25 é possível observar a contração volumétrica no momento da extração. O valor máximo verificado ocorre nos alimentadores frios, sendo que o valor de contração médio analisado na peça ronda os 4.5%.



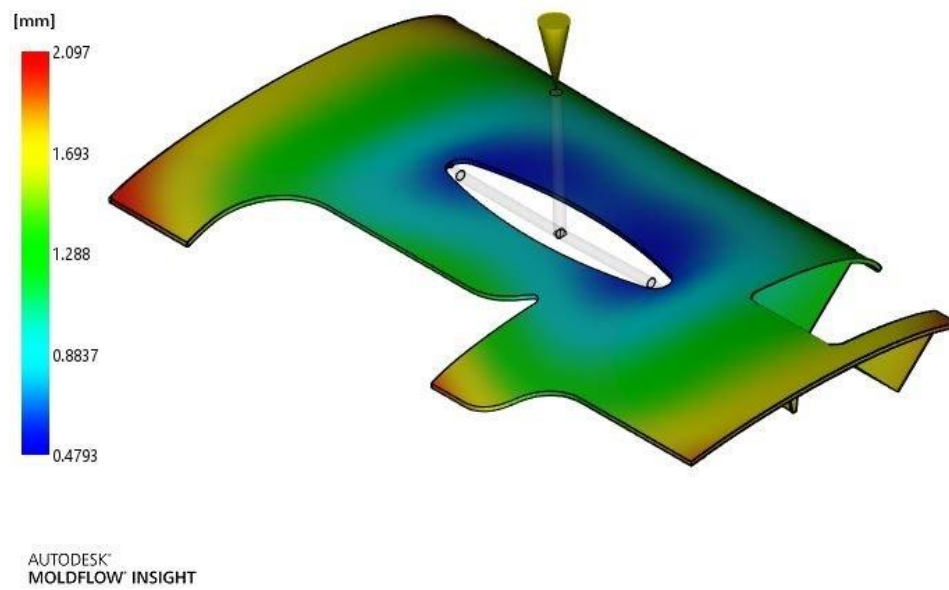


Figura 3.21 - Deflexão total do Caso 1

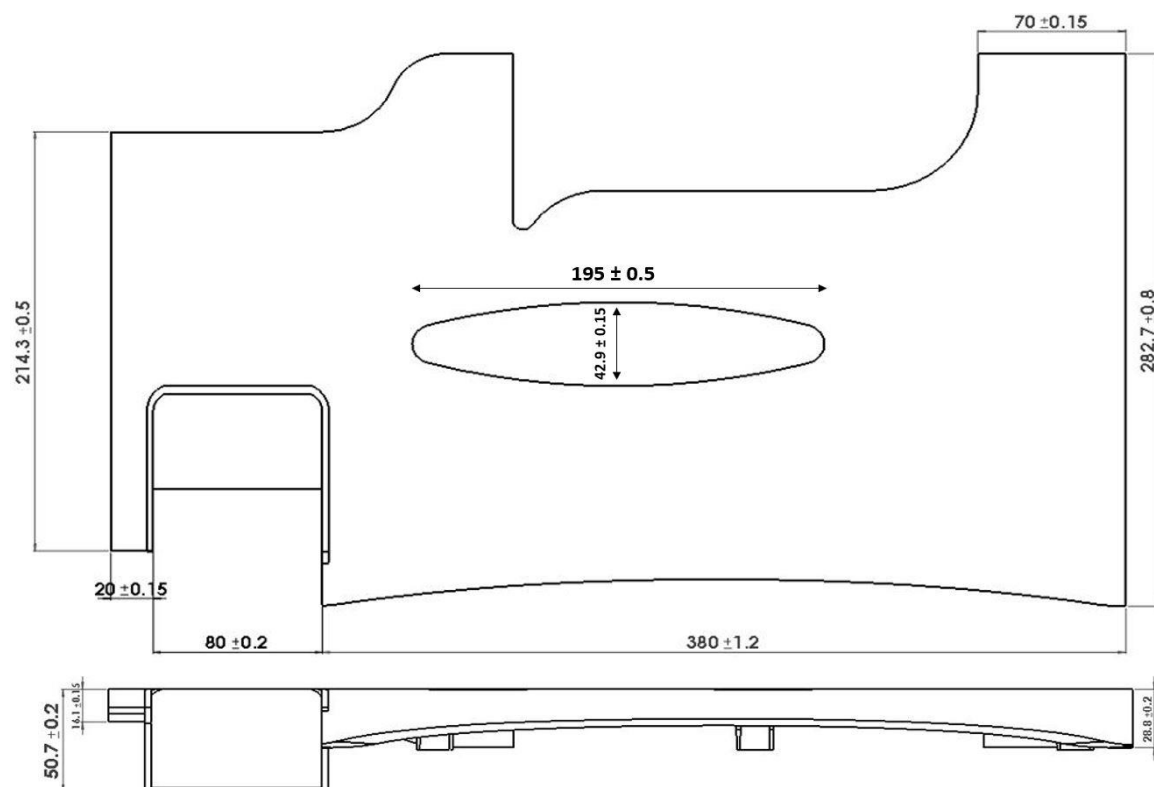


Figura 3.22 – Dimensões nominais da peça (mm)

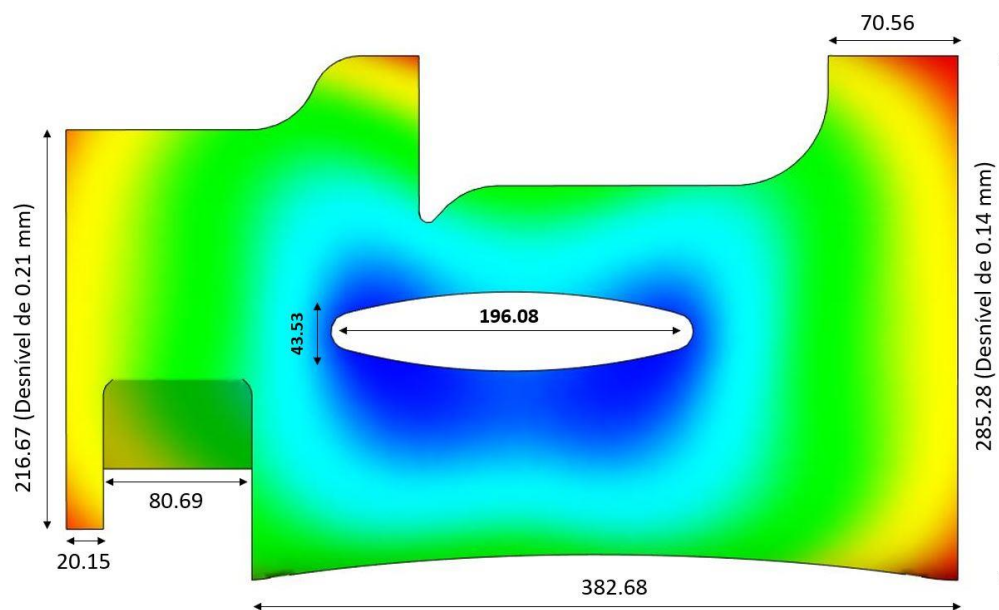


Figura 3.23 - Dimensões finais da peça – Representação da frente (mm)

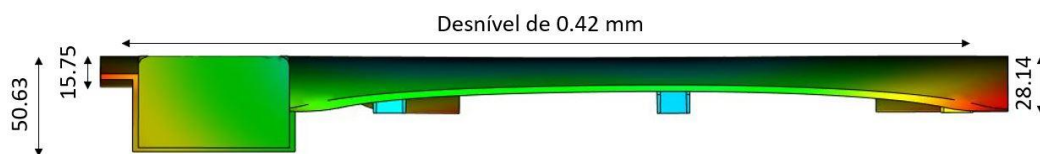


Figura 3.24 – Dimensões finais da peça – Representação lateral (mm)

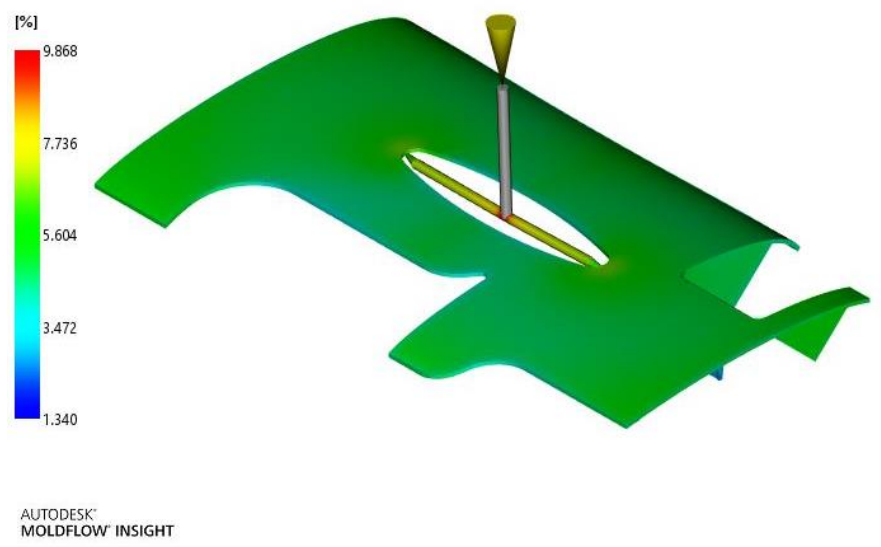


Figura 3.25 - Contração volumétrica no momento extração (Caso 1)



### 3.7.4 Condições de processamento – Perfil de pressurização

Inicialmente, as tensões de corte na parede superavam o limite estabelecido para o material em zonas específicas da peça, como se pode verificar na Figura 3.26. As zonas da peça a azul sofrem tensões de corte com valor superior ao limite imposto pelo material.

De modo a prevenir e a garantir que as tensões de corte não ultrapassavam o limite, utilizou-se o perfil de controlo da pressurização exposto na Figura 3.27.

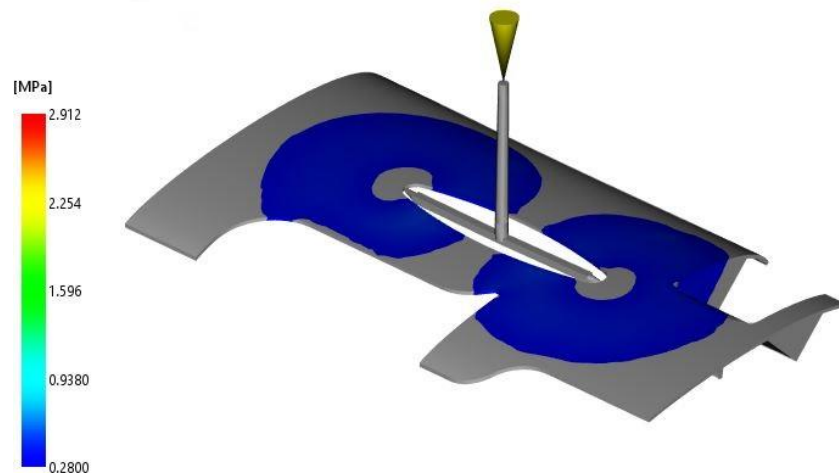


Figura 3.26 - Zonas da peça com tensões de corte acima do limite 0.28MPa

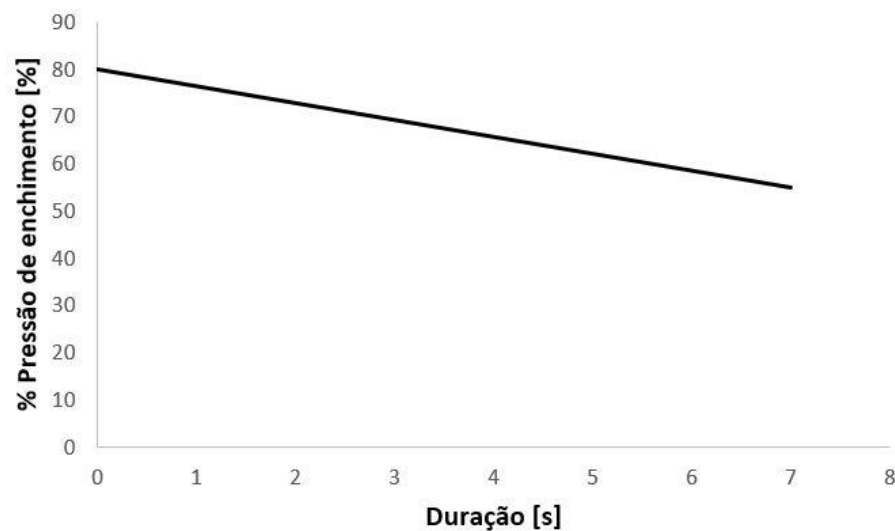


Figura 3.27 - Perfil de controlo de pressurização

As tensões de corte críticas ocorriam próximo dos pontos de injeção já na fase de pressurização. Estes locais próximos dos ataques são sujeitos às pressões impostas durante o ciclo de moldação durante mais tempo, daí o perfil de pressurização escolhido ter um declive negativo. Este perfil decrescente permite assim atenuar a pressão sentida nos locais críticos durante a fase final do ciclo. Na Figura 3.28 é possível observar as tensões de corte geradas na peça já com o perfil de

controle de pressurização mencionado anteriormente aplicado. Apesar de se ter conseguido diminuir drasticamente a geração de tensões de corte críticas, não foi possível evitar por completo o aparecimento das mesmas. Surge um pequeno foco onde as tensões de corte excedem ligeiramente o limite do material, no entanto, a melhoria é significativa tal como se pode comprovar comparando as informações provenientes da Figura 3.26 e Figura 3.28.

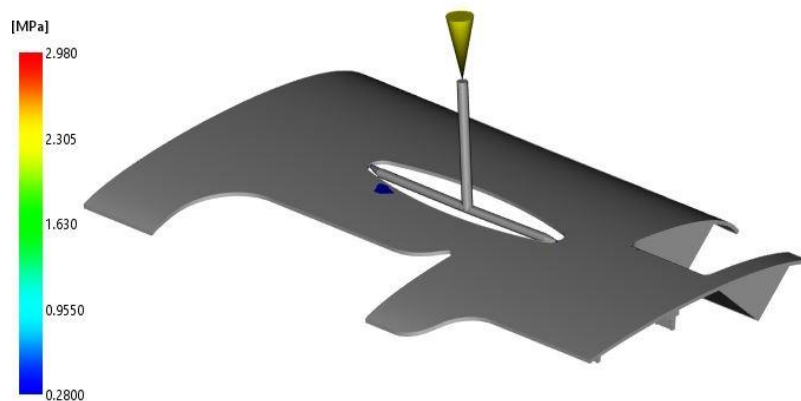


Figura 3.28 - Zonas da peça com tensões de corte acima do limite (A azul)

Caso a peça não pudesse apresentar quaisquer focos de tensões de corte crítica, além de aplicar um perfil de pressurização diferente como foi feito, poder-se-iam fazer alterações geométricas nomeadamente nas espessuras ao longo da peça, diminuir a velocidade de injeção ou até ponderar alterar a matéria prima utilizada [47].

### 3.7.5 Validação da escolha da máquina de injeção

Com base nos resultados da simulação do processo, foram estabelecidos os critérios apresentados na Tabela 3.12, com um fator de segurança associado, correspondente a 120%.

Tabela 3.12 - Requisitos da máquina

Parâmetro	Unidade	
Pressão mínima de injeção	<i>MPa</i>	46.94
Força de fecho mínima	<i>kN</i>	3528
Taxa de injeção mínima	<i>cm<sup>3</sup>/s</i>	229
Capacidade de injeção mínima	<i>g</i>	420

Como já foi mencionado no subcapítulo 2.4, a máquina de injeção sugerida cumpre todos os requisitos dimensionais em função do tamanho do molde. Ainda assim, é necessário garantir que a máquina tem a capacidade de cumprir os critérios definidos na Tabela 3.12

Analisando de novo as especificações técnicas da máquina é possível concluir que todos os requisitos, tanto dimensionais como de processamento, são facilmente cumpridos.

## 4 Análise da deflexão da bucha e análise de arrefecimento do molde em regime transitório (*Cool FEM*)

No presente capítulo, é explicado passo a passo o procedimento adotado para simular a deflexão da bucha e a análise de arrefecimento do molde em regime transitório (*Cool FEM*). Os resultados da análise da deflexão da bucha foram avaliados em termos de dois cenários distintos: com as condições de processamento recomendadas e com as condições de processamento desfavoráveis.

### 4.1 Procedimento para a análise da deflexão da bucha – *Core Shift*

Tal como foi mencionado no primeiro capítulo, é possível proceder a uma previsão da deflexão da placa da bucha provocada pela pressão gerada no interior do molde durante o ciclo de moldação. Embora esta análise tenha sido desenvolvida para moldações de peças com grandes profundidades, continua a ser pertinente aplicar esta ferramenta para prever quaisquer defeitos que possam surgir na bucha, mesmo que a peça em questão não tenha esse enquadramento.

De modo a ser possível proceder à análise, é necessário modelar a bucha. Este passo pode ser feito diretamente no AMI® ou pode-se importar o ficheiro CAD de um software externo. Neste caso em particular, foi aplicada a segunda opção, recorrendo para o efeito ao AIP®, onde foi modelada uma assemblagem entre a placa da bucha e a peça plástica, convertida, posteriormente, num ficheiro com a extensão \*.step. A seguir foi efetuada a importação do ficheiro para AMI® e gerada uma malha de elementos finitos de tipo Sólido 3D.

Na Figura 4.1 é possível observar o conjunto da peça e da placa da bucha já com o sistema de alimentação devidamente modelado. Com o objetivo de tornar a análise mais realista, foram modelados os canais de refrigeração na bucha de acordo com o posicionamento dimensionado no capítulo anterior.

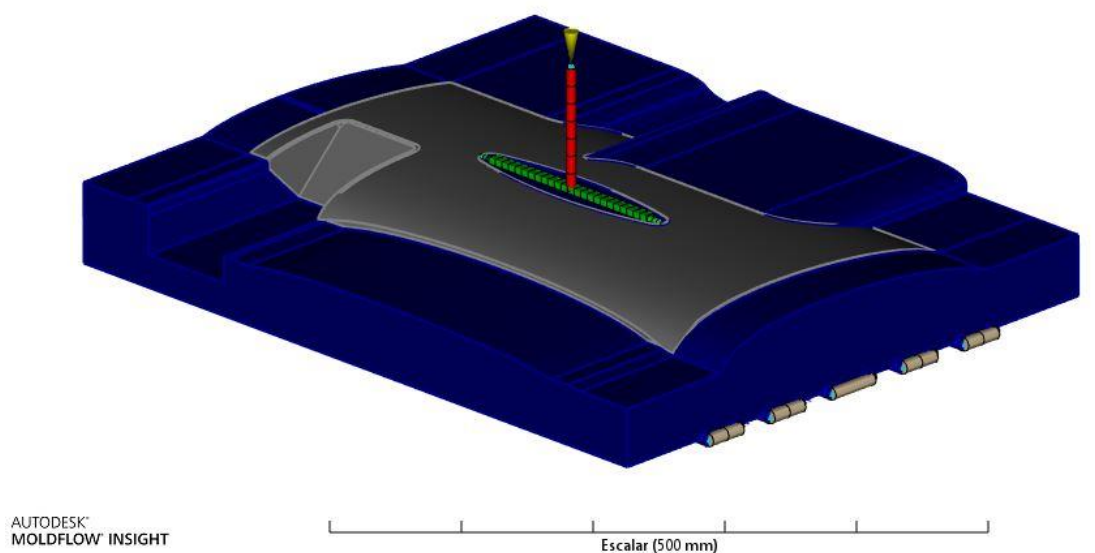


Figura 4.1 – Conjunto: Peça plástica (cinzento) e Placa da bucha (azul)

No que diz respeito à criação da malha e considerando que a análise em questão tem como principal objetivo o estudo da bucha, a malha da peça plástica não irá ser descrita, lembrando, no entanto, a aplicação de uma malha tridimensional. A malha 3D utilizada para a placa da bucha encontra-se caracterizada na Tabela 4.1 e pode ser visualizada na Figura 4.2.

Após a criação da malha, é necessário atribuir a propriedade Bucha 3D aos elementos da mesma. Este procedimento é essencial para uma execução correta da análise em questão. A única condição de fronteira necessária para definir, exposta na Figura 4.3, resume-se à restrição fixa, ou seja, a restrição total dos movimentos de translação e rotação de todos os nós da superfície traseira da placa.

Tabela 4.1 – Estatísticas da malha 3D aplicada à bucha

Propriedade	
Número de elementos - Tetraedros	812829
Nós ligados	148290
Razão de aspeto Mínima	1.04
Razão de aspeto Média	3.73
Razão de aspeto Máxima	372.18

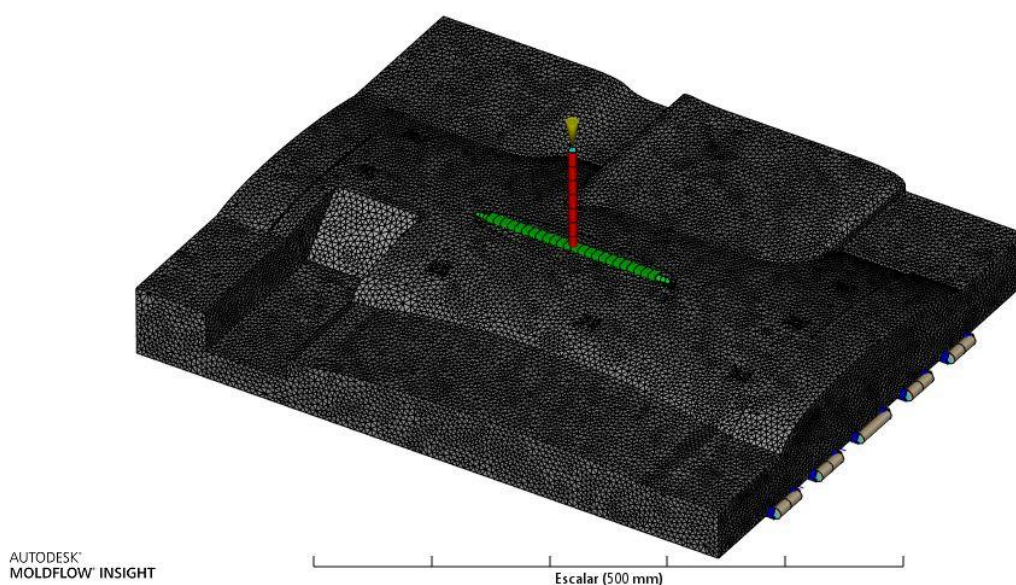


Figura 4.2 – Malha 3D aplicada na bucha

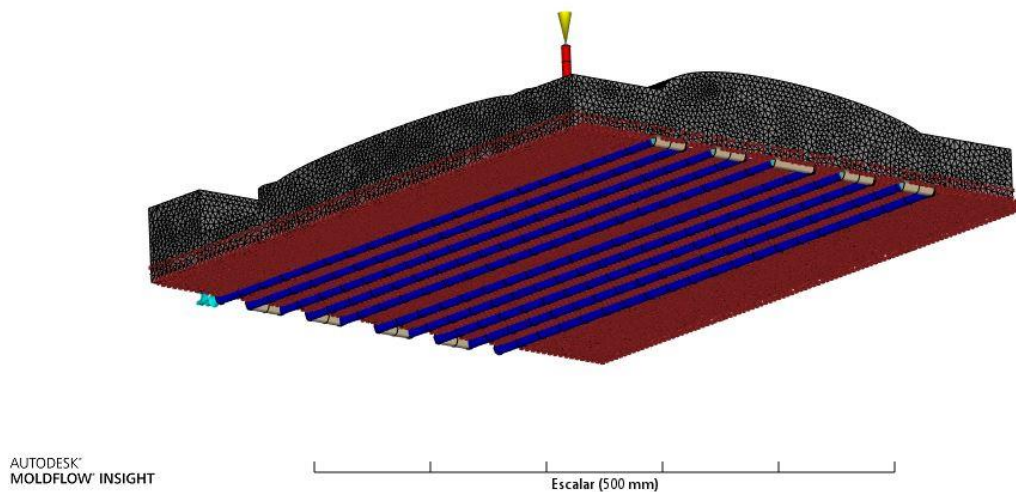


Figura 4.3 – Condição fronteira aplicada na bucha (Vermelho)

Após a definição das condições acima descritas, pode dar-se o início à análise de desvio da bucha que pode ser executada em dois modos diferentes: desvio da bucha apenas na fase de enchimento ou desvio da bucha nas fases de enchimento e pressurização. Neste caso, esta última opção fará mais sentido, pois, de acordo com a Figura 3.13, os valores máximos da pressão gerada no interior da cavidade ocorrem já depois da fase de enchimento. Fazendo-se prever, deste modo, que o valor máximo de deflexão da bucha ocorra já na fase de pressurização. O material do molde é aço P20 e as propriedades mecânicas do mesmo estão apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas do aço P20 [48]

Propriedade	Aço P20 [48]
Módulo de elasticidade [MPa]	190 - 210
Coefficiente de <i>Poisson</i>	0.27 - 0.30
Tensão de cedência [MPa]	827 - 862
Densidade [ $g/cm^3$ ]	7.85
Módulo de corte [GPa]	73
Módulo de compressibilidade [GPa]	156 -165

## 4.2 Análise de arrefecimento do molde em regime transitório (*Cool FEM*)

Para executar uma análise de arrefecimento do molde em regime transitório é necessário criar uma malha 3D do mesmo. À semelhança da análise da deflexão da bucha, o ponto de partida mais óbvio seria utilizar uma ferramenta disponível no AMI® para criar um molde ou então importar o molde já dimensionado noutro programa, como será o caso. Como o molde foi projetado num programa de modelação compatível com o AMI®, a importação do modelo é direta.

No entanto, para este tipo de análise, é necessário a importação das duas metades do molde já com as furações para os canais de refrigeração e para o sistema de alimentação. Assim sendo, as duas metades do molde já com as furações resultantes do sistema de controlo da temperatura e a peça plástica foram exportadas do AIP®. A modelação do sistema de alimentação e de refrigeração

é feita à posteriori no AMI®. Na Figura 4.4 visualizam-se as duas metades do molde já com os sistemas funcionais implementados.

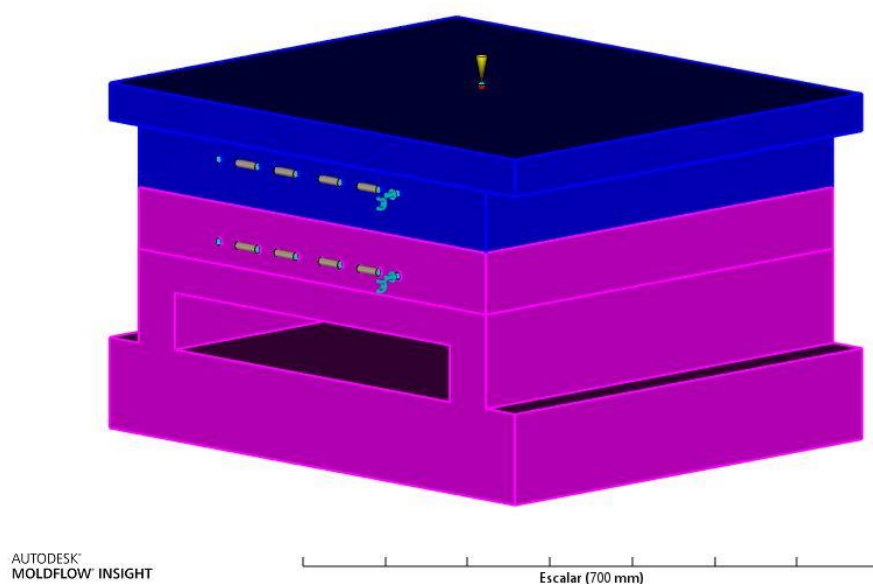


Figura 4.4 – Molde: Metade fixa (azul) e Metade móvel (roxo)

A análise de arrefecimento em regime transitório (Cool FEM) é uma ferramenta que permite analisar, com precisão, a distribuição de temperaturas num molde onde a topologia do sistema de refrigeração já esteja definida. Esta análise requer a aplicação de duas malhas: *Dual-Domain* ou 3D para a peça plástica e uma malha 3D específica para ferramentas moldantes.

Sendo que neste caso o objeto de estudo é o molde, a malha aplicada à ferramenta moldante tem uma maior importância no que toca às suas características. Na Tabela 4.3 é possível verificar os detalhes da malha aplicada ao molde.

Tabela 4.3 - Estatísticas da malha 3D aplicada ao molde

Propriedade	
Número de elementos - Tetraedros	734617
Nós ligados	135409
Razão de aspeto Mínima	1.04
Razão de aspeto Média	3.01
Razão de aspeto Máxima	60.30

Devido às dimensões de todo o molde, torna-se complicado a aplicação de uma malha mais refinada devido às exigências computacionais. Na Figura 4.5 é possível observar a malha aplicada. É ainda necessário definir as condições de processamento. A simulação FEM foi executada assumindo a temperatura de 65°C para as superfícies de ambas as metades do molde e uma temperatura de 275°C para o polímero fundido. O material do molde é o aço P20 e as propriedades mecânicas do mesmo estão apresentadas na Tabela 4.2. Por último, é necessário escolher o tipo de análise *Cool FEM* havendo três opções diferentes, explicadas na Tabela 4.4.



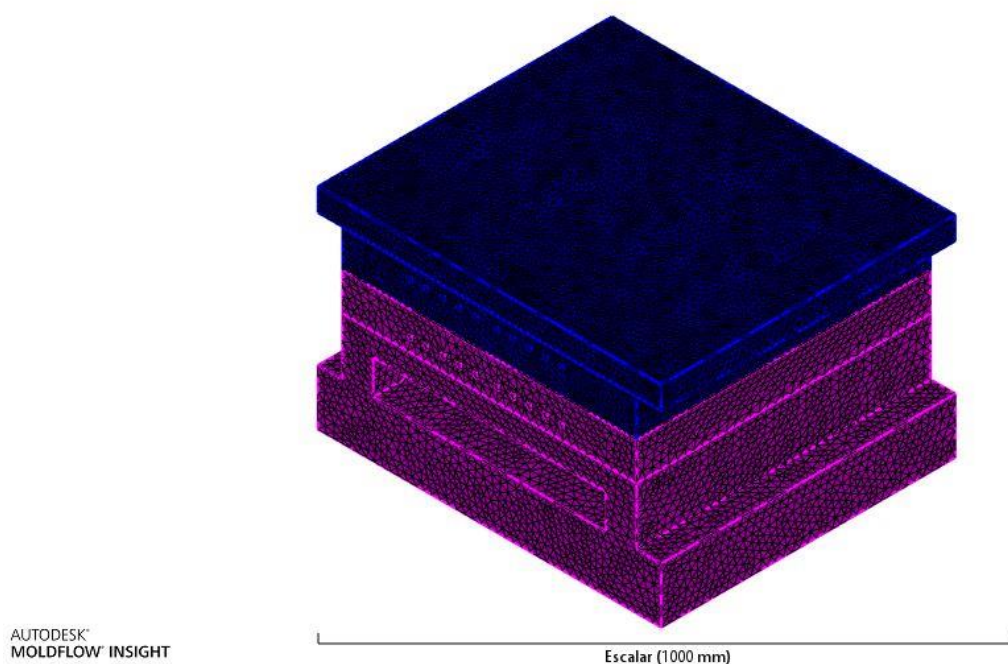


Figura 4.5 – Malha 3D aplicada ao molde

Tabela 4.4 – Tipos de análise

Tipo de análise	Descrição
Média do ciclo	Semelhante à análise de arrefecimento padrão que é feita no AMI®. Usa o método dos elementos de fronteira (BEM) ao invés do método de elementos finitos (FEM). Esta análise indica a temperatura média de cada local do molde durante o ciclo produtivo.
Transiente no ciclo	Este tipo de análise simula a natureza cíclica da temperatura do molde durante um ciclo de moldação o que permite observar as variações e diferenças de temperatura ao longo de todo o ciclo. Este método fornece um historial de temperaturas enquanto que o método anterior fornece apenas a temperatura média.
Transiente desde o arranque	Consiste em repetir a análise anterior (Transiente no ciclo) durante vários ciclos de modo a determinar quantos ciclos produtivos são necessários para alcançar uma temperatura do molde consistente e estável.

### 4.3 Discussão dos resultados

#### 4.3.1 Análise de *Core shift*

Como foi mencionado anteriormente, a análise de *core-shift* tem especial interesse quando a peça plástica em estudo possui um perfil estreito e profundo, que, por sua vez, corresponde a uma bucha estreita e alongada. A peça em estudo, embora seja de dimensões consideráveis, não possui grande profundidade, excetuando num dos locais, onde se localiza uma depressão com cerca de 50 milímetros de profundidade.

É justamente neste local que se conseguem observar os efeitos da pressão gerada no interior do molde durante o ciclo de moldação, sendo que nas restantes zonas da peça, os efeitos são

praticamente nulos. Na Figura 4.6 é possível ver a magnitude da deflexão máxima causada na bucha durante o ciclo.

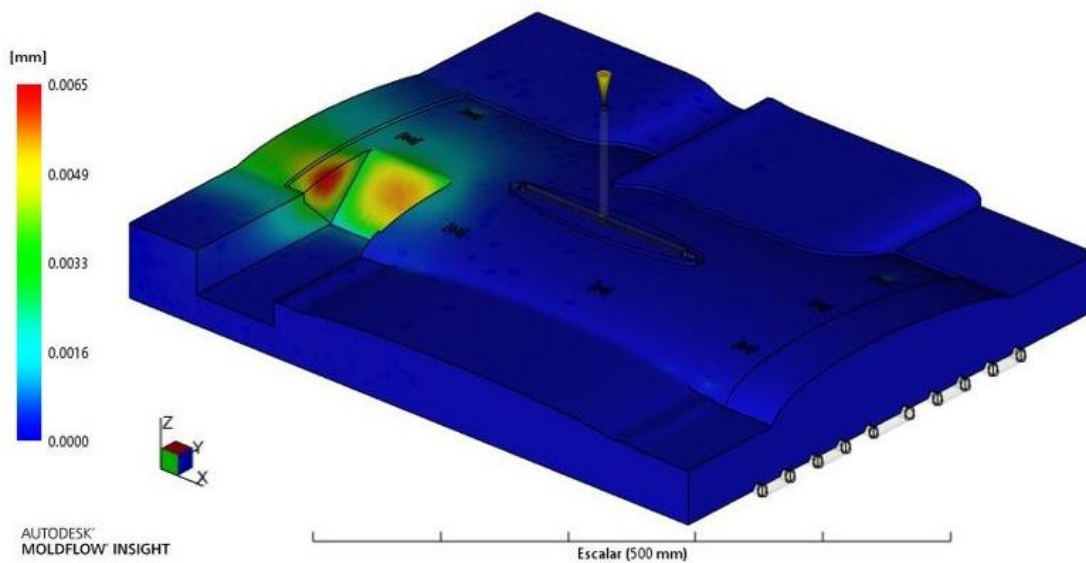


Figura 4.6 – Deflexão da bucha

Como se pode verificar, os efeitos da pressão gerada na cavidade concentram-se na zona de maior profundidade ao passo que nas restantes zonas a deflexão é sensivelmente 0 milímetros. No entanto, a magnitude da deflexão não permite uma análise mais profunda do que realmente acontece durante o ciclo. Assim sendo, as deflexões causadas na bucha de acordo com os componentes cartesianos foram tidas em conta e analisadas.

Em todos os casos que se seguem, o instante de tempo em que se captaram os valores máximos de deflexão corresponde a  $t=2.509$  segundos. Este facto está em conformidade com o que se verifica na Figura 3.13, onde as pressões máximas em diversos pontos acontecem aproximadamente no mesmo instante.

Na Figura 4.7 é possível ver as deflexões na bucha no componente X sendo que a maior deflexão na ordem dos 0.0064 milímetros ocorre na parede lateral da depressão no sentido negativo do eixo. Durante a injeção e pressurização, a pressão gerada no interior do molde exerce forças de compressão sobre a bucha, o que explica o valor negativo das deflexões.

No que diz respeito ao eixo Y (Figura 4.8), a máxima deflexão ocorre na face da depressão e assume um valor de 0.0045 milímetros. A pressão gerada no interior da cavidade exerce forças de compactação nesta face, provocando um esforço de compressão, no sentido positivo do eixo. Como consequência, quase um terço da bucha sofre deflexões no sentido positivo do eixo, embora se tratem dos valores conservadores.

As deflexões na componente Z (Figura 4.9), por se considerar a componente mais crítica no que toca à análise de deflexões na bucha, têm influência direta na espessura final da peça, permitindo avaliar se as variações de espessura irão ser significativas ou não. Neste caso, as forças de compressão geradas durante o ciclo de moldação atuam na bucha, na face da depressão, resultando no valor de 0.0036 milímetros. As mesmas forças provocam também algumas variações na face lateral da depressão onde as deflexões se dão no sentido positivo do eixo, ou seja, a bucha nesta secção sobe cerca de 0.0015 milímetros. Estes resultados não são preocupantes nem exigem algum tipo de cuidado especial, sendo que a máxima deflexão observada neste componente representa apenas 0.12% da espessura final da peça. Nos restantes locais da bucha, as deflexões são desprezáveis.



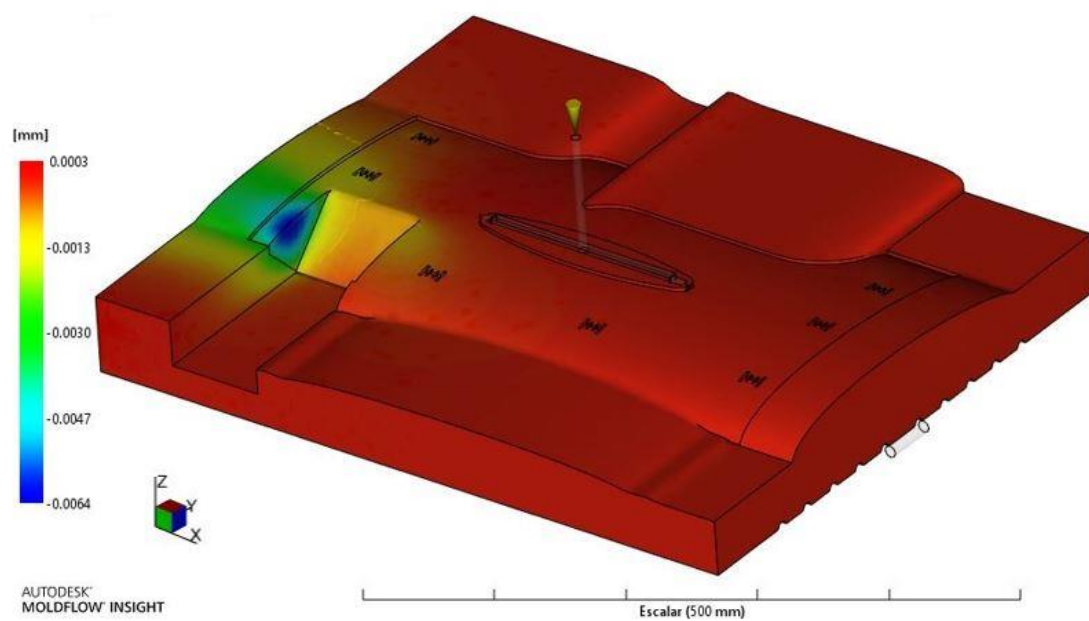


Figura 4.7 - Deflexão da bucha – Componente X

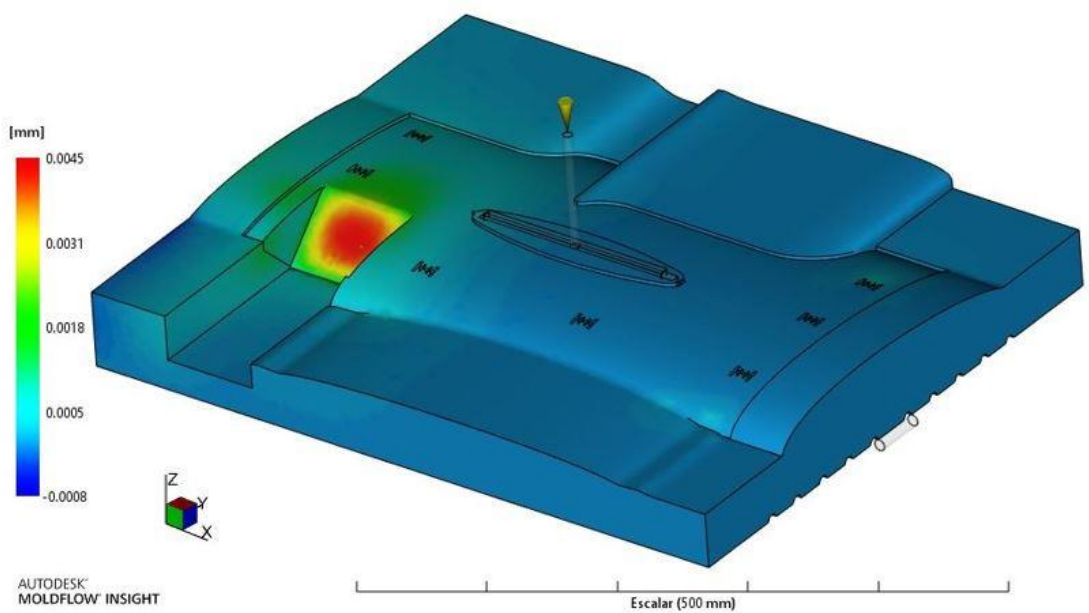


Figura 4.8 - Deflexão da bucha – Componente Y

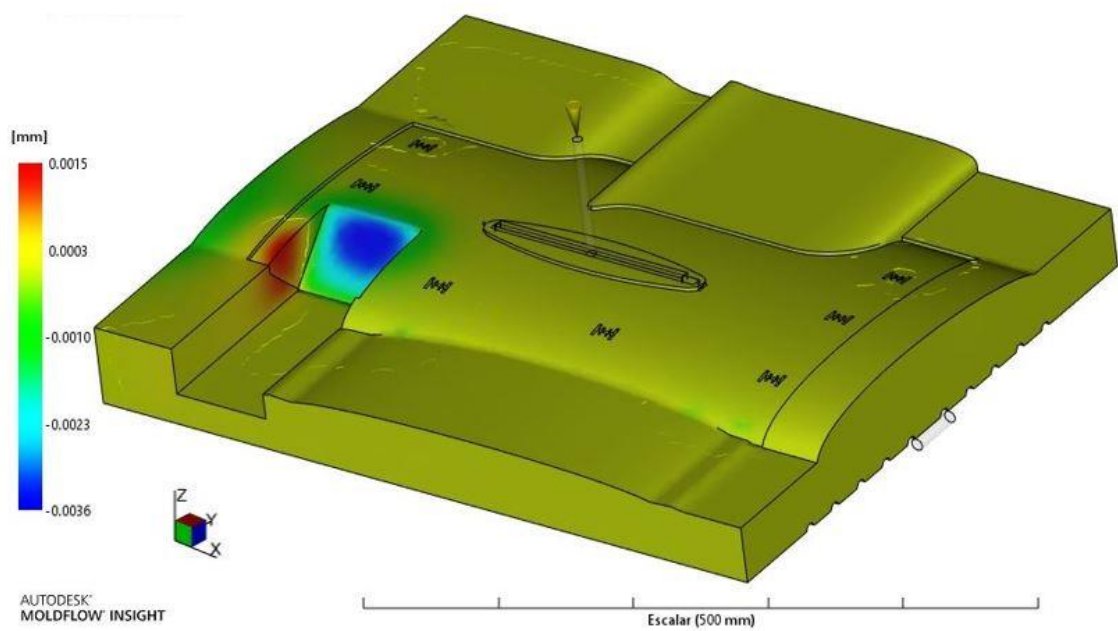


Figura 4.9 - Deflexão da bucha – Componente Z

Os resultados, acima descritos, dizem respeito às deflexões máximas que surgem durante o ciclo de moldação. Estas deflexões estão associadas a deformações elásticas do material constituinte da bucha. Isto significa que ao fim de um ciclo de moldação, a magnitude da deflexão final da bucha é diferente das observadas nas figuras anteriores. Todas as deflexões analisadas anteriormente atingem o seu máximo na mesma zona da peça, ou seja, será de prever que os valores de deflexão final da bucha incidam principalmente nesta mesma zona.

Na Figura 4.10 é possível verificar a deflexão final da bucha ao fim de um ciclo de moldação.

Embora os valores sejam desprezáveis e pouco influentes no que toca à qualidade da peça e desgaste da bucha, verifica-se a concordância, em termos de localização, entre as deflexões máximas observadas aos 2.509 segundos e as deflexões finais. A diminuição de valores da deflexão final deve-se às propriedades elásticas do material constituinte da bucha, levando à recuperação parcial da deformação.

Nenhuma das deflexões observadas exigem preocupação extra no dimensionamento da bucha ou do molde. Este tipo de análise tem em conta apenas a pressão gerada no interior da cavidade, sendo que as forças resultantes da força de fecho exercida pela máquina não fazem parte das variáveis desta análise. No entanto, em peças cuja geometria possua algum detalhe com profundidade, esta análise representa uma ótima ferramenta de previsão do desempenho da bucha durante o ciclo de moldação.

A pressão gerada no interior do molde provoca tensões que, por sua vez, resultam nas deflexões observadas anteriormente. É importante conseguir quantificar e localizar as tensões geradas de modo a poder prever as áreas suscetíveis a fadiga na bucha. Na Figura 4.11 é possível visualizar as tensões equivalentes de von Mises geradas na bucha. Como seria de prever, as tensões de maior magnitude surgem na zona que contém a depressão, nomeadamente na aresta. O valor máximo observado corresponde a 50 MPa, o que não é preocupante, sendo que a tensão de cedência do aço que compõem a bucha é da ordem dos 830 MPa [48].

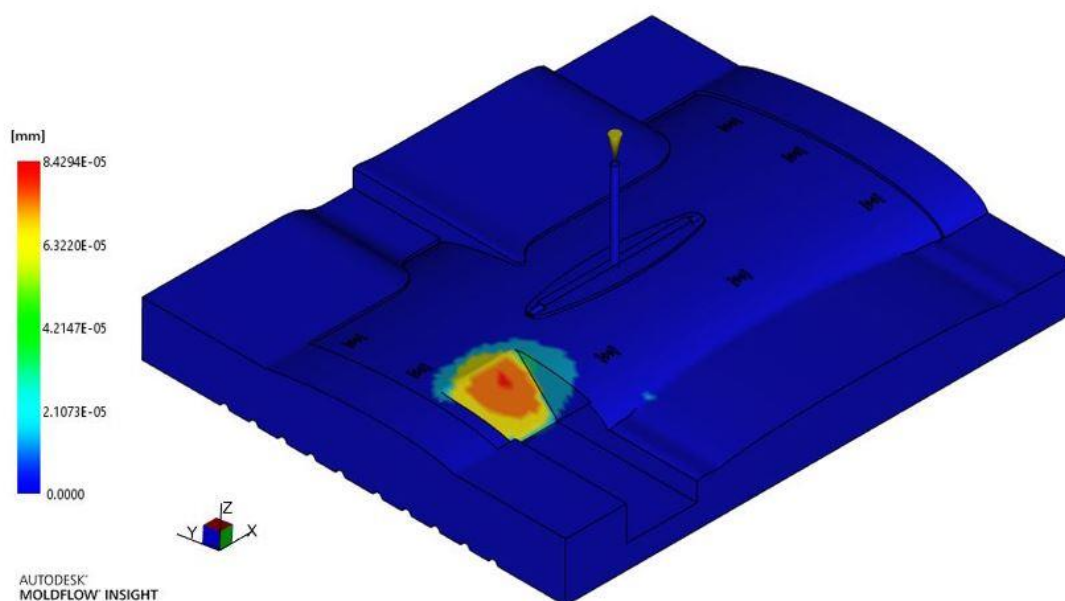


Figura 4.10 – Deflexão final na bucha

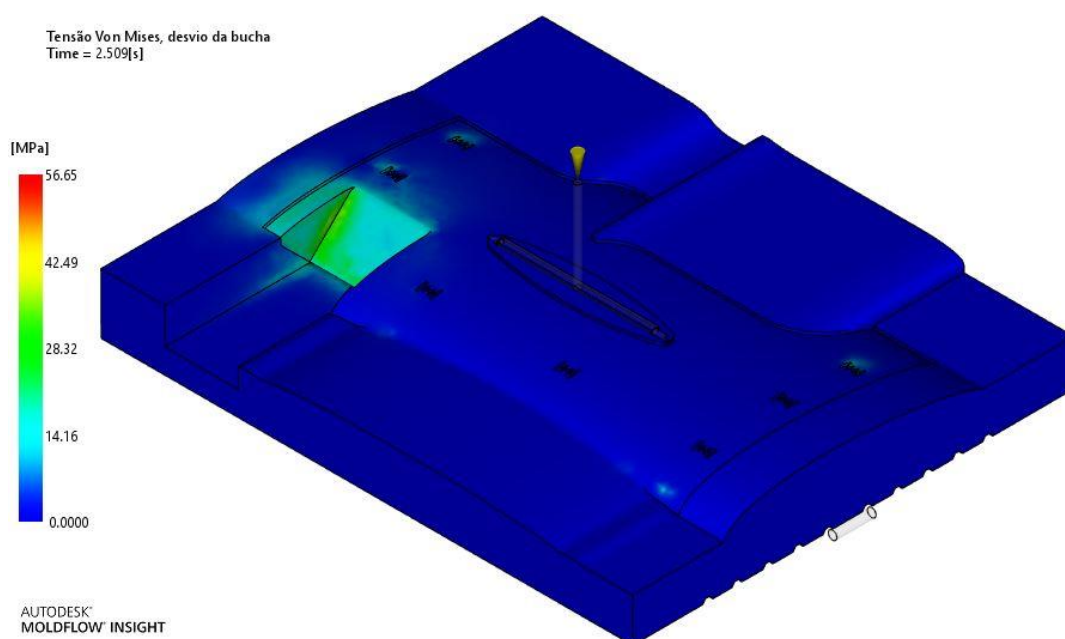


Figura 4.11 – Tensões equivalentes de von Mises na bucha

Na Figura 4.12 estão apresentadas as tensões equivalentes de von Mises geradas na face traseira da bucha. A imagem evidencia o facto de as tensões geradas na zona da depressão na face superior da bucha terem a capacidade de se propagarem até à face oposta da bucha. Na Figura 4.13 é possível ver que existe uma ligeira concentração de tensões na aresta da placa da bucha, na proximidade de alguns canais de refrigeração. Ainda assim, todas as tensões resultantes na bucha não representam algum tipo de preocupação ou risco devido à baixa magnitude das mesmas.

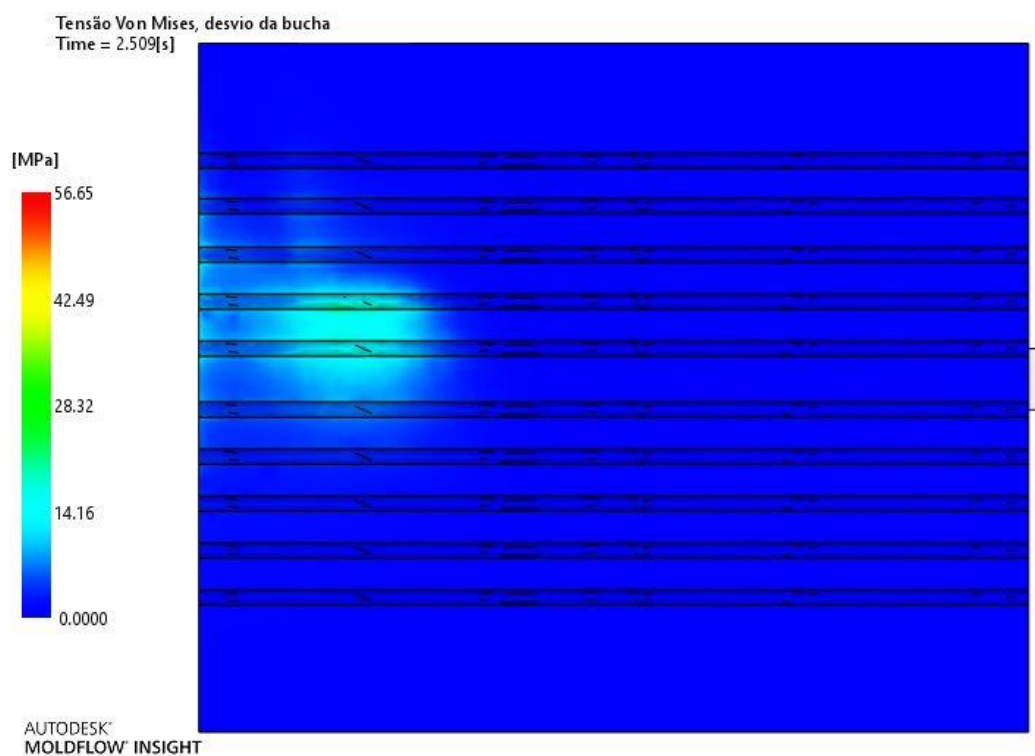


Figura 4.12 – Tensões equivalentes de von Mises geradas na face traseira da bucha

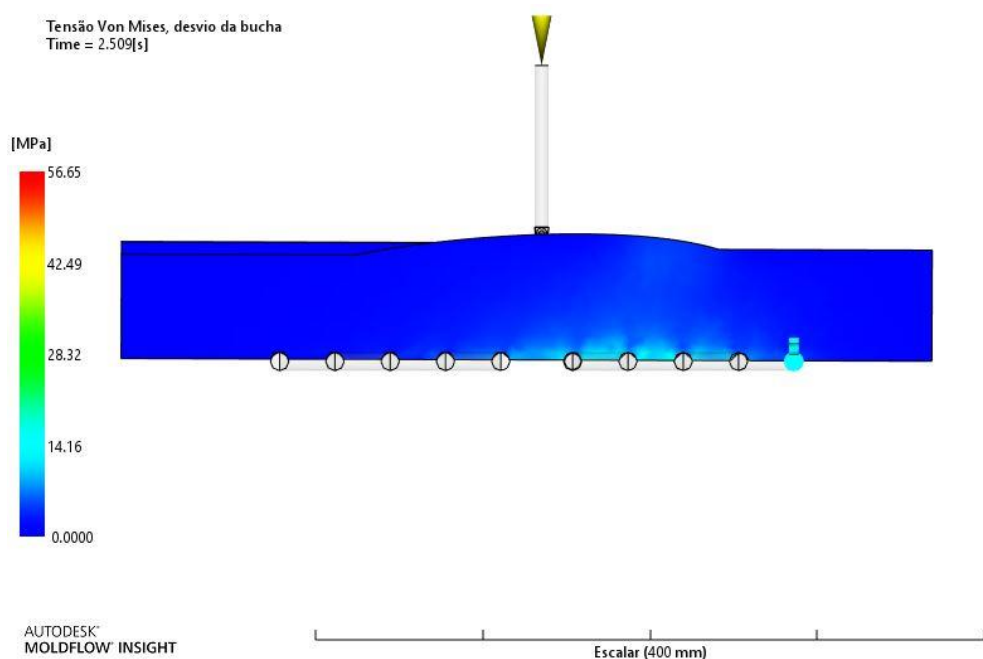


Figura 4.13 – Tensões equivalentes de von Mises geradas na face lateral da bucha

Na Figura 4.14 é possível ver a variação das tensões equivalentes de von Mises ao longo do tempo em vários pontos da bucha. Como foi mencionado anteriormente, as tensões de maior magnitude surgem na aresta da parede lateral da depressão. Esta concentração de tensões na aresta pode ser

atenuada através de um redesenho da peça, nomeadamente um arredondamento desta aresta. No entanto, esta medida não é prioritária devido à baixa magnitude das tensões envolvidas. Por uma questão de clareza, importa salientar que a curva assinalada a amarelo representa as tensões geradas na face traseira da bucha, enquanto que as outras representam os locais na face frontal.

As tensões geradas na face da depressão (ponto assinalado a vermelho) e na face traseira da bucha (ponto assinalado a amarelo) apresentam curvas de variação muito semelhante, no entanto, as magnitudes das tensões entre os dois locais variam ligeiramente. Isto deve-se ao valor de pressão exercida no local em questão. No caso da face da depressão (ponto assinalado a vermelho), a pressão incide diretamente nesta face, enquanto que no caso da face traseira da bucha (ponto assinalado a amarelo), a pressão é transmitida através da espessura da placa e parcialmente absorvida. A zona mais afastada da zona crítica (ponto assinalado a verde) apresenta tensões equivalentes de von Mises sensivelmente nulas.

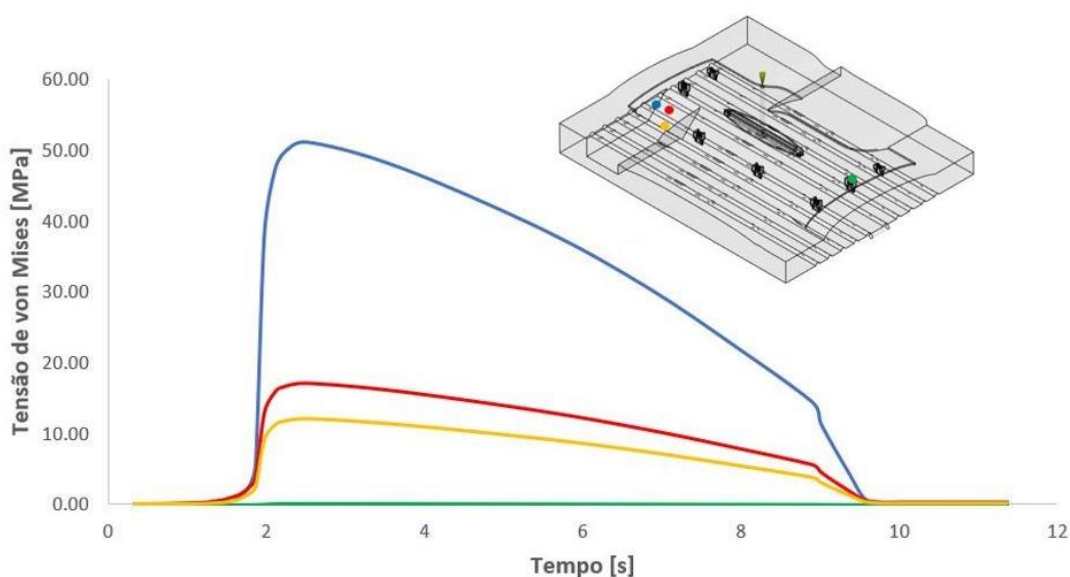


Figura 4.14 – Tensões equivalentes de von Mises em diversos pontos ao longo do tempo

#### 4.3.2 Deflexão da bucha - *Core shift* em condições extremas

Todos os materiais poliméricos têm condições de processamento recomendadas pelo fabricante do mesmo. O cumprimento destas condições tem por objetivo prevenir a ocorrência de defeitos na peça provenientes de processamento, bem como, atenuar as cargas aplicadas na ferramenta moldante. Estes intervalos recomendados pelo fabricante por vezes são desprezados aquando da programação da máquina de injeção, podendo causar graves consequências não só na peça como no molde. O cumprimento dos valores de processamento recomendados pelo fabricante é essencial para maximizar o desempenho de todo o processo, salvaguardando a peça e o molde. Tendo por objetivo averiguar as consequências do não cumprimento das condições de processamento recomendadas na magnitude das deflexões na bucha, fez-se uma análise *core shift* alterando as condições de processamento de forma apresentada na Tabela 4.5.



Tabela 4.5 – Diferenças nas condições de processamento

Propriedade	Valor anterior	Novo valor
Temperatura do fundido	275°C	215°C
Temperatura do molde	65°C	25°C
Temperatura do fluido refrigerante	55°C	24°C

A nova temperatura do fundido é significativamente inferior ao limite inferior recomendado pelo fabricante. É de prever que este fator tenha grande influência na deflexão da bucha devido ao aumento da viscosidade do fundido, provocando uma maior resistência ao escoamento do mesmo no interior da cavidade moldante. Esta maior resistência ao escoamento, além das consequências na bucha, provoca também uma maior exigência à máquina, nomeadamente no que diz respeito à força de fecho e à pressão de injeção. A maior viscosidade do polímero exige uma maior pressão de injeção e acaba por agravar também a velocidade de enchimento, aumentando o tempo necessário de injeção. O aumento da pressão de injeção é acompanhado por um aumento da força de fecho necessária. A influência da temperatura do fundido em algumas das variáveis do processo pode ser verificada na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 – Comparação entre algumas das variáveis associadas ao processo

Propriedade	Valor anterior	Novo valor
Tempo de enchimento	1.97s	2.1 s
Pressão de Injeção máxima	41 MPa	70.3 MPa
Força de fecho máxima	300 ton	412.9 ton

O aumento da pressão de injeção e da força de fecho são especialmente preocupantes devido ao efeito que estas variáveis têm na estabilidade estrutural do molde. Embora a análise de *core shift* não tenha em conta a força de fecho e a pressão de injeção, os efeitos dos mesmos na estrutura do molde são amplamente conhecidos e documentados.

A nova temperatura do molde serve como aproximação à temperatura do ambiente, ou seja, parte-se do princípio de que o molde em questão não é previamente aquecido ou arrefecido através do auxílio de um sistema de controlo de temperatura. Assim sendo, a temperatura do fluido refrigerante foi definida como 24°C de modo a ser o mais próximo possível da temperatura do molde. É impossível definir 25°C como a temperatura do líquido refrigerante por motivos de convergência de cálculo.

Na Figura 4.15, Figura 4.16, Figura 4.17 e Figura 4.18 é possível verificar as deflexões na bucha agravadas pelas condições de processamento extremas que surjam nos mesmos locais da análise anterior corroborando, assim, os resultados. O agravamento das deflexões pode ser explicado devido à maior pressão gerada no interior da cavidade moldante durante a fase de injeção e pressurização.

Na Figura 4.19, é também possível verificar que as tensões equivalentes de von Mises geradas na bucha sofreram um aumento.

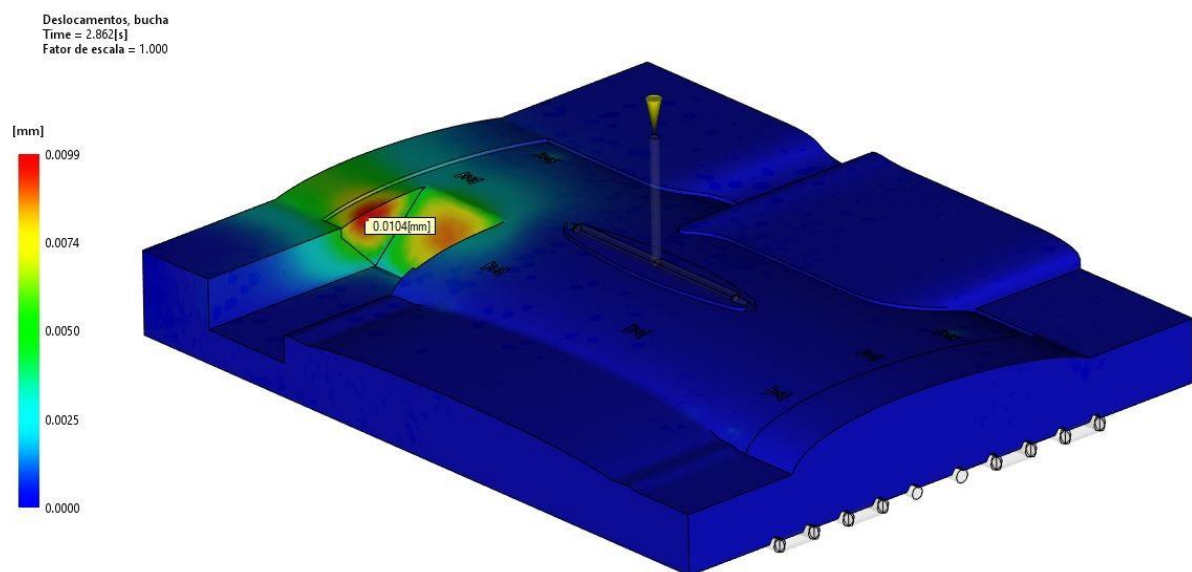


Figura 4.15 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento

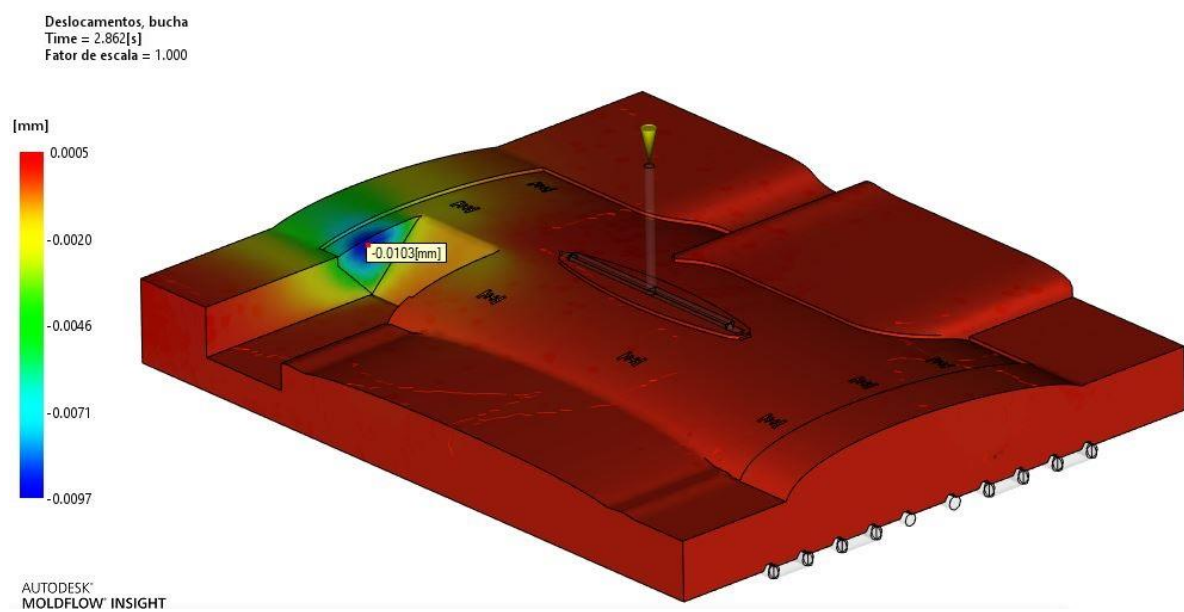


Figura 4.16 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento –  
Componente X

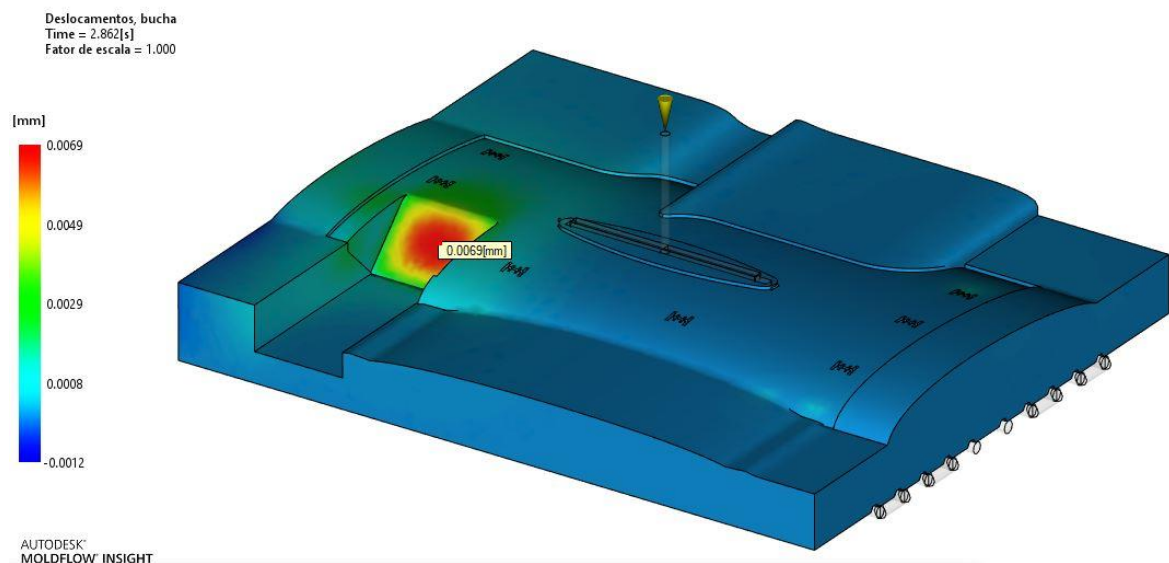


Figura 4.17 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento –  
Componente Y

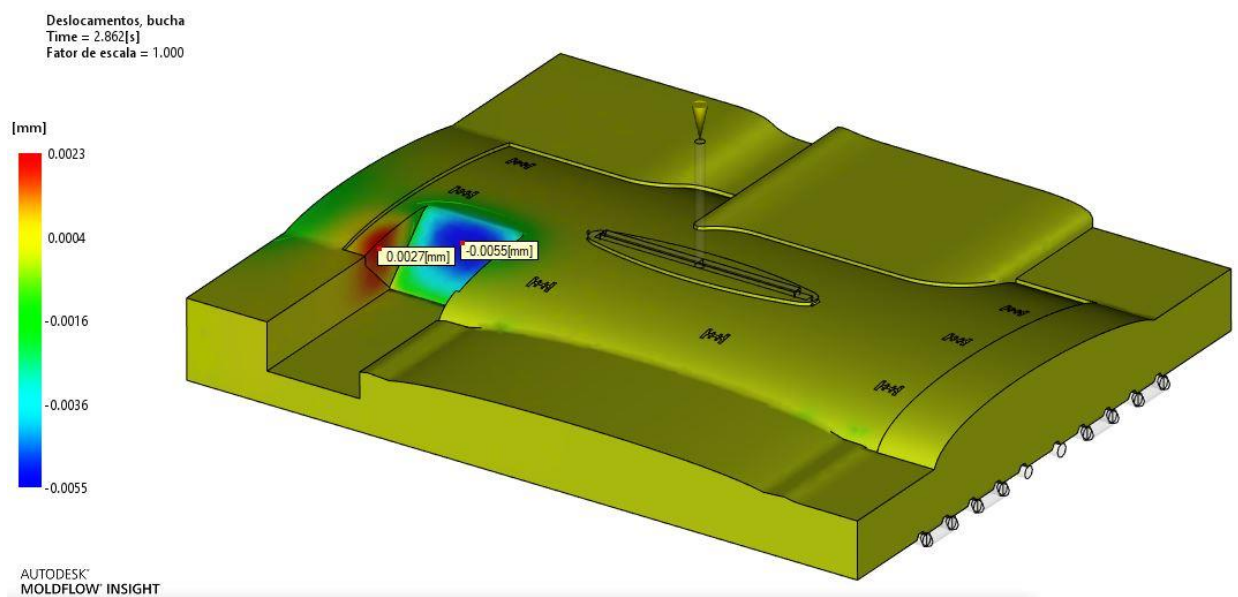


Figura 4.18 - Deflexão da bucha em condições extremas de processamento –  
Componente Z



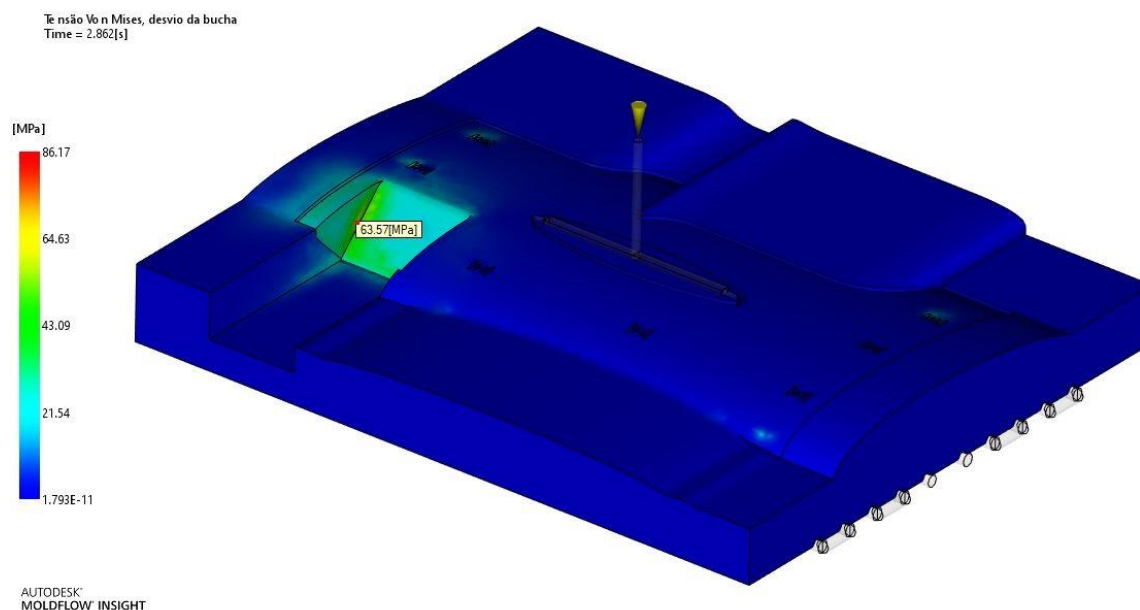


Figura 4.19 - Tensões equivalentes de von Mises na bucha em condições de processamento extremas

Na Tabela 4.7 apresentam-se as diferenças da deflexão entre a análise com as condições de processamento normais e a análise com as condições de processamento extremas.

As deflexões ao longo de toda a bucha foram agravadas, sendo que na tabela apenas estão presentes os valores máximos verificados e facilmente localizáveis nas figuras anteriores. O aumento das deflexões e das tensões equivalentes de von Mises é significativo quando são aplicadas as condições de processamento extremas. Este aumento serve como evidência que as aplicações das condições de processamento recomendadas para cada polímero representam por si só uma ferramenta de prevenção e preservação da ferramenta moldante.

É de salientar ainda que, este aumento, poderia ser ainda mais significativo se a pressão de injeção e a força de fecho fossem contabilizadas, acelerando, assim, o desgaste da bucha e da máquina de injeção.

Tabela 4.7 – Variação da deflexão no molde e da tensão equivalente de von Mises

	Análise normal	Análise com condições extremas	Agravante
Deflexão máxima - Magnitude	0.0065 mm	0.0104 mm	+62%
Deflexão máxima (Componente X)	-0.0064 mm	-0.0103 mm	+61%
Deflexão máxima (Componente Y)	0.0045 mm	0.069 mm	+53%
Deflexão máxima (Componente Z)	0.0015 mm e -0.0036 mm	0.0027 mm e -0.0055 mm	+80% e +53%
Tensão de von-Mises máxima	50 MPa	63 MPa	+26%

### 4.3.3 Distribuição de temperaturas na ferramenta moldante

A distribuição da temperatura no molde foi obtida através dos três tipos de análise disponíveis no AMI®, tal como foi explicado na Tabela 4.4.

#### Distribuição de temperatura - média do ciclo

A primeira análise apresenta como resultado o valor médio das temperaturas geradas no molde. Os resultados obtidos com este tipo de análise permitem apenas verificar se existem locais quentes ou frios (*hot spot & cold spots*), isto é, locais que apresentam os gradientes de temperatura anómalos, em comparação com as zonas envolventes do local em questão.

Na Figura 4.20 é possível verificar as temperaturas médias das superfícies exteriores do molde ao fim de um ciclo. As zonas que envolvem a cavidade onde ocorre a injeção do plástico apresentam uma temperatura superior na ordem dos 13°C em relação a zonas do molde que não se situam diretamente acima ou abaixo da cavidade moldante.

A placa de aperto da extração apresenta uma temperatura média de 38°C, cerca de 27°C abaixo da temperatura inicial do molde. Isto pode ser explicado pela dificuldade de transmissão de calor devido ao afastamento desta zona da cavidade moldante e dos canais de refrigeração.

Na Figura 4.21 é possível verificar que a temperatura na bucha varia entre os 70°C e os 91°C, sendo que este valor máximo ocorre na aresta e face lateral da depressão da peça. Tipicamente, neste tipo de análise, as temperaturas médias da superfície da cavidade moldante são superiores à temperatura inicial do fluido refrigerante (55°C) entre 10°C a 30°C [49]. Excluindo a zona crítica, as temperaturas da bucha variam entre os 70°C e os 85°C, ou seja, dentro do intervalo típico de temperatura em função do fluido refrigerante. No entanto, a zona crítica apresenta um foco de temperatura superior a 6°C em relação ao limite superior aconselhável.

Neste caso, numa tentativa de atenuar as temperaturas geradas nesta zona, poder-se-ia fazer um ajuste na temperatura do fluido refrigerante ou até uma alteração da geometria dos canais de refrigeração.

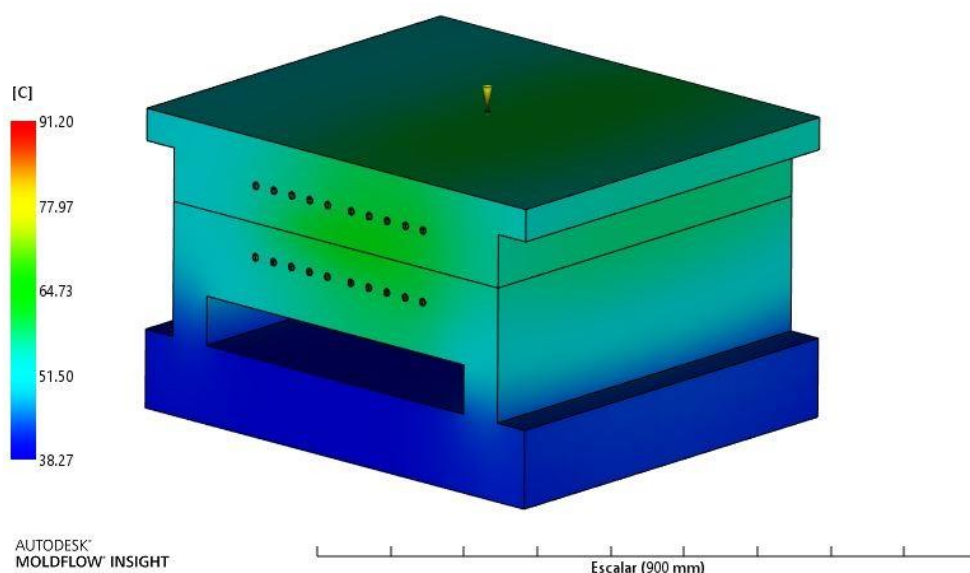


Figura 4.20 – Temperaturas médias do molde

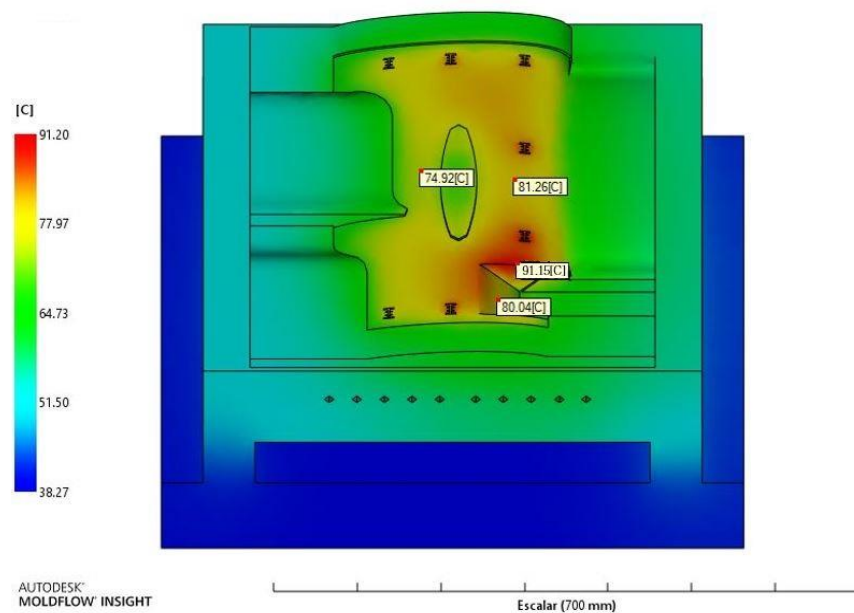


Figura 4.21 - Temperaturas médias do molde – Vista da bucha

Na Figura 4.22 visualizam-se as temperaturas médias na cavidade, que variam entre os 70°C e os 87°C. Ao contrário do observado na bucha (Figura 4.21), a zona crítica não apresenta um foco de temperatura tão elevado, no entanto, continua ligeiramente acima do limite aconselhável. Pode-se também observar que a variação de temperatura ao longo da superfície da cavidade moldante é mais uniforme em comparação com a variação observada na bucha, evidenciando uma melhor eficiência do sistema de refrigeração presente na metade fixa do molde.

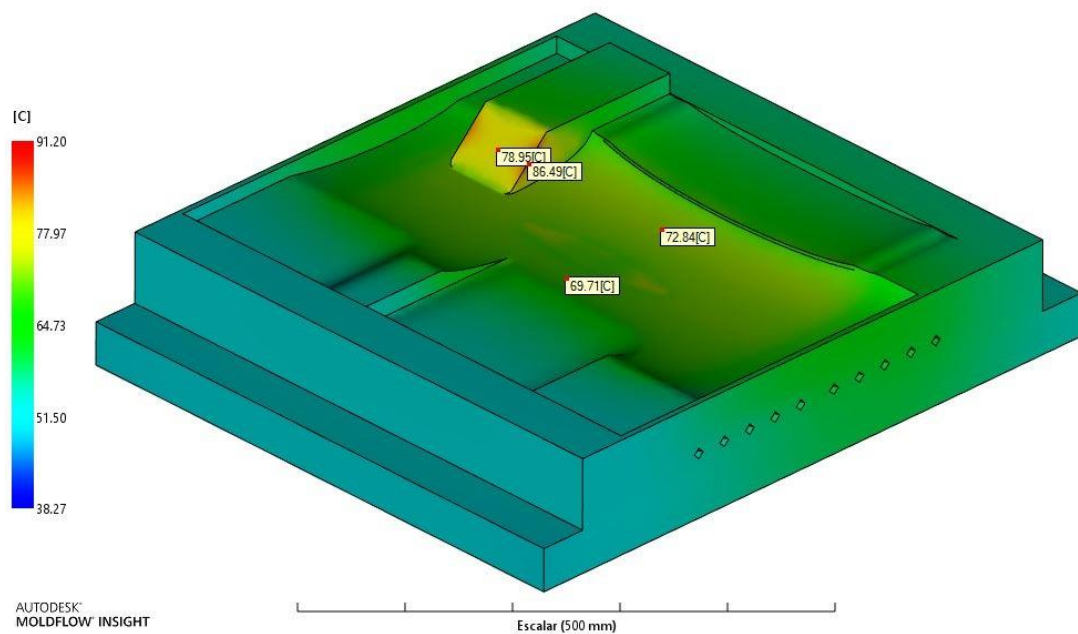


Figura 4.22 - Temperaturas médias do molde – Vista da cavidade

Os resultados acima descritos, embora não permitam observar o comportamento do molde ao longo do ciclo, possibilitam verificar a existência de locais que possam influenciar a qualidade da peça ou o tempo de ciclo. Neste caso, a bucha contém uma zona crítica que apresenta as temperaturas superiores em relação às zonas envolventes, o que pode ter consequências nos parâmetros mencionados anteriormente, como a qualidade da peça ou o tempo de ciclo. No entanto, é importante lembrar que este método apresenta as temperaturas médias, ou seja, estas não representam os valores máximos ou mínimos que efetivamente ocorrem durante o ciclo produtivo.

#### Distribuição de temperatura - transiente durante o ciclo

A possibilidade de observar os desvios das temperaturas ao longo do ciclo é muito útil para prever o comportamento do molde, nomeadamente nas zonas críticas evidenciadas pela análise das temperaturas médias. Além disso, na análise em regime transitório, e ao contrário do método anterior, também é possível quantificar o verdadeiro pico de temperatura num determinado local. Na Figura 4.23 visualiza-se a distribuição de temperatura ao fim do ciclo de moldação nas superfícies exteriores do molde. As temperaturas nestas superfícies mantêm-se sensivelmente inalteradas durante o decorrer do ciclo, daí as diferenças de temperatura nas superfícies exteriores do molde entre este método e o método anterior (Figura 4.20) serem desprezáveis.

Na Figura 4.24 é possível observar as temperaturas da metade móvel do molde no instante  $t=6.183$  segundos. Este instante tem particular importância, pois, é precisamente neste instante que se verifica a temperatura máxima no molde, mais concretamente na aresta da depressão. Esta aresta representa a zona crítica, previamente identificada na análise anterior (Figura 4.21) corroborando, assim, os resultados previamente obtidos.

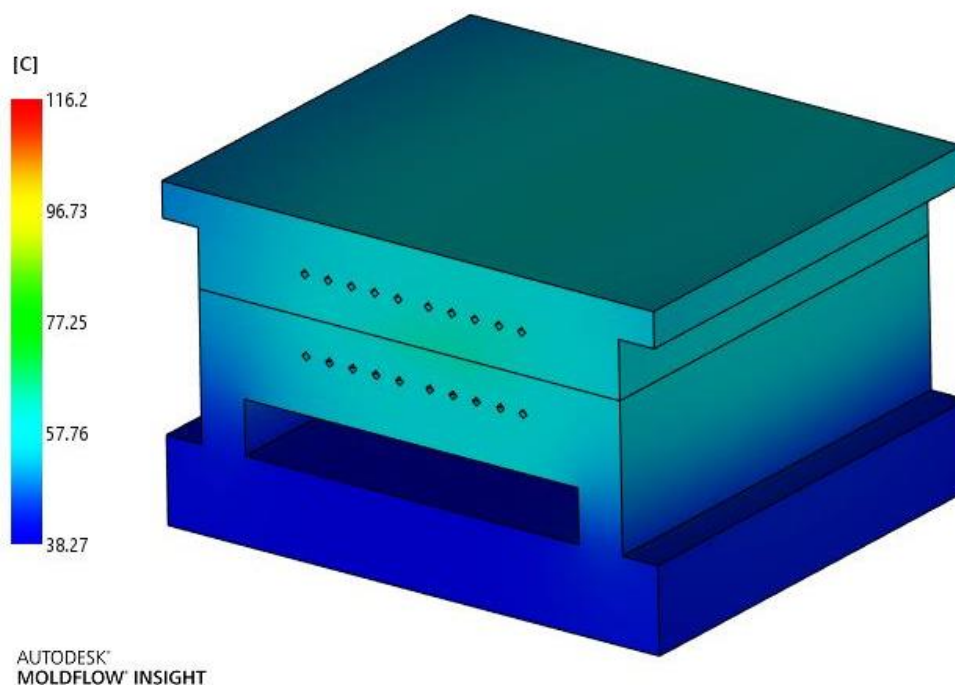


Figura 4.23 – Temperatura do molde ao fim de um ciclo

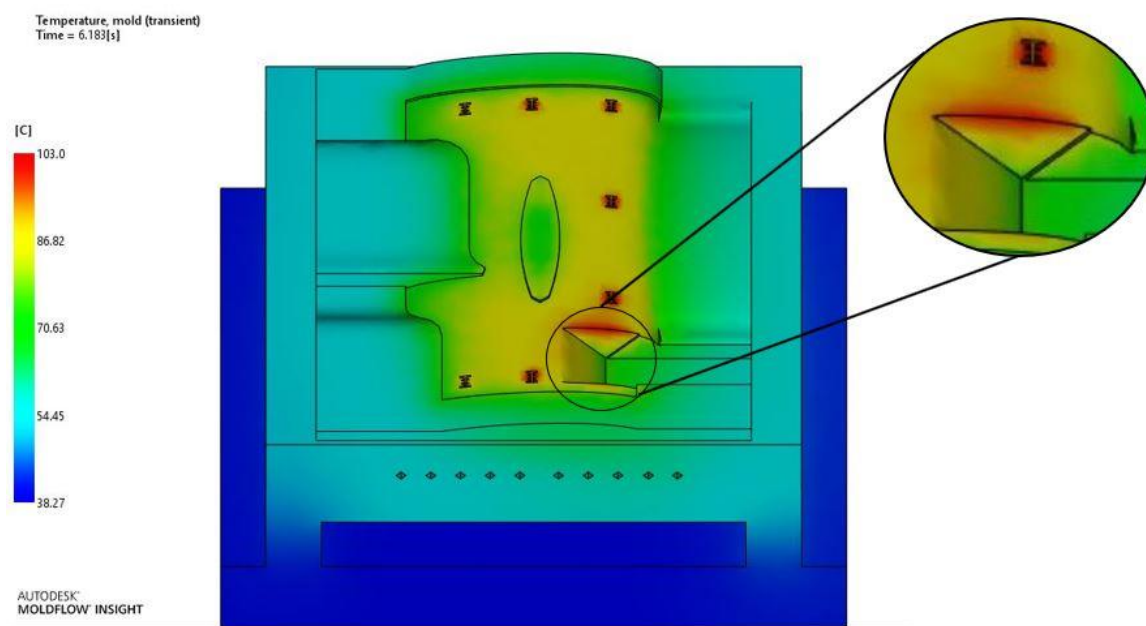


Figura 4.24 – Temperatura da metade móvel do molde num instante do ciclo

Na Figura 4.25 é possível observar a variação da temperatura nos diversos pontos da bucha, nomeadamente, na aresta da depressão (perfil assinalado a preto), na face da depressão (perfil assinalado a vermelho) e num ponto a meio da peça (perfil assinalado a azul).

Os picos da temperatura na face da depressão e no meio da peça ocorrem mais cedo em comparação com o pico de temperatura na aresta, sugerindo uma maior eficiência de remoção de calor nestes mesmos locais. Além disso, nestes dois pontos (face da depressão e meio da peça), a temperatura varia 10°C num ciclo, ao contrário do que se verifica na aresta, em que a temperatura varia cerca de 18°C no mesmo intervalo de tempo. O facto da temperatura observada na aresta da depressão ser substancialmente superior em relação aos restantes locais da bucha sugere, mais uma vez, alguma ineficiência do sistema de refrigeração neste local. A dificuldade em dissipar o calor transferido para o molde provoca um pico de temperatura mais alto e mais tardio, tal como se observa no gráfico. Tendo em conta a geometria da zona crítica, uma estratégia a ter em conta, seria o uso de insertos de elevada condutividade térmica (eg. AMPCO) ou até mesmo canais conformais, para uma melhor extração de calor nesta zona.

No que toca aos restantes locais da bucha, embora exista uma variação da temperatura, a extração de calor durante o ciclo é sensivelmente uniforme, isto é, a variação de temperatura durante o ciclo de moldação ronda os 10°C.

O pico de temperatura referente à face da depressão ocorre logo após o início da injeção do plástico, ao contrário do que acontece nos restantes pontos, onde o pico ocorre já na fase de pressurização. Isto pode ser explicado devido ao posicionamento dos canais de refrigeração, que neste caso se situam mais perto da face da depressão permitindo começar a extração do calor quase de forma instantânea. A indicação das distâncias entre os pontos analisados aos canais de refrigeração visualiza-se na Figura 4.26.



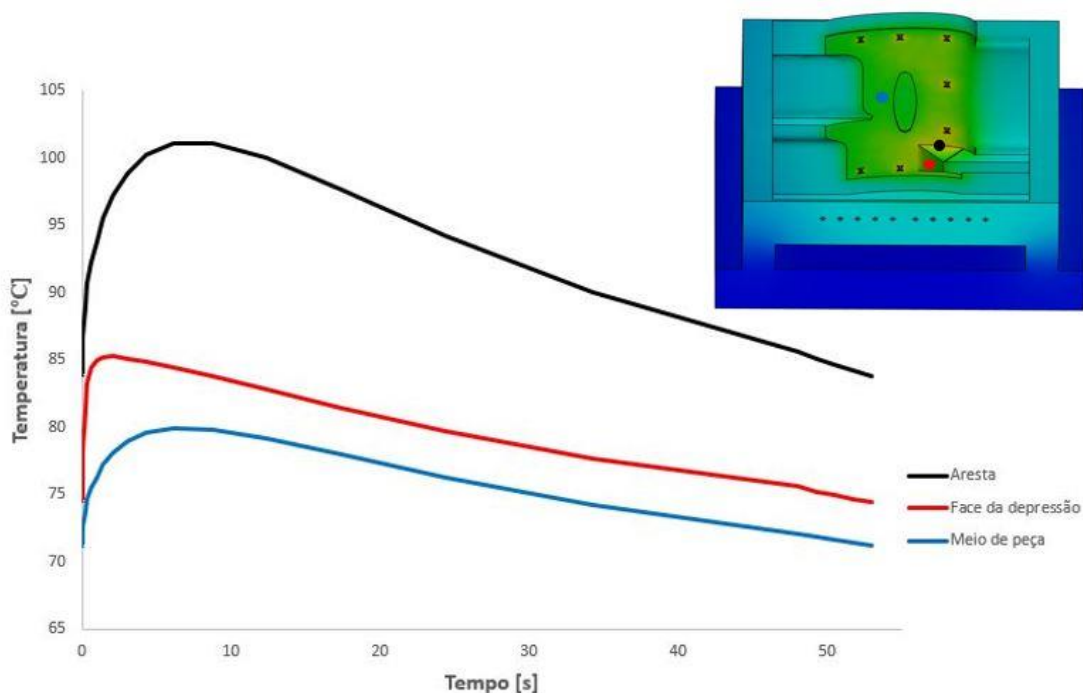


Figura 4.25 – Variação da temperatura em diversos pontos da bucha ao longo de um ciclo de moldação

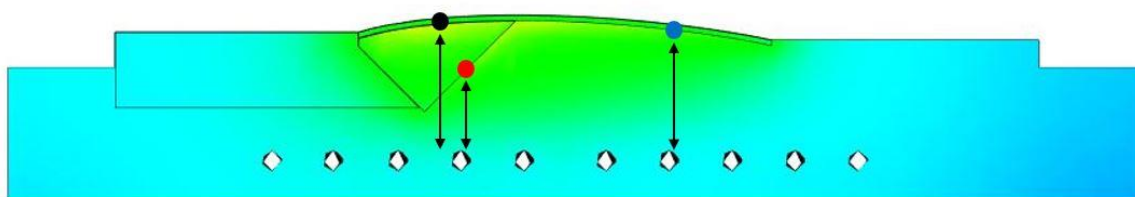


Figura 4.26 – Corte lateral na bucha com as distâncias dos pontos de estudo aos canais de refrigeração

Na Figura 4.27. visualiza-se a temperatura da metade fixa do molde no instante de tempo (6.183s) em que ocorre a temperatura máxima na cavidade. A temperatura máxima ronda os 97°C e é verificada nas arestas da depressão.

Através dos perfis de variação da temperatura (Figura 4.28) na cavidade, confirma-se que a aresta se encontra à temperatura mais alta e tem maior variação da temperatura durante o ciclo (de cerca de 19°C), comparando com os outros locais investigados. Nestes pontos, nomeadamente na face da depressão e no meio da peça, a variação de temperatura durante o ciclo ronda os 12°C.

À semelhança do que acontece do lado da bucha, a diferença entre os instantes em que se observam os picos de temperatura pode ser justificada pela distância entre os pontos específicos na superfície da cavidade e os canais de refrigeração. O ponto a meio da peça (assinalado azul) encontra-se à menor distância dos mesmos, como se pode verificar na Figura 4.29.

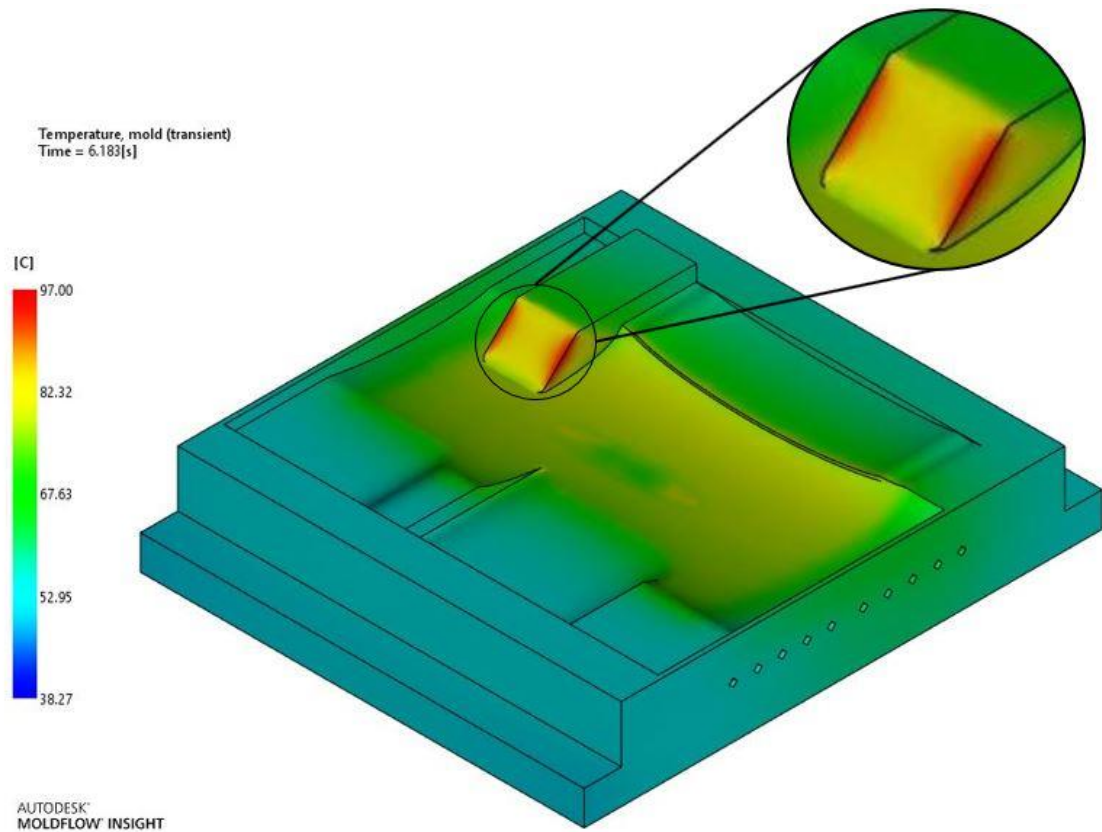


Figura 4.27 - Temperatura da metade fixa do molde num instante do ciclo

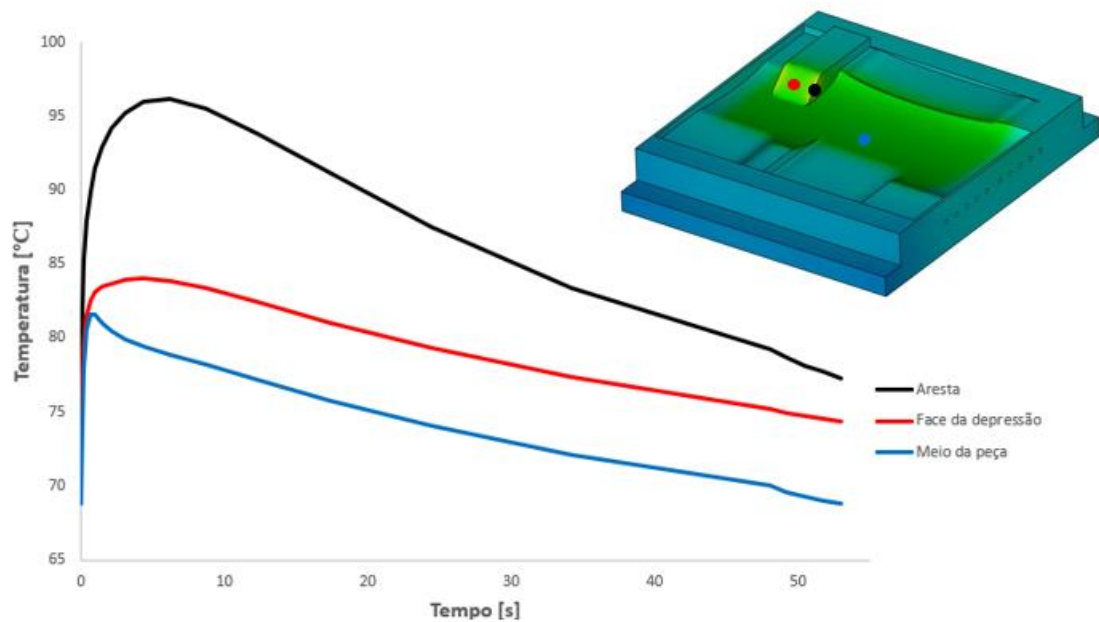


Figura 4.28 - Variação da temperatura em diversos pontos da cavidade ao longo de um ciclo produtivo

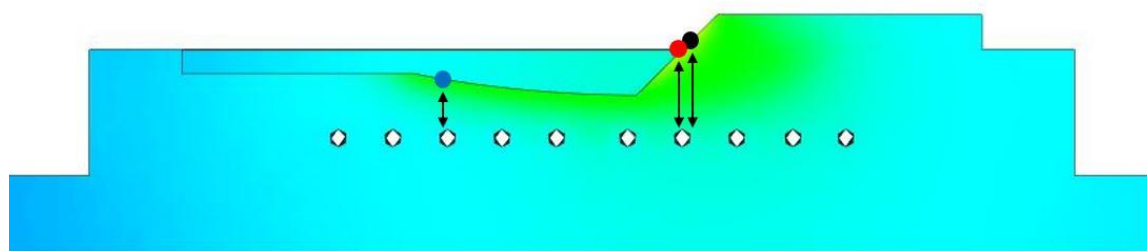


Figura 4.29 - Corte lateral na cavidade com as distâncias dos pontos de estudo aos canais de refrigeração

É possível, também, observar que todas as temperaturas geradas na superfície da bucha são superiores às temperaturas geradas na superfície da cavidade, tal como se pode verificar na Figura 4.25 e na Figura 4.28. Este fenómeno deve-se às distâncias entre os canais de refrigeração e a superfície da cavidade moldante de cada metade do molde. Na Figura 4.26 e na Figura 4.29 consegue-se facilmente observar a diferença entre as distâncias. Este fator influencia também a eficiência de refrigeração sendo que na aresta da depressão, a extração de calor é 16% mais rápida do lado da cavidade.

Face ao exposto, um reposicionamento dos canais de refrigeração poderia constituir uma solução no sentido de uniformizar a extração de calor entre a cavidade e a bucha, adaptando para o efeito as estratégias de dimensionamento do sistema de controlo de temperatura mais avançadas.

As duas análises acima discutidas (média e transiente) têm como objetivo prever a distribuição da temperatura no molde durante um único ciclo de moldação. No entanto, em condições reais, a eficiência do processo de moldação por injeção depende da estabilidade térmica do molde. Neste contexto, os primeiros ciclos de moldação, desde o início de produção, são cruciais para efetuar uma correta calibração dos parâmetros de processamento e, caso seja necessário, a correção dos problemas que possam surgir no arranque de produção.

### Distribuição de temperatura - transiente desde o arranque de produção

Entende-se por estabilidade térmica a condição que define temperaturas do molde com pouca variação ciclo após ciclo. No AMI® é possível definir o valor limite para a convergência, ou seja, o molde atinge a estabilidade térmica quando a diferença de temperatura entre cada ciclo corresponde a esse valor limite. Quanto menor for o valor, mais ciclos serão necessários até atingir a estabilidade. Neste caso, o valor limite de convergência corresponde a  $0.15^{\circ}\text{C}$ , ou seja, quando a diferença de temperatura do molde entre ciclos for inferior a este valor o molde atinge a estabilidade térmica. Um exemplo de iteração da solução apresenta-se na Figura 4.30, sendo que no ciclo em que se encontra (23) a temperatura do molde ainda é considerada instável devido à diferença de temperatura do molde entre o ciclo nº22 e nº23 corresponder a  $0.20^{\circ}\text{C}$ .



Ciclo	Hora atual (s)	Espiraís	Convergiu
23	0.0886	4	Y
23	0.2126	4	Y
23	0.3861	4	Y
23	0.6292	4	Y
23	0.9694	4	Y
23	1.4457	4	Y
23	2.1125	4	Y
23	3.0461	4	Y
23	4.3531	4	Y
23	6.1829	4	Y
23	8.7446	4	Y
23	12.3310	4	Y
23	17.3520	4	Y
23	24.3814	4	Y
23	34.2225	4	Y
23	48.0000	4	Y
23	49.2500	4	Y
23	50.5000	4	Y
23	51.7500	4	Y
23	53.0000	4	Y
Dif. de temperatura do molde do ciclo			0.20281

Figura 4.30 – Registo da análise transiente desde o arranque

Na Figura 4.31 visualiza-se a variação da temperatura na bucha ao longo dos ciclos necessários para a estabilização térmica do molde. Neste caso, foram necessários 35 ciclos, o equivalente a 30 minutos e 55 segundos de produção, para o molde alcançar condições estáveis do ponto de vista térmico.

As peças descartadas e o tempo despendido durante o período de estabilização térmica do molde são totalmente justificáveis no sentido de minimizar quaisquer defeitos nas peças. Além disso, os moldes são ferramentas dimensionadas para fabricar durante dezenas ou até centenas de milhares de ciclos, portanto, depender meia centena ou, no pior dos casos, uma centena de ciclos para otimizar o desempenho do mesmo é um custo expectável (diferente da tentativa e erro), mas que pode ser minimizado com a correta parametrização do sistema global.

Na Figura 4.31 é também possível verificar a variação da temperatura ao longo dos ciclos de estabilização num ponto distante da cavidade moldante, mas pertencente à placa da bucha. Nos pontos longe da cavidade, tal como este, a variação de temperatura é linear, ou seja, a cada ciclo que passa a temperatura diminui até atingir um equilíbrio no intervalo dos 60°C aos 66°C, podendo este intervalo variar em função da temperatura do fluido refrigerante no local em questão e da taxa de calor transferida proveniente da cavidade moldante.

Nos locais mais distantes da cavidade moldante, a baixa taxa de calor proveniente do polímero fundido é insuficiente para manter a temperatura inicial do molde fixada nos 65°C, provocando assim uma diminuição gradual da temperatura até atingir um equilíbrio. Pelo contrário, em zonas onde existe uma maior taxa de transferência de calor, vinda da cavidade moldante, verifica-se um aumento da temperatura do molde em relação à temperatura inicial.

Na Figura 4.32 é possível verificar o fenómeno anteriormente descrito, sendo que no lado esquerdo do molde, as temperaturas são mais elevadas e próximas da temperatura inicial do molde. Isto deve-se à maior transferência de calor proveniente do fundido e também ao facto da temperatura do refrigerante ser superior neste lado do molde.

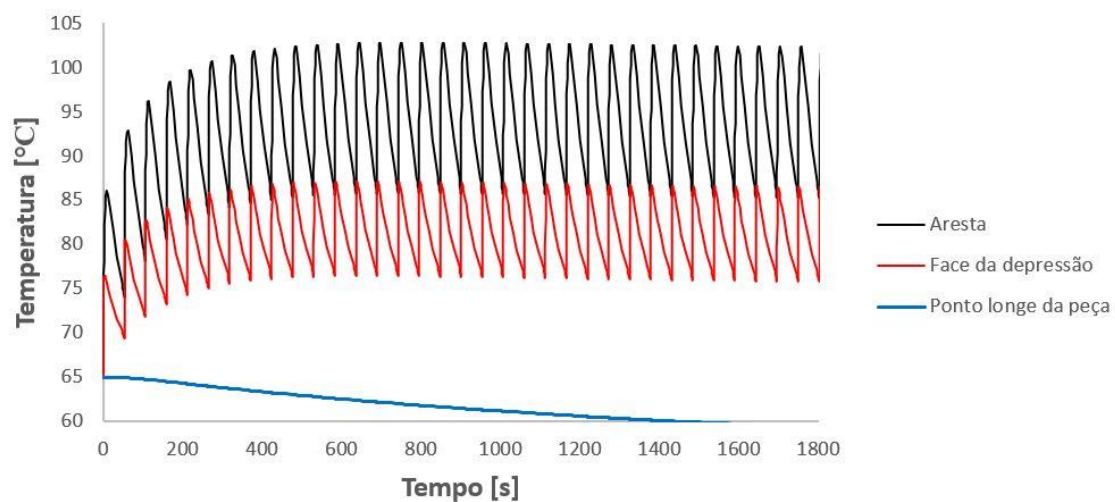


Figura 4.31 - Variação da temperatura em diversos pontos da bucha ao longo dos ciclos

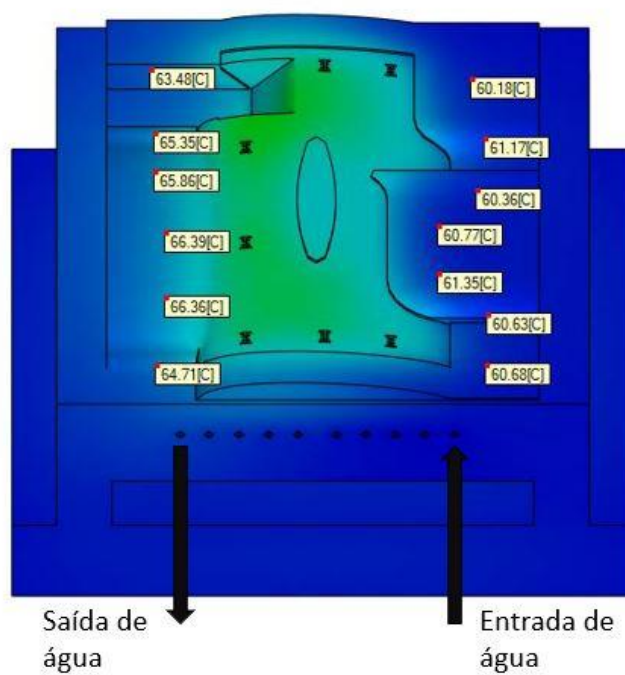


Figura 4.32 – Temperatura em diversos pontos do molde ao fim de 35 ciclos

## 5 Análise estrutural e de fadiga

No seguinte capítulo está descrito o procedimento aplicado para a realização da análise estrutural e de fadiga no molde simplificado, seguido pela discussão dos resultados. A análise dos resultados obtidos permitiu elaborar um conjunto de sugestões de ações corretivas para resolução dos problemas identificados

### 5.1 Procedimento para a análise estrutural e de fadiga no ANSYS®

#### Análise estrutural

A importação do molde para o ANSYS® pode ser feita através de um ficheiro CAD com a extensão *\*step*. No entanto, embora fosse possível importar o molde simplificado obtido através do módulo de dimensionamento de moldes disponível no AIP®, esta não seria a melhor opção para fazer as análises pretendidas.

A razão principal pela qual esta opção não é viável prende-se com facto de o modelo conter múltiplos componentes, ou seja, era necessário definir o contacto entre todas as peças, exigindo assim um poder computacional enorme e injustificado visto que, embora tendo um elevado número de peças, o molde continuava a ser um modelo simplificado. Além disso, o principal problema da importação era a presença de alguns erros de modelação em partes integrantes do molde originados no módulo do API® que tinham que ser suprimidos para poder dar início a qualquer análise. Mesmo suprimindo as partes com erros, as placas da bucha e da cavidade não apresentavam qualquer detalhe geométrico, ou seja, estas placas eram apenas dois blocos retangulares ausentando os pormenores da cavidade moldante. A razão para este fenómeno é desconhecida sendo uma causa provável algum erro na importação do API® para o ANSYS®.

Por outro lado, a importação do modelo simplificado usado nas análises térmicas do AMI® é significativamente mais simples, podendo ser dividido em apenas duas partes (metade móvel e metade fixa), exigindo menos poder computacional, mas mantendo a geometria e os detalhes necessários para a análise, especialmente os detalhes geométricos da cavidade moldante. O processo de importação foi feito na seguinte ordem:

- Exportação direta do molde simplificado obtido no AIP® para o AMI®
- Conversão do ficheiro do molde simplificado para ficheiro *\*step*
- Importação do ficheiro *step* para o ANSYS®.

O modelo simplificado, composto por duas metades do molde, pode ser observado na Figura 5.1. O material pré-definido do molde é o aço estrutural existente na base de dados de ANSYS®. O ideal seria definir o mesmo aço que se utilizou no AMI®, o aço P20. Embora a criação de um novo material com as características do aço P20 seja uma operação simples, sendo necessário apenas as propriedades mecânicas do mesmo, a definição da curva S-N é impossível sem recorrer a estudos experimentais. No caso do aço estrutural do ANSYS®, a curva S-N já vem definida e tabelada como é possível observar na Tabela 5.1 e na Figura 5.2.

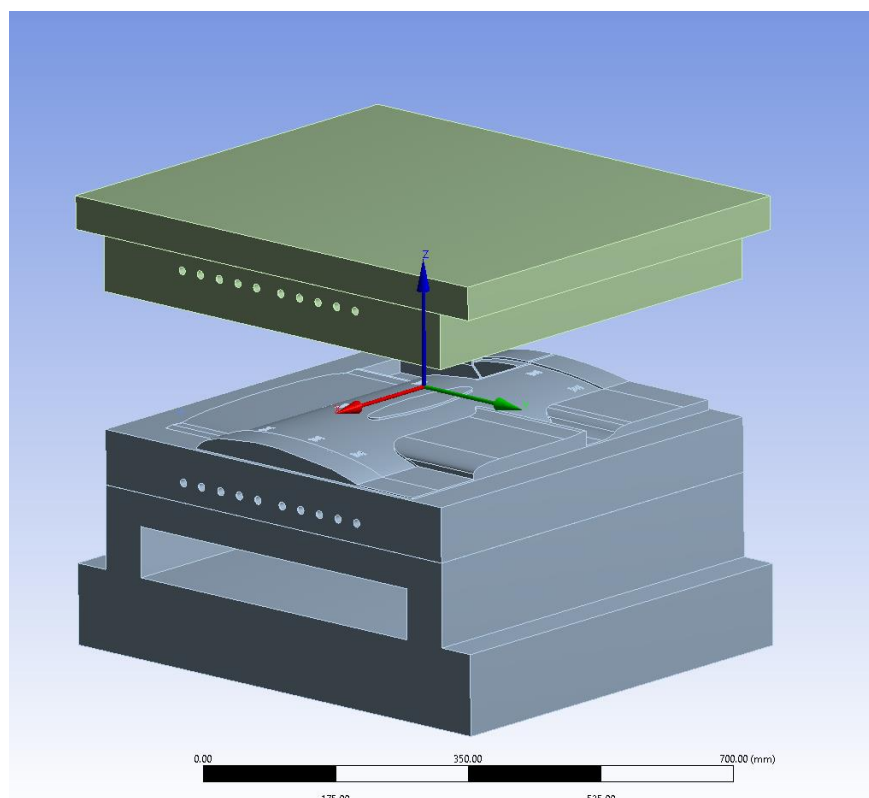


Figura 5.1 – Molde simplificado composto pela metade móvel e metade fixa

Tabela 5.1 – Dados da curva S-N do aço estrutural

Número de ciclos	Tensão alternante (MPa)
10	3999
20	2827
50	1896
100	1413
200	1069
2000	441
10000	262
20000	214
100000	138
200000	114
1000000	86.2

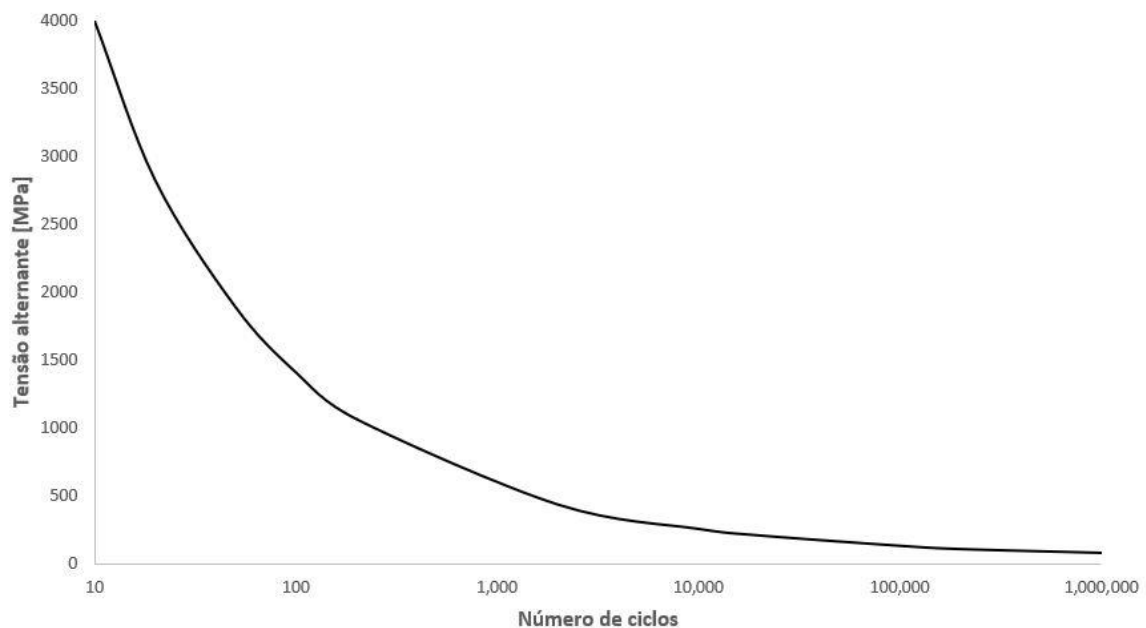


Figura 5.2 – Curva S-N do aço estrutural do molde

As propriedades do aço estrutural do ANSYS® são, em grande parte, semelhantes ao aço P20 do AMI®, no entanto, a tensão de cedência difere consideravelmente entre os aços, como é possível comparar na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Propriedades do aço estrutural e do aço P20

Propriedade	Aço estrutural	Aço P20 [48]
Módulo de elasticidade [MPa]	200	190 - 210
Coefficiente de <i>Poisson</i>	0.30	0.27 - 0.30
Tensão de cedência [MPa]	250	827 - 862
Densidade [ $g/cm^3$ ]	7.85	7.85
Módulo de corte [GPa]	77	73
Módulo de compressibilidade [GPa]	167	156 - 165

A grande discrepância na tensão de cedência entre os materiais, mais concretamente o facto de a tensão de cedência ser bastante menor no aço estrutural, pode originar análises de fadiga com resultados sobrevalorizados. O aço P20 tem uma tensão de cedência três vezes superior à do aço estrutural do ANSYS®, ou seja, seria de prever que a curva S-N assumisse uma posição acima da curva S-N do aço estrutural, isto é, as tensões alternadas suportadas pelo aço P20 seriam superiores às tensões suportadas pelo aço estrutural. No caso do aço estrutural, a vida infinita do molde é possível para tensões alternadas na ordem dos 86 MPa, no entanto, é de prever que a vida infinita do molde, caso ele fosse constituído por aço P20, seria possível para tensões alternadas bastante maiores. Assim sendo, embora o material pretendido fosse o aço P20, opta-se por proceder às análises utilizando aço estrutural, por ausência de dados para instruir convenientemente a análise da fadiga (curva S-N).

Após a importação e a definição do material, é necessário definir os contactos pretendidos entre as partes. No caso do molde simplificado, e como foi mencionado anteriormente, existem apenas duas partes (metade fixa e metade móvel) que necessitam de definição de contacto entre si, nomeadamente no plano de partição.

O plano de partição pode ser dividido em dois conjuntos de superfícies: superfícies pertencentes à cavidade moldante e superfícies não pertencentes. As superfícies pertencentes à cavidade moldante, tanto na metade móvel como na metade fixa, não necessitam de definição de contacto, pois na realidade estas superfícies têm uma folga entre si, que é justamente onde o polímero é moldado. Por outro lado, as superfícies não pertencentes à cavidade moldante necessitam de definição de contacto, mais concretamente um contacto aço com aço.

No ANSYS® este tipo de contacto pode ser definido como “*Frictional*”, ou seja, com atrito, que é caracterizado por permitir separação e deslize entre superfícies caso as forças resultantes se sobreponham às forças de atrito. Neste caso, como se trata de contacto aço com aço sem qualquer lubrificante, foi atribuído um contacto *frictional* com um coeficiente de atrito estático de 0.78 em superfícies que não deslizem entre si durante o fecho do molde e um coeficiente de atrito dinâmico de 0.42 em superfícies que deslizem entre si durante o fecho do molde [50]. Os tipos de contacto possíveis no software estão expostos na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Tipos de contacto disponíveis (Adaptado de [51])

Tipo de contacto	Separção	Deslize
<i>Bonded</i> (Ligados)	Não	Não
<i>Rough</i> (Rugoso)	Sim	Não, $\mu_{atrito}$ infinito
<i>No separation</i> (Sem separação)	Não	Sim, $\mu_{atrito} = 0$
<i>Frictionless</i> (Sem atrito)	Sim	Sim, $\mu_{atrito} = 0$
<i>Frictional</i> (Com atrito)	Sim	Sim, se $F_{deslize} > F_{atrito}$

O modo de definição do contacto entre as superfícies das duas metades do molde implica distinguir o corpo que contém as superfícies de contacto e o corpo que contém as superfícies alvo.

Como foi mencionado anteriormente, o contacto que ocorre no molde simplificado é apenas entre as placas da cavidade e da bucha. Para distinguir estes dois corpos, considera-se que a placa da bucha é composta maioritariamente por superfícies convexas e que a placa da cavidade é composta maioritariamente por superfícies côncavas. É expectável que superfícies convexas entrem em contacto com superfícies côncavas, então as superfícies côncavas são as superfícies alvo [52]. Como a metade móvel do molde se desloca até à metade do molde fixa durante o ciclo de moldação, é um facto que as superfícies convexas da bucha entram em contacto com as superfícies côncavas da cavidade. Assim sendo, as superfícies a vermelho na Figura 5.3 (a) são superfícies de contacto e as superfícies a azul na Figura 5.3 (b) são superfícies alvo.

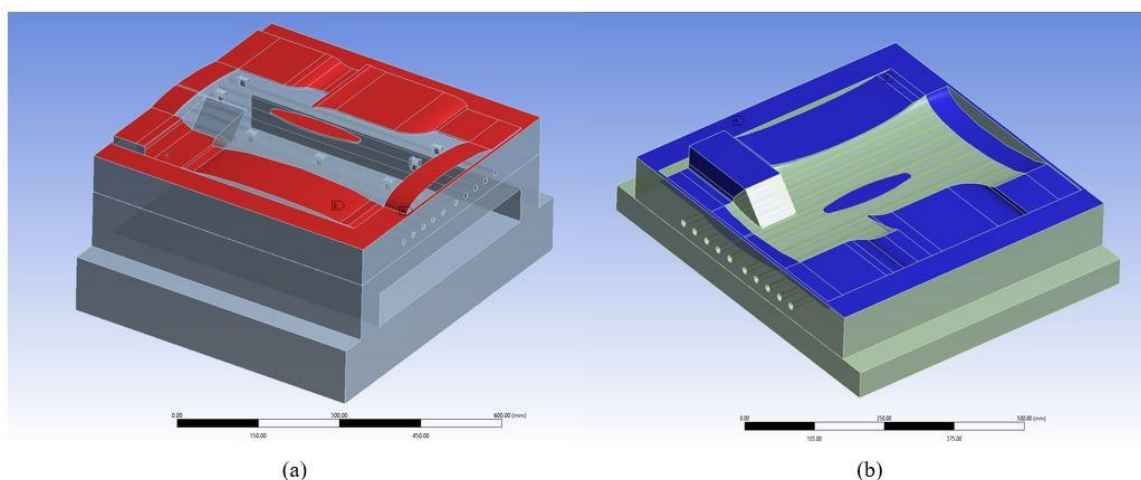


Figura 5.3 – Superfícies de atribuição de contacto: (a) - Superfícies seleccionadas na metade móvel (vermelho); (b) - Superfícies alvo seleccionadas na metade fixa (azul)



Não é atribuído nenhum tipo de contacto às outras superfícies pertencentes ao molde, incluindo as superfícies da cavidade moldante, no entanto, pode ponderar-se a atribuição de coeficientes de atrito mais elevados para atenuar a possibilidade de grandes deslizos ou desalinhamentos, na tentativa de retratar os diversos mecanismos que um molde completo possui para prevenir e limitar ao máximo os deslizamentos entre as metades, como por exemplo os mecanismos de travamento.

Uma vez que o molde em estudo é um molde simplificado, e não possui estes mecanismos de suporte estrutural, torna-se expectável a ocorrência de deflexões de maior magnitude. O próximo passo será criar uma malha de elementos finitos do conjunto, que neste caso se caracteriza por ser uma malha com refinamento médio, formada por elementos de tamanho adaptativo. As características da malha estão expostas na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 - Estatísticas da malha aplicada ao molde simplificado

Propriedade	
Número de elementos	110020
Número de nós	174251

A malha aplicada pode ser observada na Figura 5.4. A malha é mais refinada na superfície de partição e na zona envolvente dos canais de refrigeração. Em zonas do molde onde não é de grande interesse ter uma malha tão refinada, como por exemplo as superfícies laterais da placa de aperto da extração, a malha apresenta um menor refinamento.

Após a criação da malha, é necessário definir as condições de fronteira e as cargas que melhor se adequam para uma correta representação do ciclo de moldação por injeção.

A metade imóvel do molde irá ter uma condição de fronteira na superfície exterior da placa de aperto da injeção de tipo suporte fixo, deste modo, impossibilitando movimentos ou deformações na mesma [53], com se pode ver na Figura 5.5.

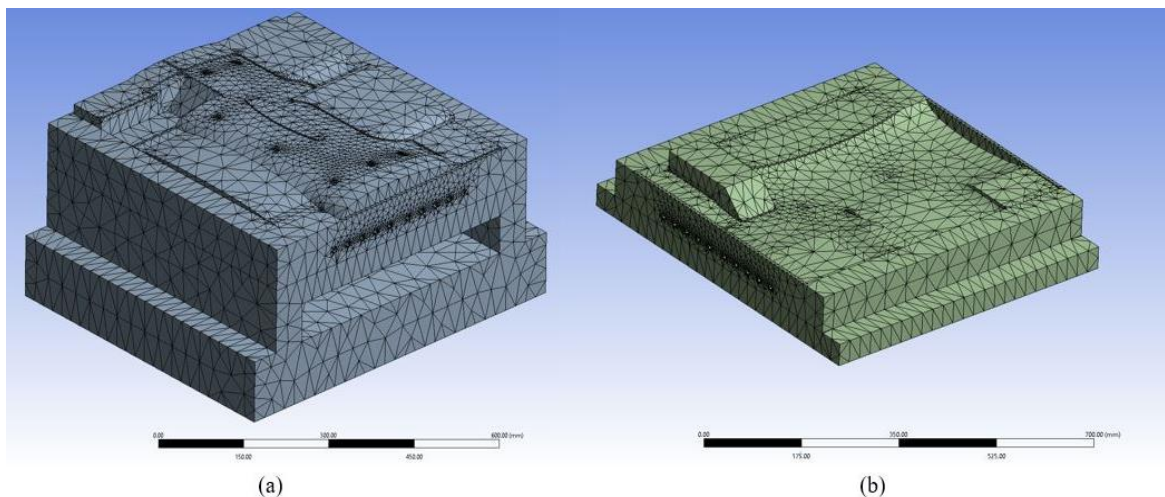


Figura 5.4 – Malha aplicada ao molde simplificado: (a) – Metade móvel; (b) – Metade fixa

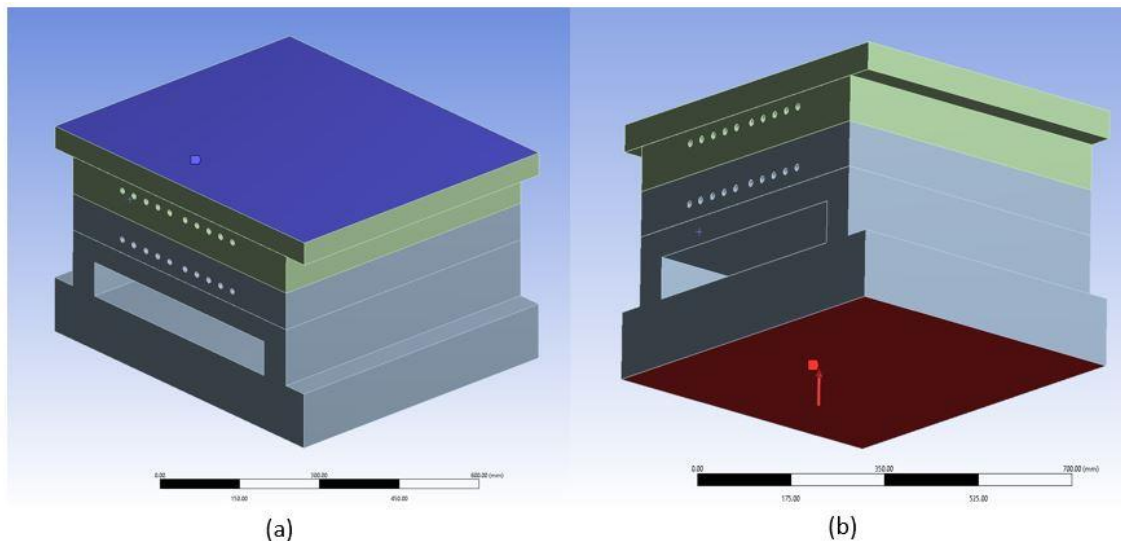


Figura 5.5 – Condições de fronteira 1: (a) - Condição de suporte fixo aplicado na placa de aperto de injeção (azul); (b) - Condição de pressão aplicada na placa de aperto de extração (vermelho)

Para simular a força de fecho máxima que ocorre durante o ciclo de moldação, foi aplicada uma pressão na superfície exterior da placa de aperto da extração. De acordo com a simulação reológica, a força de fecho máxima gerada durante o ciclo corresponde a 300 toneladas, e tendo em conta um fator de segurança de 20%, a força de fecho a aplicar ao molde corresponde a 360 toneladas. No entanto, como a condição aplicada é uma pressão, é necessário proceder a uma conversão de unidades. Tendo em que a área da superfície exterior da placa de aperto da extração é igual a  $0.48 \text{ m}^2$ , tem-se:

$$360 * 1000 * 9.8 = 3528000 \text{ N} \quad 5.1$$

Então:

$$\frac{3528000}{0.48} = 7303970 \text{ Pa} = 7.3 \text{ MPa} \quad 5.2$$

Com base nos cálculos acima descritos, a pressão aplicada na superfície da placa de aperto de extração é de 7.3 MPa, conforme apresentado na Figura 5.5 (b).

A seguir é necessário definir as pressões aplicadas nas superfícies da cavidade e da bucha. Portanto, foi aplicada uma pressão ao longo de todas as superfícies que perfazem a impressão, cujo valor corresponde ao valor da pressão máxima atingida durante o ciclo de moldação por injeção. Este valor é de cerca de 31 MPa, de acordo com os resultados da simulação reológica retratados na Figura 3.13.

A escolha deste valor prendeu-se com a opção de aplicar a pressão máxima às superfícies da impressão, a fim de considerar o pior cenário possível. Os locais de aplicação da pressão estão marcados a vermelho na Figura 5.6. Importa acrescentar que, a pressão aplicada age como uma pressão hidrostática, ou seja, a mesma carga é aplicada em todos os pontos da superfície.



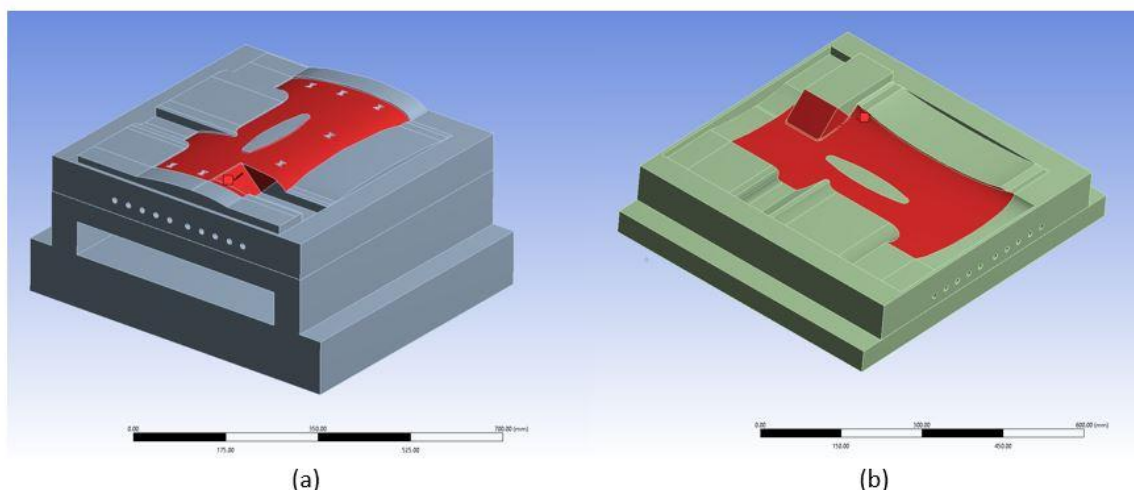


Figura 5.6 – Condições de fronteira 2: (a) – Pressão aplicada nas superfícies moldante da bucha; (b) - Pressão aplicada nas superfícies moldante da cavidade

## Análise de fadiga

A análise de fadiga foi feita com base nos pressupostos da teoria de Goodman [32]. Nesta abordagem, o tipo de carga foi definido como sendo “*zero bases*”, ou seja, as cargas não são invertidas, existe de facto uma tensão média quantificável. Além disso, o fator de resistência à fadiga ( $K_f$ ) foi definido como sendo igual a 1, o que significa que as superfícies do molde não apresentam quaisquer defeitos ou falhas. A análise é do tipo tensão vs. número de ciclos em função da tensão equivalente de von Mises.

Em termos de condições iniciais, em todo o molde foi aplicada a temperatura de 60°C a fim de representar a temperatura média do molde durante o ciclo de moldação.

## 5.2 Discussão de resultados

### Análise estrutural

A análise estrutural é efetuada no ANSYS® (módulo *Static Structural*) em regime estático, sendo que todas as cargas definidas nas condições de fronteira são aplicadas sob forma de um degrau (*step*), isto é, todas as cargas atingem o valor máximo definido em perfil de rampa no fim deste mesmo degrau.

Este tipo de análise não inclui a variação da carga termomecânica gerada durante o ciclo de moldação por injeção. Ao invés, são aplicadas as cargas máximas (força de fecho, pressão) que ocorrem no molde, ou seja, com este tipo de cargas pretende-se prever a resposta do molde às condições mais desfavoráveis do processo.

#### 5.2.1 Campo de tensões geradas no molde

As tensões equivalentes de von Mises geradas ao longo de todo o molde podem ser observadas na Figura 5.7. Ao analisar as superfícies exteriores das metades do molde, pode-se concluir que a tensão máxima gerada, na ordem dos 480 MPa, se situa nos vértices da placa de aperto da injeção, ultrapassando até o limite de tensão de cedência do aço estrutural usado. Além disso, as superfícies interiores dos calços exibem também uma tensão gerada acima do normal, atingindo um valor máximo de 180 MPa.

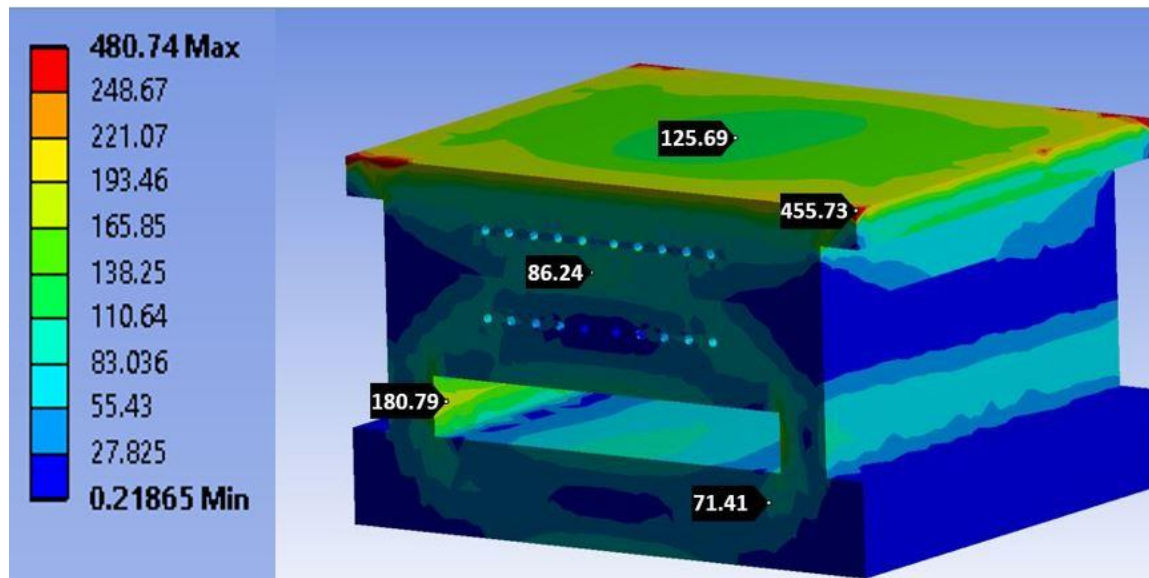


Figura 5.7 - Tensões equivalentes de von Mises ao longo das superfícies exteriores do molde

Nas superfícies da cavidade moldante, as tensões geradas são sensivelmente uniformes, assumindo valores relativamente semelhantes tanto na bucha como na cavidade, como se pode verificar respetivamente na Figura 5.8 (a) e (b).

A bucha (Figura 5.8 (a)) apresenta diversos focos de concentração de tensões na ordem dos 140MPa que se situam próximo dos encaixes da peça. Na zona da bucha correspondente ao local da depressão da peça não se verificou nenhum pico localizado da tensão, sendo que na metade da bucha as tensões são abaixo dos valores verificados no resto da impressão. No que diz respeito à parte da cavidade (Figura 5.8 (b)), verificou-se que, a tensão é bastante uniforme sendo que o único foco de maior valor se localiza na aresta da depressão, atingindo os 150 MPa.

Além disso, ainda no plano de partição, mas fora da cavidade moldante, são atingidas tensões no valor 150 MPa em diversos locais, principalmente em arestas.

Como já foi referido, na superfície exterior da placa de aperto da injeção, definida como uma condição de fronteira encastrada, verificam-se as tensões mais elevadas em todo o molde, atingindo os valores acima dos 400 MPa nos vértices e superiores a 200 MPa ao longo da maior parte desta superfície, tal como se pode verificar na Figura 5.9.

De facto, no que concerne a análise das tensões geradas, a metade fixa do molde simplificado é a parte que apresenta maiores fragilidades. Além dos valores máximos de tensões que se verificaram na placa de aperto de injeção, os canais de refrigeração presentes nesta metade sofrem também uma concentração de tensões, como se pode verificar na Figura 5.10. O valor máximo verificado de cerca de 194 MPa ocorre a meio da circunferência do canal, coincidindo com a direção de aplicação da pressão na cavidade moldante e na placa de aperto de injeção. Estas pressões são propagadas ao longo da metade fixa do molde, provocando concentração de tensões próximas das linhas de água, o que poderá eventualmente resultar em surgimento de falha.

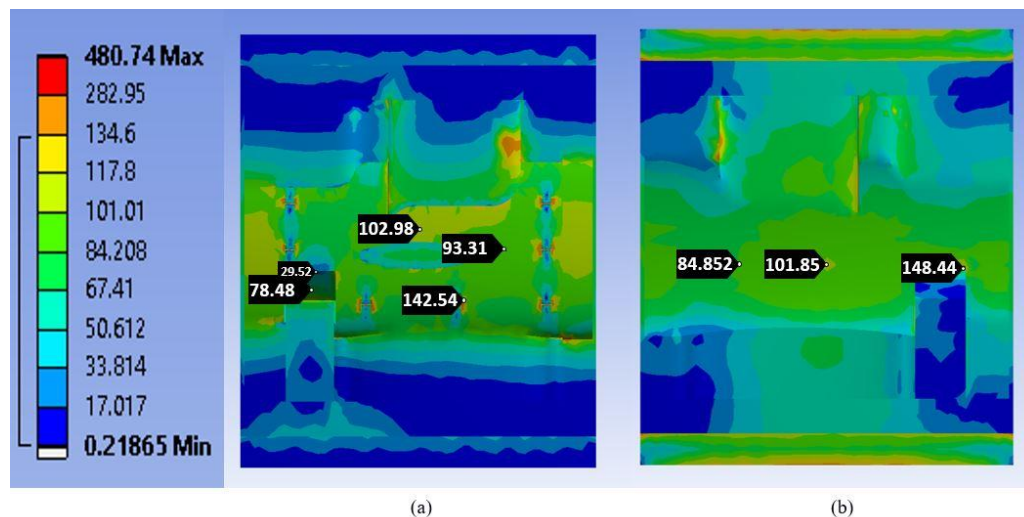


Figura 5.8 – Tensões equivalentes de von Mises no plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavity

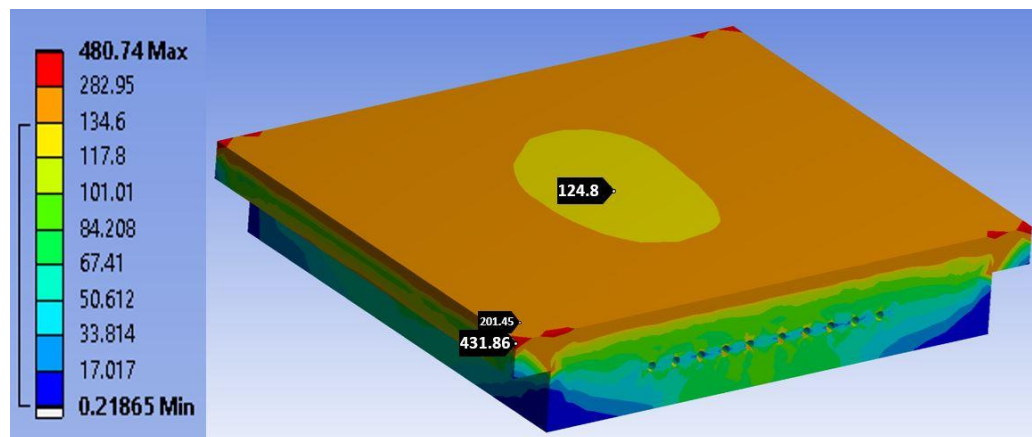


Figura 5.9 – Tensões equivalentes de von Mises na placa de aperto da injeção

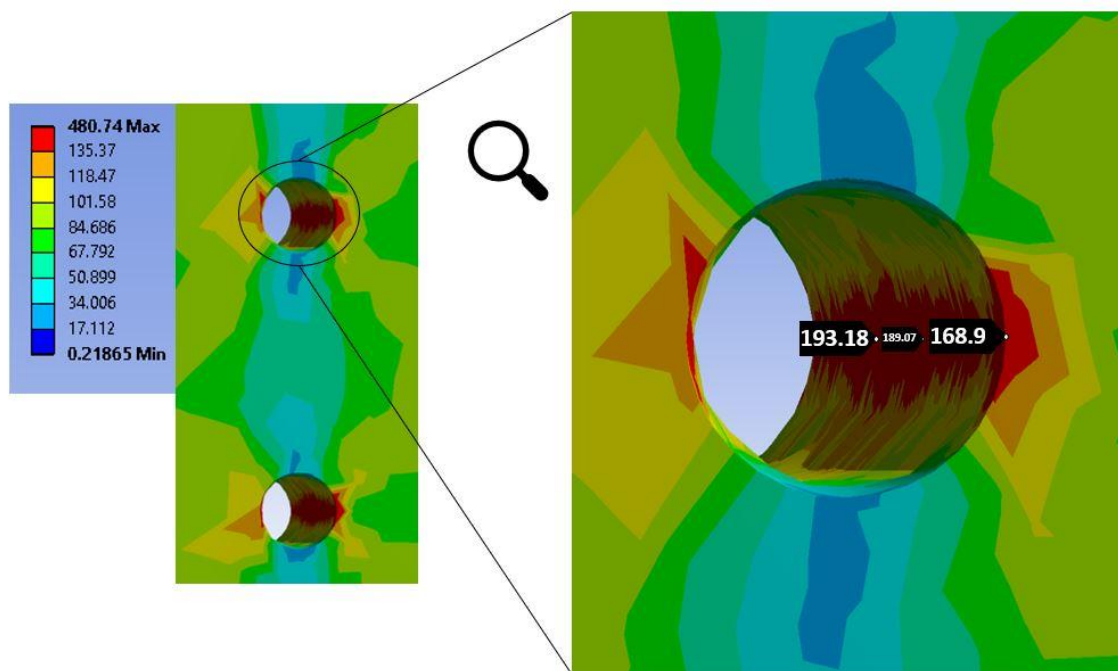


Figura 5.10 – Tensões equivalentes de von Mises nos canais de refrigeração situados na metade fixa do molde

### 5.2.2 Distribuição das deflexões provocadas no molde

Os deslocamentos obtidos através da análise estrutural estática apresentam, de uma forma geral, valores demasiado elevados. Na realidade, se um molde durante o ciclo produtivo apresentar um comportamento semelhante ao exposto na Figura 5.11 e Figura 5.12, irá falhar completamente o seu objetivo, que é produzir peças sem defeitos. De facto, os resultados permitem verificar que ocorre a separação entre as duas metades do molde, correspondendo a uma folga de cerca 0.4 milímetros. Uma folga desta magnitude irá provocar a formação de rebarba.

Na Figura 5.11 é possível ver as deflexões sofridas pelo molde. O lado direito do molde simplificado sofre uma maior deflexão em relação ao lado esquerdo, mostrando claramente uma não uniformidade na distribuição de carga. Isto pode ser devido à geometria da própria peça a produzir. O lado direito da peça a produzir possui uma superfície mais uniforme ao contrário do lado esquerdo da peça que apresenta uma depressão. Como a pressão gerada na cavidade atua numa direção normal à superfície, o momento gerado no lado direito da peça irá ser superior ao momento gerado no lado esquerdo, provocando maiores deflexões do lado direito do molde.

É possível ainda verificar a diferença na magnitude das deflexões entre a metade fixa e a metade móvel. No lado da cavidade, o deslocamento máximo é igual a 0.046 milímetros enquanto que no lado da bucha o deslocamento máximo corresponde a cerca de 0.41 milímetros. Esta diferença entre as deflexões provoca a folga no plano de partição. Além disso, a placa de aperto da extração sofre uma deflexão máxima significativa, na ordem dos 0.12 milímetros.

Na Figura 5.12 é possível ver as deflexões na bucha e na cavidade. A diferença entre as magnitudes das deflexões entre as duas placas é significativa, tal como foi observado anteriormente. A máxima deflexão observada na bucha (Figura 5.12 (a)) é de cerca 0.34 milímetros, sendo que nos restantes locais da bucha a deflexão é sensivelmente uniforme, oscilando entre 0.25 e os 0.30 milímetros.

A deflexão na cavidade (Figura 5.12 (b)) é mais uniformizada em relação à bucha e atinge um máximo de 0.079 milímetros na face da depressão, sendo que o valor máximo absoluto se localiza já fora da cavidade moldante, atingindo 0.11 milímetros.

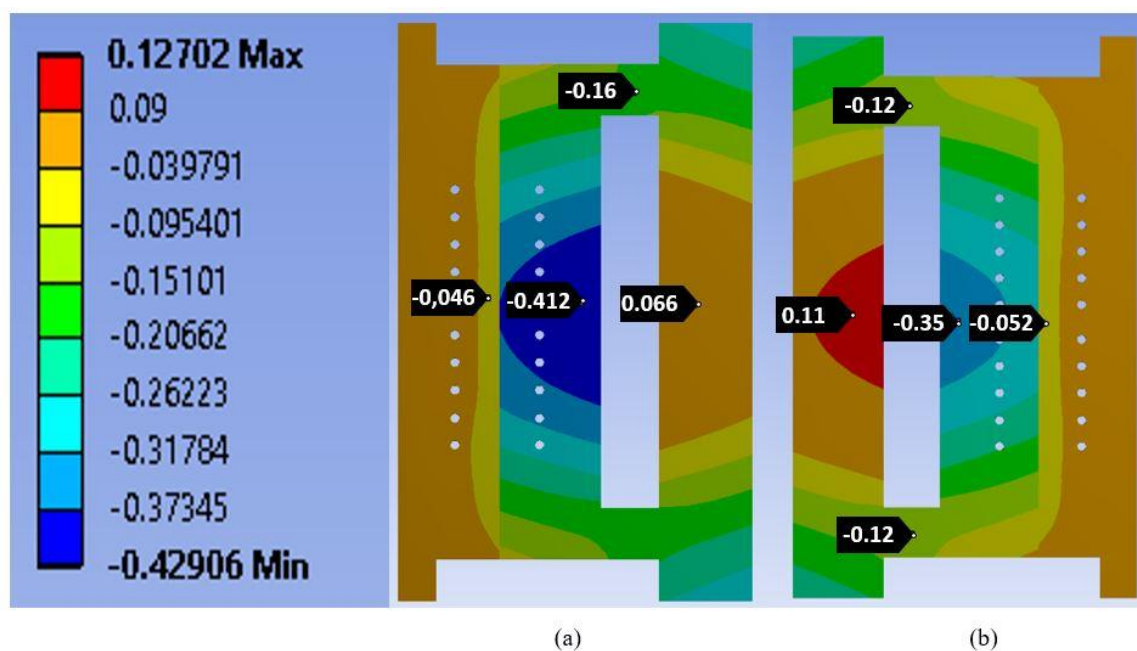


Figura 5.11 – Deflexões nas duas metades do molde simplificado

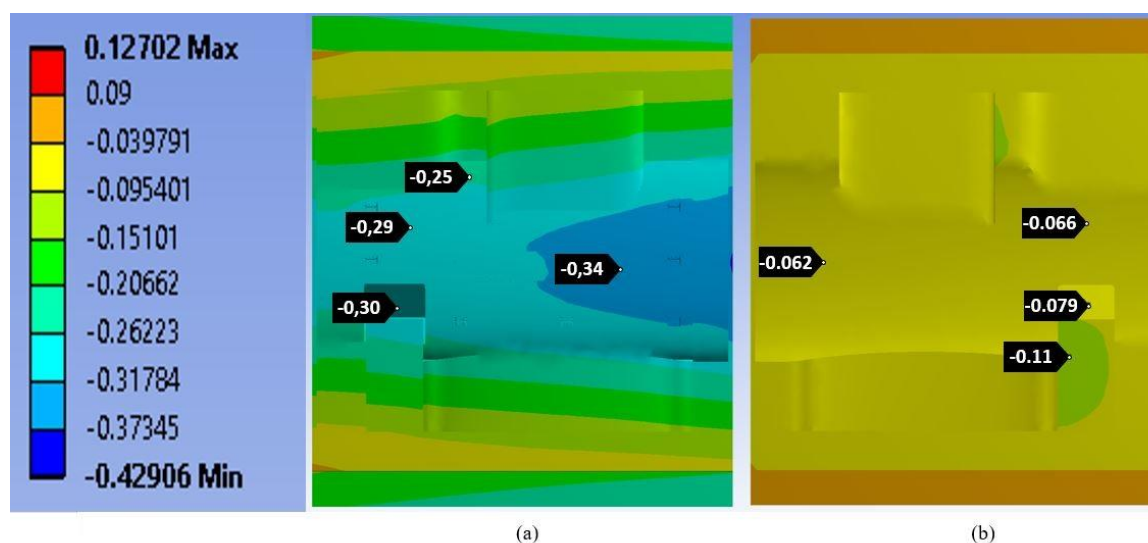


Figura 5.12 – Deflexões no plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade

Os resultados da deflexão obtidos podem derivar da falta de apoio estrutural na metade móvel do molde, ausência de mecanismos de travamento ou até de uma força de fecho insuficiente. A separação que ocorre entre as duas metades é de facto crítica. No entanto, os elevados valores de deflexão eram de certa forma expectáveis devido ao modelo de molde utilizado ser um modelo consideravelmente simplificado.

### 5.2.3 Fadiga

Tal como se constatou na Figura 5.9, a face exterior da placa de aperto do lado da injeção apresenta tensões induzidas de grande magnitude. Aliás, nos vértices da placa, as tensões ultrapassam



facilmente a tensão de cedência do material. Mesmo nos restantes locais da placa, as tensões apresentam valores bastante superiores às tensões verificadas nos restantes locais do molde. Além da placa de aperto de injeção, também os calços, mais propriamente as suas superfícies laterais interiores, apresentavam tensões elevadas, com valores semelhantes ao que se verificava na placa de aperto da injeção.

No decorrer dos ciclos de moldação por injeção, é expectável que estes dois locais com tensões de maior magnitude possam estar sujeitos a esforços de fadiga. Na Figura 5.13 é possível verificar o que foi mencionado anteriormente. A placa de aperto da injeção possui locais críticos que podem vir a falhar ao fim de 1417 ciclos. A concentração de tensões nos vértices da placa é de tal forma elevada que pode potenciar a falha prematura do molde. Nas zonas envolventes aos vértices, o número de ciclos continua longe do tempo de vida infinito, podendo oscilar entre os 30000 aos 140000 ciclos.

Além disso, os calços apresentam igualmente zonas com número de ciclo reduzido, na ordem dos 220000 ciclos, embora não seja uma área tão crítica como a placa de aperto da injeção. As restantes áreas do molde visíveis na Figura 5.13 não aparentam ter quaisquer limitações no que toca ao número de ciclos. Embora os canais de refrigeração apresentassem concentrações de tensões em redor da sua circunferência (Figura 5.10), a análise do número de ciclos não prevê nenhuma limitação nestas locais.

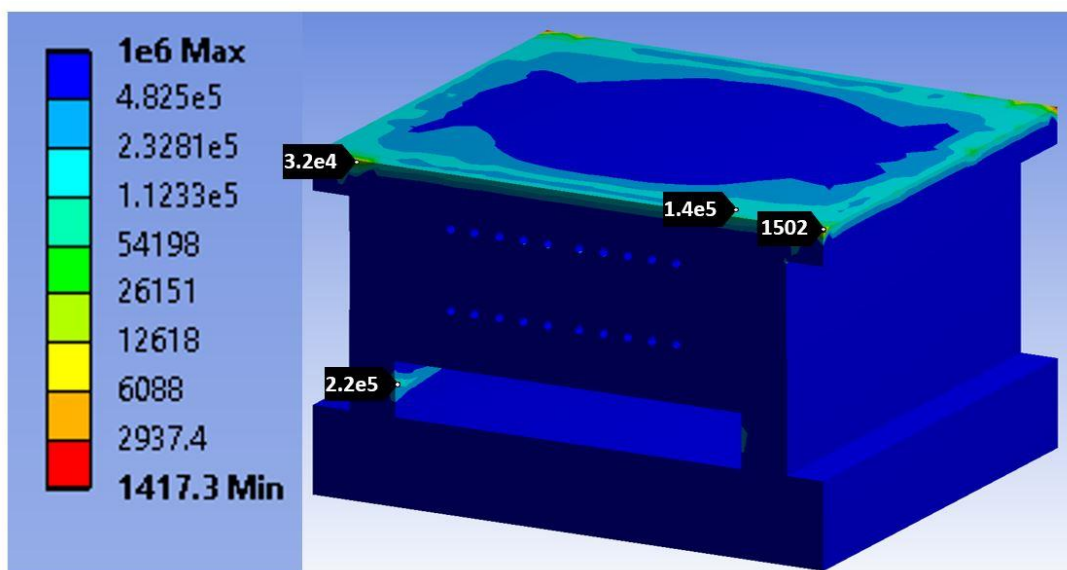


Figura 5.13 – Número de ciclos ao longo do molde

Na Figura 5.14 visualiza-se que o número de ciclos pode suportar o plano de partição. Na bucha (Figura 5.14 (a)), existem pequenos focos onde o número de ciclos é mais reduzido, podendo falhar ao fim de 70000 ciclos. Nos outros locais críticos a falha por fadiga poderá surgir a partir dos 270000 ciclos. Estes focos representam locais onde existem ligeiras concentrações de tensões, visualizadas na Figura 5.8 (a). Excetuando as zonas mencionadas anteriormente, os restantes locais da bucha apresentam tempo de vida infinito.

Na cavidade (Figura 5.14 (b)), existem, também, pequenos focos que apresentam números de ciclos mais reduzidos, na ordem dos 400000 ciclos. À semelhança da bucha, estes focos coincidem com as concentrações de tensões mais elevadas visíveis na Figura 5.8 (b).

Ainda assim, tanto na bucha como na cavidade, a previsão de falha por fadiga apresenta resultados bastante uniformes e satisfatórios, embora exista a possibilidade de ocorrer algum tipo de falha ao

fim de 70000 ciclos. Uma manutenção preventiva com uma elevada frequência, por exemplo a cada 30000 ciclos, pode ajudar a prolongar o tempo de vida tanto da bucha como da cavidade.

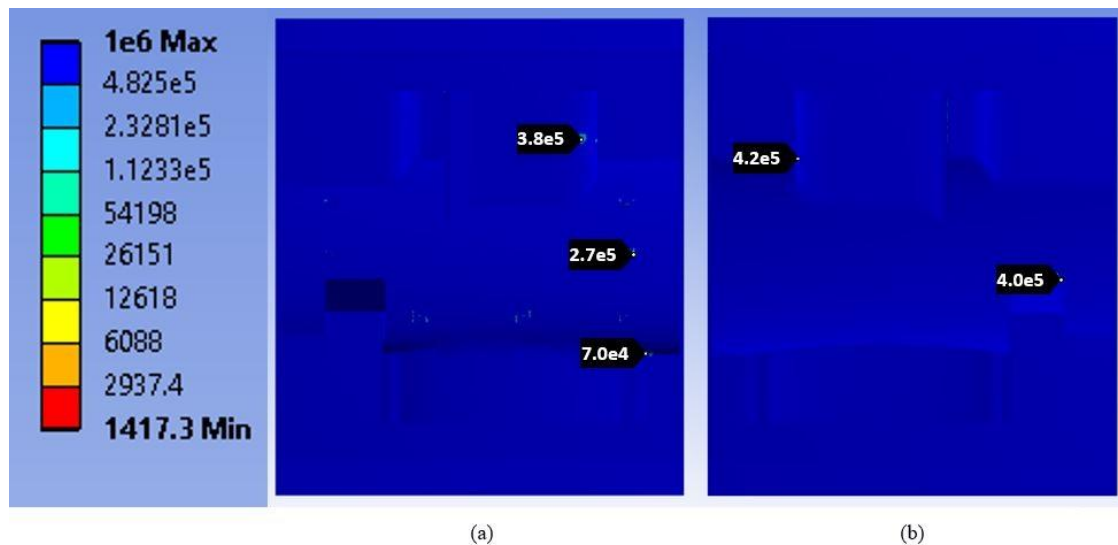


Figura 5.14 - Número de ciclos no plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade

Na Figura 5.15 é possível confirmar o que já foi concluído anteriormente. Os vértices da placa de aperto da injeção são os pontos que sofrem mais dano causado pela fadiga, bem com as zonas envolventes dos mesmos.

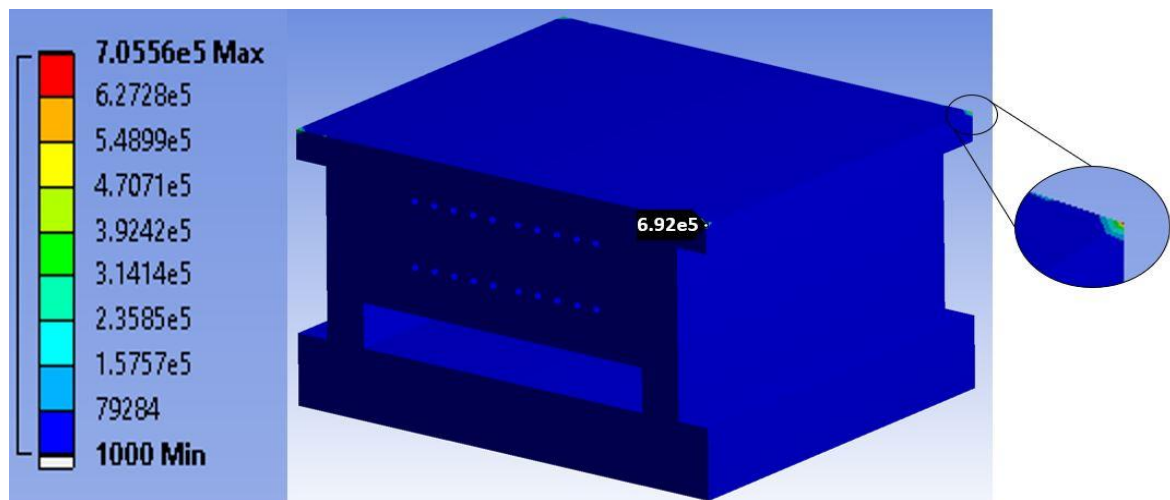


Figura 5.15 – Dano causado por fadiga

Na Figura 5.16 e na Figura 5.17 é possível observar os tipos de tensões induzidas no molde simplificado. Tal como foi explicado na Tabela 2.3, as zonas próximas de 1 apresentam estados de tensão biaxiais. Este tipo de tensão incide principalmente na metade fixa do molde, mais especificamente na placa de aperto de injeção e na cavidade moldante.

Os locais com valores próximos de -1 são zonas que estão sujeitas maioritariamente às tensões de corte. As superfícies laterais da placa de aperto da extração e alguns locais na cavidade moldante da bucha apresentam focos com este tipo de tensão.

Os locais com valores que se aproximam de 0 caracterizam-se por apresentarem maioritariamente tensões uniaxiais. Este tipo de tensão ocorre em algumas superfícies laterais do molde como também no plano de partição excluindo, porém, as superfícies da cavidade moldante.

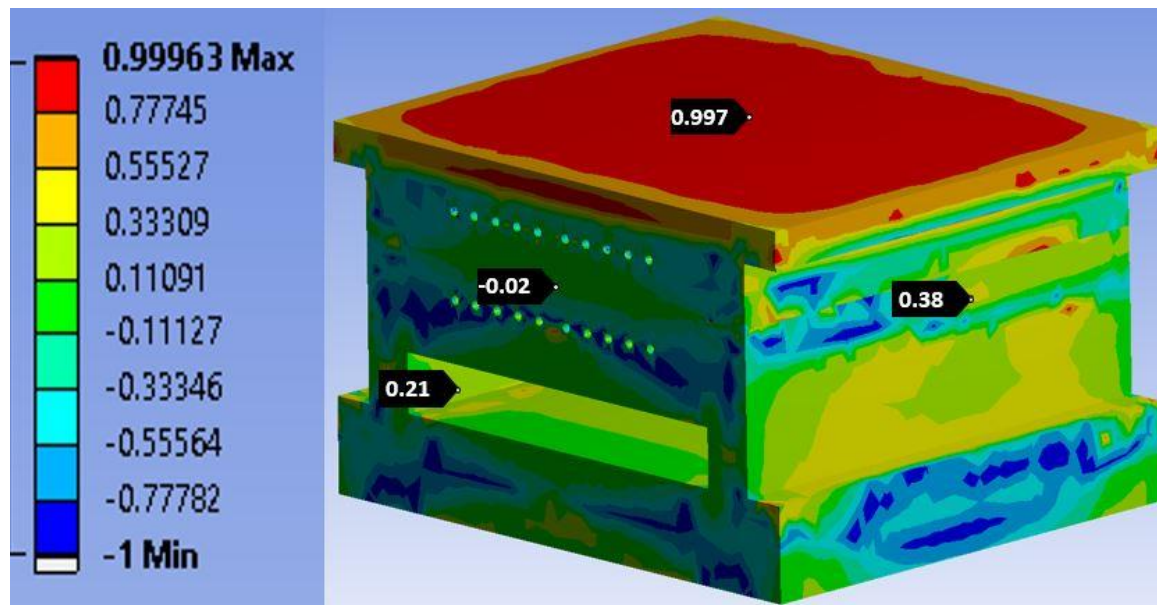


Figura 5.16 – Tipos de tensões induzidas no molde

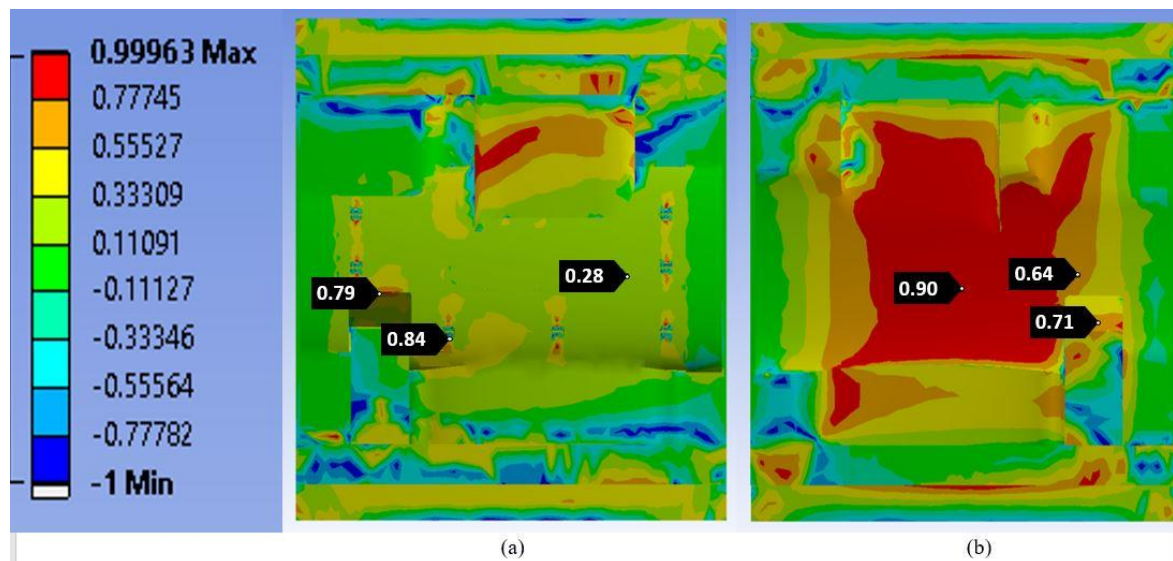


Figura 5.17 – Tipos de tensões induzidas no plano de partição: (a) – Bucha; (b) – Cavidade

A análise do tipo de tensão induzida no molde pode variar consoante diversos fatores. Como já foi referido anteriormente, toda a análise estrutural e à fadiga é feita com base em degraus (*steps*), ou seja, as variáveis como a variação da pressão, o efeito do escoamento do fundido na variação da pressão ou até a variação da força de fecho não são tidas em conta para a obtenção de resultados. A integração destas variáveis é especialmente importante quando se pretende analisar o tipo de tensão que é induzida ao longo do molde, pois estes fatores podem provocar até a variação do tipo de tensão num dado local.



O fator de segurança, exposto na Figura 5.18, e tal como está indicado na Tabela 2.3, se for menor que 1 indica que o local em questão pode falhar antes do tempo de vida para o qual foi projetado. Como seria de prever, a placa de aperto da injeção quase na sua totalidade apresenta um fator de segurança crítico, ou seja, existe a probabilidade de as zonas em questão falharem antes do tempo de vida infinito, o que pode também ser comprovado na Figura 5.13. Os calços apresentam igualmente um fator de segurança crítico.

As restantes zonas do molde apresentam fatores de segurança positivos, embora seja possível verificar uma maior probabilidade de falhas por fadiga nalgumas zonas, nomeadamente na superfície interior da placa de aperto da extração e nas superfícies laterais da placa da cavidade.

Na Figura 5.19 é possível ver os fatores de segurança ao longo do plano de partição. Excetuando alguns focos que possuem fator de segurança crítico, já conhecidos e mencionados na Figura 5.14, as superfícies da bucha e da cavidade apresentam fatores positivos. Os fatores de segurança mais baixos concentram-se ao redor da bucha moldante como é possível verificar na Figura 5.19 (a), onde esta é facilmente localizável. Ainda assim, a maioria das zonas do plano de partição apresentam fatores de segurança admissíveis.

Na Figura 5.20 é ainda possível ver os fatores de segurança nos canais de refrigeração, evidenciando a ocorrência de concentração de tensões em redor da circunferência dos mesmos. No entanto, o menor fator de segurança verificado, no valor de 1.28, não inspira preocupação embora se possa aplicar algumas medidas para minimizar as deformações não só nos canais de refrigeração, mas em todo o molde.

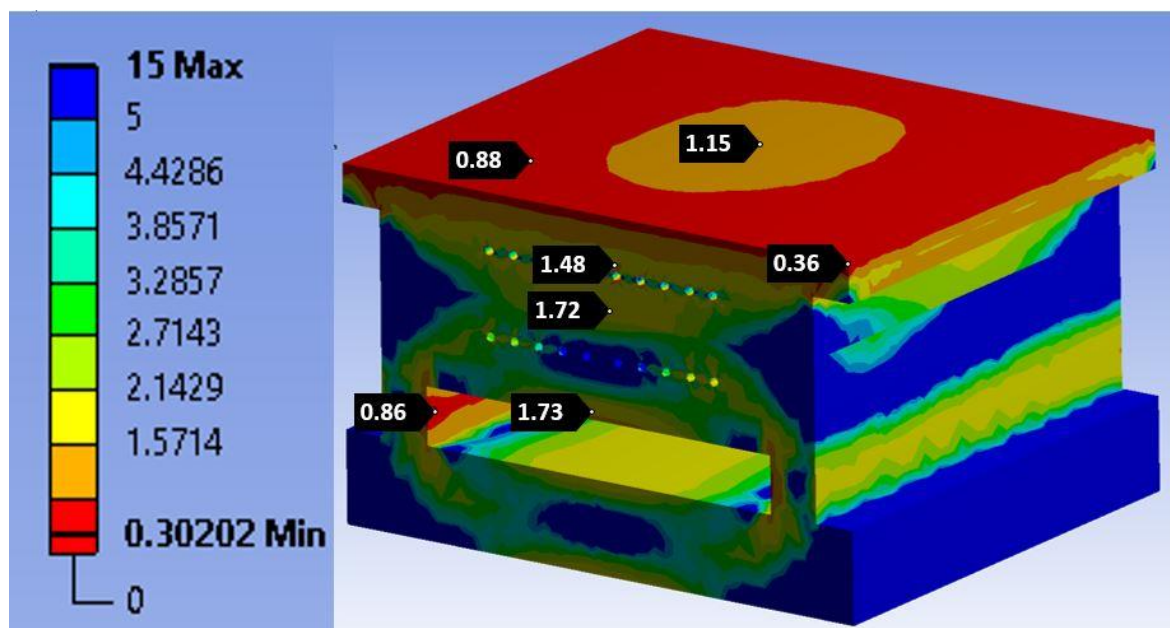


Figura 5.18 – Fator de segurança ao longo molde

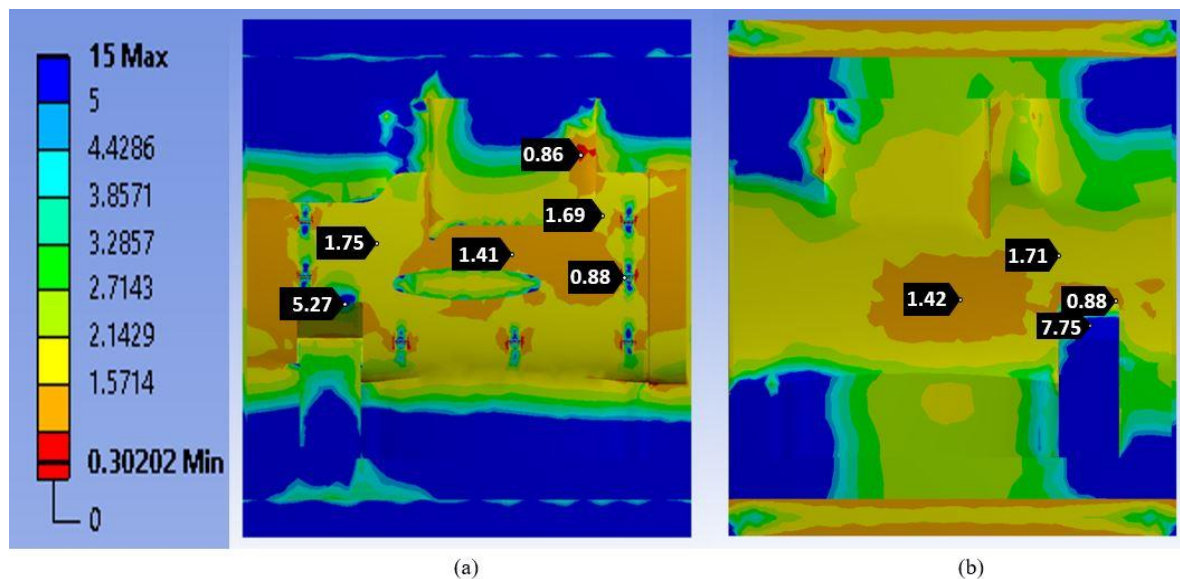


Figura 5.19 – Fator de segurança ao longo do plano de partição: (a) – Bucha; (b) - Cavidade

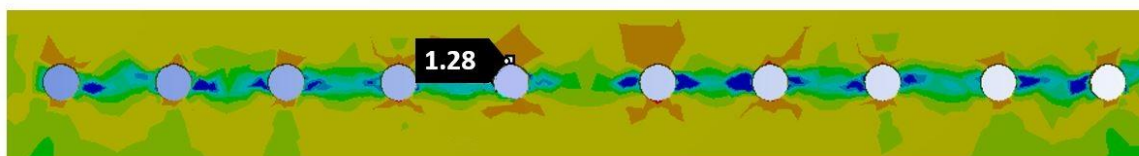


Figura 5.20 – Fator de segurança nos canais de refrigeração

#### 5.2.4 Soluções possíveis

Com base nos resultados analisados e discutidos anteriormente chegou-se à conclusão de que o molde simplificado apresenta algumas limitações no seu desempenho face às cargas impostas, nomeadamente: as altas deflexões verificadas na metade móvel do molde (Figura 5.11); a separação entre as duas metades (conclusivo na Figura 5.11); as tensões induzidas elevadas e os pontos críticos na placa de aperto da injeção (Figura 5.9); o esforço excessivo nos calços (Figura 5.18) e os focos de tensão na cavidade e na bucha que provocam um tempo de vida mais reduzido (Figura 5.14).

A simplificação do molde de certa forma influencia e agrava os problemas enumerados anteriormente. Por outro lado, os resultados permitiram detetar os problemas de uma forma mais agravada, facilitando a sua interpretação e qualquer tentativa de resolução.

Na tentativa de solucionar ou atenuar os problemas descritos, sugere-se o seguinte:

- **Aplicar um chanframento das arestas e vértices** de modo a atenuar a concentração de tensões. As arestas de maior interesse para aplicar esta medida seriam as arestas da face exterior da placa de aperto da injeção e as arestas presentes no plano de partição da bucha e da cavidade. Esta medida pode fazer a diferença entre o correto funcionamento de um molde ou a rutura do mesmo como é demonstrado por Kim e Lee [18].
- **A aplicação de uma placa de reforço na metade fixa do molde.** As elevadas tensões induzidas na placa de aperto da injeção, o número de ciclos reduzido em diversos locais ao longo da mesma e a concentração de tensões nos canais de refrigeração da metade fixa

- podem ser atenuados através da incorporação de uma placa de reforço entre a placa de aperto da injeção e a placa da cavidade. Além disso, a aplicação de uma placa de reforço na metade móvel do molde pode também ajudar na estabilização do molde perante as cargas da força de fecho e da pressão gerada na cavidade moldante.
- **A integração de pilares de suporte no molde**, mais especificamente entre a placa de aperto da extração e a placa da bucha (ou a placa de reforço da bucha caso exista). A elevada distância entre os dois calços permite uma grande deflexão da placa da bucha, originando diversos problemas como por exemplo a formação de rebarba. A distância entre os dois apoios (calços) pode ser reduzida ao aplicar os pilares de suporte a determinadas distâncias entre si de modo a minimizar a deflexão [54]. Dependendo do número de filas de pilares, e para condições de carga semelhantes, a aplicação dos pilares permite aumentar a área da cavidade permitida. Na Figura 5.21 (a) o molde está apoiado por uma fila de pilares de suporte, sendo que neste caso a área de cavidade permitida é 4 vezes superior à área permitida caso o molde não tivesse os pilares. No caso de haver duas filas de pilares, como na Figura 5.21 (b), a área permitida da cavidade seria de 9 vezes superior. Aumentar o número de filas de pilares de suporte diminui a distância entre os apoios do molde, aumentando, dessa forma, a área para a pressão concentrada proveniente da cavidade moldante [54].
  - **Aplicar mecanismos de travamento.** Tratando-se de um molde de grandes dimensões, o guiamento não é conseguido com os convencionais sistemas de guiamento (guias e casquilhos), sendo por isso necessário sistemas de travamento [40]. O objetivo de usar um sistema de travamento prende-se com a necessidade de prevenir qualquer deslizamento entre a metade móvel e a metade fixa do molde. A ocorrência destes deslizamentos provoca defeitos nas peças, o que acaba por desgastar o próprio molde e os seus componentes ao longo dos ciclos de moldação. Estes sistemas podem ser maquinados diretamente no molde (por exemplo blocos de encosto) ou então instalados no perímetro exterior do molde através da aplicação de componentes comerciais ou customizados [55].

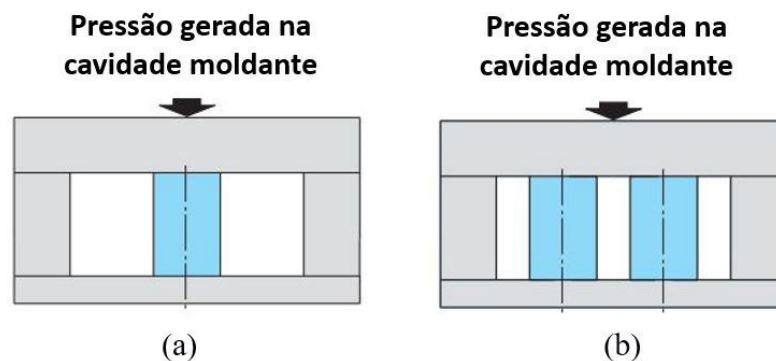


Figura 5.21 – Pilares de suporte: (a) – Uma fila de pilares; (b) – Duas filas de pilares  
(Adaptada de [56])

Além das soluções sugeridas anteriormente, poder-se-ia considerar aumentar a força de fecho para prevenir a separação das metades do molde. No entanto, ao aumentar a força de fecho, aumentar-se-iam as tensões induzidas no molde e, por conseguinte, a deflexão do mesmo com a maior incidência nos calços, na placa de aperto da extração e na placa da bucha.

No entanto, convém lembrar que o aço estrutural usado nas análises estruturais e de fadiga não corresponde ao aço usado nas análises feitas no AMI® (P20). O aço P20 tem uma tensão de

cedência bastante superior, o que significa que o seu comportamento face às cargas impostas seria bastante diferente ao comportamento do aço estrutural do ANSYS®.

Ainda assim, independentemente do aço, as análises estruturais e de fadiga permitiram prever os pontos críticos do molde no que toca às tensões induzidas e ao número de ciclos face a um cenário pessimista (magnitudes máximas da força de fecho e da pressão na cavidade moldante).

## 6 Conclusões

Numa primeira abordagem ao tema, foram estudados diversos trabalhos referentes aos problemas que possam surgir no molde aquando em serviço. Os efeitos que as cargas produzidas durante o ciclo produtivo causam no molde foram expostos e detalhados. A deflexão das placas, a concentração de tensões, o aparecimento de falhas em locais críticos, a formação de rebarba são os principais focos de estudo e análise. A existência e a aplicação de diversas metodologias de prevenção, especialmente computacionais, foi detalhada e por fim, foi feita uma proposta de metodologia de trabalho.

Tendo como objeto do estudo um molde simplificado que, contudo, detém na sua estrutura os principais sistemas funcionais, devidamente dimensionados de acordo com as regras de projeto, foi efetuado um conjunto das análises reológicas. A modelação e simulação das diversas arquiteturas do sistema de alimentação permitiu, através dos resultados obtidos, escolher uma solução mais eficiente que apresentou o menor tempo de enchimento, a menor pressão de injeção e a menor perda de pressão. Esta última foi a escolhida para prosseguir com o estudo.

A análise reológica permitiu aferir as condições necessárias para a análise estrutural, tais como a força de fecho e a pressão na cavidade moldante. Além disso, o empeno foi quantificado e tido em conta para comparar as dimensões finais da peça com as dimensões originais. Foi concluído que algumas dimensões ultrapassam o toleranciamento estabelecido nas cotas críticas, o que pode acontecer em caso de peças de grande dimensão. O perfil de pressurização definido para este caso de estudo permitiu manter as tensões de corte abaixo do limite estabelecido para o material e, assim, acautelar a qualidade da peça plástica.

Procedeu-se ao estudo do *core shift* e da análise do sistema de arrefecimento do molde em regime transitório (*Cool FEM*). Foi observado o efeito do escoamento no fundido nas superfícies da bucha sendo que as deflexões que são induzidas no molde não são preocupantes. O estudo do *core shift* permitiu ainda identificar a zona crítica afetada pelo escoamento, que se localiza na depressão da peça. Na segunda versão do estudo de *core shift* com as condições de processamento extremas, verificou-se que as deflexões aumentam consideravelmente, sendo que no eixo Z o aumento foi na ordem dos 80%.

A análise do sistema de arrefecimento do molde em regime transitório permitiu identificar o local que apresenta as temperaturas mais elevadas durante o ciclo de moldação, que neste caso também se localiza na depressão da peça. Além disso, conclui-se que o molde apresenta estabilidade térmica ao fim de 35 ciclos.

As análises estruturais e de fadiga foram efetuadas no sentido de investigar a resistência estrutural do molde. Foi possível identificar os pontos críticos que apresentam tensões demasiado elevadas, nomeadamente nos calços, na metade fixa do molde e nas arestas e vértices das superfícies do plano de partição. A ocorrência da separação entre as metades do molde foi evidenciada na análise às deflexões do molde. A análise de fadiga permitiu localizar os locais do molde com menor resistência a falha por fadiga, que se traduz em número de ciclos de moldação mais reduzido. Estas locais situam-se, nomeadamente, nos calços, na placa de aperto da injeção e em alguns focos na bucha e na cavidade.

Foi concluído também que a causa mais provável de existência das deflexões elevadas na metade móvel do molde é a falta de suporte estrutural, como por exemplo pilares de suporte ou placas de reforço. Verificou-se ainda a concordância entre os pontos críticos devido à tensão induzida e os pontos que apresentavam menor número de ciclos e os pontos que apresentavam fatores de segurança críticos. Estes pontos são na sua maioria arestas, vértices ou elementos com cargas elevadas (calços).

Os problemas verificados no molde simplificado no decorrer das análises levaram à elaboração de um conjunto de sugestões de melhoria, tais como a aplicação de pilares de suporte, o

chanframento de arestas e vértices, a integração de placas de reforço nas duas metades do molde e a aplicação de mecanismos de travamento.

## 6.1 Trabalhos futuros

No decorrer da dissertação, foram identificados vários tópicos que podem constituir temas de interesse no sentido de analisar com mais rigor e precisão o desempenho do molde aquando em serviço e que estão listados a seguir:

- Explorar as funcionalidades do AMI® no que toca à análise do *core shift*, como por exemplo fazer um estudo de otimização de modo a minimizar o fenómeno do desvio da bucha. Este estudo seria particularmente interessante para moldes que produzem peças de grande profundidade.
- Realizar análises estruturais em regime transitório, ou seja, uma análise em função da variação da força de fecho e da pressão gerada na cavidade.
- Explorar as potencialidades da análise de fadiga no ANSYS®, nomeadamente, fazer um estudo inicial para verificar os pontos críticos do molde, proceder a medidas de melhoramento, fazendo a posteriori uma comparação dos resultados obtidos.
- Realizar uma análise estrutural e de fadiga num modelo de um molde real, sem simplificações, de modo a estudar o comportamento do mesmo nas zonas que possuam ligações aparafusadas, elementos de guia, e componentes de extração e comparar os resultados obtidos com dados obtidos experimentalmente.



## Referências

- [1] R. M. Thaker, "Finite Element Analysis and Design Optimization of Platen for Injection Molding Machine," vol. 1, no. 12, pp. 323–328, 2015.
- [2] D. Bould, J. Sienz, C. Arnold, M. Huszar, F. Belblidia, and H. M. Davies, "Sustainable injection moulding: The impact of materials selection and gate location on part warpage and injection pressure," *Sustain. Mater. Technol.*, vol. 5, pp. 1–8, 2015.
- [3] D. O. Kazmer and D. O. Kazmer, "Introduction," *Inject. Mold Des. Eng.*, pp. 1–20, Jan. 2016.
- [4] D. V Rosato, D. V Rosato, and M. G. Rosato, "Molds to Products," in *Injection Molding Handbook*, D. V Rosato, D. V Rosato, and M. G. Rosato, Eds. Boston, MA: Springer US, 2000, pp. 221–414.
- [5] M. Moreira, "Projeto de molde para a injeção de peça plástica complexa para a indústria automóvel," Instituto Superior de Engenharia do Porto, 2015.
- [6] B. Carpenter, S. Patil, R. Hoffman, B. Lilly, and J. Castro, "Effect of Machine Compliance on Mold Deflection during Injection and Packing," *Polym. Eng. Sci.*, vol. 46, pp. 844–852, 2006.
- [7] Autodesk, "Overpacking, troubleshooting," 2014. [Online]. Available: <https://knowledge.autodesk.com/support/moldflow-flex/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2015/ENU/MoldflowInsight360/files/GUID-FBACCF20-9E5F-4333-BA63-2FBBD680EDFC-htm.html>. [Accessed: 20-Feb-2019].
- [8] F. BOITOUT, "Calcul des contraintes résiduelles dans les pièces injectées en thermoplastiques en utilisant une description surfacique de la géométrie," 1993.
- [9] G. L. Wang, G. Q. Zhao, Y. J. Guan, and H. P. Li, "Three-dimensional thermal response and thermo-mechanical fatigue analysis for a large LCD TV frame mould in steam-assisted rapid heat cycle moulding," *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 34, no. 2, pp. 108–122, 2011.
- [10] T. GENG, W. TU, and D. LIU, "Injection Mold Cavity Stiffness and Intensity Analysis Based on ANSYS Workbench and MOLDFLOW," pp. 897–900, 2012.
- [11] J. H. Choi, B. G. Pyo, J. S. Tae, H. P. Park, and B. O. Rhee, "Structural analysis examining the mold deformation behavior for the detection of the flash in the injection mold," *Int. Polym. Process.*, vol. 29, no. 4, pp. 489–494, 2014.
- [12] S. Kleindel, R. Eder, H. Schretter, and C. Hochenauer, "The Elastic Mold Deformation During the Filling and Packing Stage of the Injection Molding Process," *Smart Sci.*, vol. 2, no. 1, pp. 44–53, 2016.
- [13] S.-C. Chen, W.-L. Liaw, P.-L. Su, and M.-H. Chung, "Investigation of mold plate separation in thin-wall injection molding," *Adv. Polym. Technol.*, vol. 22, no. 4, pp. 306–319, 2003.
- [14] Y. C. Chen, Y. J. Liao, S. C. Tseng, and A. J. Giacomini, "Core deflection in plastics injection molding: Direct measurement, flow visualization and 3d simulation," *Polym. - Plast. Technol. Eng.*, vol. 50, no. 9, pp. 863–872, 2011.
- [15] A. J. Giacomini *et al.*, "Core deflection in injection molding," *J. Nonnewton. Fluid Mech.*, vol. 166, no. 16, pp. 908–914, 2011.
- [16] C. Saengow, S.-C. Tseng, A. J. Giacomini, H.-C. Liao, P. Pongthong, and C. Kolutawong, "Nonlinear core deflection in injection molding," *Phys. Fluids*, vol. 30, no. 5, p. 053102, 2018.
- [17] M. Huszar, F. Belblidia, C. Arnold, D. Bould, and J. Sienz, "An exploration of core misalignment, shifting and deflection phenomena through thickness measurements on thin-walled injection moulded bins," pp. 108–119, 2014.
- [18] J. K. Kim and C. S. Lee, "Fatigue life estimation of injection mold core using simulation-based approach," *Int. J. Automot. Technol.*, vol. 14, no. 5, pp. 723–729, Oct. 2013.
- [19] M. Suffo, F. J. Delgado, and S. I. Molina, "Geometric-Structural Study of the Accelerated Degradation of Mold Cavities for HDPE Injection," *J. Fail. Anal. Prev.*, vol. 18, no. 1, pp. 55–65, 2018.
- [20] B. Boardman, "Fatigue Resistance of Steels," *ASM Handb.*, vol. Volume 1, no. Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, p. p 673-688, 1990.
- [21] L. Lu, J. Zhou, R. Iyer, J. Webb, D. Woods, and T. Pietila, "Fatigue Life Prediction of Injection Molding Tool," in *SAE Technical Paper*, 2017.
- [22] Topworks, "Causes Of Wear and Damage Of Plastic Mold." [Online]. Available: <https://www.myplasticmold.com/causes-of-wear-and-damage-of-plastic-mold.html>. [Accessed: 21-Feb-2019].
- [23] N. R. Center, "S-N Fatigue Properties." [Online]. Available: <https://www.nde-ed.org/EducationResources/CommunityCollege/Materials/Mechanical/S-NFatigue.htm>. [Accessed:



- 21-Feb-2019].
- [24] J. Hiatt, "What is a SN-Curve?" [Online]. Available: <https://community.plm.automation.siemens.com/t5/Testing-Knowledge-Base/What-is-a-SN-Curve/ta-p/355935>. [Accessed: 22-Feb-2019].
- [25] D. O. Kazmer and D. O. Kazmer, "Mold Commissioning," *Inject. Mold Des. Eng.*, pp. 459–494, Jan. 2016.
- [26] Y. Zhang, L. Dai, H. Zhou, and W. Li, "The deformation simulation of plastic injection mold based on boundary element method," 2011, pp. 429–433.
- [27] L. M. C. Godinho, "O BEM," 2009. [Online]. Available: [https://www.dec.uc.pt/~lgodinho/amber/index\\_files/Page390.htm](https://www.dec.uc.pt/~lgodinho/amber/index_files/Page390.htm). [Accessed: 25-Feb-2019].
- [28] A. B. M. Saifullah, S. H. Masood, and I. Sbarski, "Thermal-Structural Finite Element Analysis of Injection Moulding Dies with Optimized Cooling Channels," *Mater. Sci. Forum*, vol. 654–656, pp. 1646–1649, 2010.
- [29] Autodesk, "Core shift simulation (Concept)," 2014. [Online]. Available: <https://knowledge.autodesk.com/support/moldflow-insight/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2015/ENU/MoldflowInsight/files/GUID-66A63B58-0A29-4F3C-9A46-6FB61A76C36A-htm.html>. [Accessed: 27-Feb-2019].
- [30] A. S. Bakharev, Z. Fan, F. Costa, S. Han, X. Jin, and P. Kennedy, "Prediction of Core Shift Effects Using Mold Filling Simulation," *SPE ANTEC, Tech. Pap.*, no. 50, pp. 621–625, 2004.
- [31] Thermopedia, "Hele-Shaw Flows." [Online]. Available: <http://www.thermopedia.com/content/844/>. [Accessed: 27-Feb-2019].
- [32] R. Browell and A. Hancq, "Calculating and Displaying Fatigue Results," 2006.
- [33] I. Katarína Szeteiová, "AUTOMOTIVE MATERIALS PLASTICS IN AUTOMOTIVE MARKETS TODAY Katarína SZETEIOVÁ," pp. 27–33, 2010.
- [34] H. Rees, *Mold Engineering*. Hanser, 2002.
- [35] SABIC, "CYCOLAC RESIN BDT5510," 2017. [Online]. Available: <https://www.sabic.com/en/products/polymers/acrylonitrile-butadiene-styrene-abs/cyclac-resin>. [Accessed: 06-Mar-2019].
- [36] Protolabs, "Improving Part Design with Uniform Wall Thickness." [Online]. Available: <https://www.protolabs.com/resources/design-tips/improving-part-design-with-uniform-wall-thickness/>. [Accessed: 07-Mar-2019].
- [37] D. O. Kazmer, "4 - Mold Layout Design," in *Injection Mold Design Engineering (Second Edition)*, Second Edi., D. O. Kazmer, Ed. Hanser, 2016, pp. 79–107.
- [38] Siepla, "Dream Series." [Online]. Available: <http://www.siepla.es/siepla-en/catalog-SIEPLA-INJECTION-DREAM.pdf>. [Accessed: 11-Mar-2019].
- [39] Hasco, "H61111/d1x11." [Online]. Available: [https://www.hasco.com/en/H/Hot-runner-nozzles/Vario-Shot/Nozzles/p/H61111\\_d1x11](https://www.hasco.com/en/H/Hot-runner-nozzles/Vario-Shot/Nozzles/p/H61111_d1x11). [Accessed: 13-Mar-2019].
- [40] Centimfe, *Manual do projectista para moldes de injeção de plástico*, 1ª Edição. Marinha Grande, 2003.
- [41] Autodesk, "Temperature at flow front result." [Online]. Available: <https://knowledge.autodesk.com/support/moldflow-flex/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2015/ENU/MoldflowInsight360/files/GUID-2BC51F30-583F-4E5C-8824-1BF7BAF0A144-htm.html>. [Accessed: 19-Mar-2019].
- [42] R. Rothon and C. DeArmitt, "Chapter 8 - Fillers (Including Fiber Reinforcements)," in *Brydson's Plastics Materials (Eighth Edition)*, Eighth Edi., M. Gilbert, Ed. Butterworth-Heinemann, 2017, pp. 169–204.
- [43] J. Williams, "Clamp Tonnage: More is Better, Right?," *Plastics Technology*. 63, pp. 34–39, 2017.
- [44] C. Industries, "Rule of Thumb Tonnage, Shrink & Vent Depth Values." [Online]. Available: [http://www.cjindustries.com/wp-content/uploads/Injection\\_Molding\\_Resin\\_Shrink\\_and\\_Vents.pdf](http://www.cjindustries.com/wp-content/uploads/Injection_Molding_Resin_Shrink_and_Vents.pdf). [Accessed: 26-Mar-2019].
- [45] Autodesk, "Modeling for accurate clamp force prediction." [Online]. Available: <http://help.autodesk.com/view/MFIA/2015/ENU/?guid=GUID-5C97629F-C5C5-4A6D-BD2A-55FE6A4A5EE2>. [Accessed: 27-Mar-2019].
- [46] Starrapid, "Tolerance Guide." [Online]. Available: <https://www.starrapid.com/wp-content/uploads/2016/11/Star-Rapid-Plastic-Injection-Molding-Tolerance-Guide.pdf>. [Accessed: 29-Mar-2019].
- [47] Autodesk, "Shear stress at wall result." [Online]. Available: <http://help.autodesk.com/view/MFIA/2016/ENU/?guid=GUID-33F77167-AEAE-4E47-B7D8->

- 8BDADF4EF37. [Accessed: 02-Apr-2019].
- [48] MatWeb, "AISI Type P20 Mold Steel." [Online]. Available: <http://www.matweb.com/search/datasheet.aspx?matguid=2957f352a2e84857a9c41d2f31d063ec&ckck=1>. [Accessed: 04-Apr-2019].
- [49] Autodesk, "Temperature, mold (transient) result." [Online]. Available: <http://help.autodesk.com/view/MFIA/2016/ENU/?guid=GUID-4A7D9D6B-A704-4A56-9542-80F8F326CB98>. [Accessed: 08-Apr-2019].
- [50] E. Handbook, "Coefficient of Friction." [Online]. Available: <http://www.engineershandbook.com/Tables/frictioncoefficients.htm>. [Accessed: 15-Apr-2019].
- [51] D. Timbobong, "Behavior of Contact (In ANSYS)." [Online]. Available: <https://deust.wordpress.com/2012/01/02/behavior-of-contact-in-ansys/>. [Accessed: 16-Apr-2019].
- [52] Sharcnet, "Designating Contact and Target Surfaces." [Online]. Available: [https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/17.0/en-us/help/ans\\_ctec/Hlp\\_ctec\\_dessurf.html](https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/17.0/en-us/help/ans_ctec/Hlp_ctec_dessurf.html). [Accessed: 16-Apr-2019].
- [53] Sharcnet, "Fixed Supports." [Online]. Available: [https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/16.2.3/en-us/help/wb\\_sim/ds\\_Fixed\\_Supports.html](https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/16.2.3/en-us/help/wb_sim/ds_Fixed_Supports.html). [Accessed: 17-Apr-2019].
- [54] D. V Rosato and M. G. Rosato, *Injection Molding Handbook*. Kluwer Academic Publishers, 2000.
- [55] Mold Making Resource, "What You Don't Know About Injection Mold Interlocks." [Online]. Available: <https://www.moldmakingresource.com/injection-mold-interlocks/>. [Accessed: 15-May-2019].
- [56] Milacron, "DME Mold Components." [Online]. Available: <https://www.milacron.com/wp-content/uploads/2015/11/Mold-Components.pdf>. [Accessed: 13-May-2019].

## Anexo A

Ficha técnica do material usado para a peça de estudo.



# CYCOLAC<sup>TM</sup> RESIN BDT6500

REGION AMERICAS

## DESCRIPTION

Automotive. Low gloss, color concentratable for interior applications. Natural only.

## TYPICAL PROPERTY VALUES

Revision 20190703

PROPERTIES	TYPICAL VALUES	UNITS	TEST METHODS
MECHANICAL			
Tensile Stress, yld, Type I, 5 mm/min	48	MPa	ASTM D 638
Tensile Modulus, 5 mm/min	2200	MPa	ASTM D 638
Flexural Stress, yld, 1.3 mm/min, 50 mm span	72	MPa	ASTM D 790
Flexural Modulus, 1.3 mm/min, 50 mm span	2410	MPa	ASTM D 790
IMPACT			
Izod Impact, notched, 23°C	186	J/m	ASTM D 256
Falling Dart Impact (D 3029), 23°C	42	J	ASTM D 3029
THERMAL			
HDT, 0.45 MPa, 3.2 mm, unannealed	93	°C	ASTM D 648
HDT, 1.82 MPa, 3.2mm, unannealed	81	°C	ASTM D 648
HDT, 1.82 MPa, 6.4 mm, unannealed	85	°C	ASTM D 648
CTE, -40°C to 60°C, flow	1.55E-04	1/°C	ASTM E 831
Relative Temp Index, Elec	60	°C	UL 746B
Relative Temp Index, Mech w/impact	60	°C	UL 746B
Relative Temp Index, Mech w/o impact	60	°C	UL 746B
PHYSICAL			
Specific Gravity	1.05	-	ASTM D 792
Mold Shrinkage, flow, 3.2 mm	0.5 – 0.8	%	SABIC method
Melt Flow Rate, 230°C/3.8 kg	3.3	g/10 min	ASTM D 1238
Melt Viscosity, 260°C, 1000 sec-1	1550	Poise	ASTM D 3825
Spiral Flow, 260°C, 10 ips, 3.175 X 1524 mm	863.6	mm	-
OPTICAL			
Gloss, untextured, 60 degrees	25	-	ASTM D 523
ELECTRICAL			
Hot Wire Ignition (PLC)	4	PLC Code	UL 746A
High Ampere Arc Ign, surface (PLC)	0	PLC Code	UL 746A
Comparative Tracking Index (UL) (PLC)	1	PLC Code	UL 746A
FLAME CHARACTERISTICS			
UL Yellow Card Link	<a href="#">E121562-220713</a>	-	-
UL Recognized, 94HB Flame Class Rating	1.47	mm	UL 94
INJECTION MOLDING			
Drying Temperature	90 – 95	°C	
Drying Time	2 – 4	hrs	
Drying Time (Cumulative)	8	hrs	

© 2019 Copyright by SABIC. All rights reserved

CHEMISTRY THAT MATTERS<sup>™</sup>



PROPERTIES	TYPICAL VALUES	UNITS	TEST METHODS
Maximum Moisture Content	0.1	%	
Melt Temperature	230 – 275	°C	
Nozzle Temperature	230 – 275	°C	
Front • Zone 3 Temperature	220 – 255	°C	
Middle • Zone 2 Temperature	210 – 250	°C	
Rear • Zone 1 Temperature	195 – 240	°C	
Mold Temperature	50 – 80	°C	
Back Pressure	0.3 – 0.7	MPa	
Screw Speed	30 – 60	rpm	
Shot to Cylinder Size	50 – 70	%	
Vent Depth	0.038 – 0.051	mm	

#### DISCLAIMER

Any sale by SABIC, its subsidiaries and affiliates (each a “seller”), is made exclusively under seller’s standard conditions of sale (available upon request) unless agreed otherwise in writing and signed on behalf of the seller. While the information contained herein is given in good faith, SELLER MAKES NO WARRANTY, EXPRESS OR IMPLIED, INCLUDING MERCHANTABILITY AND NON-INFRINGEMENT OF INTELLECTUAL PROPERTY, NOR ASSUMES ANY LIABILITY, DIRECT OR INDIRECT, WITH RESPECT TO THE PERFORMANCE, SUITABILITY OR FITNESS FOR INTENDED USE OR PURPOSE OF THESE PRODUCTS IN ANY APPLICATION. Each customer must determine the suitability of seller materials for the customer’s particular use through appropriate testing and analysis. No statement by seller concerning a possible use of any product, service or design is intended, or should be construed, to grant any license under any patent or other intellectual property right.