



Luís António Pita  
Correia

## Indução Eletromagnética para Pré-Aquecimento de Moldes na Indústria Vidreira

"It's easier for companies to  
come up with new ideas than  
to let go of old ones."

— Peter Drucker



**Luís António Pita  
Correia**

**Indução Eletromagnética para Pré-Aquecimento  
de Moldes na Indústria Vidreira**

Relatório de estágio apresentado à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizado sob a orientação científica de Prof. Doutor Fernando José Neto da Silva, Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro

o júri

presidente

**Prof. Doutor Jorge Augusto Fernandes Ferreira**

Professor Auxiliar da Universidade de Aveiro

vogais

**Prof. Doutor António Rui de Almeida Figueiredo**

Professor Associado Com Agregação Aposentado da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra (arguente principal)

**Prof. Doutor Fernando José Neto da Silva**

Professor Auxiliar da Universidade de Aveiro (orientador)

## **agradecimentos**

Ao Professor Fernando Neto pela disponibilidade demonstrada e por todos os bons conselhos. Ao Engenheiro Henrique Miranda pelo seu espírito jovem, visão inovadora e ímpar, numa indústria cada vez mais imutável. Ao Bruno e ao Anselmo. À Crisal e à Galp por proporcionarem iniciativas de estágio tão importantes quanto esta.

Aos meus pais, irmã e família por me apoiarem, em diversas dimensões, desde sempre.

Terceiramente, mas não menos importante, aos colegas e amigos que nestes anos de academia me acompanharam fielmente.

**palavras-chave**

indução eletromagnética, moldes, aquecimento, otimização, eficiência, energética, indústria, vidro

**resumo**

A presente dissertação foi realizada durante um estágio decorrido na empresa Crisal-Libbey Portugal, ao abrigo do programa de estágios Galp XXI, com o intuito de melhorar a eficiência energética de processos industriais utilizados na empresa. Em concreto, neste trabalho estuda-se a aplicação da tecnologia de indução eletromagnética para realizar o pré-aquecimento de moldes de aço inoxidável, substituindo o sistema atual de fornos a gás natural. De forma a prever o comportamento da aplicação desta tecnologia, construíram-se três modelos computacionais, de maneira a simular o comportamento eletromagnético e térmico do sistema. Após a realização do dimensionamento do equipamento para os casos extremos, realizou-se uma análise de dados estatísticos para identificar o caso mais recorrente e concluir-se acerca do desempenho energético, ambiental, económico e operacional desta medida, quando aplicada a esta empresa em concreto. Prevê-se que a aplicação desta tecnologia reduzirá o consumo energético do processo em 20 vezes, com emissões globais de  $CO_2$  56 vezes inferiores, mitigando também o impacto ambiental do processo.

**keywords**

electromagnetic induction, mould, heating, optimization, efficiency, energy, glass, industry

**abstract**

This report was written while attending the trainee program Galp XXI, which took place at Crisal-Libbey Portugal. The main goal of this trainee program is to enhance the energy efficiency of the host institution industrial processes. The technology studied on this paper is the use of induction heating for the process of mould pre-heating, replacing the existing natural gas ovens. To predict how the application of this technology would affect the industrial process, three computational models were built with the purpose of simulating the electromagnetic and thermal behaviour of the system. With the equipment set for the best and worst case scenarios, a statistical data analysis was conducted to establish the most frequent case and draw any conclusions about environmental, economic, operational and energy performances, of the actual use of this technology on the company's manufacturing process. It is predicted that the application of induction heating on this process will reduce 20 times the energy consumption and lower the global  $CO_2$  emissions 56 times, easing the environmental impact of the process.

# Conteúdo

<b>Conteúdo</b>	<b>i</b>
<b>Lista de Figuras</b>	<b>iii</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>v</b>
<b>Lista de Acrónimos</b>	<b>vii</b>
<b>Lista de Grandezas</b>	<b>ix</b>
<b>Lista de Unidades</b>	<b>xi</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
<b>2 A Empresa</b>	<b>3</b>
2.1 Enquadramento . . . . .	3
2.2 Descrição do Processo Produtivo . . . . .	3
2.3 Análise Energética . . . . .	6
<b>3 Pré-Aquecimento de Moldes</b>	<b>9</b>
3.1 Definição do Problema . . . . .	9
3.2 Proposta Inicial . . . . .	11
<b>4 Fundamentos e Modelo Teóricos</b>	<b>13</b>
4.1 Fenómenos de Composição Material . . . . .	13
4.2 Fenómenos Térmicos . . . . .	15
4.3 Fenómenos de Eletricidade e Magnetismo . . . . .	19
4.4 Cálculo Algébrico da Potência de Indução . . . . .	20
4.5 Análise Termodinâmica e Estrutural com Recurso ao MEF . . . . .	21
4.5.1 Caso Inicial . . . . .	27
Molde Maior . . . . .	27
Molde Menor . . . . .	28
4.5.2 Caso Final Proposto . . . . .	28
Molde Maior . . . . .	31
Molde Menor . . . . .	32
4.6 Análise Eletromagnética com Recurso a Métodos Computacionais . . . . .	36
4.6.1 EMS 2018 . . . . .	36
4.6.2 ELTA 6.0 . . . . .	44

<b>5</b>	<b>Caracterização do Processo de Troca Atual</b>	<b>49</b>
5.1	Análise de Contexto . . . . .	49
5.2	Análise de Detalhe . . . . .	52
<b>6</b>	<b>Escolha do Equipamento e Adaptação ao Processo</b>	<b>55</b>
<b>7</b>	<b>Caracterização do Processo de Troca com Indução</b>	<b>57</b>
<b>8</b>	<b>Viabilidade Económica</b>	<b>59</b>
<b>9</b>	<b>Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros</b>	<b>61</b>
	<b>Bibliografia</b>	<b>63</b>



# Lista de Figuras

2.1	Diagrama do processo produtivo . . . . .	4
2.2	Diagrama em pormenor dos fornos, <i>feeders</i> e máquinas . . . . .	6
2.3	Produtos finais de cada processo . . . . .	6
2.4	Gráfico comparativo do custo e consumo mensais da energia elétrica ao longo do ano 2017 . . . . .	7
2.5	Gráfico comparativo do custo e consumo mensais do gás natural ao longo do ano 2017 . . . . .	8
2.6	Gráfico da produção mensal ao longo do ano 2017 . . . . .	8
3.1	Esquema ilustrativo da aresta do molde . . . . .	9
3.2	Representação foto-realista dos moldes exemplo . . . . .	10
4.1	Diagrama de transformação em arrefecimento contínuo . . . . .	14
4.2	Vista em corte do molde com numeração de superfícies . . . . .	16
4.3	Tipos de aquecimento de diâmetros . . . . .	22
4.4	Representação foto-realista da configuração proposta, vista em corte . . . . .	23
4.5	Representação geométrica da simulação a duas dimensões . . . . .	24
4.6	Resultados da simulação a duas dimensões . . . . .	25
4.7	Curva S-N do aço AISI 431 . . . . .	26
4.8	Perfis de temperatura do molde maior no caso inicial . . . . .	29
4.9	Variação das temperaturas máxima e mínima do molde maior no caso inicial . . . . .	29
4.10	Perfis de temperatura do molde menor no caso inicial . . . . .	30
4.11	Variação das temperaturas máxima e mínima do molde menor no caso inicial . . . . .	30
4.12	Perfis de temperatura do molde maior no caso final . . . . .	33
4.13	Variação da potência térmica aplicada ao molde maior no caso final . . . . .	34
4.14	Variação das temperaturas máxima e mínima do molde maior no caso final . . . . .	34
4.15	Resultados estruturais relativos ao molde maior no caso final . . . . .	35
4.16	Variação da tensão máxima global relativa ao molde maior no caso final . . . . .	35
4.17	Perfis de temperatura do molde menor no caso final . . . . .	37
4.18	Variação da potência térmica aplicada ao molde menor no caso final . . . . .	37
4.19	Variação das temperaturas máxima e mínima do molde menor no caso final . . . . .	38
4.20	Distribuição de tensões no instante crítico [Pa] . . . . .	38
4.21	Variação da tensão máxima relativa ao molde menor no caso final . . . . .	38
4.22	Malha de elementos finitos, EMS . . . . .	39
4.23	Resultados da simulação EMS para o caso do molde maior, vista de topo, para cada frequência . . . . .	40

4.24	Resultados da simulação EMS para o caso do molde maior, vista de lado, para cada frequência . . . . .	41
4.25	Resultados da simulação EMS para o caso do molde menor, vista de topo, para cada frequência . . . . .	42
4.26	Resultados da simulação EMS para o caso do molde menor, vista de lado, para cada frequência . . . . .	43
4.27	Campo magnético gerado numa bobine percorrida por uma corrente . . . . .	44
4.28	Efeito do concentrador de fluxo no processo de aquecimento DI . . . . .	45
4.29	Comparação entre potência térmica e potência elétrica para cada caso . . . . .	47
5.1	Histograma de classes da análise estatística das mudanças de moldes . . . . .	50
5.2	Histograma de classes da análise estatística dos artigos produzidos . . . . .	51
5.3	Ilustração representativa de T1 e T2 . . . . .	52
5.4	Ilustração representativa de T2 . . . . .	52
5.5	Resultados da análise termográfica . . . . .	54
6.1	Ilustração do equipamento selecionado . . . . .	56
8.1	Gráfico dos fluxos de caixa acumulados . . . . .	60

# Lista de Tabelas

3.1	Dimensões globais dos moldes . . . . .	10
4.1	Composição química média do aço AISI 431 . . . . .	14
4.2	Propriedades do aço AISI 431 a 20°C . . . . .	14
4.3	Propriedades do ar a 588K . . . . .	17
4.4	Quadro resumo das perdas energéticas . . . . .	18
4.5	Propriedades do cobre a 27°C . . . . .	21
4.6	Propriedades do ferro fundido do porta-molde a 20°C . . . . .	24
4.7	Quadro resumo das características da simulação 2D para cada caso . . . . .	25
4.8	Propriedades mecânicas do aço AISI 431 a diversas temperaturas . . . . .	27
4.9	Continuação da tabela 4.8 . . . . .	27
4.10	Características geométricas de cada bobine . . . . .	39
4.11	Fases para o caso do molde maior . . . . .	46
4.12	Fases para o caso do molde menor . . . . .	46
5.1	Resultados da análise estatística das mudanças de moldes . . . . .	50
5.2	Resultados da análise estatística dos artigos produzidos . . . . .	51



# Lista de Acrónimos

**IGBT** Insulated Gate Bipolar Transistor

**MOSFET** Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor

**MEF** Método dos Elementos Finitos

**SMED** Single Minute Exchange of Die



# Lista de Grandezas

- $A_s$  Área de superfície
- $c_p$  Calor específico
- $\bar{h}$  Coeficiente de convecção natural médio
- $D'$  Diâmetro efetivo
- DE** Diâmetro externo
- DI** Diâmetro interno
- $\eta_{el}$  Eficiência elétrica
- $\eta_{th}$  Eficiência térmica
- $f$  Frequência
- $I$  Intensidade de corrente
- $Gr$  Número de Grashof
- $N_u$  Número de Nusselt
- $P_r$  Número de Prandtl
- $Ra$  Número de Rayleigh
- P** Perímetro
- $\mu$  Permeabilidade magnética
- $\mu_r$  Permeabilidade relativa
- $P_{bobine}$  Potência elétrica na bobine
- $P_w$  Potência térmica
- $\delta$  Profundidade de penetração da corrente
- $R$  Resistência elétrica
- $\rho$  Resistividade
- $P_{perdas}^{th}$  Soma das perdas caloríficas

$P_{perdas}^{el}$  Soma das perdas elétricas

$T_f$  Temperatura final

$T_i$  Temperatura inicial

$T_2$  Tempo de estabilização do processo

$T_1$  Tempo de realização da troca de moldes

$uee$  Unidade de energia elétrica

$ugn$  Unidade de gás natural

$ue$  Unidade energética

$um$  Unidade monetária



# Lista de Unidades

*GPa* Gigapascal

*g* Grama

$^{\circ}C$  Grau Celsius

*Hz* Hertz

*J/kg.K* Joule por quilograma Kelvin

*K* Kelvin

*MPa* Megapascal

*MW/m<sup>3</sup>* Megawatt por metro cúbico

*m* Metro

*m/m.K* Metro por metro Kelvin

*m/s* Metro por segundo

*m<sup>2</sup>/s* Metro quadrado por segundo

*mm* Milímetro

$\Omega.m$  Ohm metro

*kg* Quilograma

*kg/dm<sup>3</sup>* Quilograma por decímetro cúbico

*kHz* Quilohertz

*kW* Quilowatt

*S/m* Siemens por metro

*tep* Tonelada equivalente de petróleo

*tep/kW* Tonelada equivalente de petróleo por quilowatt

*tep/t* Tonelada equivalente de petróleo por tonelada

*W* Watt

$W/m.K$  Watt por metro Kelvin

$W/m^2$  Watt por metro quadrado

# Capítulo 1

## Introdução

Nos tempos hodiernos, a otimização dos processos industriais é cada vez mais crítica para que se garanta a máxima rentabilidade dos mesmos. Aliada a esta otimização, a procura por uma eficiência energética cada vez maior, permite não só que se poupem recursos monetários, como também recursos energéticos e ambientais cruciais para o futuro da Humanidade. Neste sentido, o estágio realizado na Crisal ao abrigo do programa de cooperação Galp XXI teve como objetivos o desenvolvimento e implementação de medidas que promovessem a eficiência no uso de recursos energéticos, humanos, ambientais e materiais ao longo da cadeia produtiva fabril.

*Per si*, o programa de cooperação Galp XXI tem como finalidade o desenvolvimento de estudos e trabalhos no âmbito da eficiência energética, realizados por estudantes finalistas, em empresas clientes da Galp e indicadas pela mesma. Tem por base a realização de auditorias energéticas, a verificação de regulamentos técnicos de energia e de segurança das redes e equipamentos envolvidos no processo produtivo.

Enquanto empresa da indústria vidreira, a Crisal apresenta elevados consumos energéticos provenientes, em grande parte, dos fornos de fundição da matéria prima de onde se obtém o vidro fundido, energia essa que provém essencialmente da eletricidade e de combustíveis fósseis, sob a forma de gás natural. A empresa torna-se assim numa candidata de elevado valor à investigação e implementação de políticas de eficiência energética.

Este relatório, realizado em cooperação com a Crisal, deverá respeitar as políticas de proteção de dados confidenciais da empresa. As informações deste tipo foram, portanto, reduzidas ao estritamente necessário, havendo no entanto a necessidade de abordar dados ao nível do consumo energético e custo. Para tal, quando ao longo do documento for necessário abordar dados confidenciais desta natureza, estes serão descritos em base 100 enquanto unidade energética (ue) e unidade monetária (um). Entenda-se por unidade energética, uma unidade que permite a comparação de diferentes fontes energéticas, equivalente à unidade *tep*, tonelada equivalente de petróleo. Para quantificar valores individuais de gás natural e de energia elétrica, serão usadas unidades de gás natural (ugn) e unidades de energia elétrica (uee) respetivamente.



## Capítulo 2

# A Empresa

### 2.1 Enquadramento

A Crisal - Libbey Portugal, sediada na zona industrial da Marinha Grande, é parte da filial Europeia da Libbey, e encontra-se numa zona histórica e com grande expressão no que toca à indústria vidreira portuguesa. É uma cristalaria automática, única do género em Portugal, com uma gama variada de produtos, produzidos em larga escala, tendo uma forte componente exportadora com o envio dos seus produtos para mais de 100 países dos 5 continentes. A sua produção tem como foco o vidro de mesa, maioritariamente copos, em que a tecnologia utilizada oferece uma vasta gama de opções na personalização dos artigos.

A empresa mãe, Libbey, é uma das maiores fornecedoras de produtos de mesa no mundo, produzidos a partir de materiais tão diversificados, desde a cerâmica ao plástico, e do metal ao vidro. Detém atualmente 58% da quota do mercado americano para copos de vidro. Este é um mercado emergente, em crescimento mundial[1], em que a Libbey aposta fortemente e para o qual a Crisal contribui ativamente. A estratégia da Libbey enquanto empresa multinacional, é a produção de diversos produtos usados em hotelaria e restauração como por exemplo copos de vidro, pratos de porcelana, talheres metálicos, atoalhados, entre outros. A Crisal em Portugal, a Royal Leerdam Crystal na Holanda e a Libbey China (filiais da Libbey) contribuem para a produção de copos e outros artigos de mesa de vidro translúcido, existindo uma estrita relação entre a Crisal e a Royal Leerdam Crystal no que toca ao desenvolvimento de projetos de engenharia.

### 2.2 Descrição do Processo Produtivo

Para que se possa entender da melhor forma a aplicabilidade e o funcionamento do sistema a propor, é necessário que se perceba toda a dinâmica do processo produtivo, bem como os equipamentos, matérias primas e recursos energéticos utilizados. O fabrico de peças é realizado 24 horas por dia, 7 dias por semana, o que eleva o grau de exigência tanto das máquinas como dos cerca de 300 trabalhadores da fábrica. Tipicamente, e a Crisal não é exceção, unidades fabris produtoras de artigos de vidro encontram-se divididas em 3 grandes grupos: *armazém*, *hot end* e *cold end*. Na figura 2.1 está representado um diagrama produtivo para que melhor se compreenda toda a distribuição de equipamentos e zonas do processo.

O processo produtivo inicia-se na zona de armazenamento das matérias primas. Esta zona divide-se em duas: a zona de armazenamento propriamente dita e a zona dos silos de

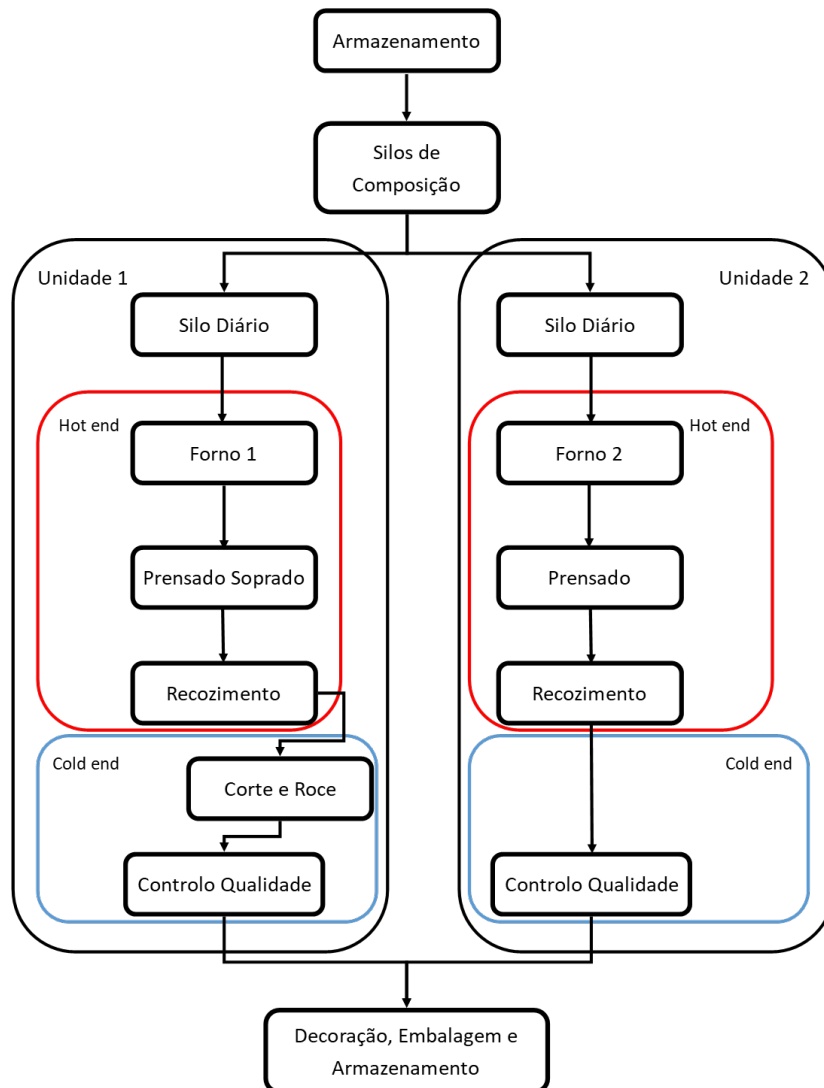


Figura 2.1: Diagrama do processo produtivo

composição. À instalação fabril chegam matérias primas como areia com baixo teor de ferro e calcário, por transporte rodoviário, que são descarregadas e armazenadas. Quando necessário, as matérias primas são misturadas e armazenadas nos silos de composição. A partir desta fase, o processo produtivo divide-se em duas partes. Em cada uma destas partes existe um forno, um silo diário e linhas de produção de diferentes processos produtivos: vidro prensado soprado e vidro prensado. A linha de produção 1 e consequentemente o forno 1 e silo diário 1, correspondem em maioria à produção de vidro prensado soprado. A linha de produção 2 e consequentemente o forno 2 e silo diário 2, correspondem à produção de vidro prensado. Após a fusão das matérias primas e à saída dos *feeders*, é criada uma gota de vidro, correspondente a uma porção de vidro fundido. No processo produtivo de vidro prensado soprado, a gota de vidro é inicialmente prensada numa pré-forma e posteriormente forçada por meio de ar comprimido a tomar a forma do molde. No processo produtivo de vidro prensado, a forma é obtida por prensagem da gota entre o punção e o molde.

No silo diário, são armazenadas as matérias primas dos silos de composição e o casco, vulgo vidro reciclado, em quantidade necessária para a produção diária. O casco, proveniente do processo produtivo a jusante dos fornos, não só permite a reciclagem de vidro que de outra maneira seria desperdiçado, como também permite reduzir a temperatura de fusão das matérias primas, contribuindo para a redução de energia utilizada nos fornos para fundição das matérias primas. Termina aqui a zona de armazenamento e inicia-se a zona de *hot end*.

Os fornos, principal fonte de consumo energético, apresentam uma capacidade de processamento combinada de 160ton/dia e utilizam eletricidade e gás natural como fontes de energia. A combustão de gás natural é realizada por dois queimadores em cada forno, que funcionam alternadamente. A energia elétrica é conduzida ao banho de vidro fundido por via de elétrodos mergulhados, técnica denominada por *eletroboosting*. A sua principal função é servir de fonte de energia auxiliar ao gás natural, sendo que o seu acionamento a 100% é feito quando o forno trabalha a partir de 85% da sua capacidade. Para além de servir como fonte de energia auxiliar, a energia elétrica permite também a homogeneização do banho de vidro fundido.

Após a fundição, o vidro no estado líquido é direcionado para as máquinas através de *feeders* que não só são necessários para o transporte do vidro fundido até às máquinas de moldação, como também permitem que o vidro desenvolva propriedades adequadas e uniformes de viscosidade e temperatura aquando da chegada à máquina.

No final do *feeder*, o vidro é cortado por um par de tesouras e é então formada a gota. A gota apresenta uma temperatura próxima da temperatura de fusão do vidro, cerca de 1200°C. A gota é direcionada para o molde da máquina por uma peça denominada *scoop* e cai no molde por gravidade. Na figura 2.2, encontram-se representados os fornos, *feeders* e máquinas de acordo com o seu tipo e distribuição. Nas máquinas 11,12 e 13, o produto produzido é do tipo prensado soprado e as máquinas 14,15,21,24 e 25 produzem produtos do tipo prensado. As máquinas 13 e 14 trabalham em conjunto para produzir um único produto final, do género apresentado na figura 2.3c, em que a haste é produzida na máquina 14 e o bojo na máquina 13, unindo-se as duas partes no final da produção da máquina 14. Em cada máquina, existem 12 estações (à excepção da máquina 14 onde existem 24 estações) onde é possível colocar um molde por estação. Nas máquinas de vidro prensado, numa das estações é também montado um punção. São nos moldes usados nas máquinas que produzem artigos do tipo prensado que se centra o presente trabalho. O problema que esta solução visa resolver e todas as suas variáveis, são explicadas mais adiante, na secção 3.1.

À saída da máquina obtém-se o produto moldado cujas tensões residuais é necessário eliminar antes do arrefecimento completo do mesmo. Caso este arrefecimento seja realizado repentinamente à temperatura ambiente, a obra (como é vulgarmente denominada) irá estalar e danificar-se-à. Portanto, após a saída da máquina, a obra entra numa arca de recozimento, aquecida com gás natural, que tem como objetivo diminuir gradualmente a temperatura do produto, de maneira a dissipar lentamente as tensões residuais, evitando danos. Termina aqui a *hot end* e inicia-se a *cold end*.

Neste ponto, a obra tem dois destinos diferentes dependendo se é vidro prensado ou prensado soprado. Caso seja vidro prensado, é realizado o controlo de qualidade e é depois embalado. Se o vidro for prensado soprado, o produto apresenta um excesso de vidro no bordo causado pelo processo de sopro, que necessita ser cortado. Nesse caso, o produto é encaminhado para a zona de *cut and grind* onde o excesso é cortado, e a aresta de corte lixada e aquecida quase até à fusão, para que fique suave ao toque. A partir deste ponto, segue então para o controlo de qualidade e embalagem.

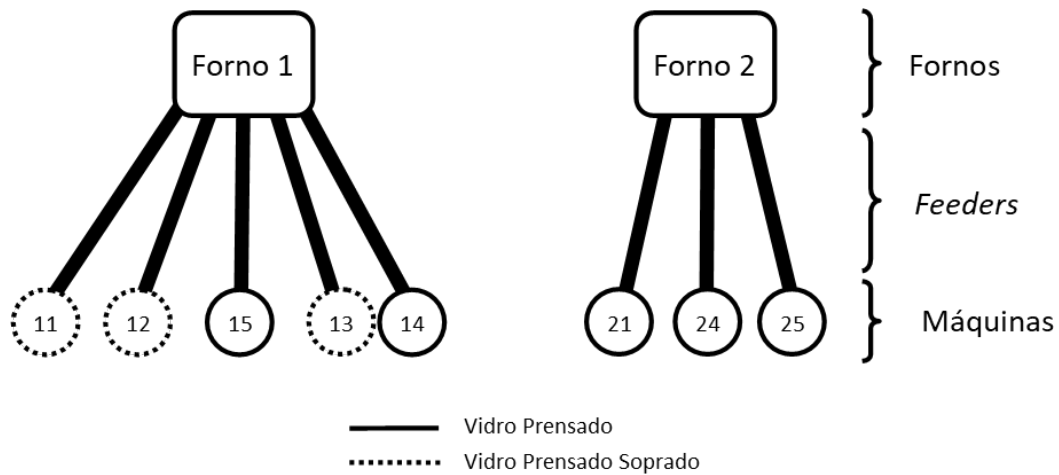


Figura 2.2: Diagrama em pormenor dos fornos, *feeders* e máquinas



Figura 2.3: Produtos finais de cada processo

## 2.3 Análise Energética

Na Crisal, é consumida energia proveniente de três fontes: gás natural, energia elétrica e gasóleo. O consumo de gasóleo é residual e deve-se ao funcionamento dos geradores de recurso, utilizados em caso de falha elétrica da rede, garantindo a utilização dos equipamentos elétricos essenciais. Deste modo, o consumo das restantes fontes energéticas têm uma distribuição de 30% para a energia elétrica e de 70% para o gás natural. O consumo de energia elétrica tem como principais clientes a central de produção de ar comprimido e a utilização do *eletroboosting* dos fornos de fundição. No caso do gás natural, a sua utilização é mais intensiva nos fornos de fundição, estando também presente nos fornos de recozimento e ao longo das linhas de produção.

O consumo anual de energia elétrica é de  $100uee$  e o consumo anual de gás natural tem o valor de  $100ugn$ . Para que se possa realizar uma comparação adequada destes dois tipos de energia distintos, é necessário que se convertam as quantidades de energia para *tep* (tonelada equivalente de petróleo). O fator de conversão para o gás natural é de  $1,077tep/t$  e para a energia elétrica é de  $2,15e^{-4}tep/kW.h$  [2]. Aplicando os fatores de conversão adequados,



a energia elétrica totaliza 30ue e o gás natural cerca de 70ue, existindo então um consumo energético anual combinado de 100ue. Olhando ao limiar de consumo de 500tep/ano para que, segundo o Decreto-Lei n.º 71/2008, uma instalação seja considerada consumidora intensiva de energia (CIE), esta instalação em particular tem um consumo de energia muito intensivo e muito acima do referido limiar, devendo existir especial atenção na implementação de medidas que promovam a eficiência energética. A aplicação de medidas deste género nos equipamentos de elevado consumo, podem traduzir-se em poupanças significativas.

Nas figuras 2.4 e 2.5 representam-se os consumos e custos da energia elétrica e do gás natural, respetivamente, ao longo dos meses de um ano. Na figura 2.6 é representada a distribuição da produção ao longo dos meses do ano. Os valores do eixo das ordenadas estão relativizados em relação ao maior valor. Através da análise dos gráficos é possível constatar que o mês de maior consumo energético para os dois tipos de energia é o mês de Março, coincidente também com o mês de maiores custos relacionados com a aquisição de energia. É também neste mês que se verifica a maior produção, justificando-se o maior consumo pelo maior volume de produção. Verifica-se também que para o caso da energia elétrica, nos meses de abril, maio e junho, o custo encontra-se muito abaixo do consumo, sinal de que a energia foi comprada a um preço mais reduzido, invertendo-se a situação nos meses de julho, agosto e setembro.

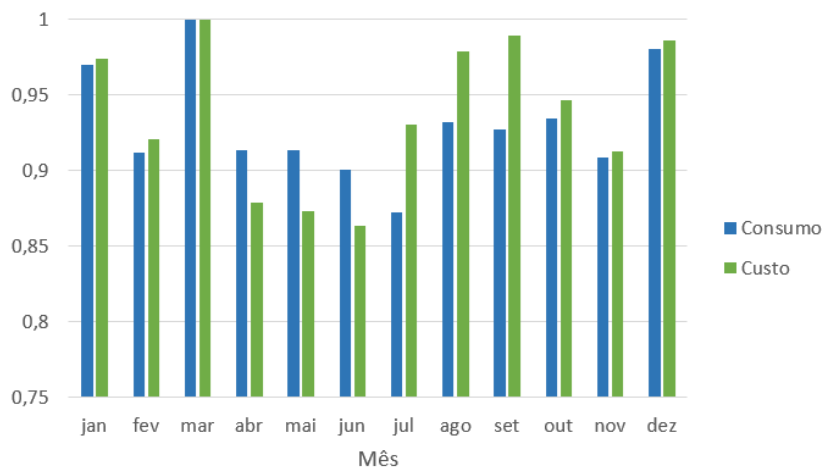


Figura 2.4: Gráfico comparativo do custo e consumo mensais da energia elétrica ao longo do ano 2017

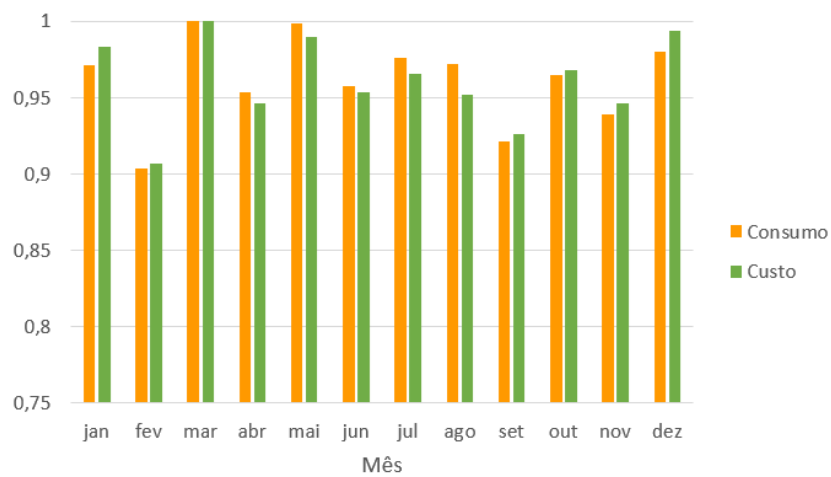


Figura 2.5: Gráfico comparativo do custo e consumo mensais do gás natural ao longo do ano 2017

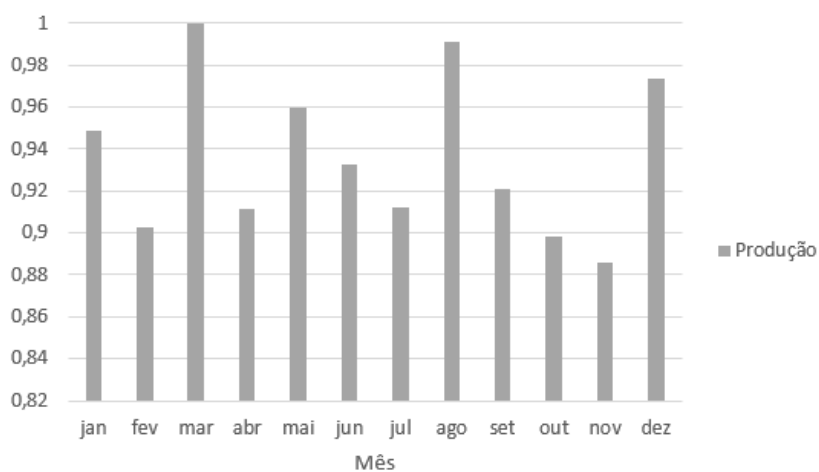


Figura 2.6: Gráfico da produção mensal ao longo do ano 2017

## Capítulo 3

# Pré-Aquecimento de Moldes

### 3.1 Definição do Problema

O processo de moldação do vidro envolve temperaturas relativamente altas devido à elevada temperatura da gota de vidro. Este facto requer atenção redobrada no que toca ao projeto dos moldes, ao comportamento do material dos moldes e também a todo o processo de produção. No projeto dos moldes, por exemplo, tem de ser tida em conta a dilatação dos mesmos de maneira a garantir a qualidade dimensional do produto final. Concretamente, os planos de separação dos moldes à temperatura ambiente não são coincidentes. À temperatura de funcionamento, a dilatação do material faz com que os planos de separação das duas metades do molde sejam coincidentes, garantindo uma união hermética. A qualidade do produto final está em grande parte relacionada com esta união hermética e também com a qualidade da aresta interior do plano de separação: quanto mais se garantir que a aresta é viva e quanto melhor for a união hermética dos planos, menos se notará a linha de separação no produto saído do molde. Na figura 3.1 está ilustrada a diferença entre a aresta viva e a aresta desgastada de um molde, visto de topo.

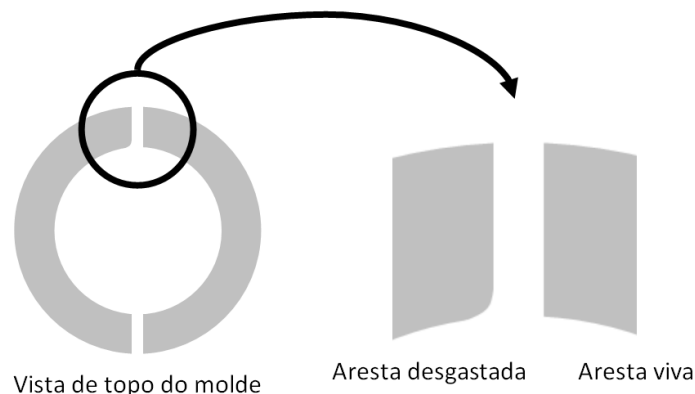


Figura 3.1: Esquema ilustrativo da aresta do molde

Caso o molde seja colocado em funcionamento na máquina sem que tenha sido atingida a temperatura ideal para a dilatação, o vidro prensado no molde irá vaziar ligeiramente pelo plano de separação e, dada a natureza corrosiva do vidro e as altas temperatura e pressão, a aresta será desgastada, diminuindo a vida útil do molde e deteriorando a qualidade do produto

à saída do molde. Mais ainda, caso a temperatura não seja a ideal, o tempo de aquecimento do molde na máquina será maior, resultando numa maior utilização de vidro (vidro este que será desperdiçado dada a falta de qualidade do produto à saída do molde) e num menor tempo útil de produção.

Apesar da temperatura da gota ser aproximadamente  $1200^{\circ}C$ , a superfície interior do molde apresenta uma temperatura de equilíbrio de aproximadamente  $600^{\circ}C$ , atingida após 45 minutos de funcionamento da máquina de moldação. Para que se atinja esta temperatura ideal de funcionamento, os moldes são atualmente pré-aquecidos em mufas, fornos convectivos a gás natural, até aos  $400^{\circ}C$ . Não é possível aquecer os moldes à temperatura ideal de  $600^{\circ}C$  porque estes, após o aquecimento nas mufas, têm de ser manuseados e montados na máquina por um operador. É um trabalho penoso, em que, mesmo utilizando luvas de *kevlar*, o operador apenas consegue suportar o molde nas suas mãos durante alguns segundos, implicando que esta operação seja rápida, propiciando a queda algo frequente de moldes, com a sua conseqüente inutilização. Esta diferença de temperatura de  $200^{\circ}C$  tem grande influência no processo de fabrico, uma vez que afeta a dilatação do molde e o tempo de aquecimento do molde na máquina, tal como explicado anteriormente. Visto que a produção na fábrica é feita em contínuo, as duas mufas existentes para este efeito estão permanentemente ligadas para permitir que haja moldes pré-aquecidos caso seja necessária a substituição de algum molde da máquina durante a produção de um artigo.

Na figura 3.2 estão imagens foto-realistas dos dois moldes exemplo, usados ao longo deste trabalho para os cálculos que foram efetuados: o molde da figura 3.2a representa o molde de maiores dimensões usado em produção e o molde da figura 3.2b representa o molde de menores dimensões. Na tabela 3.1 apresentam-se as dimensões gerais dos moldes.

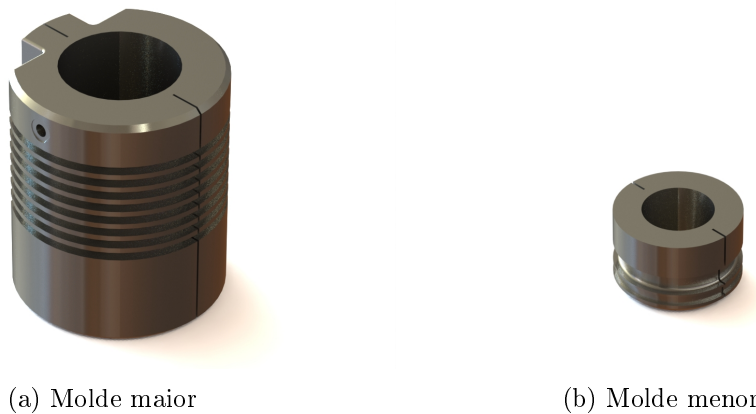


Figura 3.2: Representação foto-realista dos moldes exemplo

Tabela 3.1: Dimensões globais dos moldes

Característica	Molde maior	Molde menor
Diâmetro exterior, $D_{ext}[mm]$	195	118
Diâmetro interior, $D_{int}[mm]$	109	54 (médio)
Altura, $Alt[mm]$	229	75

## 3.2 Proposta Inicial

O modo de operação descrito resulta num desperdício de energia quando comparado com um sistema de aquecimento instantâneo, tal como o sistema proposto de indução eletromagnética. O sistema de aquecimento por indução eletromagnética surge como hipótese pela compatibilidade com os materiais usados e em grande parte devido à rapidez no aquecimento. Antes de qualquer análise prática e teórica ao sistema e à tecnologia pretendida, é importante que se entenda o porquê da adoção de uma medida destas.

Pretende-se um sistema que permita o pré-aquecimento dos 12 moldes, efetuado diretamente na máquina, eliminando assim quer as muffas, quer as emissões locais de  $CO_2$  e substituindo o consumo de gás natural por energia elétrica. Enquanto que o gás natural é uma fonte de energia primária, a energia elétrica é classificada como energia secundária, obtida pela transformação de uma fonte de energia primária [3]. A transformação adicional que é necessária à obtenção fontes de energia secundárias acarreta um custo acrescido, proveniente da tecnologia utilizada ou de possíveis perdas inerentes a essa mesma transformação. Contudo, a uma fonte de energia secundária pode estar associado um processo de utilização de energia mais eficiente que os processos disponíveis para fontes de energia primária. Não obstante, dependendo do número de trocas a efetuar e da dimensão dos moldes, a troca de fonte energética poderá resultar num aumento de custos.

Caso se consiga alcançar o objetivo hipotético de realizar o aquecimento de um molde em 30 segundos, e havendo a possibilidade de aquecer vários, ou mesmo todos os 12 moldes de uma só vez, todo o processo de troca será facilitado, comparável com um *pit stop* de Formula 1: os moldes são montados na máquina, insere-se uma bobine de indução em cada molde, estes são aquecidos em 30 segundos e ficam prontos para iniciar a produção. Este método aproxima o processo de troca ao conceito da filosofia *Lean*, o **SMED** (*Single Minute Exchange of Die*) permitindo reduzir o tempo total do processo de troca, aumentando o tempo disponível para produção e diminuindo o custo da troca propriamente dita.

Apesar de atualmente se utilizarem fornos convectivos e, portanto, não existir contacto direto da chama resultante da combustão do gás natural na muffa com o molde, poderão também existir problemas de contaminação na superfície dos moldes, contaminação esta que poderá influenciar o processo de moldação introduzindo contaminantes no vidro, por contacto. São mesmo referenciados episódios da presença de condensados na superfície dos moldes quando o período de aquecimento na muffa ultrapassa as 24 horas de referência. Ao aquecer-se os moldes por indução, o facto de não existir qualquer contacto físico com o molde, elimina a hipótese de contaminação, uma variável potenciadora de defeitos no processo de produção.

Por fim, o aquecimento do molde quando este já está montado na máquina, evita o manuseamento dos moldes quentes pelos operadores, possibilitando o aquecimento dos moldes à temperatura ideal de  $600^{\circ}C$ . Este pormenor melhora as condições de trabalho dos operadores e, ao permitir o aquecimento dos moldes à temperatura ideal, diminui ou elimina o aquecimento dos moldes em produção, aumentando a sua durabilidade e evitando-se os danos descritos na secção 3.1.



## Capítulo 4

# Fundamentos e Modelo Teóricos

### 4.1 Fenómenos de Composição Material

A grande maioria dos moldes utilizados na unidade de produção são construídos em aço inoxidável do tipo AISI 431. Este é um aço martensítico, com alto teor de cromo (que o torna inoxidável) com adição de níquel. É resistente à ação da água líquida ou sobre a forma de vapor, ácidos fracos, soluções alcalinas e até ao efeito oxidante do ácido nítrico. O aço está preparado para sofrer tratamentos térmicos e polimentos muito finos, tendo estes últimos um impacto potenciador da resistência à corrosão. Este tipo de aço tem aplicações variadas como a construção naval e mecânica, construção de compressores, indústria do papel e alimentar[4]. Na tabela 4.1 encontram-se as percentagens dos diferentes elementos que constituem o aço AISI 431 e na tabela 4.2 as propriedades genéricas do mesmo aço à temperatura de  $20^{\circ}C$ . Usualmente, os aços inoxidáveis comuns apresentam estruturas austeníticas e um teor mais elevado de níquel (8%) que modifica a estrutura do aço e o torna não magnético[5]. Contudo, sendo este um aço inoxidável martensítico com um teor de níquel muito inferior, as propriedades magnéticas mantêm-se.

Antes que se inicie qualquer cálculo da potência necessária para realizar o aquecimento indutivo, é necessário que haja uma visão geral dos limites existentes que possam colocar em causa a sua implementação no projeto. Os limites com menos dependências e, portanto, mais fáceis de analisar numa fase inicial, centram-se no comportamento da composição do material com a variação de temperatura. Visto que se trata de um aço inoxidável, há que ter em conta a temperatura máxima à qual o aço mantém as propriedades anti-oxidantes, quando exposto ao ar. Esta temperatura pode ser consultada na ficha técnica do aço, tomando neste caso, o valor de  $900^{\circ}C$ [6]. A própria estrutura do aço pode ser alterada, tornando-se mais dúctil ou frágil dependendo dos ciclos de aquecimento e arrefecimento sofridos pelo mesmo. Para realizar essa análise é necessário avaliar o diagrama de transformação em arrefecimento contínuo da figura 4.1. Na sua leitura, constata-se que nenhuma alteração significativa da estrutura irá acontecer a menos que se atinja a temperatura austenítica de  $1000^{\circ}C$ . A permanência da peça a essa temperatura permitirá que se iniciem as transformações da austenite e ferrite em carbonetos e o modo de arrefecimento permitirá a transformação dos carbonetos em diferentes percentagens de martensite, resultando num material com diferentes propriedades mecânicas. Com estas duas premissas, pode então concluir-se que, para que não haja alterações ao nível da composição do aço, a temperatura de  $900^{\circ}C$  não poderá ser ultrapassada.

Tabela 4.1: Composição química média do aço AISI 431[4]

Elemento	Percentagem (em massa)
C	0,19
Si	0,25
Mn	0,40
Cr	15,60
Ni	1,60

Tabela 4.2: Propriedades do aço AISI 431 a 20°C[4]

Propriedade	Valor
Densidade	$7,70 \text{ kg/dm}^3$
Condutividade térmica	$25,0 \text{ W/m} \cdot \text{K}$
Calor específico	$460 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$
Resistividade	$7 \times 10^{-7} \Omega \cdot \text{m}$
Permeabilidade relativa[7]	350
Emissividade[8]	0,22

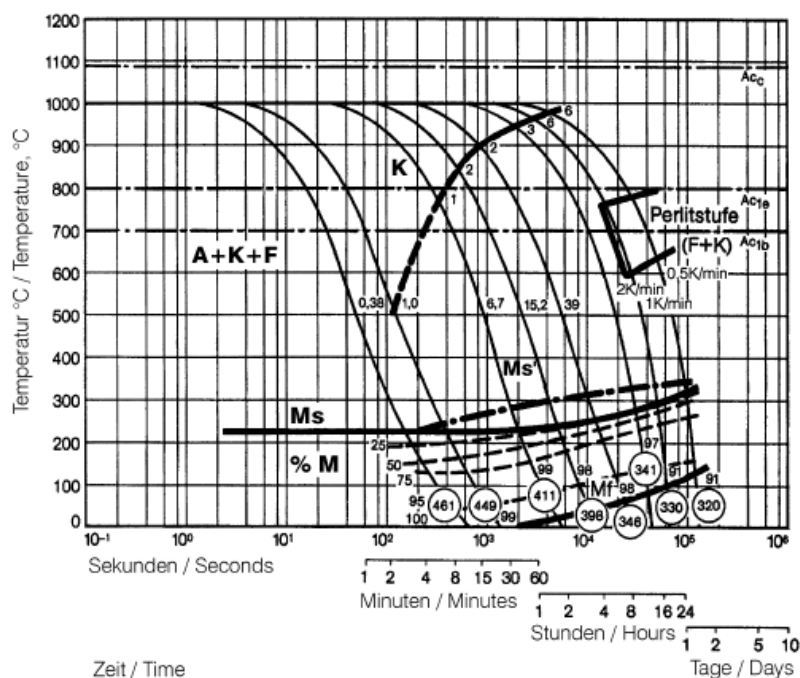


Figura 4.1: Diagrama de transformação em arrefecimento contínuo[4]



## 4.2 Fenómenos Térmicos

No caso de estudo atual, existem dois grupos principais em que se dividem os fenômenos térmicos: ganhos e perdas de calor. Como os ganhos de calor, mais concretamente a conversão de energia elétrica em energia térmica, estão dependentes dos fenômenos de eletricidade e magnetismo, estes só serão abordados e calculados na secção seguinte, 4.3. A presente secção focar-se-à na análise e cálculo das perdas de calor, que se manifestam sobre a forma de radiação e convecção livre.

Para o cálculo das perdas, considerou-se um caso genérico de um cilindro oco em aquecimento no interior da bobine indutora, cilindro esse com dimensões idênticas ao molde de maior dimensões que se encontra em produção. O cilindro tem como características dimensionais, um diâmetro externo de  $195mm$ , um diâmetro interno de  $109mm$ , uma altura exterior de  $229mm$  e uma altura interior de  $214mm$ . A temperatura inicial do molde e também temperatura ambiente definida é de  $30^{\circ}C$  (temperatura interior do pavilhão de produção), e a temperatura final de  $600^{\circ}C$  (temperatura de equilíbrio da superfície interior dos moldes durante a produção).

Definidas as dimensões e geometria da peça, segue-se o cálculo das perdas energéticas por radiação e por convecção livre, dadas pelas equações 4.1 e 4.2 respetivamente.

$$Q''_{rad} = \sigma \times \varepsilon \times \left[ (T_s + 273)^4 - (T_{\infty} + 273)^4 \right] \quad [W/m^2] \quad (4.1)$$

$$Q''_{conv} = \bar{h} \cdot (T_s - T_{\infty}) \quad [W/m^2] \quad (4.2)$$

Na metodologia de cálculo das perdas por radiação, é tido como pressuposto que as superfícies são isotérmicas, difusas, cinzentas e opacas. É também tido em conta que a radiosidade e a irradiação são uniformes. Considerando que o molde está inserido numa cavidade que é o pavilhão da produção, que se mantém a uma temperatura ambiente  $T_{\infty}$ , a radiação emitida pelas superfícies exteriores do molde será absorvida por esta. Nas superfícies lateral exterior e topo exterior do molde, as perdas podem ser calculadas através da equação 4.1 [8], tendo em conta que estas superfícies são muito menores que a envolvente e que o ar não tem influência na troca de energia na forma de radiação. Nesta equação,  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $\varepsilon$  a emissividade definida na tabela 4.2,  $T_{\infty}$  a temperatura ambiente e  $T_s$  a temperatura da superfície. Por serem estes os cálculos para a determinação das perdas caloríficas no pior caso possível, considerou-se que todas as superfícies do cilindro considerado se encontram à temperatura de  $600^{\circ}C$ . Calculado o fluxo, este é multiplicado pela área de cada uma das superfícies, concluindo que as perdas por radiação são de  $1001,69W$  para a superfície lateral exterior e de  $41,48W$  para a superfície do topo exterior.

Visto que as superfícies lateral interior e topo interior formam uma cavidade, a metodologia de cálculo das perdas é diferente pois é necessário ter em conta as trocas de radiação que ocorrem entre as superfícies que formam a cavidade. O esquema da figura 4.2 auxilia a compreensão da metodologia de cálculo. A superfície 1 corresponde à superfície lateral interior, a superfície 2 ao topo interior e a superfície 3 representa a abertura da cavidade, definida para auxiliar o cálculo da radiação que incide nesta, e que é, portanto, absorvida pelo meio ambiente. Estando as superfícies 1 e 2 à mesma temperatura, as trocas de radiação que irão ocorrer serão entre as superfícies 1 e 3, e as superfícies 2 e 3. A potência calorífica da radiosidade proveniente das superfícies 1 e 2, que incide na superfície 3 é dada pela equação 4.3. Comparando com a equação 4.1, esta equação tem em conta a área da superfície  $x$  (neste

caso, a superfície 1 ou 2) no termo  $A_x$ , e o fator de forma entre a superfície  $x$  e a superfície 3 no termo  $F_{x3}$ . O fator de forma  $F_{23}$  é calculado a partir do caso conhecido de dois discos coaxiais paralelos, pela equação 4.4 onde  $r_2$  e  $r_3$  são iguais e representam o raio das superfícies 2 e 3, respectivamente, e  $S$  é dado pela equação 4.5 em que  $R_2$  é igual a  $R_3$  e representam o quociente do raio das superfícies  $r_2$  ou  $r_3$  pela distância que separa as duas superfícies [8]. A temperatura da superfície 3,  $T_3$ , é igual à temperatura ambiente definida anteriormente. O fator de forma  $F_{13}$  é calculado pela regra do somatório, em que a soma dos fatores de forma da cavidade é igual a 1. Efetuados os cálculos, o fator de forma  $F_{23}$  é igual a 0,06, e o fator de forma  $F_{13}$  igual a 0,94. Deste modo, conclui-se que a potência calorífica das perdas por radiosidade é de 493,10 e 7,68W para a superfície lateral interior e da superfície topo interior, respectivamente.

$$Q_{x3} = A_x \times F_{x3} \times \sigma \times \varepsilon \times \left[ (T_x + 273)^4 - (T_3 + 273)^4 \right] \quad [W] \quad (4.3)$$

$$F_{23} = \frac{1}{2} \left\{ S - \left[ S^2 - 4(r_3/r_2)^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (4.4)$$

$$S = 1 + \frac{1 + R_3^2}{R_2^2} \quad (4.5)$$

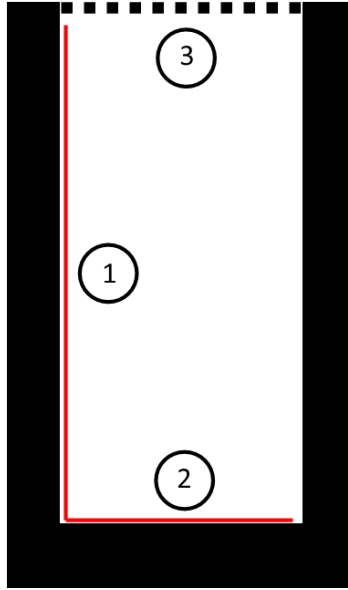


Figura 4.2: Vista em corte do molde com numeração de superfícies

Por outro lado, as perdas por convecção livre envolvem uma metodologia de cálculo mais complexa no que toca ao cálculo do coeficiente de convecção livre médio de cada superfície,  $\bar{h}$ . Para tal, considerando o aquecimento do cilindro na posição vertical, discretizaram-se em casos conhecidos as diversas paredes do cilindro: a face lateral exterior e interior do cilindro como placas planas verticais com fluxo ascendente, a face do topo exterior e a face do topo interior como uma placa horizontal com a face quente para cima, e a base do molde considerada uma fronteira adiabática. Para qualquer um dos casos conhecidos, a metodologia para o cálculo do coeficiente de convecção livre médio é idêntica: calcular o número de Rayleigh ( $R_a$ ) para

determinar se a convecção ocorre em regime laminar ou turbulento; através do número de Rayleigh é calculado o número de Nusselt ( $N_u$ ), calculando-se seguidamente o coeficiente de convecção livre médio. No caso das superfícies interiores, considerou-se uma temperatura na zona de escoamento não perturbado,  $T_\infty$ , igual à média da temperatura da superfície,  $T_s$ , e da temperatura ambiente do pavilhão de produção.

A aproximação das paredes de um cilindro vertical a uma placa plana vertical pode ser feita apenas se a espessura da camada limite for muito inferior ao diâmetro do cilindro [8]. Este facto é traduzido pela condição da equação 4.6, em que  $D$  é o diâmetro do cilindro,  $L$  a sua altura e  $Gr_L$  o número de Grashof calculado pela equação 4.7. Nessa equação,  $g$  corresponde à aceleração da gravidade,  $\beta$  o inverso da temperatura do filme  $1/T_f$ ,  $L$  a altura do cilindro e  $\nu$  a viscosidade cinemática do ar. Realizados os cálculos, constata-se que a condição é verdadeira tanto para a parede exterior como para a parede interior do molde.

O número de Rayleigh é calculado pela equação 4.8[8] com as propriedades do ar avaliadas à temperatura de filme de  $T_f = (T_s + T_\infty)/2 = 588K$ , que podem ser consultadas na tabela 4.3. Na equação 4.8,  $g$  corresponde à aceleração da gravidade,  $\beta$  é o inverso da temperatura de filme  $1/T_f$ ,  $L$  é o comprimento da placa,  $\nu$  a viscosidade cinemática e  $\alpha$  a difusividade térmica. Com um valor de Rayleigh de  $3,8 \times 10^7$  para a parede exterior e de  $1,5 \times 10^7$  para a parede interior, o regime do escoamento é laminar por se encontrar abaixo do valor limiar de  $1 \times 10^9$ . Neste regime, o número de Nusselt médio para a placa plana vertical calcula-se de acordo com a equação 4.9[8], obtendo-se o valor de 40,76 e 32,71. Aplicando estes valores à equação 4.10 calculam-se os coeficientes de convecção livre médios de 7,81 e 6,71W/m<sup>2</sup> · K que pela equação 4.2 correspondem a um fluxo de 4453,36 e 3824,74W/m<sup>2</sup> e uma potência de 624,75 e 280,28W quando multiplicado o fluxo pela área da parede lateral exterior e interior do cilindro, respetivamente.

$$\frac{D}{L} \gtrsim \frac{35}{Gr_L^{0,25}} \quad (4.6)$$

$$Gr_L = \frac{g \times \beta \times (T_s - T_\infty) \times L^3}{\nu^2} \quad (4.7)$$

Tabela 4.3: Propriedades do ar a 588K[8]

Propriedade	Valor
Condutividade térmica, $k$	0,0462W/m · K
Viscosidade cinemática, $\nu$	$5,098 \times 10^{-5}m^2/s$
Aceleração da gravidade, $g$	9,8m/s <sup>2</sup>
Difusividade térmica, $\alpha$	$7,445 \times 10^{-5}m^2/s$
$\beta$	$1,701 \times 10^{-3}K^{-1}$
Prandtl, $Pr$	0,6845
Condutividade	0S/m
Permeabilidade relativa	1

$$Ra = \frac{g \times \beta \times (T_s - T_\infty) \times L^3}{\nu \times \alpha} \quad (4.8)$$

$$\overline{N}_u = 0,68 + \frac{0,670 \times R_a^{1/4}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr}\right)^{9/16}\right]^{4/9}} \quad (4.9)$$

$$\overline{N}_u = \frac{\bar{h} \times L}{k} \quad (4.10)$$

No cálculo das perdas convectivas do topo exterior e do topo interior, tidas como uma placa horizontal com a face quente para cima, o número de Rayleigh pode ser calculado também pela equação 4.8 mas com  $L$  igual ao comprimento característico, que neste caso é dado pela área de superfície a dividir pelo perímetro,  $L = A_s/P$ [8]. Para a face do topo exterior, o número de Rayleigh assume o valor de  $1,37 \times 10^6$  e para a face do topo interior obtem-se o valor de  $3,16 \times 10^4$ , ambos inferiores ao limiar de  $1 \times 10^7$  estando portanto em regime laminar. O número de Nusselt pode então ser calculado pela equação 4.11[8] obtendo-se o valor de 18,48 e 7,20 que quando aplicado na equação 4.10 permite o cálculo dos coeficientes de convecção livre médios de 10,68 e 11,60  $W/m^2 \cdot K$  para as superfícies em questão, usando o comprimento característico das placas na variável  $L$ . Usando a mesma metodologia do caso anterior, calcula-se o fluxo de 6084,98 e 6612,47  $W/m^2$  pela equação 4.2[8] que quando multiplicado pelas áreas das superfícies exterior e interior retorna a potência de 35,35 e 61,70  $W$  respetivamente.

$$\overline{N}_u = 0,54 \times R_a^{1/4} \quad (4.11)$$

Seguiu-se a mesma metodologia para o cálculo das perdas por radiação e convecção do molde menor. Considerou-se um cilindro de geometria idêntica ao do molde menor, com um diâmetro externo de 118  $mm$ , um diâmetro interior variável entre 42  $mm$  e 66  $mm$ , e uma altura de 75  $mm$ . Dada a particularidade de ter um diâmetro interior variável, na aproximação da face interior do cilindro a uma placa plana vertical, considerou-se um diâmetro médio. Por razões de natureza operacional, o fundo deste molde é móvel, sendo a face superior do fundo, complanar à base do molde. Por este facto, a altura interior e exterior do molde são iguais. Na tabela 4.4 estão resumidas todas as perdas energéticas para cada um dos casos.

Tabela 4.4: Quadro resumo das perdas energéticas

Molde	Superfície	$\bar{h}$	$Q_{conv}[W]$	$Q_{rad}[W]$
Maior	Lateral Exterior	7,81	624,75	1001,69
	Lateral Interior	6,71	280,28	493,10
	Topo Exterior	10,68	35,35	41,48
	Topo Interior	11,60	61,70	7,68
Menor	Lateral Exterior	10,55	166,97	198,18
	Lateral Interior	8,94	64,82	81,40
	Topo Exterior	12,31	60,42	22,83
	Topo Interior	13,83	18,05	3,40

### 4.3 Fenómenos de Eletricidade e Magnetismo

O aquecimento por indução foi observado pela primeira vez quando detetado o calor produzido nos enrolamentos de motores elétricos e de transformadores. Os estudos iniciais tiveram como objetivo a diminuição do calor gerado nos enrolamentos de forma a aumentar a sua eficiência [9]. A partir daqui, a indução começou a ser estudada como forma de aquecimento para o tratamento térmico de superfícies, sendo esta a aplicação mais recorrente desta tecnologia. O seu uso na indústria da injeção de termoplásticos é já recorrente, existindo vários estudos da sua aplicação nesta área[10][11][12][13][14]. Contudo, a sua aplicação direta na indústria do vidro, mais propriamente no aquecimento de moldes, é desconhecida, não existindo estudos de natureza científica. Nos artigos citados, o uso da indução eletromagnética prima pela facilidade e precisão no controlo de temperatura das superfícies em aquecimento, bem como no aumento da eficiência energética quando comparada com os métodos de aquecimento tradicionais. Para que haja o aquecimento por indução, são necessários dois componentes essenciais: um indutor e uma massa a ser induzida. O indutor, geralmente sob a forma de uma bobine de cobre, será o objeto por onde circulará a corrente e onde será gerado o campo magnético. A massa a ser induzida será a peça que se querará aquecer. Existem então duas vias pelas quais o calor é gerado na peça a aquecer.

A primeira, e de maior influência, é através da resistência do material à condução de corrente elétrica. Todos os materiais metálicos são condutores de corrente elétrica, embora oferecendo diferentes resistências, de acordo com a sua composição[9]. A corrente alternada que percorre o indutor, gera um campo magnético em torno de si mesmo, variando de intensidade e distribuição com a sua geometria. Por sua vez, este campo magnético gera uma corrente, dita induzida, na peça a aquecer que se encontra no campo magnético gerado. A corrente induzida, também denominada de corrente de *Eddy*, aliada à resistência do material à condução dessa corrente, origina perdas que, segundo a lei da conservação da energia, se transformam em calor, o efeito *Joule*. A potência calorífica transformada pode ser calculada através da equação 4.12, onde  $I$  é a intensidade da corrente e  $R$  a resistência do material condutor. Esta é apenas uma aproximação, pois a potência dependerá também da frequência da corrente alternada que circula no indutor. Tipicamente quanto maior a frequência, maior a potência calorífica na peça e conseqüentemente mais rápido o aquecimento[9]. A frequência, por outro lado, irá influenciar um outro fator designado na literatura como *skin effect* ou, em português, efeito pelicular. Este efeito caracteriza-se como a penetração da corrente induzida, ou seja, a profundidade à qual a corrente de *Eddy* se irá manifestar com maior intensidade (definida como a profundidade onde 87% da potência calorífica se irá gerar [15]). A profundidade do efeito pelicular pode ser calculada pela equação 4.13 onde  $\rho$  é a resistividade,  $\mu$  a permeabilidade magnética do material, e  $f$  a frequência da corrente alternada. No caso do aço, esta profundidade é pequena, sendo cerca de 1 mm para frequências baixas de 1 kHz e diminuindo com o aumento da frequência tal como é possível deduzir da equação.

$$P = I^2 \times R \quad [W] \quad (4.12)$$

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \cdot \mu \cdot f}} \quad [m] \quad (4.13)$$

Por outro lado, o aquecimento por indução pode acontecer através de um efeito conhecido como histerese magnética, que se baseia na interação entre os dipolos atômicos de um material,

que se alinham com um campo magnético exterior [16]. Se esta interação for cíclica e contínua, tal como é na indução eletromagnética, gerar-se-á calor resultante do atrito e da agitação molecular que se irá somar ao calor gerado pela corrente de *Eddy*. A histerese magnética está apenas presente em materiais com propriedades magnéticas e, mesmo nesses materiais, somente se revela abaixo da temperatura de *Curie*, temperatura à qual o material perde as suas propriedades magnéticas, sendo que, para o aço comum apresenta o valor de  $760^{\circ}C$ , valor este que pode alterar ligeiramente de acordo com as diferentes ligas de aço[9].

#### 4.4 Cálculo Algébrico da Potência de Indução

A potência do processo de indução tem dois significados distintos: a potência térmica necessária para o aquecimento da peça e a potência elétrica que percorre a bobine de indução, conhecida também por potência do equipamento. O cálculo destas duas potências poderá ser feito através de um modelo matemático resolúvel pelo método dos elementos finitos ou através de cálculos algébricos que resultam, em última instância, num cálculo aproximado.

$$P_w = m \times c_p \times \frac{T_f - T_i}{t} \quad [W] \quad (4.14)$$

Pela equação 4.14 calcula-se uma estimativa da potência necessária para aquecer a peça em questão, a uma temperatura  $T_f$  num determinado intervalo de tempo de  $t$  segundos, sendo a massa  $m$  em  $kg$  e  $c_p$  o valor do calor específico em  $J/kg.^{\circ}C$ . A potência no enrolamento, por questões de eficiência, é necessariamente superior à potência térmica, e é dada pela equação 4.15[16] que relaciona as duas potências através de fatores de eficiência.

$$P_{bobine} = \frac{P_w}{\eta_{el} \times \eta_{th}} \quad [W] \quad (4.15)$$

Na equação 4.15  $\eta_{el}$  corresponde à eficiência elétrica e  $\eta_{th}$  à eficiência térmica. A eficiência elétrica é dada pelo quociente entre a potência térmica  $P_w$  e a soma da potência térmica com as perdas elétricas  $P_{perda}^{el}$  (equação 4.16) sendo a eficiência térmica o quociente entre a potência estimada  $P_w$  e a soma das perdas caloríficas  $P_{perda}^{th}$  com a potência estimada (equação 4.17). A potência na bobine  $P_{bobine}$  é também conhecida como a potência necessária do equipamento de indução[16].

$$\eta_{el} = \frac{P_w}{P_w + P_{perda}^{el}} \quad (4.16)$$

$$\eta_{th} = \frac{P_w}{P_w + P_{perda}^{th}} \quad (4.17)$$

Como as perdas elétricas dependem de inúmeros fatores relacionados com a bobine, a peça e a sua envolvente, o cálculo da eficiência elétrica é um processo complexo e moroso. No entanto, através da equação 4.18 é possível calcular uma aproximação para o caso de aquecimento por indução de um cilindro no interior de uma bobine[16], assumindo que:

- ∴ o efeito pelicular é pronunciado;
- ∴ não existem outras massas na vizinhança para além da peça e do enrolamento;
- ∴ o enrolamento é infinitamente longo e tem uma única camada;

∴ o enrolamento é feito de tubo de cobre com uma parede espessa.

$$\eta_{el} = \frac{1}{1 + \frac{D'_1}{D'_2} \times \sqrt{\frac{\rho_1}{\mu_r \cdot \rho_2}}} \quad (4.18)$$

$D'_1$  é o diâmetro efetivo da bobine, calculado pela soma do diâmetro da bobine com a profundidade de penetração da corrente na bobine, em metros.  $D'_2$  é equivalente a  $D'_1$  mas para a peça cilíndrica a aquecer.  $\rho_1$  e  $\rho_2$  representam a resistividade da bobine e da peça, respetivamente, em  $\Omega \cdot m$ , e  $\mu_r$  é a permeabilidade relativa da peça.

Tabela 4.5: Propriedades do cobre a 27°C[8]

Propriedade	Valor
Densidade	8,93 kg/dm <sup>3</sup>
Condutividade térmica	401 W/m · K
Calor específico	385 J/(kg · K)
Resistividade	1,68 × 10 <sup>-8</sup> Ω · m
Permeabilidade relativa	1

De maneira a calcular uma estimativa inicial da potência requerida, considerou-se um caso genérico de um cilindro oco, em aquecimento no interior da bobine indutora, cilindro esse com dimensões idênticas ao molde de maiores dimensões que se encontra em produção, ou seja, o mesmo cilindro considerado na secção 4.2 para o cálculo das perdas energéticas.

É calculada a potência térmica necessária através da equação 4.14 tendo em conta as temperaturas inicial e final utilizadas na secção 4.2. A massa do cilindro é de 36kg e o valor do calor específico é obtido na tabela 4.2. Definiu-se um intervalo de tempo para o aquecimento com a duração de 30 segundos, intervalo esse que é igual ao objetivo inicialmente definido na secção 3.2. Assim sendo, é necessária uma potência térmica  $P_w$  de 316,4 kW, quando não são consideradas quaisquer perdas de energia. Segue-se o cálculo da profundidade de penetração da corrente para a peça e para a bobine, através da equação 4.13 e dos dados das tabelas 4.2 e 4.5, com uma frequência de 10kHz pertencente ao intervalo empiricamente definido para o aquecimento por indução eletromagnética [16]. Assumindo um espaçamento de 10mm entre a bobine e o cilindro, calcula-se a eficiência elétrica pela equação 4.18 obtendo um valor de 0,993. A partir das perdas calculadas na secção 4.2 e da equação 4.17 calcula-se a eficiência térmica  $\eta_{th}$  em que o termo  $P_{perda}^{th}$  corresponde ao somatório das perdas por convecção e por radiação das superfícies do cilindro, obtendo-se um coeficiente de 0,945. Aplicando a equação 4.15 com os devidos coeficientes e a potência térmica estimada,  $P_w$ , conclui-se que é necessário um equipamento com uma potência de 335,5kW.

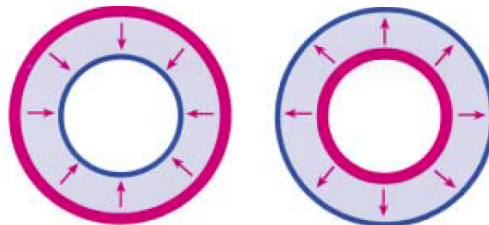
## 4.5 Análise Termodinâmica e Estrutural com Recurso ao MEF

Como é facilmente constatável na secção 4.4, a potência requerida é muito elevada, não sendo deste modo viável a utilização de um equipamento de potência nesta ordem de grandeza. O aquecimento do molde pelo exterior terá assim de ser abandonado, optando-se por uma abordagem diferente: visto que o aquecimento por indução eletromagnética prima também pela facilidade de localizar esse mesmo aquecimento, e que a superfície de interesse é

a superfície interior do molde, aquecer-se-à o molde pela superfície interior, introduzindo a bobine indutora na cavidade interior, pela parte superior do molde. Este método tem a vantagem de localizar o aquecimento apenas na zona em que é realmente necessário, reduzindo a potência requerida e a energia despendida, mas tem a desvantagem de implicar que se realize o aquecimento usando o campo magnético exterior da bobine, que é significativamente mais fraco que no seu interior e que diminui substancialmente com a distância [17].

Ao método utilizado anteriormente na secção 4.4 falta também uma análise ao comportamento mecânico do material, isto é, as tensões e deformações provocadas pelos gradientes de temperatura gerados em rápidos aquecimentos, como é o caso.

No aquecimento por indução eletromagnética com recurso a bobines (também conhecidas como solenóides), é feita uma divisão em dois grandes grupos: aquecimento de superfícies de diâmetro interno (DI) ou de diâmetro externo (DE), conhecidos na literatura como *OD* ou *ID heating* [17]. Tomando o exemplo do aquecimento por indução eletromagnética de um cilindro oco, e se este for um aquecimento do tipo DE, a bobine é colocada em torno do cilindro e o aquecimento é feito desde a parede exterior até à parede interior do mesmo. Se por outro lado, o aquecimento for do tipo DI, a bobine é colocada na cavidade do cilindro e o calor propagar-se-à desde a superfície interior até à superfície exterior do cilindro. A figura 4.3 ilustra os conceitos referidos. Estes diferentes métodos de aquecimento resultam da necessidade de adaptar o processo de aquecimento por indução eletromagnética aos diferentes fins e distintas geometrias das peças que se pretendem aquecer. Enquanto que o aquecimento de superfícies DE é facilmente aplicado sem que seja necessário um estudo aprofundado da parametrização do processo, o aquecimento de superfícies DI é um processo que peca pela falta de eficiência, quando aplicado sem a devida parametrização.



(a) Aquecimento DE (b) Aquecimento DI

Figura 4.3: Tipos de aquecimento de diâmetros [17]

O efeito anelar, *ring effect*, presente em indutores solenoidais, caracteriza-se pela concentração da corrente na zona do diâmetro interior da bobine. Este efeito faz com que o processo de aquecimento de superfícies DE seja mais eficiente, devido à proximidade entre a corrente da bobine e a superfície onde será induzida a corrente. No aquecimento de superfícies DI, o oposto é verdadeiro, havendo a perda de eficiência devido ao maior distanciamento entre a superfície da peça e o diâmetro interior da bobine [17]. Esta nova configuração, ilustrada na figura 4.4, faz com que o cálculo da potência seja muito mais complexo, tornando o cálculo algébrico uma opção morosa, pelo que se optou pela utilização de *software* que replique os fenómenos envolvidos através de cálculo computacional, particularmente através do método dos elementos finitos (MEF).

Para além do molde e da bobine indutora já abordados, na figura 4.4 é possível observar também que o molde se encontra envolvido por uma terceira peça. Apesar de se tratarem de moldes do mesmo processo, no caso do molde de maiores dimensões, o artigo produzido



requer que o molde abra, para que seja retirada a peça já formada do seu interior. Para tal utiliza-se a referida peça, denominada de porta-moldes, onde o molde é montado num suporte deslizante. É uma peça de ferro fundido que deve ser tida em conta, dada a alteração de certas condições de fronteira.

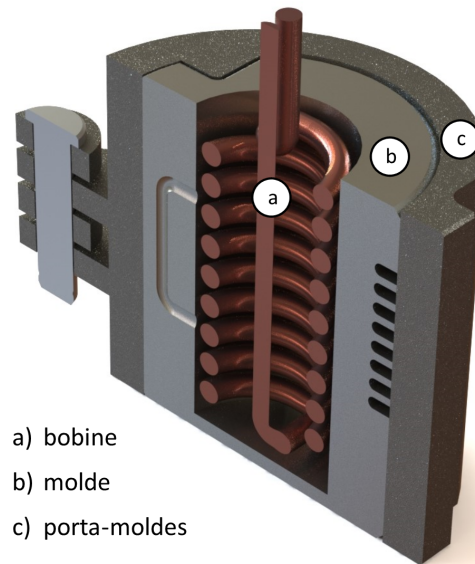


Figura 4.4: Representação foto-realista da configuração proposta, vista em corte

Optou-se por criar um modelo que reproduzisse o presente caso de estudo. Reduzindo um caso de aquecimento por indução eletromagnética ao mais simples dos fenômenos térmicos, este pode ser equiparado à geração interna de calor no domínio sólido entre a superfície interior do molde e o limite inferior da profundidade de penetração da corrente. Partindo de uma geometria aproximada de um cilindro envolto por outro, com as condições fronteira já referidas e tendo em conta que a geração de calor é uniforme, conclui-se que, do ponto de vista térmico, a distribuição de temperatura é bidimensional, com a temperatura a variar apenas nos sentidos radial e longitudinal.

No entanto, dada a disponibilidade de recursos computacionais, optou-se por simular o modelo a três dimensões, utilizando a geometria exata dos moldes. Dado que do intervalo de frequências utilizado neste trabalho resultam profundidades de penetração da corrente reduzidas, a espessura do "volume sólido" onde será gerado o calor é também reduzida. Este facto dificultou e, em certos casos, inviabilizou a geração da malha de elementos finitos, sendo que as primeiras simulações se revelaram inconclusivas.

Para ultrapassar este problema, e por se tratarem de profundidades de penetração da corrente reduzidas, equacionou-se aproximar o processo de geração interna de calor, a um fluxo de calor através da superfície interior do molde. Para validar esta aproximação, recorreu-se à simulação do modelo a duas dimensões, com a geometria e condições fronteira já referidas. É necessário porém, enquadrar a análise a duas dimensões numa de três categorias conhecidas: estado plano de tensão, estado plano de deformação ou axissimétrico. Dado que os cilindros considerados para a geometria do modelo não têm dimensão muito reduzida nem muito elevada na direção do plano, o modelo enquadra-se no caso axissimétrico. O modelo geométrico

utilizado define-se como uma "fatia" no plano radial do conjunto cilíndrico e é representado na figura 4.5.

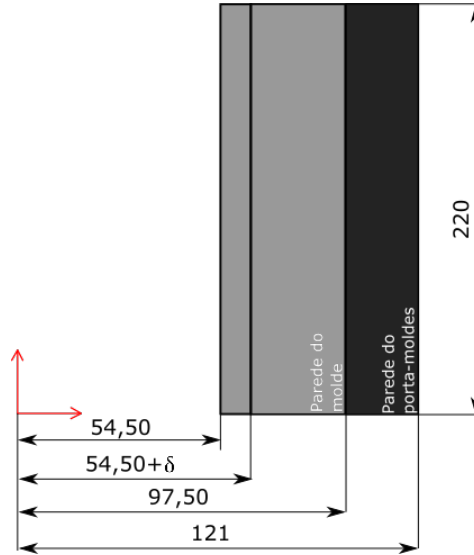


Figura 4.5: Representação geométrica da simulação a duas dimensões

Para o estudo, definiu-se um caso de referência em que é utilizado o fluxo de calor na superfície interior do molde, e outros seis casos onde é aplicada geração de calor para diferentes profundidades de penetração da corrente, sendo que, o produto da geração volumétrica de calor pelo volume onde ela ocorre é igual ao produto do fluxo superficial de calor pela área onde o mesmo ocorre. Os dados relativos às propriedades dos materiais que foram utilizados estão dispostos nas tabelas 4.2 e 4.6, e foi usado um fluxo calorífico de  $88,78 \text{ kW/m}^2$  no caso de referência.

Tabela 4.6: Propriedades do ferro fundido do porta-molde a  $20^\circ\text{C}$  [8]

Propriedade	Valor
Densidade	$7,85 \text{ kg/dm}^3$
Condutividade térmica	$60,5 \text{ W/m} \cdot \text{K}$
Calor específico	$434 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$

Em cada caso foram selecionadas diferentes frequências, a que correspondem diferentes profundidades de penetração da corrente, que se encontram resumidas na tabela 4.7 e associadas à taxa de geração interna de calor. De notar que as frequências de 5 e  $50 \text{ kHz}$  são, respetivamente, os limites inferior e superior das frequências utilizadas neste trabalho, sendo que as restantes se encontram fora do âmbito do mesmo.

Na figura 4.6 apresentam-se os resultados dos diferentes casos da simulação a duas dimensões. Constata-se que a variação das temperaturas máxima e mínima dos diferentes casos em relação à referência é mínima. No entanto, a partir do caso 3 evidencia-se uma ligeira diferença na distribuição de temperatura, quando comparado com os casos anteriores e com a referência. A diferença na distribuição de temperatura é ainda mais acentuada no caso 4 e seguintes. Pode assim concluir-se que, no âmbito do presente trabalho, a aproximação do processo de geração interna de calor no volume definido pode ser aproximado a um fluxo

Tabela 4.7: Quadro resumo das características da simulação 2D para cada caso

Caso	Frequência [Hz]	Profundidade, $\delta$ [mm]	$\dot{q}$ [MW/m <sup>3</sup> ]
1	50000	0,1	141,16
2	5000	0,32	44,02
3	500	1	14,00
4	55	3	4,58
5	20	5	2,70
6	5	10	1,29

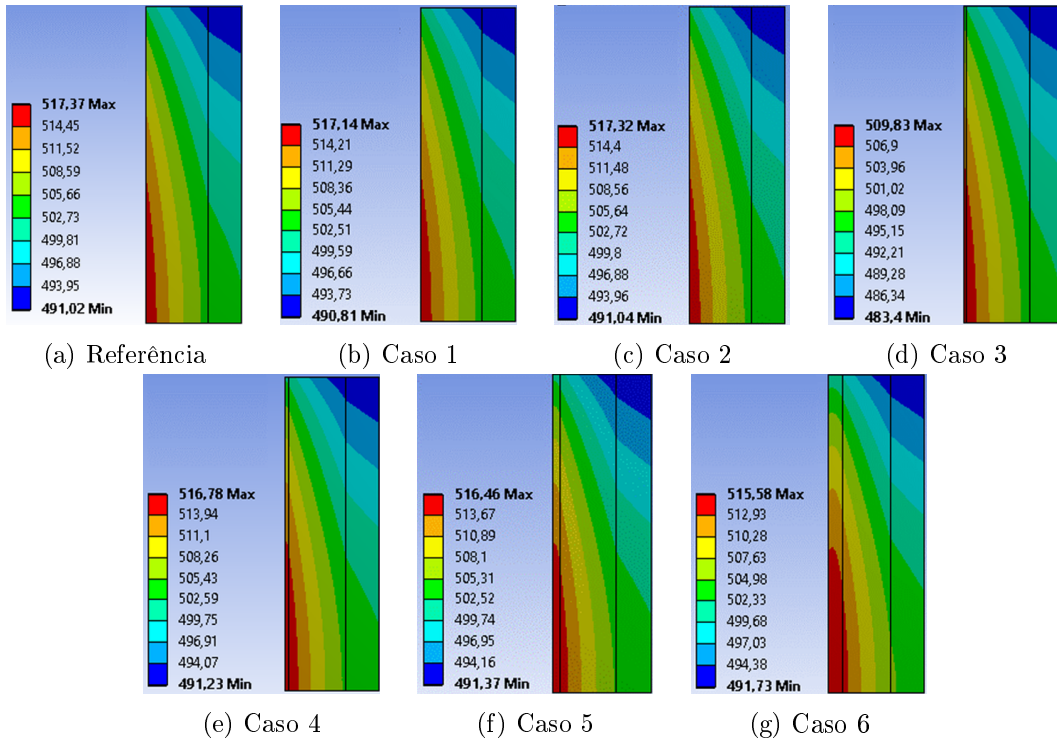


Figura 4.6: Resultados da simulação a duas dimensões

calorífico incidente na parede interior do cilindro, sem que haja variações significativas na magnitude e distribuição de temperatura.

A análise térmica a três dimensões do *software* ANSYS, permite que se obtenha a distribuição de temperatura em todo o molde. Caso se opte por um estudo em regime transiente, ao invés de um estudo em regime estacionário, é possível ainda obter essa mesma distribuição de temperatura, bem como a sua variação ao longo do tempo. Utilizou-se uma análise em regime transiente, dada a necessidade de se conhecer a distribuição de temperatura no molde em diversos instantes do processo de aquecimento para que mais tarde, no desenvolvimento deste trabalho, se avaliem os efeitos dos gradientes de temperatura ao nível do comportamento mecânico do material.

O estudo realizado no programa ANSYS tem a particularidade de ser multi-disciplinar. Em traços genéricos, foram realizadas duas simulações de áreas distintas: simulação termodinâmica e simulação estrutural. A distribuição de temperatura, resultado da simulação termo-

dinâmica, é importada durante a simulação estrutural, que é realizada nos instantes críticos. Passa-se assim de uma análise termodinâmica em regime transiente para uma análise estrutural em regime estacionário.

Como em todos os estudos realizados com o modelo, foram inseridas as propriedades do material dos moldes, o aço AISI 431, definidas na literatura, e utilizadas as propriedades do ferro fundido dos porta-moldes, que estão presentes na biblioteca de materiais do ANSYS. Apesar de certas propriedades do material em que se destacam por exemplo, a condutividade térmica e a tensão de limite elástico, se alterarem com a temperatura, não foi possível obter dados fidedignos do valor de todas as propriedades para cada temperatura entre os  $30^{\circ}C$  e os  $600^{\circ}C$ , gama de temperaturas prevista para o estudo. Portanto, a condutividade térmica, densidade e calor específico foram considerados constantes e iguais aos valores da tabela 4.2 enquanto que para o módulo de elasticidade, coeficiente de expansão térmica e tensão limite de elasticidade, consideraram-se os valores das tabelas 4.8 e 4.9. De maneira a definir completamente o aço AISI 431 para a simulações a efetuar, resta inserir no modelo a curva S-N que define o comportamento do material quando sujeito a cargas cíclicas, e que pode ser consultada no gráfico da figura 4.7. Estas últimas propriedades do material serão utilizadas pelo programa aquando da análise estrutural. Em relação ao ferro-fundido, as propriedades usadas no estudo termodinâmico encontram-se na tabela 4.6.

De maneira a que não surjam interpretações incorretas, esclarece-se que, adiante, a designação "processo de aquecimento" refere-se à operação global, que se divide em duas partes distintas: a fase de aquecimento em que é, de facto, realizado o aquecimento por indução, e a fase de desmontagem, posterior à fase de aquecimento, em que se retiram as bobines indutoras do interior dos moldes para que se inicie a produção.

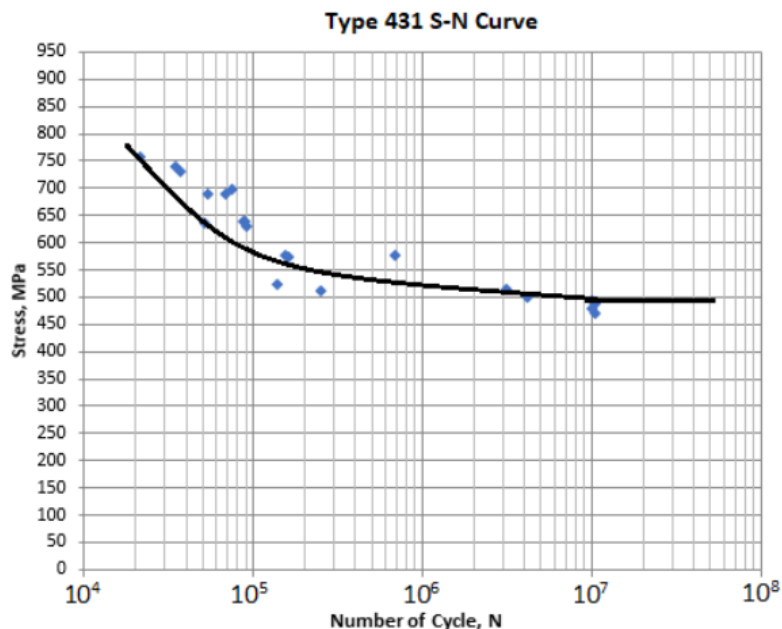


Figura 4.7: Curva S-N do aço AISI 431[18]

Tabela 4.8: Propriedades mecânicas do aço AISI 431 a diversas temperaturas[4]

Propriedade	20°C	100°C	150°C	200°C	250°C
Módulo de elasticidade [ <i>GPa</i> ]	215	212	-	205	-
Coefficiente de expansão térmica [ $10^{-6}m/m \cdot K$ ]	10,0	10,0	-	10,5	-
Tensão de limite elástico [ <i>MPa</i> ]	600	515	495	475	460

Tabela 4.9: Continuação da tabela 4.8

Propriedade	300°C	350°C	400°C
Módulo de elasticidade [ <i>GPa</i> ]	200	-	190
Coefficiente de expansão térmica [ $10^{-6}m/m \cdot K$ ]	10,5	-	10,5
Tensão de limite elástico [ <i>MPa</i> ]	440	405	355

#### 4.5.1 Caso Inicial

Começou-se por estudar o caso inicial, em que se pretende realizar o aquecimento dos moldes em 30 segundos. Ao definir o tempo de simulação, há que ter em conta uma janela temporal para que se retirem as bobines indutoras e se inicie o processo de produção. Durante este período de tempo, não há qualquer fonte de aquecimento a incidir na superfície interior do molde para que este se mantenha à temperatura ideal de produção, estando no entanto, todo o molde sujeito às perdas energéticas, definidas para cada caso, em específico o caso do molde maior e o caso do molde menor. Para qualquer um dos casos, definiu-se que esta janela temporal da fase de desmontagem teria a duração de 30 segundos. Em última análise, o aquecimento a realizar terá de permitir que se atinja uma temperatura superior à de produção em 30 segundos, para que, ao fim de 60 segundos, a temperatura da superfície interior do molde seja de 600°C. Após o início da produção, a temperatura da superfície interior do molde é mantida em equilíbrio pelo calor da gota de vidro e pelo arrefecimento a ar direcionado aos moldes.

#### Molde Maior

Estando as propriedades do material definidas, o passo seguinte é a identificação das condições fronteira. Começando pela análise termodinâmica, e para o caso do molde maior, a sua parede lateral exterior encontra-se afetada por perdas por condução, do molde para o portamoldes, perdas por convecção e radiação no topo exterior e interior, bem como na lateral interior do molde, com um coeficientes de convecção natural médios iguais aos da tabela 4.4 e emissividade que pode ser consultada na tabela 4.2. Do lado dos ganhos energéticos, à parede interior do molde é aplicado um fluxo de calor. A magnitude do fluxo de calor foi ajustada, ao longo de um processo iterativo, para que se obtivesse a temperatura requerida na superfície interior do molde no final da simulação. Calculado o fluxo e multiplicando-o pela área da superfície sobre o qual incide, obtém-se a potência calorífica teórica que será necessária para o processo.

As distribuições de temperatura ao fim de 30 e 60 segundos podem ser consultados nas figuras 4.8a e 4.8b respetivamente, e a variação das temperaturas máxima e mínima no molde encontra-se no gráfico da figura 4.9. Os resultados demonstram que, para obter a temperatura desejada no final do processo de aquecimento, é necessário que ao fim de 30 segundos, no final da fase de aquecimento, se atinja a temperatura de 1400°C, aplicando uma potência

térmica constante de  $180kW$  na superfície interior do molde. Visto que a temperatura máxima admissível ao longo do processo, que foi definida na secção 4.1, é de  $900^{\circ}C$ , esta opção não é viável, tendo o aquecimento que ser realizado de forma mais prolongada.

### **Molde Menor**

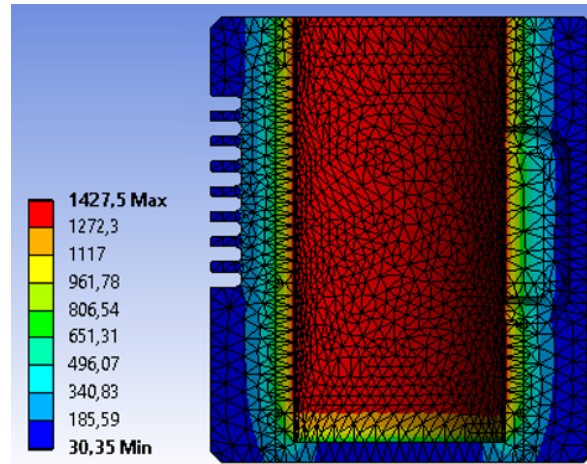
Embora com certas diferenças, simulou-se o caso do molde menor de forma idêntica ao caso do molde maior. O tempo de simulação, a localização da aplicação do fluxo de calor e o material do molde permanecem iguais, alterando-se a geometria do molde e uma condição fronteira associada às perdas energéticas. Havendo a particularidade de, neste caso, não existir portamolde, a condição fronteira da parede lateral exterior do molde altera-se, não estando sujeita a perdas por condução, mas sim a perdas por convecção natural e radiação. A emissividade mantém-se inalterada, e foram utilizados os coeficientes de convecção natural médios da tabela 4.4 para cada superfície. Outra alteração relevante é a implementação de parafusos na base deste molde, com uma furação no sentido ascendente. Por serem constituídos de um material diferente do aço AISI 431, com propriedades também diferentes, e idênticas às do ferro fundido presentes na tabela 4.6, das quais se destaca a condutividade térmica, esta alteração não deve ser descurada pois representa uma não linearidade no modelo, especificamente, uma não linearidade material. Caso não fosse considerada seria fonte de incerteza e falta de rigor no modelo.

Nas figuras 4.10a e 4.10b é possível analisar a distribuição de temperatura ao longo do molde aos 30 e 60 segundos, respetivamente. Pela observação do gráfico da figura 4.11 constata-se que, tal como sucedido no caso do molde maior, para que o molde esteja à temperatura requerida para a produção no final do processo de aquecimento, é necessário que, no final da fase de aquecimento, a superfície interior do molde atinja uma temperatura muito elevada, neste caso concreto, de  $1300^{\circ}C$ . Para que se atingisse o objetivo, para este caso foi necessária a aplicação de uma potência térmica constante e igual a  $30kW$ . Dado que, mais uma vez, se ultrapassa a temperatura máxima definida na secção 4.1, este perfil de aquecimento não é adequado, havendo a necessidade de um ciclo de aquecimento mais prolongado e moderado.

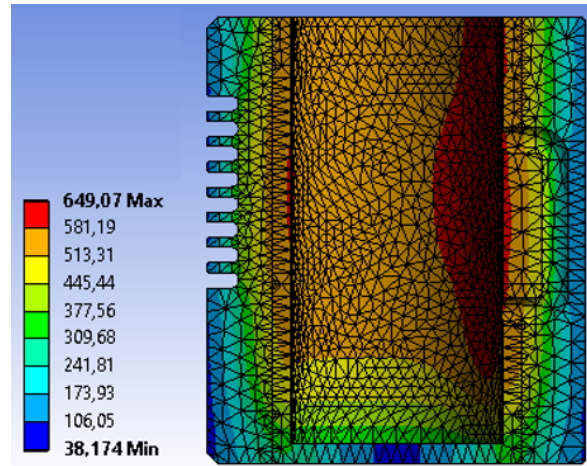
A necessidade de um aquecimento moderado e mais prolongado é notória tanto no caso do molde maior como no caso do molde menor. Numa observação atenta dos gráficos das figuras 4.9 e 4.11 constata-se que, após a fase de aquecimento, a temperatura máxima coincidente com a temperatura da superfície interior do molde, decresce rapidamente numa fase inicial, abrandando este decréscimo com o aumento da temperatura mínima. Depreende-se então, que quanto maior a temperatura mínima do molde, mais fácil será manter a temperatura da superfície interior constante à temperatura de produção, após a fase de aquecimento. A inércia térmica do molde revela-se assim como fator de relevo superior às perdas energéticas, no que toca à manutenção da temperatura da superfície interior. De maneira a atenuar o seu efeito, é necessário aumentar a temperatura mínima do molde, prolongando o aquecimento para que haja tempo suficiente para que o fluxo de calor que incide sobre a superfície interior se propague pelo resto do molde.

### **4.5.2 Caso Final Proposto**

Com a necessidade de uma fase de aquecimento superior a 30 segundos, realizaram-se novas simulações sem restrição de tempo, para que se encontrasse o perfil de aquecimento ideal. Restam deste modo duas variáveis para balizar o modelo: a premissa de manter a temperatura



(a) Perfil de temperatura ao fim de 30 segundos



(b) Perfil de temperatura ao fim de 60 segundos

Figura 4.8: Perfis de temperatura do molde maior no caso inicial

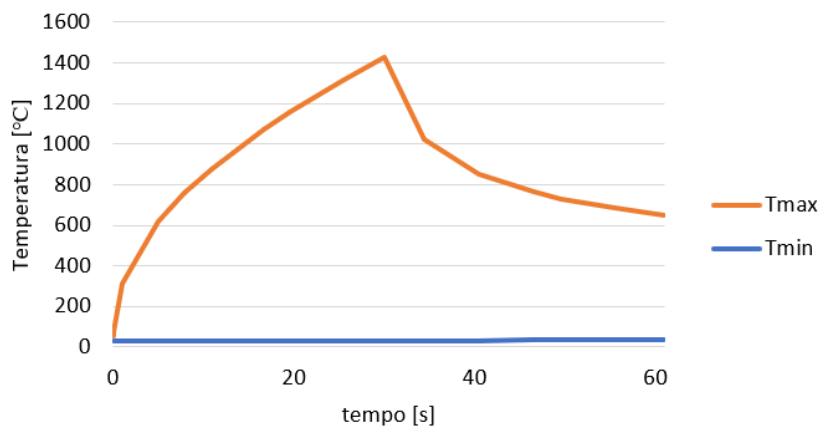
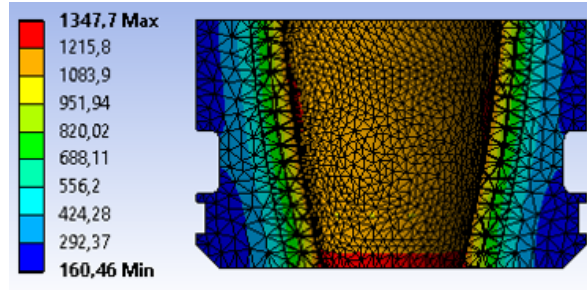
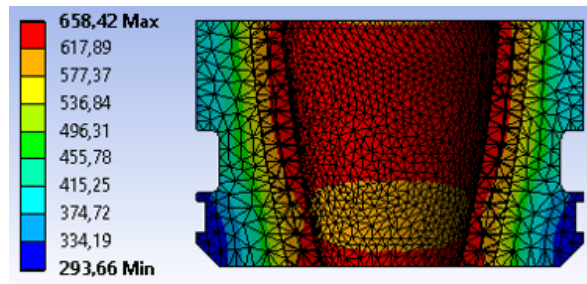


Figura 4.9: Variação das temperaturas máxima e mínima do molde maior no caso inicial



(a) Perfil de temperatura ao fim de 30 segundos



(b) Perfil de temperatura ao fim de 60 segundos

Figura 4.10: Perfis de temperatura do molde menor no caso inicial

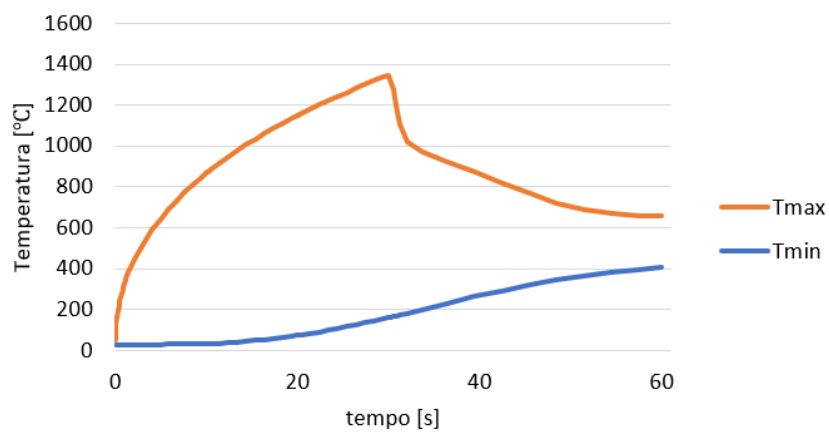


Figura 4.11: Variação das temperaturas máxima e mínima do molde menor no caso inicial



máxima abaixo dos  $900^{\circ}C$  e garantir que na superfície interior do molde não ocorrem tensões superiores ao limite elástico do material. Esta última, garante que não ocorrem deformações irreversíveis que danificariam os moldes, podendo, no limite, levar à ocorrência de fraturas na superfície.

As tensões associadas ao aquecimento estão relacionadas com a expansão do material provocada pelos gradientes de temperatura. A expansão é uma deformação do material que, segundo a lei de Hook, dá origem a uma tensão proporcional à deformação, de acordo com o módulo de elasticidade ou módulo de Young. Para cada um dos casos, molde maior ou molde menor, foram feitas simulações de forma iterativa, partindo da simulação termodinâmica. Nesta, aplica-se um fluxo de calor garantindo que não se ultrapassa a temperatura máxima limite. Com a distribuição de temperatura resultante da simulação termodinâmica, realiza-se a simulação estrutural nos pontos temporais críticos. São candidatos a pontos críticos os instantes em que existe um maior gradiente de temperatura ou intervalos temporais onde ocorram variações locais acentuadas de temperatura, como por exemplo o instante inicial do estudo e instantes onde ocorra a variação da magnitude do fluxo de calor. Nestes instantes, ocorrerão maiores deformações e conseqüentemente maiores tensões. Em função dos resultados da análise estrutural, aumenta-se ou diminui-se o fluxo de calor: se as tensões estiverem muito abaixo da tensão limite de elasticidade, o fluxo pode ser aumentado e o tempo de aquecimento encurtado, sem que nunca se ultrapasse a temperatura máxima limite; se as tensões estiverem acima do limiar elástico, torna-se necessário diminuir o fluxo de calor e aumentar o tempo de aquecimento.

Após conciliar todos estes parâmetros e obtido o perfil de aquecimento ideal, realiza-se uma análise estrutural de fadiga para que se entenda o impacto do aquecimento rápido e cíclico no desgaste do molde.

## Molde Maior

Para além dos parâmetros genéricos já descritos anteriormente, para que se realize a análise estrutural é necessário definir os constrangimentos a que o molde está sujeito. No caso do molde maior, a sua montagem no porta-moldes com ajustamento livre H7/e8, permite que haja folga suficiente para suportar as dilatações do molde[19]. Deste modo, e por não existirem constrangimentos de deslocamento que possam ser definidos na simulação, definiu-se o molde como um corpo livre, ativando a opção *inertia relief* do *software*. De acordo com o manual de utilizador do ANSYS, esta opção permite que se simule estruturalmente um corpo livre, sem que seja necessária a aplicação de constrangimentos de deslocamento. Neste modo, há a aplicação de um campo de aceleração que induz forças contrárias às forças provocadas pelas cargas, mantendo a peça em equilíbrio estático. Este método evita a aplicação de constrangimentos, muitas vezes incertos na tentativa de simular o comportamento de um corpo livre, aumentando assim a fiabilidade do modelo[20]. Do lado das cargas estruturais, é simplesmente importada a distribuição de temperatura do molde, resultante da simulação termodinâmica.

Definido o modelo e concluídos os cálculos iterativos, obteve-se uma duração total do processo de aquecimento de 7,5 minutos, uma potência máxima de  $40kW$  e temperatura máxima de  $717^{\circ}C$ . A variação da potência de aquecimento e das temperaturas máxima e mínima estão representadas nos gráficos das figuras 4.13 e 4.14 respetivamente, apresentando-se na figura 4.12 a distribuição de temperatura do molde no instante final da fase de aquecimento e no instante final do processo de aquecimento.

Os resultados da simulação termodinâmica foram obtidos garantindo as condições estruturais definidas. Na figura 4.15a está representada a distribuição da tensão equivalente de von-Mises no instante em que a tensão é mais elevada,  $t = 10[s]$ . Este é o critério mais adequado para a análise de tensões dado que engloba as tensões de todas as direções principais e ainda as tensões de corte, sendo a tensão equivalente de von-Mises calculada de acordo com a equação 4.19.

A análise e interpretação de resultados provenientes de análises estruturais pelo método dos elementos finitos deve ser cuidada, visto que a sua interpretação não pode ser literal mas sim tendo em conta os efeitos que o método poderá ter sobre os resultados. Dois destes efeitos, e os mais relevantes para o caso em estudo, são as singularidades e as zonas de concentração de tensões [21]. As singularidades manifestam-se em zonas com arestas em que a solução não converge para uma tensão específica. No modelo em estudo, este efeito será o que mais impacto terá. Contudo, segundo o princípio de *St. Venant* este efeito local assim permanecerá, sem que haja efeito noutras zonas do estudo[21]. Por último, as zonas de concentração de tensões ocorrem em zonas de furos circulares onde a tensão calculada é até três vezes superior à tensão nominal dada a existência do furo[21]. Tendo estes fatores em consideração, criou-se o gráfico da figura 4.16 que demonstra a variação da tensão máxima global ao longo do tempo, excluindo os efeitos locais mencionados.

A resistência à fadiga de cada zona do molde está representada na figura 4.15b. A análise foi baseada no critério de vida infinita, em concreto o critério de Gerber por ser um critério menos estrito que os de Goodman ou Soderberg mas ainda assim realista[22]. Da análise da figura 4.15b depreende-se que, no pior dos casos, a vida útil da superfície interior do molde será cerca de 40.000 ciclos de aquecimento, perfeitamente aceitável dada a vida útil dos moldes em questão.

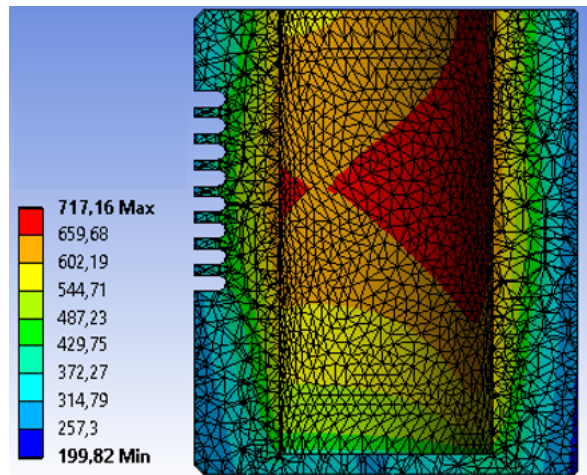
$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} \times [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6 \times (\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)]} \quad (4.19)$$

## Molde Menor

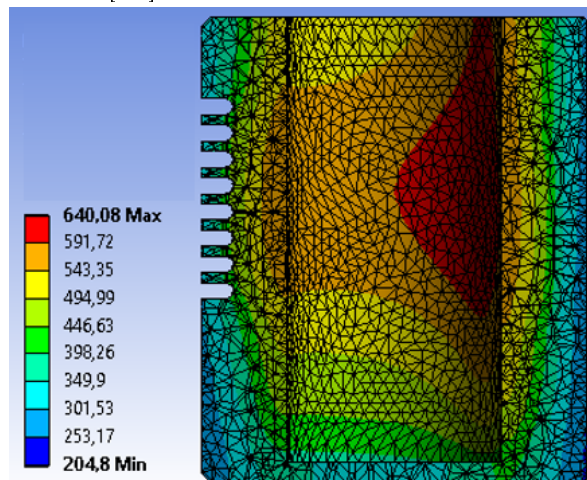
No caso do molde menor, os constrangimentos de deslocamento são diferentes, pelo que se considerou a fixação do molde através dos parafusos da sua base. Este tipo de fixação foi modelado através de um suporte cilíndrico aplicado na furação do molde, com restrição dos movimentos axiais e radiais, e movimento livre na direção tangencial. Tendo em conta que esta foi a única alteração realizada no modelo, para além da óbvia mudança de geometria, a restante metodologia usada é igual ao caso anterior do molde maior da secção 4.5.2.

Os resultados desta simulação apontam para um processo de aquecimento com a duração de 3 minutos e uma potência máxima de  $9kW$ , seguindo o perfil de potência do gráfico da figura 4.18. A temperatura máxima que a superfície interior do molde atinge é de  $854,27^\circ C$ , no final da fase de aquecimento, representando-se a distribuição de temperatura ao longo do molde nesse instante na figura 4.17a e do instante final do processo de aquecimento na figura 4.17b. A variação das temperaturas máxima e mínima estão representadas no gráfico da figura 4.19.

Ao nível estrutural, através da análise do gráfico da figura 4.21 onde se apresenta a variação da tensão máxima na superfície do molde, conclui-se que existe um instante crítico em  $t = 20s$  onde se atinge a tensão máxima de  $326,04MPa$ . Da análise de fadiga resulta que a vida útil



(a) Perfil de temperatura no final da fase de aquecimento [ $^{\circ}C$ ]



(b) Perfil de temperatura no final do processo de aquecimento [ $^{\circ}C$ ]

Figura 4.12: Perfis de temperatura do molde maior no caso final

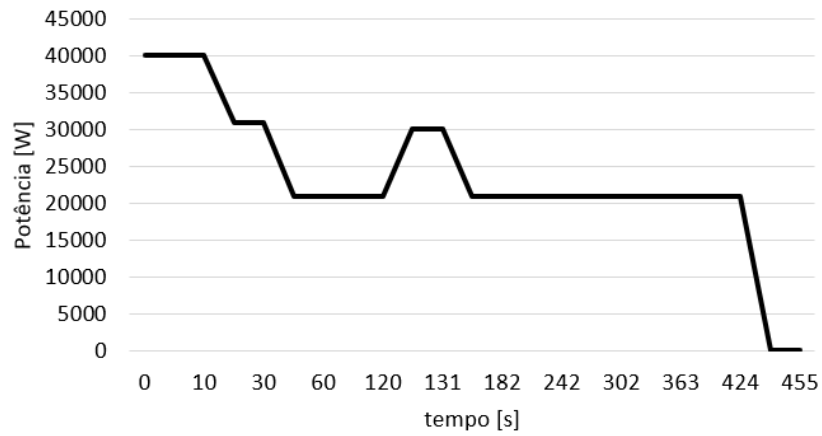


Figura 4.13: Variação da potência térmica aplicada ao molde maior no caso final

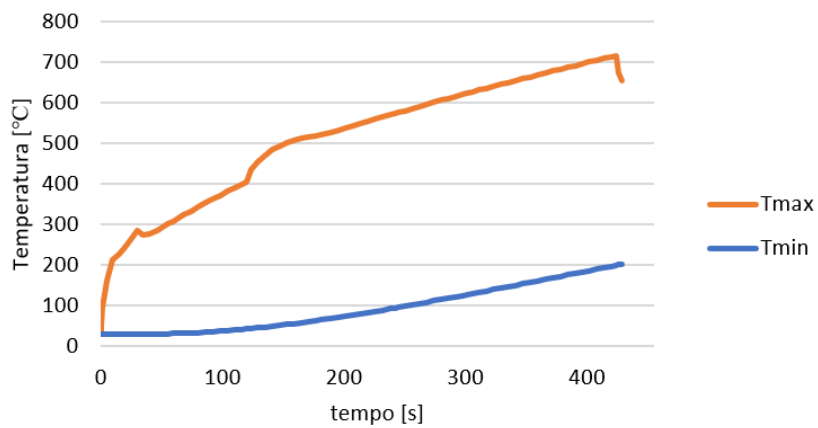
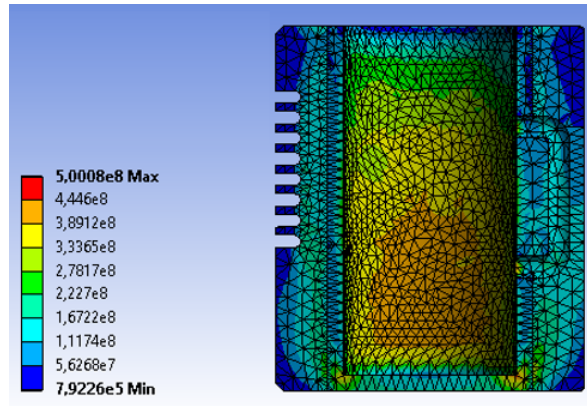
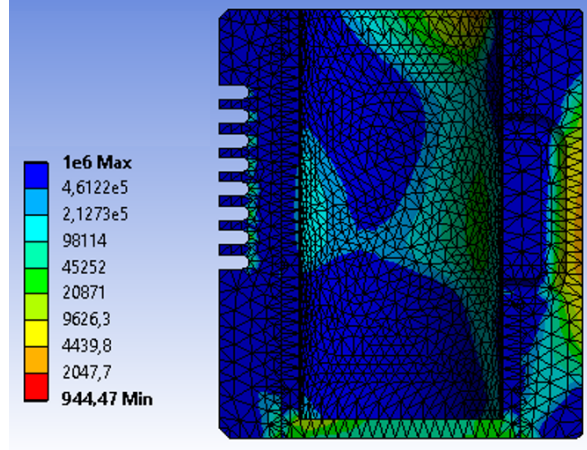


Figura 4.14: Variação das temperaturas máxima e mínima do molde maior no caso final



(a) Distribuição de tensões no instante crítico [Pa]



(b) Resultado da análise de fadiga [ciclos]

Figura 4.15: Resultados estruturais relativos ao molde maior no caso final

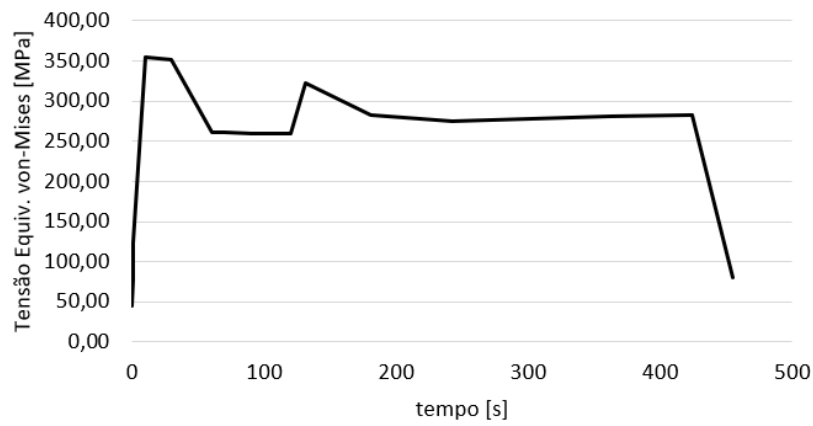


Figura 4.16: Variação da tensão máxima global relativa ao molde maior no caso final

do molde não será afetada pelo ciclo de aquecimento, uma vez que o resultado obtido indica uma vida considerada infinita, com distribuição homogênea, na forma de 1 milhão de ciclos.

## 4.6 Análise Eletromagnética com Recurso a Métodos Computacionais

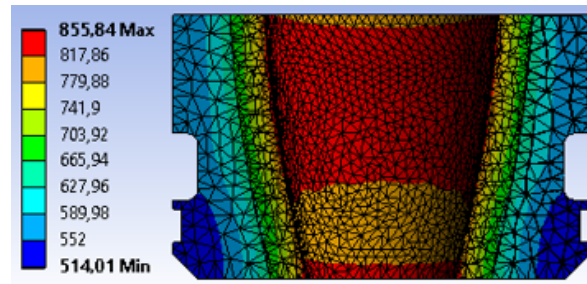
### 4.6.1 EMS 2018

Após as simulações realizadas, que permitiram a definição da potência térmica necessária, resta ainda entender e visualizar o campo magnético, bem como a sua interação com os moldes. Para tal, recorreu-se ao programa EMS 2018 já utilizado em artigos científicos [23] que permite não só a visualização do campo magnético em torno da bobine, mas também como e com que intensidade a corrente é induzida na peça, utilizando o método dos elementos finitos.

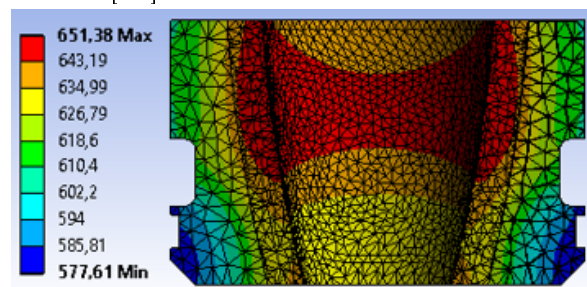
Foram modeladas as bobines em Solidworks e realizado o *assembly* em conjunto com uma caixa que envolve o modelo e preenche todas as cavidades, definindo o espaço ocupado pelo ar. Em ambos os casos foi definido um espaçamento de  $5mm$  entre a bobine e a parede interior do molde. As características geométricas de cada bobine encontram-se na tabela 4.10. Para além de se procurar saber a distribuição da corrente no modelo, procura-se também entender a influência da variação da frequência, pelo que se definiram quatro estudos com a frequência de 5, 10, 20 e  $50kHz$ , por serem estas frequências que se encontram no intervalo empiricamente definido para o aquecimento por indução [16].

No *software* é selecionado o tipo de estudo, neste caso, indução eletromagnética com corrente alternada, definindo também a respetiva frequência da corrente alternada que circula na bobine. Com a modelação da geometria concluída, definem-se os principais domínios do fenómeno da indução eletromagnética: a bobine indutora e a peça ou peças onde a corrente será induzida. A bobine é definida pela face de entrada e saída da corrente e pela sua intensidade. No caso do molde maior, foi usada uma corrente de  $500A$  e para o molde menor a corrente de  $300A$ , correntes típicas que percorrem a bobine em casos de aquecimento por indução[16]. Para definir a peça onde se irá induzir a corrente basta ativar a opção "*Eddy effects*" para que se calcule a corrente induzida. Para finalizar a preparação do modelo resta definir as propriedades dos materiais pelas tabelas 4.2, 4.3 e 4.5, realizando também a discretização do contínuo para ambos os casos, através da geração da malha de elementos finitos observável na figura 4.22. Dada a dimensão inferior do molde menor, a sua malha é necessariamente mais fina, para permitir não só a correta definição da geometria, como também, por se requerer um número mínimo de nós nas faces de entrada e saída da corrente na bobine indutora. A discretização do contínuo assume especial relevância no que toca à precisão global dos cálculos efetuados no modelo: quanto mais fina for a malha maior precisão terá o cálculo, mas maior será também a utilização de recursos computacionais. Neste caso em particular, a precisão do estudo foi tão alta quanto a disponibilidade dos recursos computacionais.

Na figura 4.23 pode ser consultada a distribuição da corrente ao longo do molde, vista de topo. Tal como seria de esperar teoricamente, tal como abordado na secção 4.3, quanto maior a frequência, maior o efeito pelicular. Observe-se que com o aumento da frequência, a densidade da corrente junto da superfície interior torna-se cada vez menos dispersa, concentrando-se junto da superfície. A figura 4.24 permite uma visão mais abrangente dos efeitos da variação da frequência. Para além concentrar a corrente na superfície mais próxima da bobine, a densidade da corrente aumenta não só na referida zona, tal como é expectável, mas também



(a) Perfil de temperatura no final da fase de aquecimento [ $^{\circ}C$ ]



(b) Perfil de temperatura no final do processo de aquecimento [ $^{\circ}C$ ]

Figura 4.17: Perfis de temperatura do molde menor no caso final

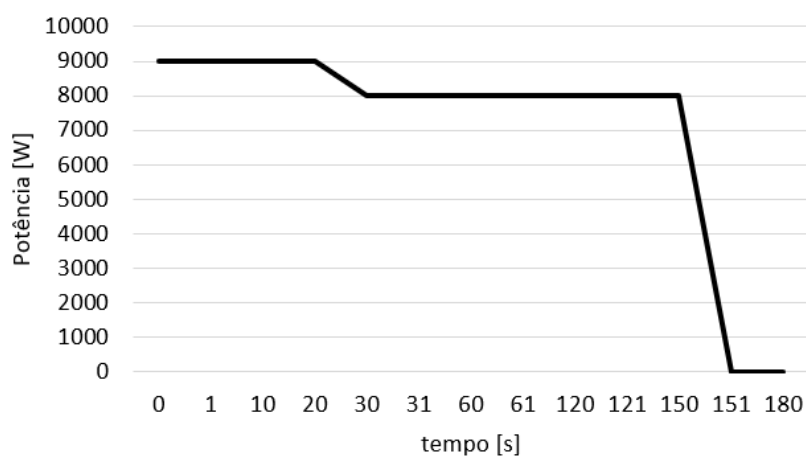


Figura 4.18: Variação da potência térmica aplicada ao molde menor no caso final

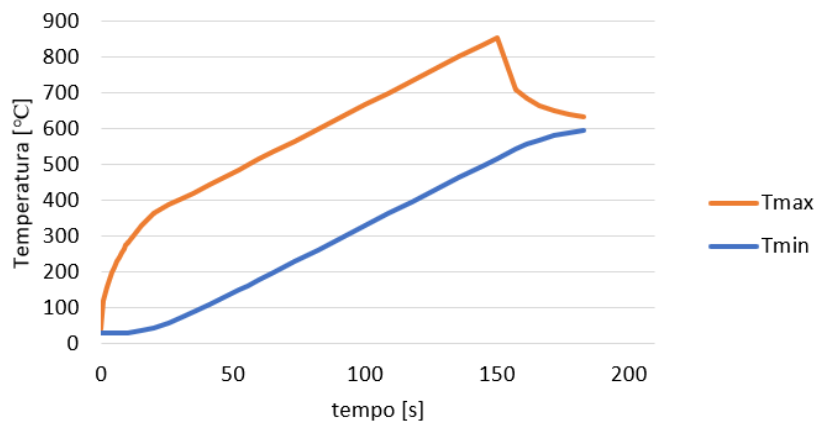


Figura 4.19: Variação das temperaturas máxima e mínima do molde menor no caso final

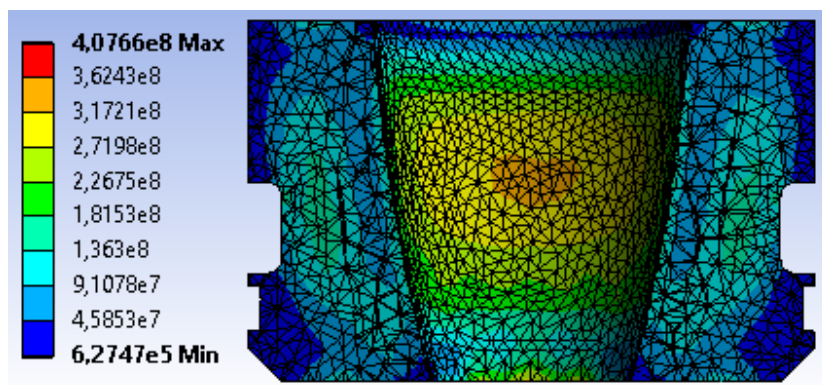


Figura 4.20: Distribuição de tensões no instante crítico [Pa]

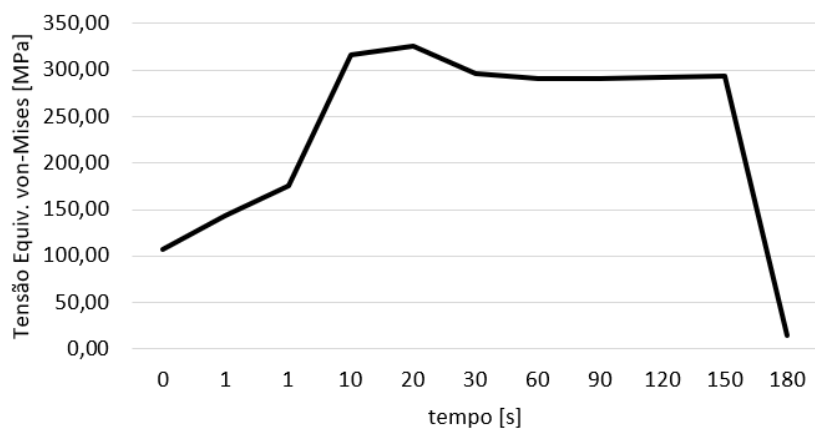


Figura 4.21: Variação da tensão máxima relativa ao molde menor no caso final



Tabela 4.10: Características geométricas de cada bobine

Característica	Bobine maior	Bobine menor
Comprimento, $L$	213mm	86mm
Número de espiras, $N$	10	6
Diâmetro exterior, $D_{ext}$	97,5mm	47,5mm
Diâmetro interior, $D_{int}$	82,5mm	37,5mm

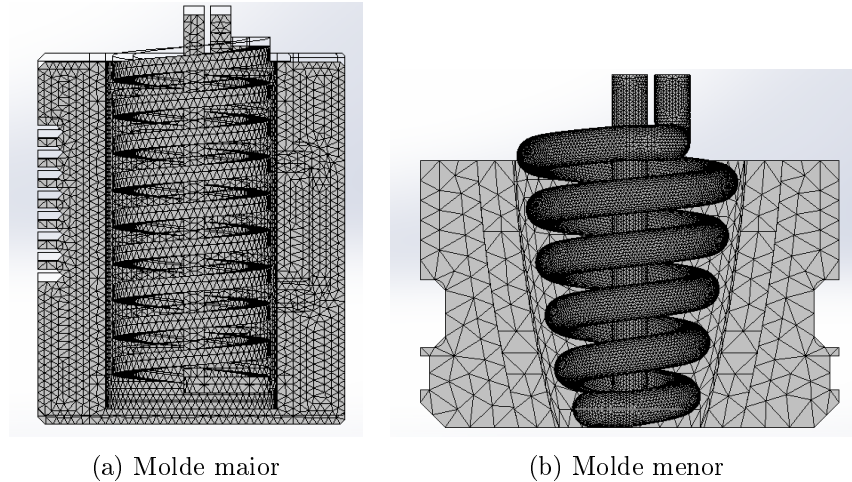
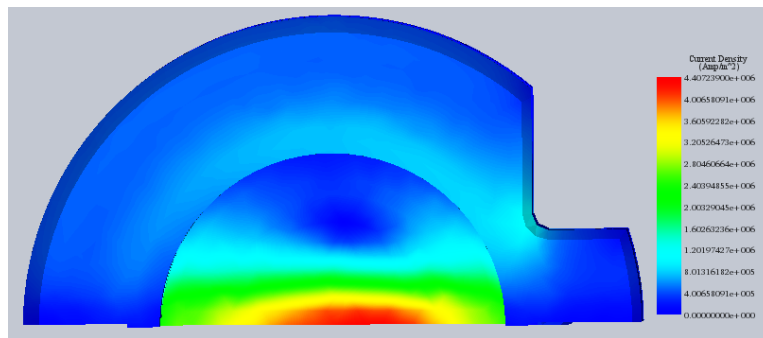


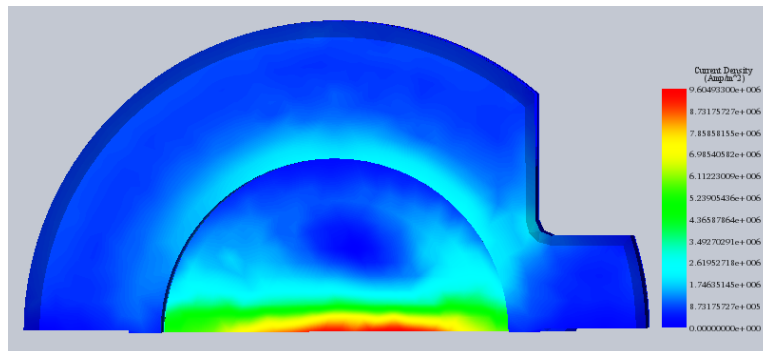
Figura 4.22: Malha de elementos finitos, EMS

em zonas mais afastadas. Na seleção da frequência é necessário ter em conta estes dois fatores. Particularmente em casos de aquecimento, há que, por um lado, tirar partido de um efeito pelicular reduzido, ao mesmo tempo que se otimiza a densidade de corrente para um valor elevado, garantindo um aquecimento mais rápido e mais eficiente, com potência constante. No caso de se utilizar uma frequência de  $5kHz$ , tem-se o efeito pelicular reduzido que é desejado, mas uma densidade global de corrente mais baixa. No caso de  $50kHz$  acontece exatamente o oposto, com uma densidade de corrente elevada mas um efeito pelicular também elevado. Dos casos calculados, os que permitem a otimização dos dois parâmetros serão os estudos em que se utilizaram as frequências de 10 ou  $20kHz$ , havendo ténues diferenças entre os dois casos. Por apresentar uma área vermelha, e portanto, com maior densidade de corrente, ligeiramente superior em relação ao caso de  $20kHz$ , conclui-se que a frequência de  $10kHz$  será a frequência ideal para estes materiais e espaçamento entre a bobine e o molde.

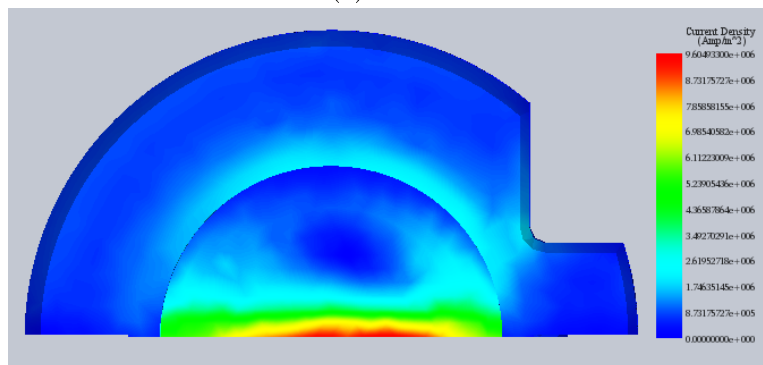
Os estudos realizados permitem também observar algo que já tinha sido abordado anteriormente: a intensidade do campo magnético no exterior da bobine é significativamente mais fraca que no seu interior. Além disso, a análise permite também a observação do *end effect*, ou o efeito de terminação da bobine, provocado pelo fecho do campo magnético saído do interior da bobine, com o campo magnético do exterior da bobine. Na figura 4.27 a visualização deste efeito é facilitada pela representação do campo magnético enquanto linhas fechadas, onde a intensidade do campo magnético é proporcional à quantidade de linhas representadas. O efeito provocado pelo término da bobine pode ser observado, por exemplo, na figura 4.24b onde a densidade da corrente induzida na superfície lateral interior do molde é maior junto da base e, portanto, junto do final da bobine, do que no seu centro. Embora ténue, esse mesmo efeito



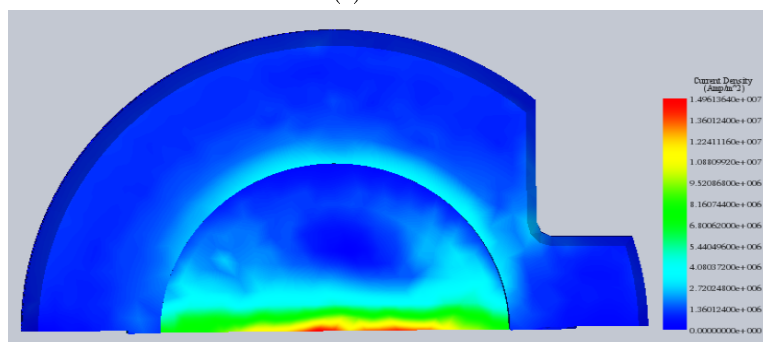
(a)  $5kHz$



(b)  $10kHz$



(c)  $20kHz$



(d)  $50kHz$

Figura 4.23: Resultados da simulação EMS para o caso do molde maior, vista de topo, para cada frequência

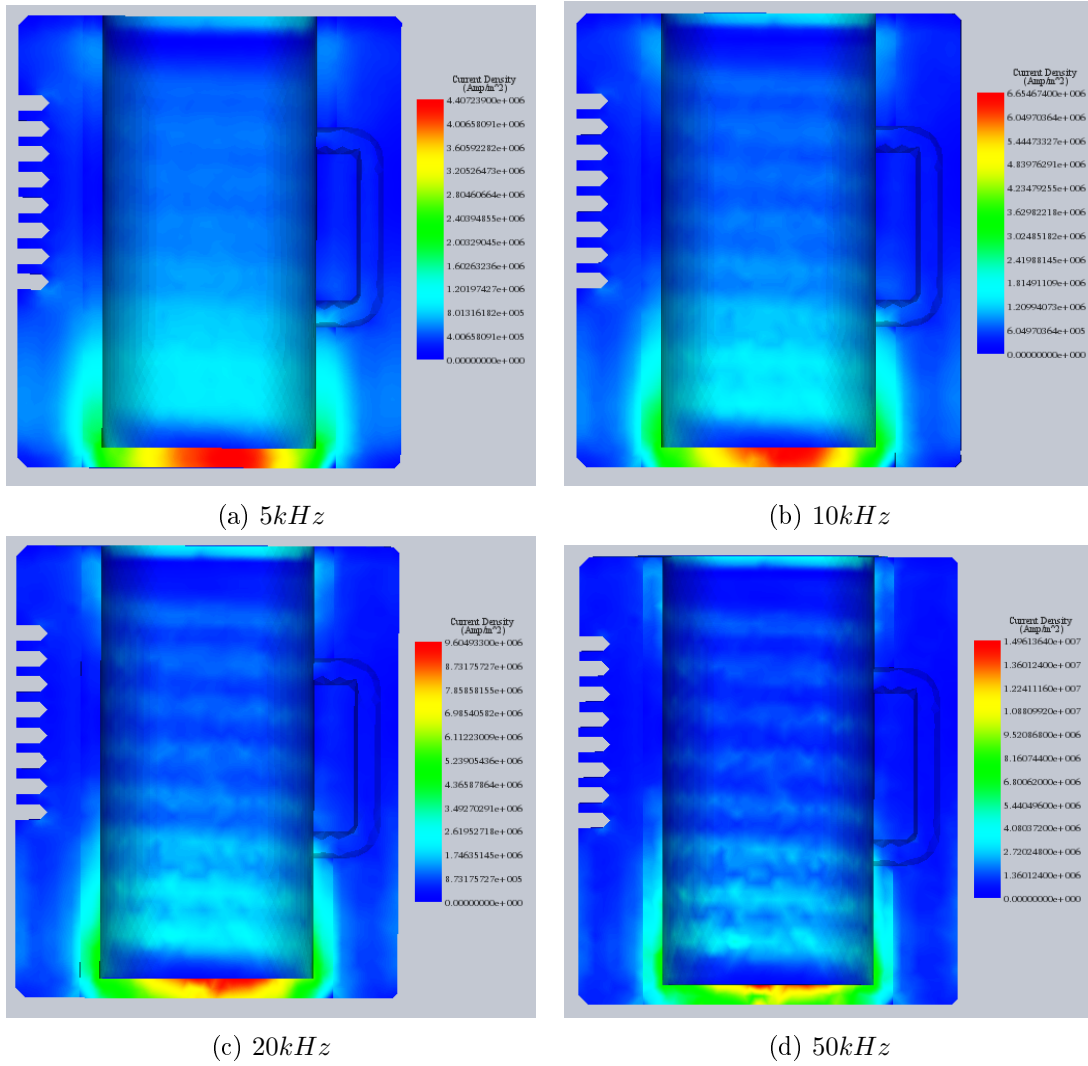
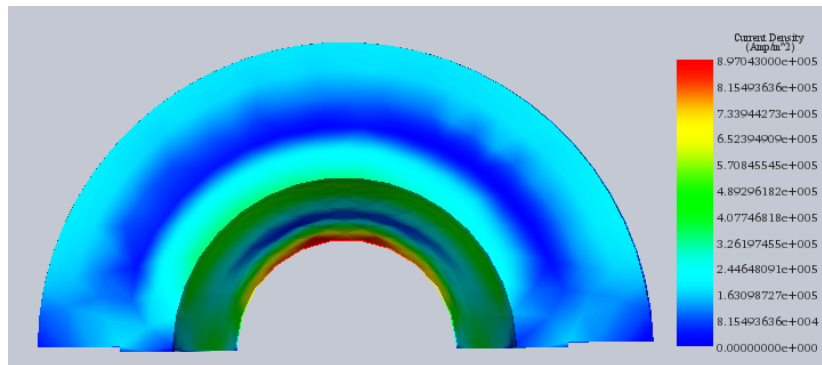
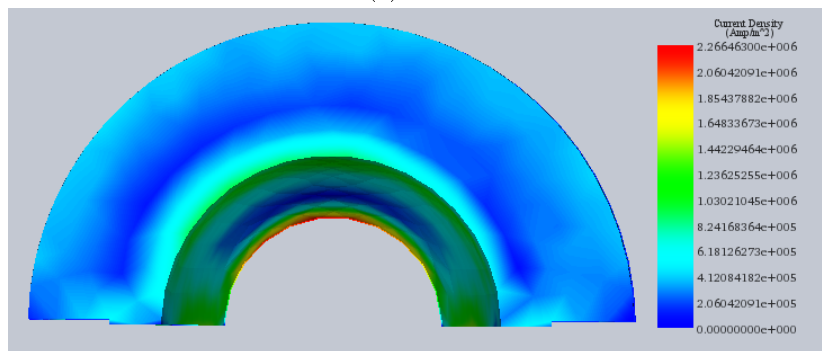


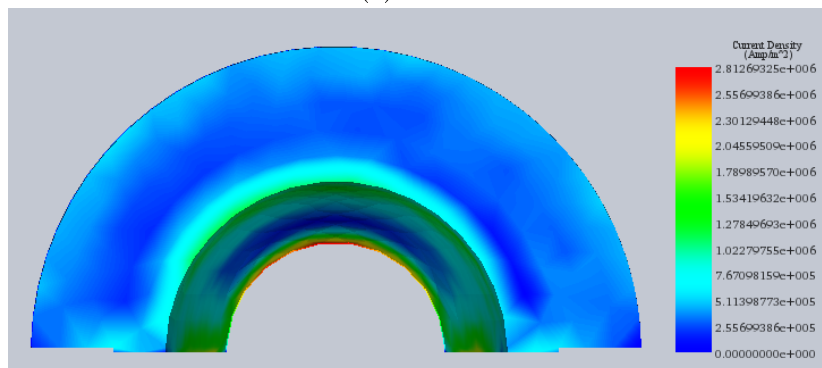
Figura 4.24: Resultados da simulação EMS para o caso do molde maior, vista de lado, para cada frequência



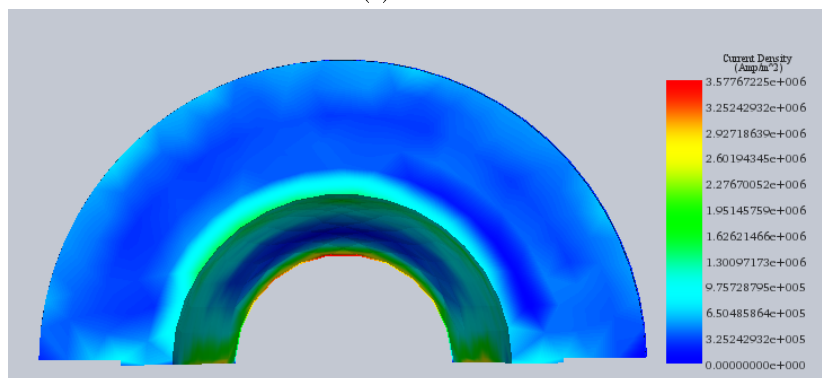
(a) 5kHz



(b) 10kHz

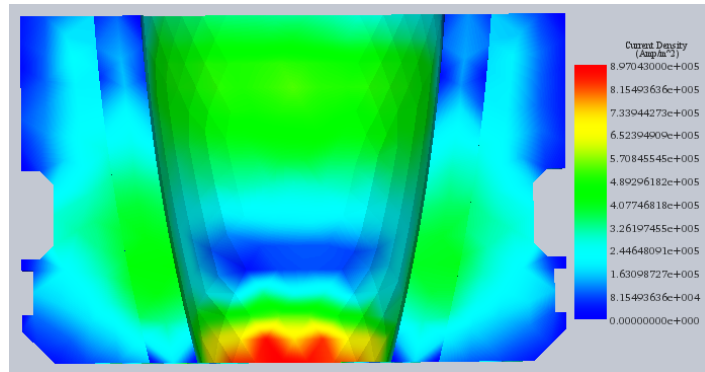


(c) 20kHz

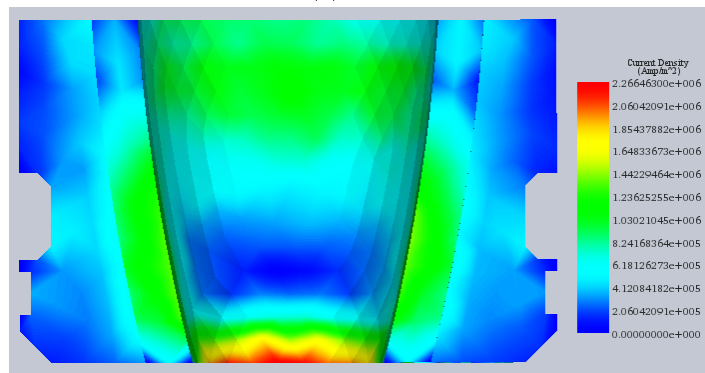


(d) 50kHz

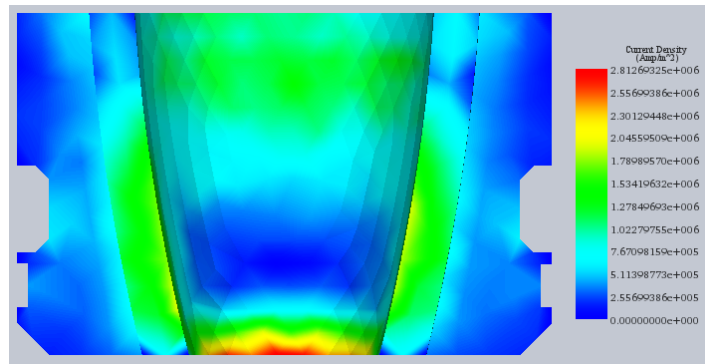
Figura 4.25: Resultados da simulação EMS para o caso do molde menor, vista de topo, para cada frequência



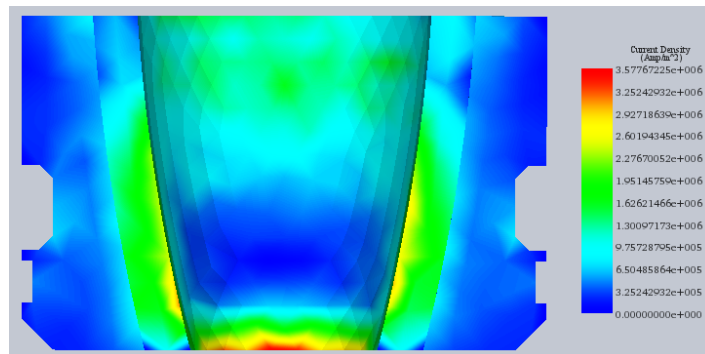
(a)  $5kHz$



(b)  $10kHz$



(c)  $20kHz$



(d)  $50kHz$

Figura 4.26: Resultados da simulação EMS para o caso do molde menor, vista de lado, para cada frequência

pode ser observado no topo do molde.

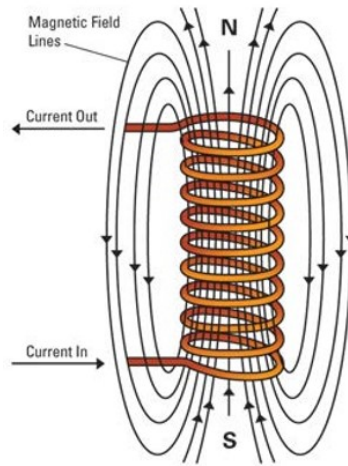


Figura 4.27: Campo magnético gerado numa bobine percorrida por uma corrente [24]

O efeito de terminação da bobine, já referenciado por *Rudnev* [17], tem como principal consequência, a deficiente distribuição de calor ao longo da peça que sofre o aquecimento. De maneira a limitar este efeito, o uso de concentradores de fluxo é comum em processos de aquecimento de superfícies DI. Não só reduzem o efeito de terminação da bobine como também permitem aumentar a eficiência do processo, direcionando a corrente e, conseqüentemente, o campo magnético gerado para o exterior da bobine. Na figura 4.28 o seu efeito pode ser observado. A alocação da corrente para uma zona próxima da superfície a aquecer, permite uma melhor união magnética aumentando a eficiência, diminuindo potência e conseqüente voltagem e corrente, que percorrem a bobine aumentando o seu tempo de vida bem como o do equipamento de transformação.

O concentrador de fluxo é uma peça colocada na bobine, constituída por um material ferromagnético com alto teor de ferrite como o *Fluxtrol 100* ou o *Fluxtrol 559H*, idêntica aos núcleos magnéticos dos transformadores. São tipicamente caracterizados por alta permeabilidade magnética relativa, resistividade elétrica, temperatura de *Curie* e condutividade térmica, com baixas perdas por histerese e pelo efeito *Joule* [25]. Dependendo do objetivo e da complexidade geométrica da bobine a que vai ser aplicado, pode ser utilizada uma peça sólida que é maquinada e montada na bobine ou uma versão moldável do material que é colocado na bobine e posteriormente curado para obter rigidez. Com a cura realizada, esta versão pode ser também maquinada. Existe ainda a opção de utilizar diversas placas laminadas de ligas metálicas magnéticas que formam um concentrador de fluxo sólido, quando unidas.

#### 4.6.2 ELTA 6.0

Com a necessidade de implementar um concentrador de fluxo no modelo, o *software* utilizado anteriormente, EMS 2018, não serve o propósito, dada a incapacidade de simular as interações de um concentrador de fluxo, que torna o modelo mais complexo. Para além da necessidade de modelar os efeitos do concentrador de fluxo, é também necessário saber a

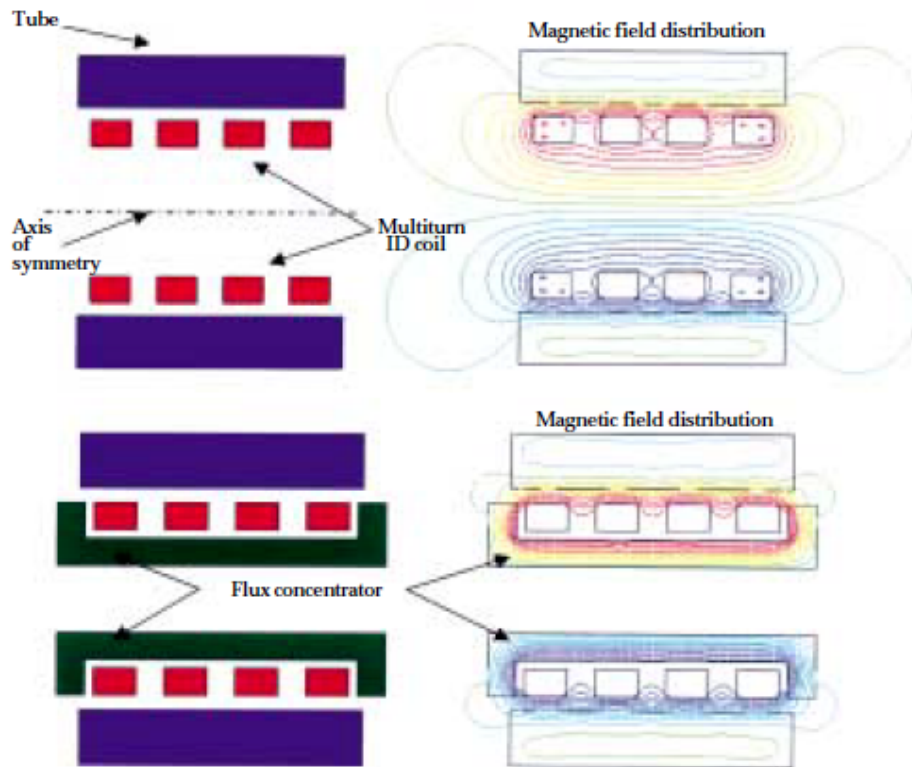


Figura 4.28: Efeito do concentrador de fluxo no processo de aquecimento DI [17]

potência elétrica que é efectivamente utilizada durante o processo. Para isso, recorreu-se a *software* ELTA 6.0 usado em outros artigos de natureza científica [26] [27] [28] [29] [30] que permite o cálculo de diversos parâmetros de processos de aquecimento e tratamento térmico por indução eletromagnética. O *software* tem como base de cálculo, o método das diferenças finitas a uma ou duas dimensões, com casos genéricos já pré-definidos, entre eles o aquecimento de superfícies DI e DE, superfícies horizontais, tratamentos térmicos estacionários ou com uma velocidade da peça constante, entre outros.

Para dar início à definição do modelo, começa-se pela escolha do caso pré-definido, optando-se neste caso pela seleção do caso de indução eletromagnética com uma peça cilíndrica estacionária. Neste ponto, o caso divide-se em três partes: definição da peça, definição do indutor e definição do processo. A peça é caracterizada por uma geometria cilíndrica com as dimensões estabelecidas na tabela 3.1 para cada caso em concreto e pela caracterização do material do molde pelas propriedades da tabela 4.2. Há a necessidade de seleccionar a opção de que o sistema tem um comprimento finito para que seja considerado o efeito de terminação da bobine, que afeta a eficiência do processo. De seguida, define-se a bobine indutora quanto às suas características dimensionais, iguais às da tabela 4.10 para cada caso, e a sua resistividade igual à da tabela 4.5. O concentrador de fluxo é também ele definido nesta fase, com comprimento igual ao da bobine.

Antes de correr a simulação e obter os resultados, é ainda necessário definir o processo de aquecimento. Este divide-se em várias fases, que serão tantas, quantos degraus de potência constante existirem ao longo do processo. Em cada fase insere-se a potência térmica de

acordo com os gráficos das figuras 4.13 e 4.18, bem como a sua duração e a frequência de  $10kHz$ , determinada na secção 4.6.1. Dado que as perdas térmicas foram já tidas em conta no cálculo da potência térmica da secção 4.5, não é necessário que se considerem novamente nesta simulação.

Nos gráficos da figura 4.29 e nas tabelas 4.11 e 4.12 apresentam-se os resultados da simulação para cada caso, com a potência elétrica ou potência do equipamento esperada e a eficiência para cada fase. Os resultados vão de encontro ao que era esperado na literatura em que, segundo dados empíricos, quanto menor a potência e portanto, menor a corrente que percorre a bobine, menor a eficiência do processo [16].

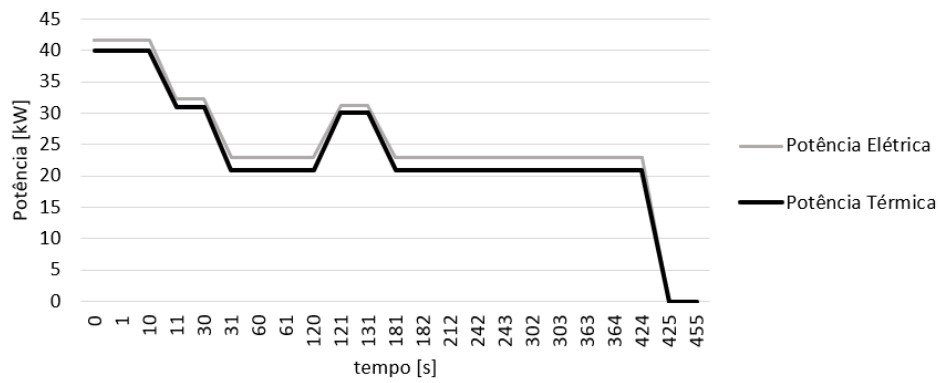
Tabela 4.11: Fases para o caso do molde maior

Fase	Potência Térmica [ $kW$ ]	Potência Elétrica [ $kW$ ]	Eficiência
1	40	41,60	0,96
2	31	32,24	0,96
3	21	22,90	0,91
4	30	31,20	0,96
5	21	22,90	0,91

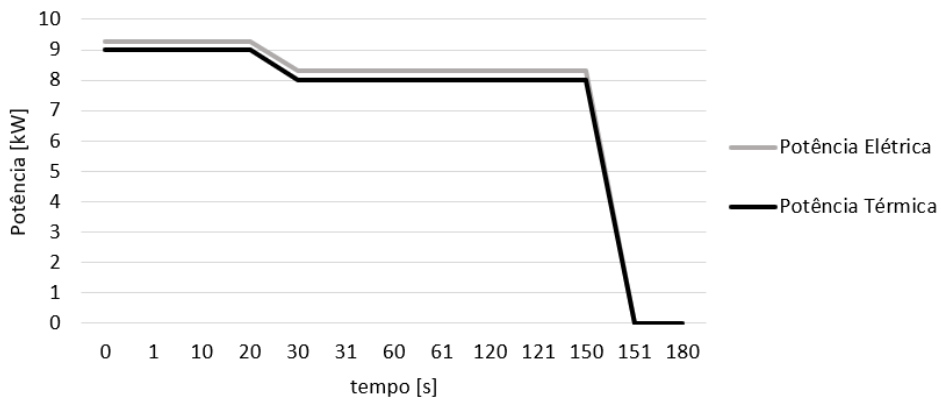
Tabela 4.12: Fases para o caso do molde menor

Fase	Potência Térmica [ $kW$ ]	Potência Elétrica [ $kW$ ]	Eficiência
1	9	9,27	0,97
2	8	8,32	0,96





(a) Caso do molde maior



(b) Caso do molde menor

Figura 4.29: Comparação entre potência térmica e potência elétrica para cada caso



## Capítulo 5

# Caracterização do Processo de Troca Atual

O impacto de qualquer medida de alteração de processos só é real quando comprovado e mensurado. Neste capítulo, é realizado um escrutínio ao processo atual de mudança de moldes para que, mais tarde, se compare com o processo de troca quando realizado com as alterações sugeridas. Dividiu-se esta análise em duas grandes secções: análise de contexto e de detalhe. A análise de contexto centra-se no estudo da distribuição anual das mudanças de moldes (isto é no número de mudanças que foram efetuadas) na avaliação da repetição de moldes, e na caracterização do tipo de artigo que é produzido em cada mudança. Por outro lado, a análise de detalhe incide no processo de troca em si, avaliando o tempo decorrido em cada tarefa, a variação da temperatura dos moldes ao longo da operação e, em última análise, observar o processo de troca de moldes para que se entenda o impacto na ordem de operações que a alteração do processo poderá provocar.

### 5.1 Análise de Contexto

Antes de realizar qualquer análise de dados, é necessário que se saibam as características alvo dessa mesma análise. Uma característica alvo será algo que todos os moldes tenham em comum e que sejam de interesse para a análise corrente. Por exemplo, os moldes poderão ser categorizados de acordo com as suas propriedades geométricas como o diâmetro interior, diâmetro exterior ou altura, ou também pelas suas propriedades físicas como a sua massa, volume ou material de que é constituído. Dado que a análise servirá o propósito de se realizar uma análise energética, a definição da característica alvo foi realizada tendo em conta a equação 5.1 que define a energia despendida no aquecimento de uma massa. Como a temperatura final,  $T_f$ , e inicial,  $T_i$ , são iguais para todos os moldes, bem como o material que os constitui (tornando o calor específico  $c_p$  invariável), seleccionou-se a massa  $m$  como característica alvo na categorização dos moldes.

Recorreu-se a dados de mudança de moldes do ano 2017 para realizar a análise de contexto. Nesse ano, ocorreram 413 mudanças de moldes, de um universo de 234 moldes diferentes, ou seja, no global das mudanças, certos moldes foram colocados em produção duas ou mais vezes no mesmo ano. Para construir o histograma de classes é necessário calcular diversos parâmetros que são apresentados na tabela 5.1. O número de classes representa o número de barras do histograma e é calculado pela raiz quadrada do número de diferentes dados, neste

caso, 234. O incremento é calculado através da equação 5.2, e dado como o intervalo entre máximos de cada classe adjacente.

Tabela 5.1: Resultados da análise estatística das mudanças de moldes

Parâmetro	Valor
Máximo	31,60kg
Mínimo	1,84kg
Média	13,81kg
Mediana	12,72kg
Desvio Padrão	6,86
n	234
Classes	15
Incremento	1,98kg

$$E = m \times c_p \times (T_f - T_i) \quad [J] \quad (5.1)$$

$$Incremento = \frac{Max - Min}{Classes} \quad (5.2)$$

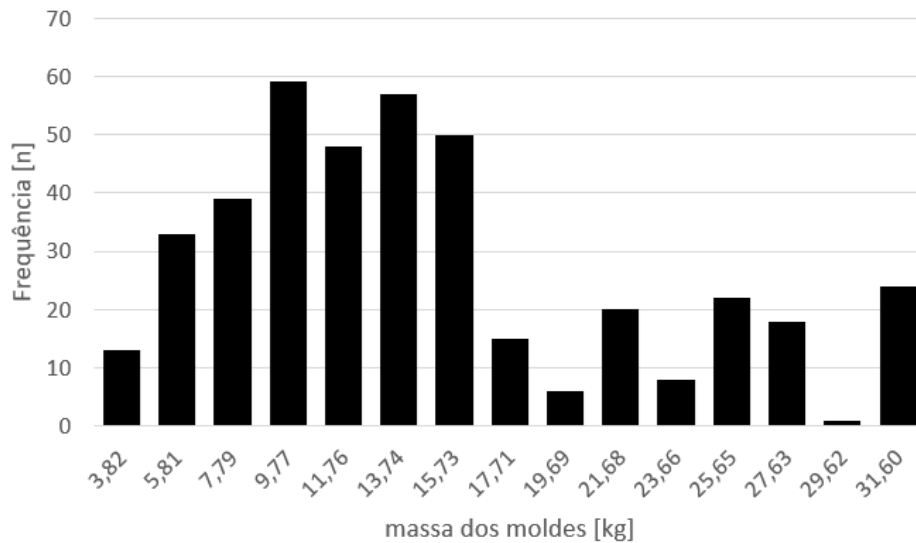


Figura 5.1: Histograma de classes da análise estatística das mudanças de moldes

No gráfico da figura 5.1, apresenta-se o histograma de classes obtido após a análise estatística das mudanças de moldes anuais. Exatamente 50% das frequências encontram-se abaixo de moldes com até 15,73kg, bem abaixo do pior caso possível assumido nos capítulos anteriores, o molde maior, com cerca de 30kg. Assim, a partir daqui, é tido em consideração como amostra representativa o molde com massa de 12,72kg, igual à mediana da análise.

No cálculo dos custos não energéticos são necessários dados acerca da produção dos artigos. Para tal, é necessário que se saiba qual a massa do artigo mais frequente, produzido pelos moldes que são mudados com maior periodicidade. Nos moldes que pertencem ao intervalo

entre  $3,82kg$  e  $15,73kg$ , procurou saber-se qual a massa do artigo produzido com maior frequência, dado que este intervalo representa 50% das mudanças de moldes. Realizou-se novamente uma análise estatística e um histograma de classes para este novo universo, seguindo a metodologia anterior, obtendo-se os resultados apresentados na tabela 5.2 e no histograma da figura 5.2. Desta análise conclui-se que o artigo mais frequente, e portanto, tido como amostra representativa no restante trabalho, é o artigo com massa de  $374g$ , igual à mediana da análise.

Tabela 5.2: Resultados da análise estatística dos artigos produzidos

Parâmetro	Valor
Máximo	620g
Mínimo	105g
Média	355,25g
Mediana	374g
Desvio Padrão	104,23
n	117
Classes	10
Incremento	51,50g

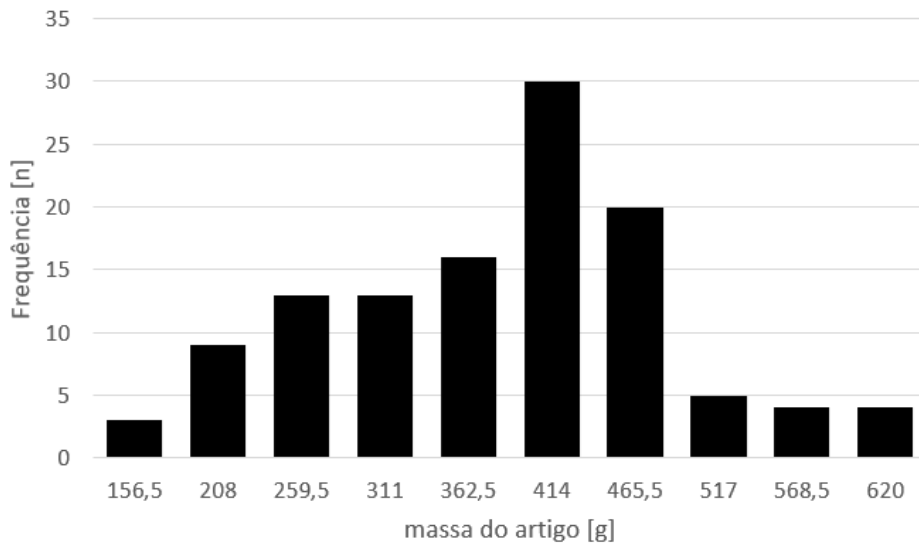


Figura 5.2: Histograma de classes da análise estatística dos artigos produzidos

Existem ainda dois conceitos da análise de contexto usados na avaliação do processo de troca atualmente implementado. O tempo total que demora a realização da troca e preparação da máquina para iniciar nova produção, T1, e o tempo que o processo necessita para estabilizar e atingir uma eficiência padrão, T2. T1 depende principalmente da organização da equipa que troca os moldes da máquina e da complexidade da montagem em si. O tempo T2 está dependente de inúmeros fatores, entre eles a temperatura dos moldes durante o processo de fabrico. Nas figuras 5.3 e 5.4 encontram-se ilustrações destes conceitos para fácil compreensão.

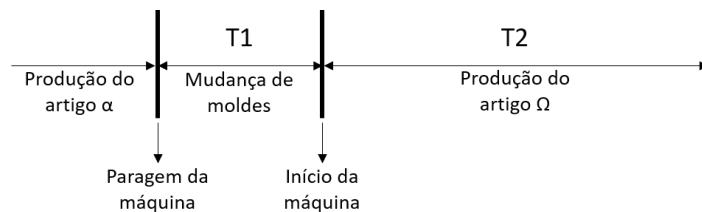


Figura 5.3: Ilustração representativa de T1 e T2

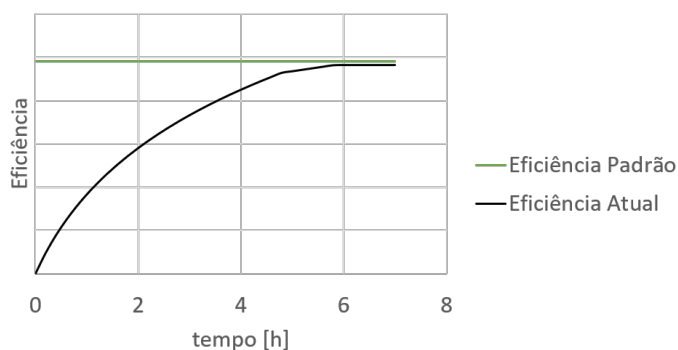


Figura 5.4: Ilustração representativa de T2

## 5.2 Análise de Detalhe

Tal como referido anteriormente, a análise de detalhe incidiu principalmente, na análise do tempo decorrido em cada tarefa do processo de troca, e no registo da temperatura dos moldes ao longo dessa mesma troca. Por motivos operacionais, o estudo destes dois fatores não foram simultâneos, pelo que foram registados em diferentes processos de troca.

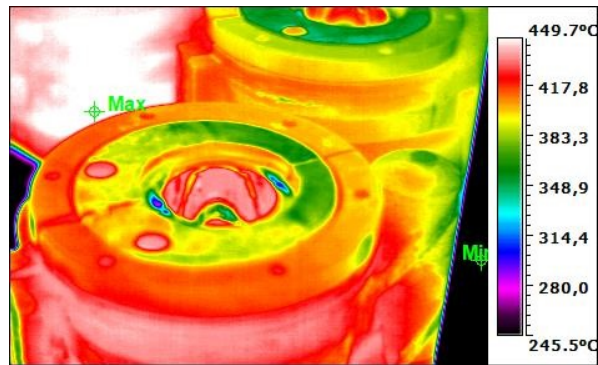
Da observação do tempo de cada tarefa, resulta que desde a extração dos moldes da mufra até que estes sejam transportados para a linha de produção, decorrem 45,85 segundos, sendo que aguardam em média 7 minutos e 32,49 segundos ao lado da máquina para que se inicie a montagem. A montagem dos moldes em si demora 13 minutos e 13,23 segundos e foi precedida de voltas de afinação sem aquecimento de 16,5 segundos e posteriormente com aquecimento em máquina com a duração de 3 minutos e 12,39 segundos. Desde a extração dos moldes da mufra até à queda da 1ª gota nos moldes, decorrem 25 minutos. Este tempo é apenas uma fração de T1, uma vez que existem outras tarefas relacionadas com o processo de troca, que são efetuadas antes da extração dos moldes da mufra.

A análise da variação da temperatura dos moldes ao longo do processo de troca foi realizado com recurso a uma câmara termográfica da marca Guide, não oficialmente calibrada. A calibração foi efetuada no local, tendo por base a emissividade do aço inox 303 de 0,74[31] para superfícies sem acabamento, sendo depois ajustada para 0,80 de acordo com medições de um pirómetro de contacto portátil e do termostato da mufra. A calibração poderá ser crítica em algumas análises. Contudo, na análise em questão, visto que o objetivo será uma análise diferencial da temperatura, a calibração não será tão influente. Maior impacto terá o ângulo entre a superfície a analisar e o eixo perpendicular à lente da câmara. Segundo o manual de utilizador da câmara, para que se reduza o erro, este eixo terá de ser perpendicular à superfície que se pretende analisar. Esta condição foi mantida tanto quanto possível, pela dificuldade

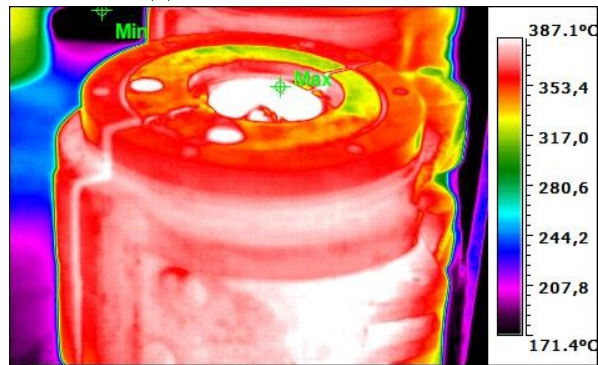
em controlar a câmara e simultaneamente centrar o alvo da imagem. O *setpoint* utilizado na mufla que aqueceu os moldes é de  $455^{\circ}C$ .

Como é possível constatar pela análise da figura 5.5, ao longo do processo de troca, a temperatura baixa dos  $449,7^{\circ}C$  para  $295,5^{\circ}C$ , uma diferença de  $154,2^{\circ}C$ . Este facto prejudica não só a eficiência energética do processo de aquecimento dos moldes mas também a eficiência do processo de produção, implicando o aumento de T2. A partir de dados fornecidos pela empresa, conclui-se que, pelo facto de se iniciar a produção estando os moldes à temperatura de  $295,5^{\circ}C$ , implica que se utilizem 45 minutos para elevar o molde à temperatura ideal de funcionamento, através do calor da gota de vidro. Nestes 45 minutos iniciais, a eficiência do processo é muito reduzida, representando este tempo um custo de não produção.

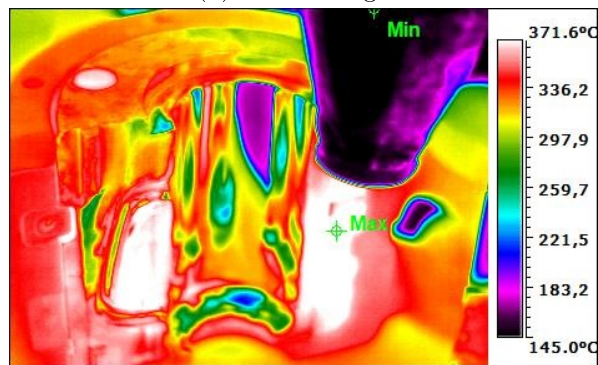
Para que o atual processo de troca seja funcional, é necessário o consumo anual de gás natural de  $0,17ugn$ , equivalente a  $0,115ue$ , proveniente das muflas. Este consumo representa um custo anual de  $1,61um$ .



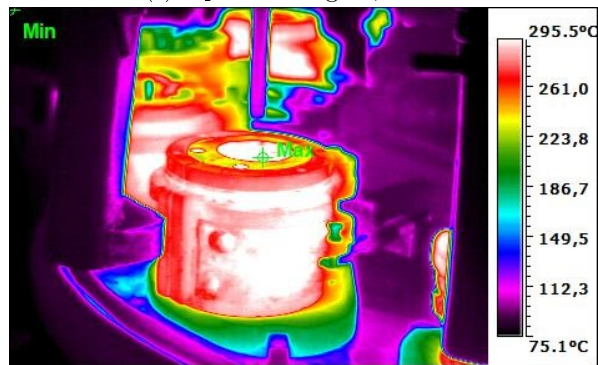
(a) Após extração da mufla



(b) Pré-montagem



(c) Após montagem, aberto



(d) Após início da rotação da máquina

Figura 5.5: Resultados da análise termográfica



## Capítulo 6

# Escolha do Equipamento e Adaptação ao Processo

O dimensionamento de um equipamento deverá ser realizado de acordo com as conclusões reiteradas na secção 4.5.2, ou seja, através da potência máxima e mínima que deverá debitar, bem como com os tempos de ciclo propostos. No entanto, no que toca à escolha do equipamento, devem considerar-se também os tipos de componentes eletrónicos. Particularmente, os equipamentos usados em indução eletromagnética são rotulados pela tecnologia usada nos seus transístores, que, nesta área, se dividem em dois grandes grupos: transístores IGBT e transístores MOSFET. MOSFET, que significa *Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor*, é um tipo de transístor de tecnologia anterior ao IGBT (*Insulated Gate Bipolar Transistor*) igualmente controlado por voltagem, que permite a circulação da corrente em ambos os sentidos, mas que suporta menos potência e menos voltagem[32]. Apesar do custo superior dos transístores IGBT, a sua incorporação nos equipamentos de indução torna-os mais resistentes ao desgaste e permite um leque mais variado de utilizações. No caso de estudo em concreto, as potências requeridas e a frequência a utilizar, sugerem a utilização de transístores IGBT[32].

Do levantamento dos equipamentos disponíveis no mercado que foi realizado, conclui-se que não será viável a utilização de um único equipamento com a potência necessária para realizar o aquecimento de 12 moldes em simultâneo. Um equipamento capaz de o fazer, teria grandes dimensões, impedindo a sua portabilidade, e usaria transístores MOSFET que poderá comprometer a durabilidade do equipamento. A solução encontrada é a de utilizar diversos equipamentos de menores dimensões, portáteis e com transístores IGBT, permitindo assim que se utilizem estes equipamentos nas diversas linhas de produção.

São poucas as empresas que produzem equipamentos para indução eletromagnética. Todas as opções encontradas em território nacional, eram motivadas pela curiosidade pessoal e muito baseadas em conhecimento empírico, sem que se apresentasse um produto em concreto. A nível internacional, a grande maioria das marcas está situada no continente Asiático, com produtos maioritariamente construídos com transístores MOSFET, com maus acabamentos e pouca ou nenhuma interface, que torna a sua utilização mais complicada e relutante. A solução surgiu da empresa EFD Induction, sediada em França, filial da empresa norueguesa Arendals Fossekompani. O facto de existir uma secção da empresa em Espanha, agiliza todo o processo de manutenção e acompanhamento na instalação que, optando pelas concorrentes asiáticas, seria dificultado.

O produto em questão denomina-se Minac 25/40 SM Twin e possibilita o aquecimento



Figura 6.1: Ilustração do equipamento selecionado [33]

simultâneo de dois moldes, sendo então necessários 6 destes equipamentos. Construído com transistores IGBT, este equipamento é considerado topo de gama dada a sua qualidade de construção e acabamentos, bem como a sua adaptabilidade à tecnologia através da integração de sensores de temperatura para registo ou controlo da potência em malha fechada. A potência máxima é de  $40kW$  e a potência nominal de  $25kW$  para cada indutor, debitando a corrente para as bobinas com frequências entre os  $10$  e  $25kHz$ .

De maneira a garantir a integridade e durabilidade dos equipamentos, utiliza-se um circuito fechado de água que percorre as bobinas e que garante o seu arrefecimento. A produção de água fria para os seis equipamentos é feita através de um *chiller* com a potência de arrefecimento de  $41kW$ , sugerido pela empresa.

Além do produto base, é necessária também a utilização de um sensor óptico de medição de temperatura em cada bobina, de maneira a controlar a potência debitada em malha fechada, garantindo a temperatura final requerida após a fase de aquecimento e que os limites máximos de temperatura não são ultrapassados. Este sensor terá de ser necessariamente do tipo óptico dado que um sensor por contacto, por exemplo um termopar, não pode ser utilizado na medição de temperaturas tão elevadas. Outra opção, economicamente mais viável, seria a utilização exclusiva da capacidade do equipamento em pré-programar a curva de potência que deve ser utilizada. Porém, deste modo não se garante que sejam cumpridas as condições de temperatura estipuladas. A combinação destas opções será a opção mais próxima do sistema ideal, para que não se ultrapassem os limites de temperatura e de tensões que foram estabelecidos.

## Capítulo 7

# Caracterização do Processo de Troca com Indução

Por mais curto que seja, o aquecimento por indução eletromagnética implica a adição de tempo no processo de troca de moldes. Embora não fosse prioritário, toda a metodologia usada no cálculo da potência necessária para realizar o aquecimento, teve em conta a máxima redução possível deste tempo. No pior caso possível, o processo de aquecimento tem a duração de 7,5 minutos. Dos resultados da análise de contexto da secção 5.2, conclui-se que, na implementação deste processo que é proposto, existe uma janela temporal com cerca de 8 minutos para realizar o processo de aquecimento, correspondentes ao tempo de transporte dos moldes da mufla para a máquina e do tempo de espera a que os moldes estão sujeitos. É possível que as bobines indutoras e todos os cabos a si associados, possam dificultar algumas das tarefas e manobras realizadas durante a troca de moldes. Se existir uma reorganização de tarefas, analisando a compatibilidade da simultaneidade entre o processo de aquecimento e as tarefas a realizar, é viável a realização do processo de aquecimento proposto, sem que haja qualquer efeito, diminuição ou aumento, no tempo de *setup*, T1.

Deste modo, o processo de aquecimento proposto traz vantagens em relação ao T2, sem comprometer o desempenho atual do T1. É difícil prever em que ponto da curva do T2 se irão retirar os 45 minutos de produção poupados pelo pré-aquecimento dos moldes em máquina, por indução eletromagnética. Assim sendo, aplicar um coeficiente de eficiência aos cálculos seguintes não é correto, podendo afirmar-se apenas que, a nível operacional, o sistema de aquecimento por indução eletromagnética permite a poupança de 45 minutos de produção. Dado que o artigo selecionado como amostra global tem uma cadência de produção de 24,29 peças por minuto, estes 45 minutos de produção representam 1093 artigos perdidos e quase meia tonelada de vidro gasto, por cada troca de moldes. Anualmente, poupariam-se 310 horas de produção e 451.409 artigos que representam 170 toneladas de vidro.

Do ponto de vista energético, o sistema proposto tem uma eficiência energética superior, como já comprovado anteriormente. Tendo novamente em conta o molde selecionado como amostra global na secção 5.1, o processo de aquecimento por indução eletromagnética terá um gasto energético anual de 0,018uee, equivalente a 0,0055ue. Comparando com o sistema atual, o processo de aquecimento proposto consome 20 vezes menos energia. Existem também vantagens ambientais, resultantes do menor consumo e da troca de fonte energética. As emissões globais de  $CO_2$  são 57 vezes inferiores, sendo que, por se tratar de consumo de energia elétrica, a emissão de poluentes locais associada a este sistema é nula.

O efeito da aplicação da medida que é proposta, é global. A diminuição do consumo de energia e o possível aumento da produção implicam a redução do consumo específico de toda a fábrica em cerca de 1,47%.

## Capítulo 8

# Viabilidade Económica

Após o levantamento das vantagens e desvantagens concretas que derivam da aplicação do sistema proposto, segue-se uma análise económica de maneira a determinar o impacto das ditas vantagens e desvantagens, no plano económico. A aprovação de projetos em empresas está fortemente relacionada com o desempenho económico positivo desses mesmo projetos. Os três parâmetros de avaliação usados neste projeto, são os mesmos unanimemente utilizados de uma forma global: taxa interna de rentabilidade (TIR), valor atual líquido (VAL) e o *payback* descontado.

Previamente à contabilização dos ganhos e perdas associadas, é necessário estipular a vida útil do projeto para que se estime a sua potencial valorização no fim de vida. Dada as elevadas frequências e potências envolvidas nestes equipamentos, o tempo de vida pode ser algo limitada. Segundo dados do fabricante, se realizada a manutenção preventiva do equipamento que é indicada, este irá permanecer em funcionamento durante 8 anos sem que seja necessária manutenção de grande escala.

O custo inicial do investimento é constituído pelo valor de compra de 6 equipamentos de indução eletromagnética com custo unitário de  $16um$  e pelo valor do *chiller* de  $3,95um$ , perfazendo um total de  $100um$ . Não foram considerados outros fluxos de caixa negativos, como por exemplo despesas de manutenção, porque estes não são conhecidos.

Os fluxos de caixa anuais positivos derivam das três vantagens abordadas anteriormente no capítulo 7: operacionais, materiais e energéticas. O custo operacional corresponde ao gasto relacionado com o funcionamento da máquina durante as 310 horas de produção que são utilizadas atualmente para pré-aquecer os moldes em máquina até à temperatura ideal de produção, que equivale a  $27,95um$ . O vidro que é utilizado na máquina durante essas horas de produção, representa o custo material e uma perda de  $4,51um$ . Por último, a poupança energética resultante da adoção do sistema de pré-aquecimento que é proposto. O funcionamento das mufas custa anualmente  $1,61um$  enquanto que o custo previsto para o sistema proposto é de  $0,060um$ . Subtraindo os dois custos, obtém-se a poupança anual prevista de  $1,55um$ .

Os resultados dos fluxos de caixa são apresentados na figura 8.1. Para a análise final deve ser considerado o fluxo de caixa descontado acumulado, uma vez que, ao contrário do fluxo de caixa acumulado simples, este tem em conta a desvalorização de um hipotético investimento deste mesmo capital a uma taxa de juro de referência, neste caso a taxa de rendibilidade das obrigações do tesouro, 3,10% em 2017[34]. Da análise económica resulta um valor atual líquido de  $134,80um$ , uma taxa interna de rentabilidade de 29% e um *payback* de 3 anos e 25

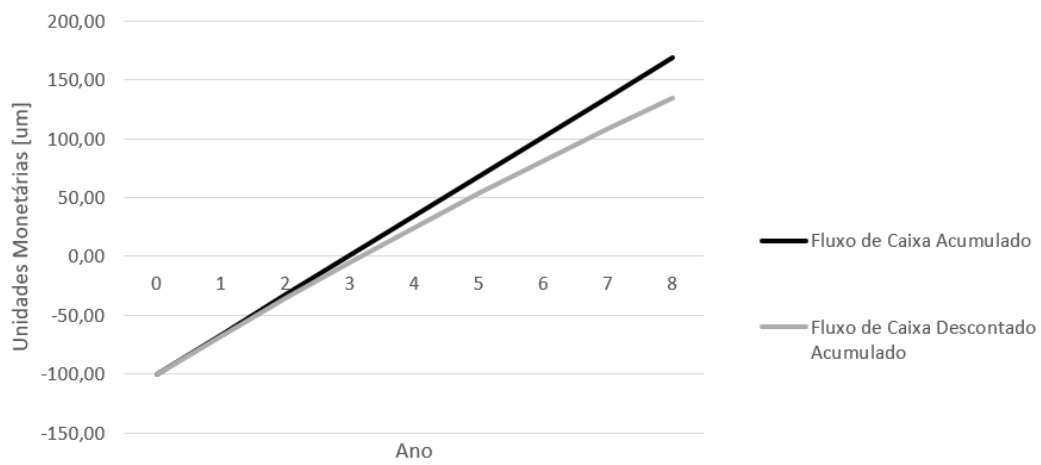


Figura 8.1: Gráfico dos fluxos de caixa acumulados

dias.

## Capítulo 9

# Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Tendo em consideração todos os aspetos abordados, a solução proposta apresenta as suas vantagens e desvantagens. Embora numa análise global as desvantagens percam um pouco da sua conotação negativa, passando concretamente a serem restrições de implementação, estas não deixam de existir e devem ser mencionadas. A maior será certamente o elevado capital que é requerido no investimento inicial desta tecnologia inovadora, que dá os primeiros passos no mercado e que tem ainda poucas provas dadas na prática. A esta, junta-se a inércia da mudança, ou seja, a dificuldade em abandonar a zona de conforto de um processo atualmente implementado e enraizado, por outro processo que, muito embora apresente grandes vantagens energéticas e operacionais, tem apenas o seu funcionamento comprovado na teoria. Por outro lado, caso se comprovem na prática, as vantagens energéticas são evidentes, tal como a redução em 20 vezes da energia despendida para este processo, eliminação de emissões locais a ele associadas e redução em 57 vezes das emissões globais de  $CO_2$ . As vantagens operacionais são também de grande interesse, com a disponibilização de 45 minutos extra de produção por cada troca de moldes que totalizam 310 horas de produção anuais que resultariam na produção de 451.409 artigos. A combinação das vantagens energéticas com as vantagens operacionais culminam na redução do consumo específico de toda a instalação em cerca de 1,47%.

Do ponto de vista económico, este é um investimento que acarreta um elevado custo inicial. Contudo, este investimento inicial pode ser recuperado em 3 anos, restando 5 anos de vida útil para que este investimento possa retribuir positivamente para a economia da empresa. Resulta assim, num valor atual líquido de 134,80um e numa taxa interna de rentabilidade de 29%, sendo esta última superior à de muitos outros projetos ou investimentos que possam vir a ser implementados nesta ou na maioria das empresas.

O carácter inovador deste sistema implica que a sua implementação na fábrica seja gradual e faseada. Sugere-se a realização de testes, realizados em cooperação com a empresa fornecedora dos equipamentos. A empresa cederia um equipamento, novo ou usado, durante duas semanas, em que na primeira semana se realizariam testes em moldes usados e descontinuados para comprovar a viabilidade técnica do sistema, avaliando parâmetros como o tempo de aquecimento, perfil de temperatura e de potência, confrontando estes dados experimentais com os dados teóricos que foram calculados. Por fim, caso comprovada a viabilidade técnica, seriam realizados na segunda semana diversos testes práticos deste equipamento diretamente na produção de artigos, verificando se as vantagens deste processo na qualidade de produção

realmente se verificam. Dos 12 moldes usados nas 12 estações das máquinas de produção de vidro prensado, 2 seriam pré-aquecidos por indução eletromagnética, enquanto que os restantes seriam aquecidos pelo método tradicional. Seriam selecionados dois moldes para a realização do pré-aquecimento por indução eletromagnética, dada a possibilidade de se aquecerem dois moldes em simultâneo com apenas um equipamento de indução. Realizando uma marca na superfície moldante deste dois moldes, seria possível então comparar os artigos produzidos com os diferentes métodos de pré-aquecimento. Esta segunda ronda de testes, serviria também para analisar a real complexidade que é, ou não, acrescentada ao processo de troca de moldes.

Caso sejam comprovadas na prática todas as premissas resultantes deste estudo, pode concluir-se que este é, de facto, um processo de pré-aquecimento de moldes que traz grandes vantagens energéticas, operacionais e económicas para a indústria vidreira.



# Bibliografia

- [1] Libbey. Libbey 2017 Annual Report. Relatório técnico.
- [2] Ministério da Economia e da Inovação. Despacho 17313/2008, 2008.
- [3] Yasar Demirel. *Energy*. Springer International Publishing, 2016.
- [4] BÖHLER. N350 Datasheet.
- [5] Greenwood Magnetics. Magnetic Properties of 304 & 316 Stainless Steel.
- [6] KIND&CO. Acciaio AISI 431.
- [7] Paul Oxley, Jennifer Goodell, e Robert Molt. Magnetic properties of stainless steels at room and cryogenic temperatures. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 321(14):2107–2114, 2009.
- [8] Theodore L. Bergman, Adrienne S. Lavine, Frank P. Incropera, e David P. DeWitt. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 7ª edição, 2011.
- [9] Richard E Haimbaugh. Theory of Heating by Induction. *Practical Induction Heat Treating*, páginas 5–18, 2001.
- [10] Shih-Chih Nian, Sheng-Wei Tsai, Ming-Shyan Huang, Rong-Cheng Huang, e Chih-Hau Chen. Key parameters and optimal design of a single-layered induction coil for external rapid mold surface heating. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 57:109–117, 2014.
- [11] Shiou-Yueh Shih, Shih-Chih Nian, e Ming-Shyan Huang. Comparison between single- and multiple-zone induction heating of largely curved mold surfaces. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 75:24–35, 2016.
- [12] Shiou Yueh Shih, Shih Chih Nian, Ming Shyan Huang, Rong Cheng Huang, e Chih Hau Chen. Nonplanar mold surface heating using external inductive coil and magnetic shielding materials. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 71:44–55, 2016.
- [13] Shih Chih Nian, Ming Shyan Huang, e Tzung Hung Tsai. Enhancement of induction heating efficiency on injection mold surface using a novel magnetic shielding method. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 50:52–60, 2014.

- [14] Shia Chung Chen, Pham Son Minh, Jen An Chang, Sung Wei Huang, e Chung Huan Huang. Mold temperature control using high-frequency proximity effect induced heating. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39(2):216–223, 2012.
- [15] Ryoji Hirabayashi. Induction Heating. *Shinku*, 8:31–38, 1965.
- [16] Valery Rudnev, Don Loveless, Raymond Cook, e Micah Black. *Handbook of Induction Heating*. Eastern Hemisphere Distribution, 2003.
- [17] Valery I. Rudnev. Designing inductors for heating internal surfaces. *Heat Treating Progress*, (Janeiro):23–25, 2005.
- [18] Ghazwan M Al qaraghuli. *High Cycle Fatigue (HCF) Testing of Steel for Federal Aviation Administration FAA Part Qualification*. Tese de Doutorado, California State University, 2017.
- [19] Simões Morais. *Desenho Técnico Básico*. 2012.
- [20] Mark Heyland, Adam Trepczynski, Georg N. Duda, Manfred Zehn, Klaus Dieter Schaser, e Sven Märdian. Selecting boundary conditions in physiological strain analysis of the femur: Balanced loads, inertia relief method and follower load. *Medical Engineering and Physics*, 37(12):1180–1185, 2015.
- [21] Reaz A. Chaudhuri, A. Sinan Oktem, e C. Guedes Soares. Stress concentration/intensity around elliptical/circular cylinder shaped surface flaws in cross-ply plates and validity of St. Venant’s principle in the presence of interacting singularities. *Applied Mathematical Modelling*, 37(3):1362–1377, 2013.
- [22] A. Zafer Senalp, Oguz Kayabasi, e Hasan Kurtaran. Static, dynamic and fatigue behavior of newly designed stem shapes for hip prosthesis using finite element analysis. *Materials and Design*, 28(5):1577–1583, 2007.
- [23] B Patidar, M M Hussain, A Sharma, e A P Tiwari. Transient Numerical Analysis of Induction Heating of Graphite Crucible at Different Frequency. 1(1):35–46, 2016.
- [24] Tom Hartsfield. *How Tesla Coils Work*, 2014.
- [25] Valery I. Rudnev. An objective assessment of magnetic flux concentrators. *Heat Treating Progress*, (Novembro/Dezembro):19–23, 2004.
- [26] V Nemkov, R. Goldstein, e V Bukanin. Optimal Design of Internal Induction Coils. 157(1954):7–9, 2000.
- [27] A. N. Ivanov, V. A. Bukanin, e A. E. Zenkov. Advancements in program ELTA for calculation of induction heating systems.
- [28] V Nemkov, V Bukanin, A Zenkov, e A Ivanov. Simulation of induction heating of slabs using ELTA 6.0. páginas 0–6, 2014.
- [29] V. A. Bukanin, A. E. Zenkov, A. N. Ivanov, e V. S. Nemkov. Simulation of induction heat treatment of steel articles with the help of ELTA 6.0 and 2DELTA software. *Metal Science and Heat Treatment*, 58(7-8):493–497, 2016.

- [30] Vladimir A Bukanin, Alexei E Zenkov, e Aleksandr N Ivanov. Simulation of Single and Dual-frequency Induction Hardening of Steel Gear Using ELTA. (1):791–795, 2017.
- [31] Mikron Instrument Company. Table of Emissivity of Various Surfaces. páginas 1–13, 2014.
- [32] Carl Blake e Chris Bull. IGBT or MOSFET : Choose Wisely. *EngineerIT*, 2018.
- [33] EFD Induction. Minac 25/40 SM Twin Catalog.
- [34] Banco de Portugal e PORDATA. Taxas de rendibilidade de obrigações do tesouro, 2017.

