



UNIVERSIDADE DA BEIRA INTERIOR  
Engenharia

# **Estudo do Comportamento Térmico do Motor de Indução Trifásico**

**Saúl de Albuquerque Sales**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
**Engenharia Eletrotécnica e de Computadores**  
(2º ciclo de estudos)

Orientador: Prof. Doutor António João Marques Cardoso

Coorientador: Prof. Doutor João Manuel Milheiro Caldas Paiva Monteiro

**Covilhã, outubro de 2016**



# Agradecimentos

Aos meus pais, avós, namorada e família, pelo apoio incondicional prestado nunca deixando de acreditar em mim.

Ao Professor Doutor António João Marques Cardoso, meu orientador, pelo tema sugerido e pela honra da sua orientação ao longo destes meses.

Ao Professor Doutor João Manuel Milheiro Caldas Paiva Monteiro, meu coorientador, pela orientação incansável e ajuda prestada durante este longo percurso.

Aos meus colegas e professores do laboratório do CISE (Centro de Investigação em Sistemas Electromecatrónicos) e do curso, que sempre estiveram ao meu lado e me apoiaram quando precisei, em especial, ao Fernando Bento e Fábio Santiago, pela enorme ajuda que me prestaram.

Ao Professor Doutor Konstantinos Gyftakis, por se ter disponibilizado em me ajudar, fornecendo dicas preciosas para obter melhores resultados. Foi uma honra trabalhar com um prestigiado especialista na área da minha dissertação.

Por fim, queria dar um especial agradecimento a uma das pessoas que considero essencial para a conclusão desta dissertação. Ao Professor Doutor Jorge Estima, pela sua dedicação e disponibilidade prestada ao longo deste percurso tão difícil.



# Resumo

Atualmente, os motores elétricos desempenham um papel muito importante no mercado industrial, destacando-se sobretudo os motores de indução. Contudo, as condições de operação destes motores podem não ser benéficas para o seu normal funcionamento, dando assim origem a perdas energéticas acrescidas, que degradam os materiais do motor, podendo até levar à ocorrência de avarias, as quais poderão influenciar todo o sistema de produção de uma indústria.

Neste contexto, esta dissertação tem como ponto fulcral a análise e o estudo do comportamento térmico de um motor de indução, para o seu funcionamento em regime nominal. Este estudo será efetuado através da modelação computacional através do método de elementos finitos (na terminologia inglesa *Finite Element Method* - FEM), que será efetuada com recurso a dois *softwares*: o Flux2D (Cedrat) e o SOLIDWORKS 3D 2015 Student Edition (Dassault Systèmes). A modelação computacional inicialmente foca-se no estudo magnético do funcionamento em regime permanente do motor. Tendo em conta a influência dos materiais e da estrutura do circuito elétrico e magnético, são calculados os valores das perdas do motor. Posteriormente, estes resultados são usados para o estudo térmico do mesmo motor, em regime transitório, numa perspetiva bidimensional. Esta abordagem permite, de seguida, a modelação e simulação tridimensional do motor. Por fim, são efetuados ensaios experimentais num motor de indução trifásico de gaiola de esquilo. Os dados experimentais obtidos com recurso a quatro sensores de temperatura (PT100), permitirão realizar uma comparação com os resultados obtidos através das simulações computacionais. A aquisição de dados experimentais é efetuada através de um *software* desenvolvido na linguagem de programação *LabView*.

## Palavras-chave

Comportamento térmico; Perdas energéticas; Motor de indução; Método de Elementos Finitos; Aquecimento; Funcionamento nominal.



# Abstract

Nowadays, electric motors play a very important role in the industrial market, being induction motors the most used ones. However, these motors quite often operate under rough conditions, giving rise to increased power losses which degrade the motor components and, in some cases, may cause faults that lead to a negative impact in a factory production system.

In this context, this thesis intends to analyze and study the thermal behavior of an induction motor, operating under rated conditions. This study will be carried out using computational modeling through the Finite Element Method (FEM), which will be performed using two software types: the Flux2D (Cedrat) and the SOLIDWORKS 2015 Student Edition (Dassault Systèmes). The computer modeling initially focuses on the induction motor magnetic behavior, operating under rated steady state conditions. Taking into account the materials influence and the electric and magnetic circuits, the motor power losses are calculated. Then, these values are used for the two-dimensional motor transient thermal study. Thereafter, this approach allows for the induction motor three-dimensional modeling and thermal simulation. Finally, experimental tests were conducted using a squirrel-cage three-phase induction motor. Four temperature sensors (PT100) were used to obtain experimental data, allowing to establish a comparison with the obtained data through the simulation. Data acquisition is performed using a software developed in the LabVIEW programming language.

## Keywords:

Thermal behavior; Power losses; Induction motor; Finite Element Method; Heating; Rated operation.



# Índice

1.	Introdução .....	1
1.1.	Enquadramento .....	1
1.2.	Motivação .....	3
1.3.	Objetivos .....	3
1.4.	Estado de Arte .....	4
1.5.	Visão geral e organização da dissertação .....	5
2.	Simulação Computacional .....	7
2.1.	Detalhes Construtivos e Características Nominais .....	7
2.2.	Modelação e Simulação Bidimensional do MIT .....	9
2.2.1.	Modelação e Simulação Magnética 2D do MIT em regime permanente .....	13
2.2.2.	Modelação e Simulação Térmica 2D do MIT em regime transitório .....	21
2.3.	Modelação e Simulação Tridimensional do MIT .....	23
2.4.	Análise de resultados .....	27
2.4.1.	Resultados de simulação bidimensionais (Flux2D) .....	28
2.4.2.	Resultados de simulação tridimensionais (Solidworks 2015) .....	34
2.4.3.	Comparação das simulações 2D e 3D .....	40
3.	Testes Experimentais .....	45
3.1.	Descrição da montagem laboratorial .....	45
3.2.	Análise de resultados .....	48
4.	Conclusões .....	51
4.1.	Considerações gerais .....	51
4.2.	Sugestões de trabalhos futuros .....	51
	Referências bibliográficas .....	53
	Anexo 1 .....	57



# Lista de Figuras

Figura 2.1 - Esquema de princípio do enrolamento estatórico (cortesia WEG). ....	9
Figura 2.2 - Dimensões das ranhuras do estator e do rotor (cortesia WEG). ....	9
Figura 2.3 - Geometria do MIT (Flux2D). ....	10
Figura 2.4 - Faces atribuídas no MIT (Flux2D). ....	11
Figura 2.5 - Faces pertencentes à fase U (Flux2D). ....	11
Figura 2.6 - Faces pertencentes à fase V (Flux2D). ....	12
Figura 2.7 - Faces pertencentes à fase W (Flux2D). ....	12
Figura 2.8 - Malha do MIT (Flux2D). ....	13
Figura 2.9 - Faces atribuídas no MIT para a simulação magnética (Flux2D). ....	14
Figura 2.10 - Esquema do circuito elétrico do MIT para modelação no software Flux (Flux2D). ....	16
Figura 2.11 - Representação das condições de fronteira - linhas a cor vermelha (Flux 2D). ....	16
Figura 2.12 - Característica mecânica do Binário em função do deslizamento (Flux2D). ....	18
Figura 2.13 - Variação da Potência mecânica em função do deslizamento (Flux2D). ....	19
Figura 2.14 - Característica eletromecânica, da variação da corrente em função do deslizamento (Flux2D). ....	19
Figura 2.15 - Condições de limite para a simulação térmica - linhas de cor vermelha (Flux2D). ....	23
Figura 2.16 - Vista “explodida” do motor W22 efectuada no software Solidworks 2015. ....	24
Figura 2.17 - Esquema do enrolamento simplificado (Solidworks 2015). ....	25
Figura 2.18 - Geometria do MIT para efeitos de simulação (Solidworks 2015). ....	26
Figura 2.19 - Malha construída com base na curvatura combinada (Solidworks 2015). ....	26
Figura 2.20 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 500s (Flux2D). ....	28
Figura 2.21 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 1500s (Flux2D). ....	29
Figura 2.22 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 2000s (Flux2D). ....	30
Figura 2.23 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 4000s (Flux2D). ....	31
Figura 2.24 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 7000s (Flux2D). ....	32
Figura 2.25 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 9000s (Flux2D). ....	33
Figura 2.26 - Curvas de temperatura <i>versus</i> tempo, das barras de alumínio e das bobinas estatóricas, obtidas na simulação bidimensional. ....	34
Figura 2.27 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 558s (SolidWorks 2015). ....	35
Figura 2.28 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 1488s (SolidWorks 2015). ....	36
Figura 2.29 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 2046s (SolidWorks 2015). ....	37
Figura 2.30 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 4092s (SolidWorks 2015). ....	38
Figura 2.31 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 7068s (SolidWorks 2015). ....	39
Figura 2.32 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 9000s (SolidWorks 2015). ....	40

Figura 2.33 - Pontos de medição de temperatura (a preto) para comparação das simulações 2D e 3D. ....	41
Figura 2.34 - Comparação dos resultados de simulação 2D (Flux) e 3D (SW) em pontos concretos no estator e no rotor. ....	42
Figura 2.35 - Comparação entre as simulações 2D (Flux) e 3D (SW) para os sensores PT100 (2A) e PT100 (3). ....	43
Figura 2.36 - Evolução das temperaturas obtidas pelo modelo 3D (SW) e para as mesmas posições dos sensores instalados no motor usado nos testes experimentais. ....	44
Figura 3.1 - Esquema de ligação da montagem laboratorial. ....	46
Figura 3.2 - Esquema de rebobinagem do motor de indução W22. ....	46
Figura 3.3 - Posição dos quatro sensores de temperatura PT100 colocados no MIT. ....	47
Figura 3.4 - Visão geral da montagem experimental no laboratório. ....	47
Figura 3.5 - Resultados experimentais relativos à evolução das temperaturas no MIT. ....	48
Figura 3.6 - Comparação entre os resultados de simulação e experimentais, para os sensores PT100 (2A) e PT100 (2C). ....	49
Figura 3.7 - Comparação entre os resultados de simulação e experimentais, para os sensores PT100 (1) e PT100 (3). ....	49

## Lista de Tabelas

Tabela 2.1 - Componentes do circuito. ....	15
Tabela 2.2 - Características magnéticas definidas por cada face.....	17
Tabela 2.3 - Perdas no ferro obtidas pelo método de perdas de Bertotti (Flux2D).....	21
Tabela 2.4 - Características definidas por cada face.....	22



# Lista de Acrónimos

CA	Corrente Alternada.
CC	Corrente Contínua.
CFD	Computational Fluid Dynamics.
DS	Dassault Systèmes.
FEM	Finite Element Method.
LPTN	Lumped-Parameter Thermal Network.
MIT	Motor de Indução Trifásico.
NEMA	National Electrical Manufacturer Association.
PVU	Percent Voltage Unbalance.
rpm	Rotações por minuto.
SW	Solidworks.



# 1. Introdução

## 1.1. Enquadramento

Os motores elétricos são atualmente usados nas mais diversas aplicações industriais, sendo elementos-chave que asseguram a continuidade do processo de desenvolvimento e a cadeia de produção de muitas indústrias [1].

O Motor de Indução Trifásico (MIT) mantém uma grande reputação no uso industrial, uma vez que possui características muito vantajosas. Com efeito, robustez, simplicidade, custo reduzido, excelente adaptação a diferentes cargas e a condições extremas, fazem deste o elemento de acionamento por excelência na indústria [2]. Os atributos destes motores influenciaram a substituição dos motores de corrente contínua, anteriormente instalados na maioria das aplicações industriais. O motor de corrente contínua (CC) apresenta vários pontos que abonam em seu favor, como por exemplo, um melhor controlo de binário de arranque, uma gama de variação de velocidade ampla e um grau de simplicidade relativamente elevado na conversão de corrente alternada (CA) em corrente contínua (CC). Se compararmos um motor de CC com um MIT da mesma potência, verificamos que o motor CC é 20 a 40% maior, o que justifica os elevados custos de aquisição e de manutenção (devidos a comutadores e escovas) das máquinas de CC. No entanto, o motor CC conta ainda com outras restrições importantes. Este tipo de máquina não é adequado para ambientes perigosos, devido à comutação de corrente, que resulta na produção de faíscas. Por outro lado, a tensão de alimentação destes motores tem um limite de 900V. As características do MIT permitem ultrapassar estas restrições [3].

Embora os motores elétricos apresentem características vantajosas para a evolução industrial, estes requerem uma manutenção periódica precisa, de modo a evitar possíveis avarias que podem comprometer seriamente a produtividade. Tendo em conta que, um dos fatores que promove essas avarias é o seu sobreaquecimento, o estudo do comportamento térmico no MIT torna-se extremamente importante, tanto para precaver acontecimentos catastróficos e custos de reparação, como para prolongar a vida útil do motor.

Com base na equação de *Arrhenius*, afirmando que a velocidade de uma reação química varia com a temperatura, esta foi adaptada por *Montsinger* para estabelecer uma regra que relaciona o comportamento do isolamento com a temperatura de funcionamento da máquina, intitulada de “regra 10”. Esta enuncia que, para cada aumento de 10°C na operação da máquina, a vida útil do isolamento é reduzida a metade [4]-[5].

Tanto o comportamento como as condições externas do MIT são cruciais para uma boa preservação do motor. Deste modo, o funcionamento em regime nominal deve respeitar duas condições importantes: a temperatura do ambiente em que o motor opera (máximo 40°C) e a altitude do local de operação do motor (máximo 1000m acima do nível do mar devido à

rarefação do ar). Se estas condições não forem atendidas, o motor não fornecerá a sua potência nominal. As perdas energéticas geradas serão superiores e haverá graves dificuldades na dissipação de calor que poderão, inclusive, danificar os enrolamentos [6].

Os acionamentos baseados no MIT evoluíram significativamente, com o uso de conversores de frequência para aplicações de velocidade variável. Porém apesar das suas vantagens, estes conversores também têm alguns inconvenientes. Estes induzem distorções harmônicas, que provocam um aquecimento adicional do motor, gerado pelas perdas no ferro e no cobre, que levam à redução no rendimento e degradação do isolamento (deterioração dos materiais) [7].

As perdas no MIT podem classificar-se em quatro diferentes tipos: perdas elétricas, perdas magnéticas, perdas mecânicas e perdas parasitas. As perdas elétricas, também chamadas de perdas por efeito de Joule ( $P_j$ ), dependem do fluxo de corrente que atravessa os enrolamentos estáticos e as barras rotóricas que, por sua vez, depende da carga aplicada ao motor. O aumento da secção dos condutores estáticos e rotóricos é uma medida que permite reduzir estas perdas. As perdas magnéticas, também denominadas de perdas no núcleo ou no ferro ( $P_{fe}$ ), podem ser classificadas como perdas por histerese, cuja minimização é atingida através da utilização de aço de silício de alta qualidade, e pelas perdas por correntes de Foucault, que são reduzidas ao diminuir a área de laminação das chapas magnéticas no núcleo. Esta laminação provoca um aumento da resistência à circulação destas correntes parasitas. Dessa forma, as perdas no núcleo dependem da densidade do fluxo e da frequência da tensão de alimentação ( $f_1$ ). Essa frequência é consideravelmente mais baixa no núcleo do rotor, se comparada com a frequência do estator, pelo facto de a frequência da tensão induzida no rotor ( $f_2$ ) ser igual ao produto da frequência da tensão alimentação do estator ( $f_1$ ) com o deslizamento ( $f_2 = sf_1$ ). Atendendo a que o deslizamento, sob condições nominais, se encontra na ordem dos 3%, é comum que  $f_2$  seja muito baixa. Para este valor de deslizamento e uma  $f_1$  de 50Hz,  $f_2$  será de apenas 1.5Hz. As perdas mecânicas ( $P_{mec}$ ), também chamadas de perdas por atrito e ventilação, são influenciadas pela fricção nos rolamentos e ventilação. As perdas mecânicas aumentam proporcionalmente com o aumento da velocidade. De maneira a reduzir estas perdas, utilizam-se rolamentos de baixa fricção, e o sistema de ventilação é aperfeiçoado. As perdas parasitas, são o resultado de fugas de fluxo, distribuição não uniforme de corrente e imperfeições mecânicas. A otimização do projeto e fabrico cuidadoso do motor permitem a redução deste tipo de perdas [8].

No passado, o estudo de uma máquina elétrica encontrava-se condicionado à análise do seu circuito equivalente e das equações analíticas da mesma, não contemplando a análise da geometria do motor e do comportamento não-linear dos materiais magnéticos. Contudo, apesar de ser um estudo restrito, estes métodos proporcionam resultados suficientemente precisos, mesmo com a influência das perdas e das condições geométricas. Desta forma, estes métodos tornam-se valiosos como primeiros passos do projeto e fabricação do motor de indução [9].

Com o enorme progresso alcançado durante os últimos anos na aplicação de métodos computacionais, foram estabelecidas condições para criar métodos numéricos capazes de calcular, com bastante rigor, os parâmetros eletromagnéticos de uma máquina. Estes métodos

disponibilizam uma série de opções no estudo do campo magnético, desde problemas lineares ou não lineares, campos magnéticos estáticos ou alternados, em regime permanente ou transitório e com a possibilidade de modelação em duas dimensões (2D) e em três dimensões (3D). Uma das abordagens é o FEM, que por intermédio de uma malha, utiliza uma aproximação numérica das equações de Maxwell, no espaço e no tempo, oferecendo uma solução mais precisa do que os métodos clássicos [9]. Uma malha é, por definição, a subdivisão geométrica imposta pelo conjunto de elementos e pontos (denominados por nós ou pontos nodais) ligados entre si. O F.E.M. tem surgido, na última década, como um método numérico útil para a análise do campo magnético das máquinas elétricas. O grande desafio que ainda se coloca relaciona-se com o aprimorar do tempo de simulação. Por sua vez, o custo elevado do *software* computacional apresenta-se ainda como uma grande desvantagem das abordagens baseadas no FEM [9].

## 1.2. Motivação

Estima-se que 70 a 80% da energia elétrica consumida pela indústria seja empregue no acionamento de motores elétricos [6], os quais realizam a conversão dessa energia em energia mecânica. Assumindo um rendimento médio destas máquinas na ordem dos 80%, verifica-se que cerca de 15% do total da energia elétrica consumida pela indústria acaba por ser desperdiçada através de perdas energéticas nos motores sob a forma de calor.

Entende-se, assim, que o estudo do comportamento térmico do motor de indução se torna extremamente importante, ao contribuir para uma melhor compreensão do perfil de aquecimento dos diversos constituintes do motor. Essa análise será relevante para perceber não só o comportamento normal do motor, como também a resposta aos diferentes tipos de avarias. Tal análise permitirá aplicar técnicas capazes de prolongar o tempo de vida do motor, bem como otimizar o seu desempenho. Nota-se que, tendo em conta os avanços nos *softwares* de simulação computacional, torna-se possível analisar as características magnéticas do motor com enorme precisão. Esta é, por conseguinte, uma área que merece grande atenção e carece de exploração científica.

## 1.3. Objetivos

Com esta dissertação pretende-se, criar um modelo computacional para permita estudar o desempenho térmico de um motor de indução trifásico de gaiola de esquilo, em condições nominais de funcionamento.

## 1.4. Estado de Arte

De acordo com [10], foi feito um estudo de comparação dos métodos utilizados na análise do comportamento térmico. O método de elementos finitos (FEM), o método de redes térmicas de parâmetros aglomerados (do inglês *lumped-parameter thermal network* - LPTN) e o método da dinâmica de fluidos computacional, (do inglês *Computational fluid dynamic* - CFD). Conclui-se que, o LPTN, é dependente dos parâmetros térmicos, em particular dos coeficientes de transferência de calor. Contudo, tem a vantagem de apresentar um tempo computacional reduzido. O FEM é o método mais utilizado, visto possuir a enorme vantagem de acoplamento eletromagnético no estudo térmico. Tem, no entanto, a desvantagem de necessitar de um longo tempo de pré-processamento na geometria e na computação. Porém, permite o estudo de um modelo paramétrico, como o motor elétrico, ou seja, o *software* altera automaticamente as dimensões do modelo e as propriedades do material em intervalos definidos. No entanto, o *software* usa algoritmos analíticos/empíricos, baseados nas limitações de convecção, como no LPTN. Já o CFD tem a vantagem de poder ser utilizado para prever o fluxo nas regiões de maior complexidade, tais como em redor das extremidades dos enrolamentos. O método CFD pode ser importante para melhorar os algoritmos de análise utilizados no modelo FEM ou LPTN.

Em [11]-[12], foi elaborado um estudo sobre os métodos de análise de acoplamento eletromagnético e térmico, num motor de indução. Neste estudo verificou-se que a curva de binário-velocidade varia com a temperatura. É possível observar que o método CFD foca-se na visualização de fluxo de fluidos, especialmente na previsão complexa do fluxo de ar no fim das regiões do motor elétrico. Os dados do CFD podem ser usados para aumentar a precisão dos modelos analíticos para posteriormente resolver complexidades térmicas.

De acordo com [13], foi desenvolvido um modelo térmico em regime estacionário tridimensional, através da abordagem FEM, com o objetivo de estudar o comportamento do rotor em gaiola de esquilo, com o motor totalmente fechado e com o motor semifechado. Observou-se que a variação de temperatura em diferentes pontos no rotor, é maior no motor fechado devido à variação do coeficiente de transferência de calor quando a corrente atravessa o rotor. Verificou-se que, naturalmente, a dissipação de calor é muito melhor no motor semifechado.

De acordo com [14], foi elaborado um estudo sobre a influência da tensão de sequência positiva da temperatura nos motores de indução, uma vez que a NEMA (*National Electrical Manufacturer Association*), definiu um índice de percentagem no desequilíbrio da tensão - PVU (do inglês *Percent Voltage Unbalance*). O *software* utilizado na modelação e simulação por elementos finitos foi o Flux2D - Cedrat. Neste trabalho verificou-se que o valor PVU não é tão relevante para a temperatura do motor, como o valor da tensão de sequência positiva.

De acordo com [15]-[16], é feita a análise eletromagnética e térmica do motor de indução de alta velocidade, em que a análise magnética é feita por FEM e a análise térmica por LPTN. Tendo em consideração as condições de produção nos parâmetros críticos, tais como, diferença dos materiais e a respetiva condutividade térmica, pode-se obter com precisão através do

método LPTN, o comportamento térmico do motor de indução. Por outro lado, com base na análise da sensibilidade, foi demonstrado que o parâmetro do material mais crítico que afeta a precisão do modelo é a condutividade térmica do enrolamento.

Em [17] é efetuado um estudo em FEM sobre o comportamento térmico tridimensional do motor de indução alimentado por um sistema de tensões desequilibradas. Verificou-se que, quando o motor de indução é alimentado com tensões desequilibradas, em condições de subtensão, a temperatura do motor é menor, do que se for alimentado com tensões equilibradas. No entanto, se o motor de indução for alimentado com tensões desequilibradas em condições de sobretensão, a temperatura do motor é maior, comparando com a alimentação com tensões equilibradas. O FEM foi novamente usado como uma ferramenta eficaz para o estudo do desempenho térmico do motor.

De acordo com [18]-[19], foi elaborado um estudo térmico por elementos finitos num motor de indução para diferentes condições de funcionamento (carga e sem carga). O *software* utilizado foi o (Motor-CAD - Cedrat) e o (Flux - Cedrat). Verificou-se que o acoplamento eletromagnético e térmico, do FEM (Flux) é bastante longo. Contudo, a combinação do FEM na análise magnética com o LPTN (Motor-CAD) na análise térmica, melhora muito o tempo de simulação. Concluindo, o método LPTN pode ser considerado uma ferramenta válida para o *design* térmico e otimização de motores.

De acordo com [20], foi construído um projeto térmico de um motor síncrono de relutância com ponte H integrada, para assim, estudar o comportamento térmico do motor e do sistema global de tração do veículo elétrico, usando o *software* Solidworks - DS. Concluiu-se que, através da simulação térmica, foi possível desenvolver um sistema de refrigeração adequado que permite a correta integração do motor no veículo elétrico.

## 1.5. Visão geral e organização da dissertação

O presente trabalho encontra-se estruturado da seguinte forma:

Capítulo 1: “Introdução” - É abordado o problema em causa, assim como a importância do estudo térmico do motor de indução trifásico. É feito o “Estado de Arte” sobre esta matéria e a contextualização sobre o tema da dissertação.

Capítulo 2: “Simulação Computacional” - Descrição de todas as características do motor de indução trifásico, bem como do processo de modelação e a análise dos resultados obtidos nas simulações.

Capítulo 3: “Testes experimentais” - Descrição da montagem experimental e dos equipamentos usados. São apresentados os resultados experimentais e é feita uma análise comparativa com os resultados obtidos nas simulações.

Capítulo 4: “Conclusão” - É feita uma avaliação geral do trabalho efetuado, com um resumo das principais conclusões e sugestões de trabalhos futuros.



## 2. Simulação Computacional

Neste capítulo, serão inicialmente apresentadas todas as características do motor de indução, essenciais para a sua modelação através do *software* de elementos finitos.

A modelação computacional será composta por três partes. As duas primeiras estão relacionadas com a modelação bidimensional usando o *software* Flux2D (Cedrat), e a terceira parte corresponde à modelação tridimensional através do *software* Solidworks 2015 (Dassault Systèmes).

A primeira parte da modelação computacional é fundamental neste estudo pelo fato de possibilitar o cálculo das perdas associadas ao funcionamento do motor, permitindo assim a posterior simulação térmica com base nestes valores. Deste modo, com a modelação e simulação magnética no MIT, são calculadas as perdas por efeito Joule e as perdas no ferro.

Posteriormente, as perdas obtidas serão usadas como valores de referência na simulação térmica bidimensional. Estes resultados servirão de base para fornecer as temperaturas necessárias para a simulação em 3D no Solidworks 2015.

Por fim, serão analisados os resultados obtidos através das duas simulações.

O processo de modelação e simulação do *software* de elementos finitos é constituído por três fases ordenadas. Na primeira fase corresponde ao pré-processamento, o qual consiste na modelação do objeto. Na segunda fase, o processamento, são efetuados os cálculos computacionais, por meio de métodos iterativos, usando a informação das condições de limite e das propriedades dos materiais do objeto, ou seja, é efetuada a simulação computacional. A última fase, o pós-processamento, corresponde à apresentação dos resultados da simulação do objeto.

Neste estudo, só serão detalhadas duas fases, nomeadamente a fase de pré-processamento e de pós-processamento, uma vez que, a fase de processamento é realizado pelo *software*.

### 2.1. Detalhes Construtivos e Características Nominais

O Motor de Indução Trifásico (MIT) usado é composto por uma gaiola de esquilo de barras de alumínio, e foi adquirido à empresa internacional de motores elétricos WEG S.A. Apresentam-se de seguida a listagem das diversas características deste motor.

#### Características principais do motor:

- **Modelo:** W22 - Cast Iron Frame - High Efficiency - IE2
- **Frequência:** 50 Hz
- **Potência nominal:** 2.2 KW
- **Tensão nominal:** 400 V, ligação em estrela
- **Corrente Nominal:** 4.56 A

- **Número de pólos:** 4
- **Fator de Serviço:** 1.0
- **Classe de Isolamento:** Classe F (155 °C)
- **Grau de proteção:** IP55
- **Refrigeração:** Motor fechado com ventilação externa - IC 411
- **Temperatura Ambiente:** - 20 °C a + 40 °C
- **Rendimento, a plena carga:** 87%
- **Fator de Potência, a plena carga:** 0.8
- **Velocidade nominal:** 1435 rpm

**Características principais do estator:**

- **Comprimento axial do núcleo:** 120 mm
- **Diâmetros:** exterior (120 mm) e interior (100 mm)
- **Número de ranhuras estatóricas:** 36
- **Comprimento do entreferro:** 0.3 mm

**Características principais do rotor:**

- **Comprimento axial do núcleo:** 120 mm
- **Diâmetros:** exterior (99.4 mm) e interior (35 mm)
- **Número de barras rotóricas:** 28

**Características principais do enrolamento:**

- **Calibre do condutor de bobinagem:** 0.8 mm / 0.75 mm
- **Tipo de enrolamento:** Concêntrico, de passo combinado e de camada única
- **Passos do enrolamento:** 1:8:10 / 1:8
- **Número de espiras:** 36
- **Ligação:** Estrela, com ligação interna
- **Resistência de cada fase do estator:** 1.91  $\Omega$

Apresentam-se nas Figura 2.1 e Figura 2.2 o esquema de bobinagem e dimensões das ranhuras do motor usadas neste estudo, respetivamente.

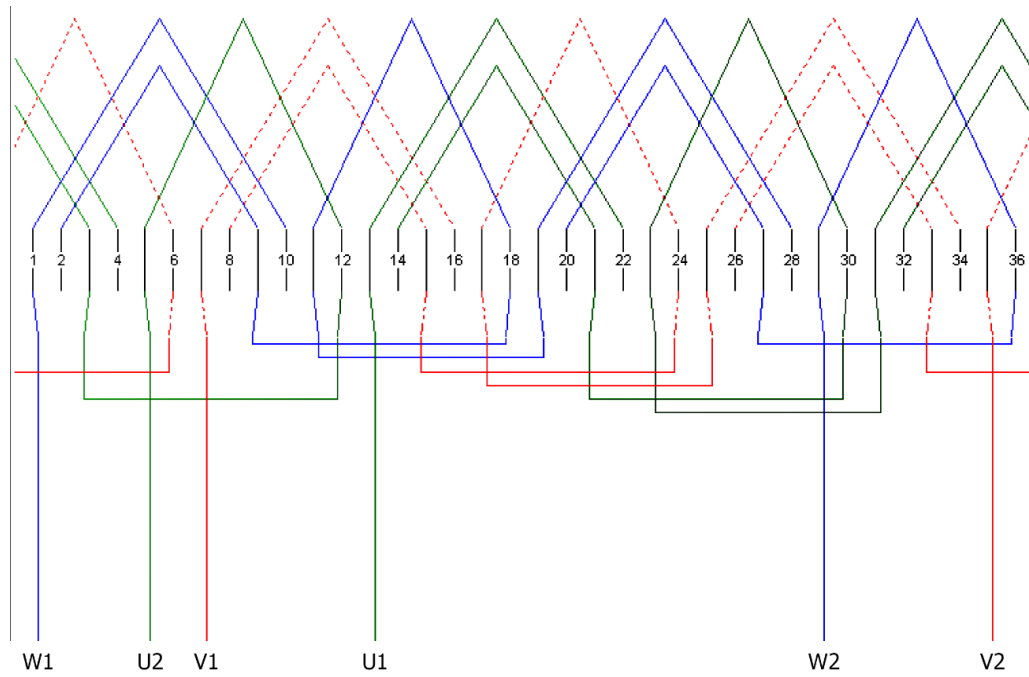
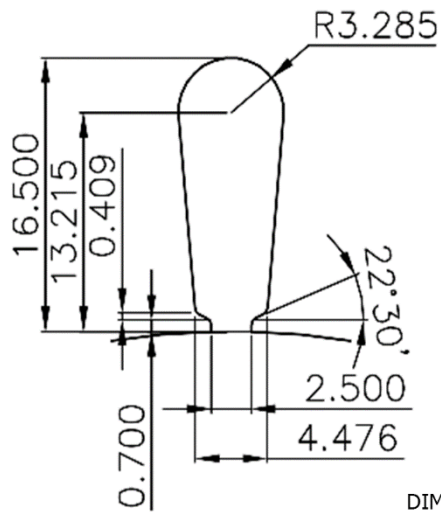


Figura 2.1 - Esquema de princípio do enrolamento estático (cortesia WEG).

### Ranuras Estatóricas



DIMENSÕES EM MILÍMETROS

### Ranuras Rotóricas

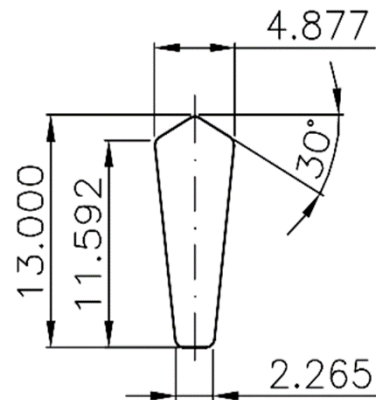


Figura 2.2 - Dimensões das ranhuras do estator e do rotor (cortesia WEG).

## 2.2. Modelação e Simulação Bidimensional do MIT

Nesta secção é utilizado o *software* Flux2D, com o objetivo de calcular as perdas no motor, necessárias para efetuar a posterior simulação térmica. Estas simulações têm como objetivo

analisar o comportamento interno do motor de indução, considerando que a profundidade é igual ao comprimento axial do estator e do rotor.

A parte do desenho construtivo, representado na Figura 2.3, constitui o primeiro passo do pré-processamento das respetivas modelações, tendo por base as características construtivas descritas na secção 2.1.

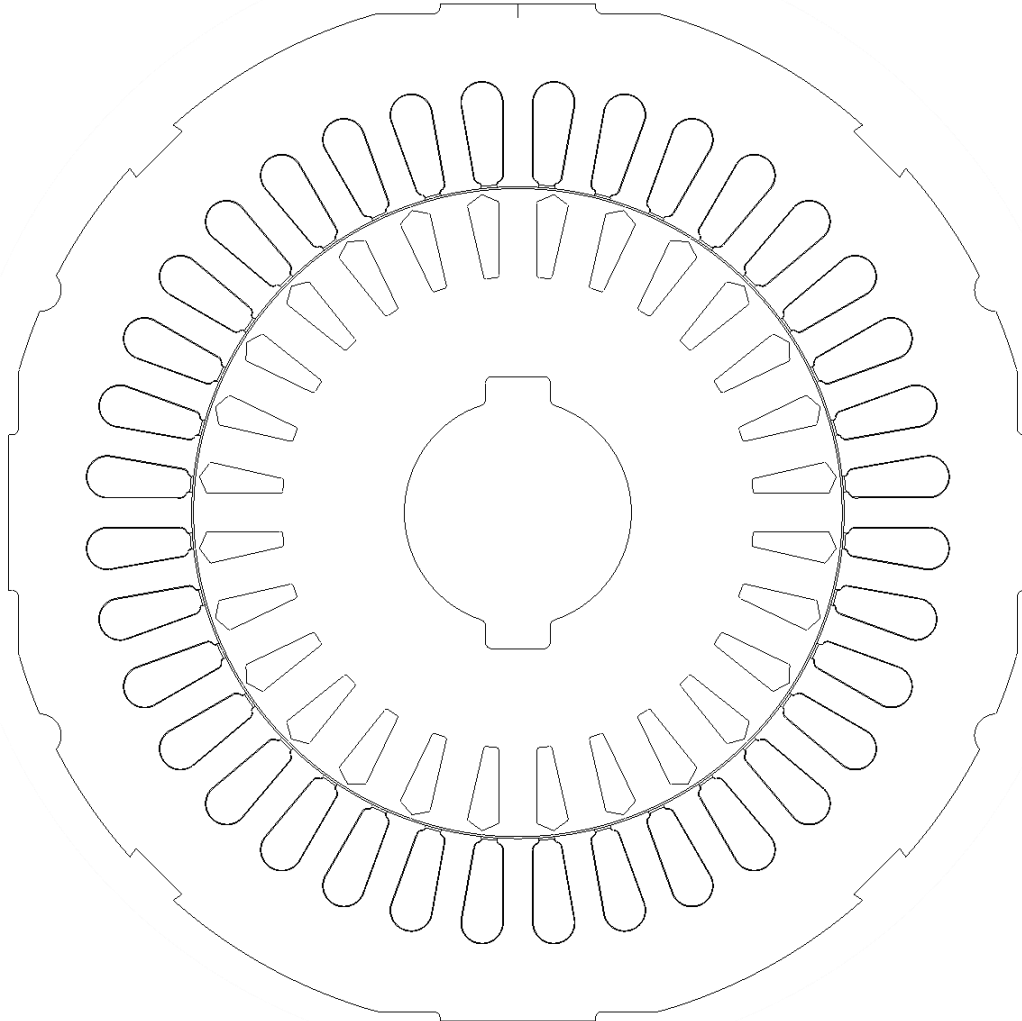


Figura 2.3 - Geometria do MIT (Flux2D).

A atribuição das faces, representadas na Figura 2.4, é um passo fundamental para o *software* compreender a composição do motor. Estas faces foram atribuídas da seguinte forma:

- Estator, representada com a cor azul-escura.
- Bobina da fase U, positiva (U1), negativa (U2), representadas com a cor verde, e em pormenor na Figura 2.5.
- Bobina da fase V, positiva (V1), negativa (V2), representadas com a cor vermelha, e em pormenor na Figura 2.6.

- Bobina da fase W, positiva (W1), negativa (W2), representadas com a cor azul-clara, e em pormenor na Figura 2.7.
- Isolamento das bobinas, representado com a cor preta.
- Entreferro, representada com a cor amarela.
- Rotor, representada com a cor azul-escura.
- Barras do rotor, representadas com a cor preta.
- Veio, representado com a cor amarela.

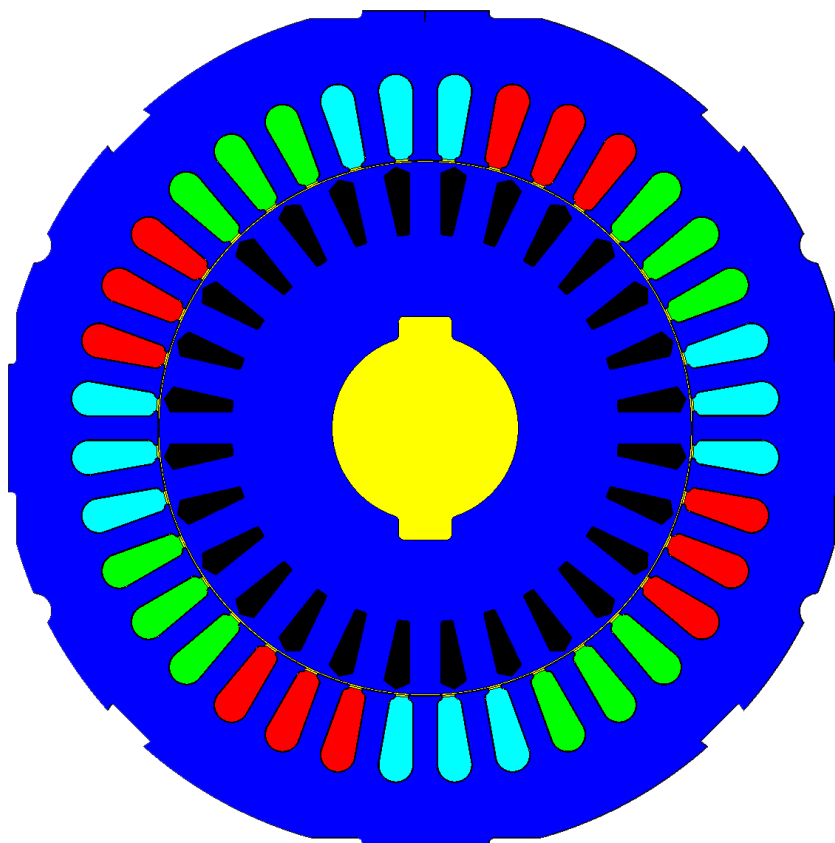


Figura 2.4 - Faces atribuídas no MIT (Flux2D).

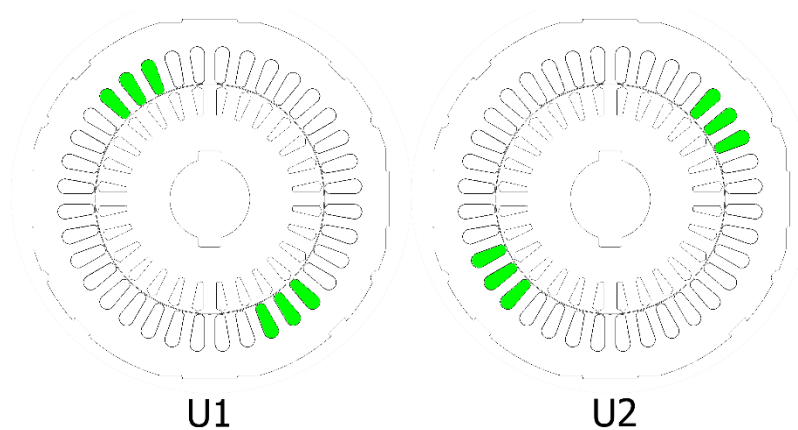


Figura 2.5 - Faces pertencentes à fase U (Flux2D).

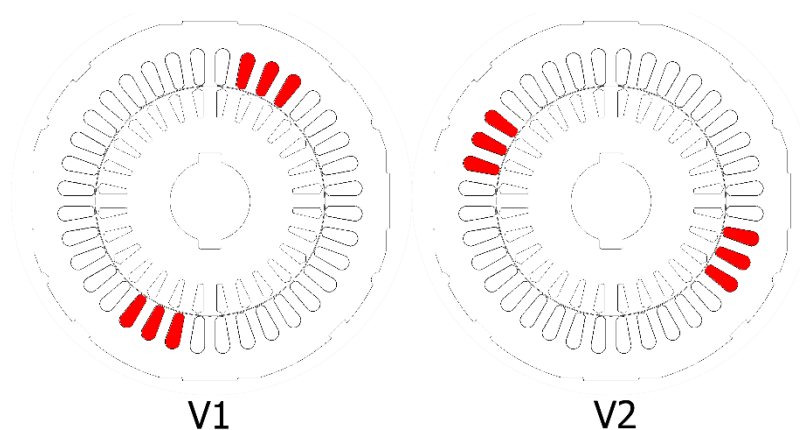


Figura 2.6 - Faces pertencentes à fase V (Flux2D).

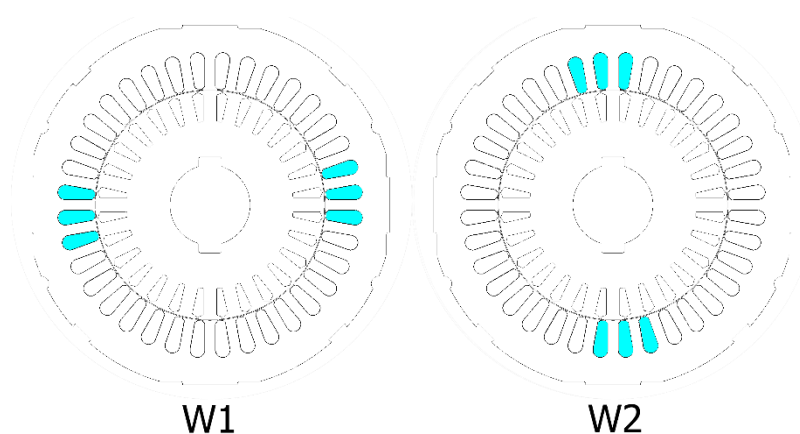


Figura 2.7 - Faces pertencentes à fase W (Flux2D).

Após a atribuição das faces, o *software* necessita de um reconhecimento matemático de toda a construção, para assim poder efetuar o processamento computacional. Esse reconhecimento é executado por intermédio de uma malha aplicada na geometria do motor, sendo esta discretizada em pequenos elementos, (que se caracterizam por um conjunto de nós ou pontos nodais ligados entre si), os quais são calculados de forma aproximada por métodos computacionais. Estes elementos são descritos por meio de equações diferenciais, tendo em conta as condições de limite predefinidas.

A Figura 2.8, mostra a malha utilizada no motor, denominada por malha auxiliar. Esta é predefinida pelo *software* que ajusta automaticamente todo o conjunto de elementos consoante o tamanho e a complexidade das faces, sendo mais detalhada nas faces com maior pormenor.

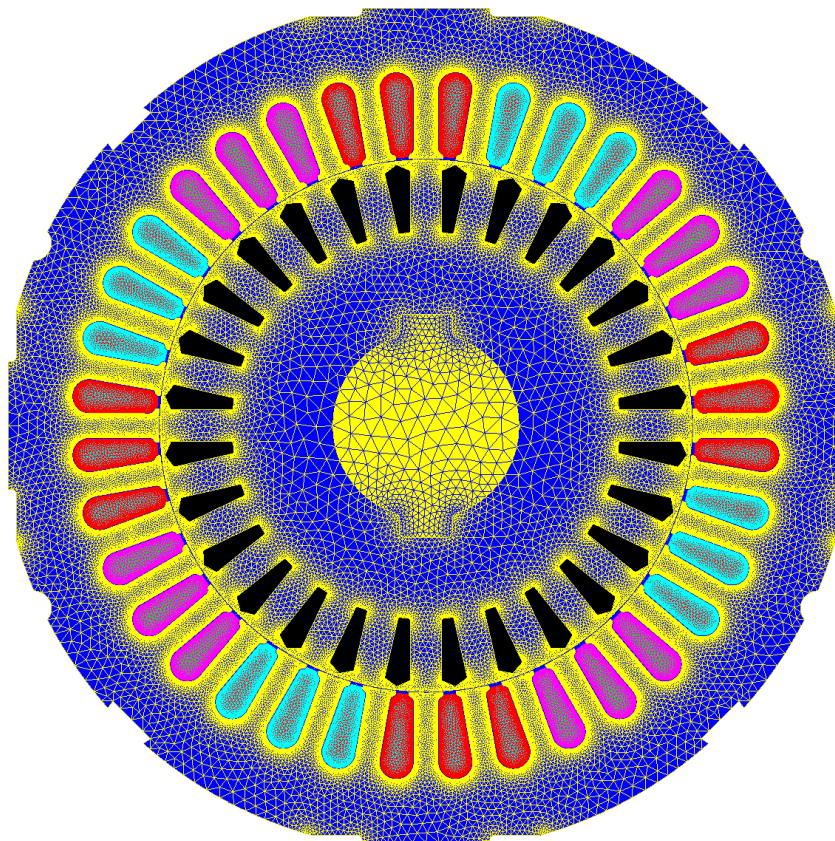


Figura 2.8 - Malha do MIT (Flux2D).

Depois de a malha ser aplicada, o *software* está preparado para calcular, em cada nó, a aplicação magnética e a aplicação térmica. No entanto, para que os elementos da malha sejam calculados, é necessário definir as propriedades dos materiais nas faces. São de seguida descritos os materiais usados na simulação magnética e térmica:

- O estator e o rotor são compostos por aço de silício, referentes às propriedades do material, COGENT M800 65A 50HZ.
- As barras rotóricas são compostas por alumínio injetado, referentes às propriedades do material, ALU A207 0T7.
- As bobinas estatóricas são compostas por cobre, referentes às propriedades do material, ASTM-B-152.

A escolha dos materiais foi referenciada no motor WEG W22 [21] e as respetivas propriedades encontram-se descritas no Anexo 1.

### 2.2.1. Modelação e Simulação Magnética 2D do MIT em regime permanente

Os resultados desta simulação têm como objetivo principal obter as perdas por efeito Joule, das bobinas estatóricas e das barras rotóricas, assim como também as perdas no ferro do estator e do rotor do MIT.

Inicialmente, é definida a aplicação 2D magnética em regime permanente, para uma frequência de 50 Hz e um domínio de profundidade 120 mm. Na Figura 2.9 observa-se a definição de duas novas faces no exterior do motor, as quais são predefinidas como limitações do domínio de estudo. A face de cor preta assume a temperatura exterior do motor, enquanto a face de cor azul-clara representa o infinito.

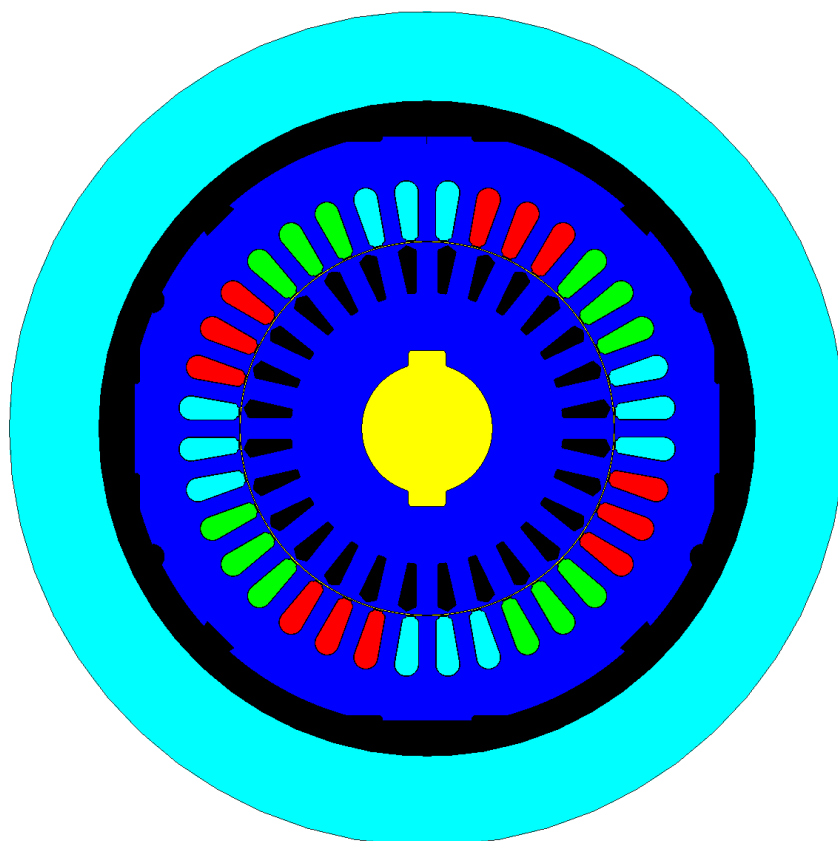


Figura 2.9 - Faces atribuídas no MIT para a simulação magnética (Flux2D).

Para o *software* simular a rotação produzida pela interação das correntes induzidas nas barras rotóricas e o campo girante estático, é necessário distinguir a região móvel da região fixa do motor. A região móvel é dependente de um valor de deslizamento mínimo, definido neste estudo de 0.001. O processamento computacional será efetuado com base neste valor limite de deslizamento. Na Tabela 2.2, estão representadas as faces atribuídas às respectivas regiões, apelidadas de Estator MS para a região fixa e Rotor MS para a região móvel.

Após a configuração mecânica, o *software* calcula os valores de indução magnética no motor com base nas propriedades dos materiais. Contudo, o *software* serve-se de um circuito elétrico peculiar, muito diferente do tradicional circuito equivalente do motor de indução. A dedução deste circuito característico foi baseada num ficheiro *demo* do Flux2D relativo a um motor de potência semelhante. Por intermédio de simulações iterativas, foi possível ajustar os diversos parâmetros até se obter uma boa correspondência com as características nominais do motor em estudo.

Entretanto, como se observa na Figura 2.10, o circuito elétrico é composto por três fontes de tensões sinusoidais  $V [U,V,W]$  com um desfasamento de  $120^\circ$  entre fases, resistência do estator por fase ( $R_s$ ), indutância do estator por fase ( $L_s$ ) e resistência das extremidades da bobina por fase ( $R_{BE}$ ). Já a gaiola de esquilo, é composta pela resistência dos anéis de curto-circuito entre duas barras adjacentes ( $R_R$ ) e indutância dos anéis de curto-circuito entre duas barras adjacentes juntamente com a indutância de dispersão das barras ( $L_R$ ). Os valores dos componentes do circuito estão representados na Tabela 2.1. O valor da resistência de cada bobina por fase é calculado através do produto da resistividade do cobre com o comprimento do condutor, multiplicado pelo de número de espiras e dividido pela secção do condutor, conforme a Equação (1). O cálculo da resistência das extremidades de cada bobina por fase ( $R_{BE}$ ) é dado pela Equação (2).

$$R_B = N \times \frac{(\rho \times l)}{S} \quad (1)$$

Em que,

$$N = 36;$$

$$\rho = 17.2 \times 10^{-9} \Omega.m;$$

$$l \cong 4.68 \text{ m};$$

$$S = 0.0003(7) \text{ m}^2.$$

$$R_{BE} = \left( \frac{R_B}{2} \right) \quad (2)$$

Tabela 2.1 - Componentes do circuito.

Componente	
V [U] ( $0^\circ$ ) V [V] ( $120^\circ$ ) V [W] ( $-120^\circ$ )	$400/\sqrt{3} \cong 230.94V$
$R_s [U,V,W]$	$1.91 \Omega$
$R_B [U1, U2, V1, V2, W1, W2]$	$3.84 \times 10^{(-3)} \Omega$
$L_s [U,V,W]$	$19.995 \times 10^{(-3)} \text{ H}$
Gaiola de Esquilo	$R_R = 12.4 \times 10^{(-6)} \Omega$ $L_R = 96 \times 10^{(-9)} \text{ H}$

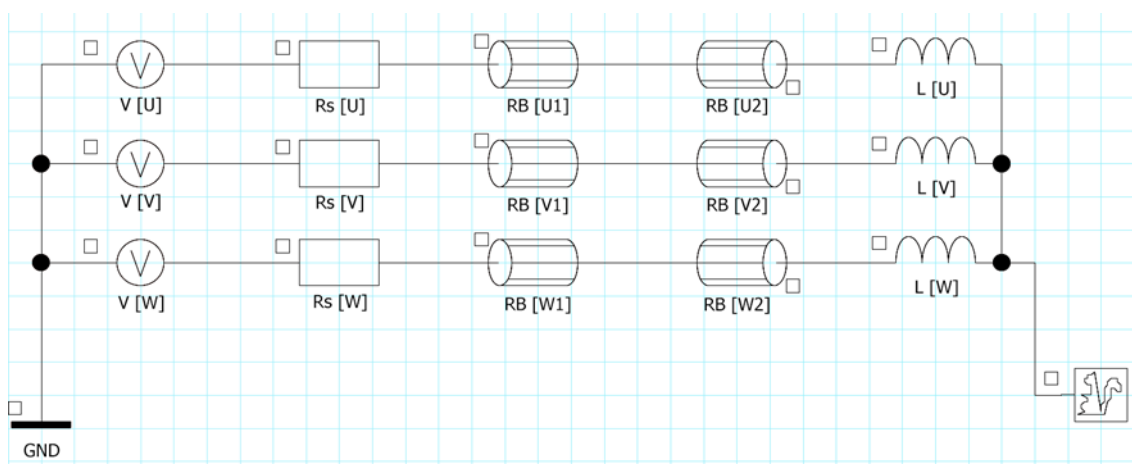


Figura 2.10 - Esquema do circuito elétrico do MIT para modelação no software Flux (Flux2D).

Seguidamente, são definidas as condições de limite no *software*, necessárias para a correta simulação do comportamento do campo magnético entre as linhas de fronteira da geometria. Estas linhas encontram-se representadas na Figura 2.11. O limite exterior do estator já é predefinido pelo *software*, devido à influência do infinito, como já referido no início da presente subsecção. Já a linha interior do rotor impõe um limite tangencial ao campo magnético, sendo associada ao respetivo *Mechanical Set*, Rotor MS.

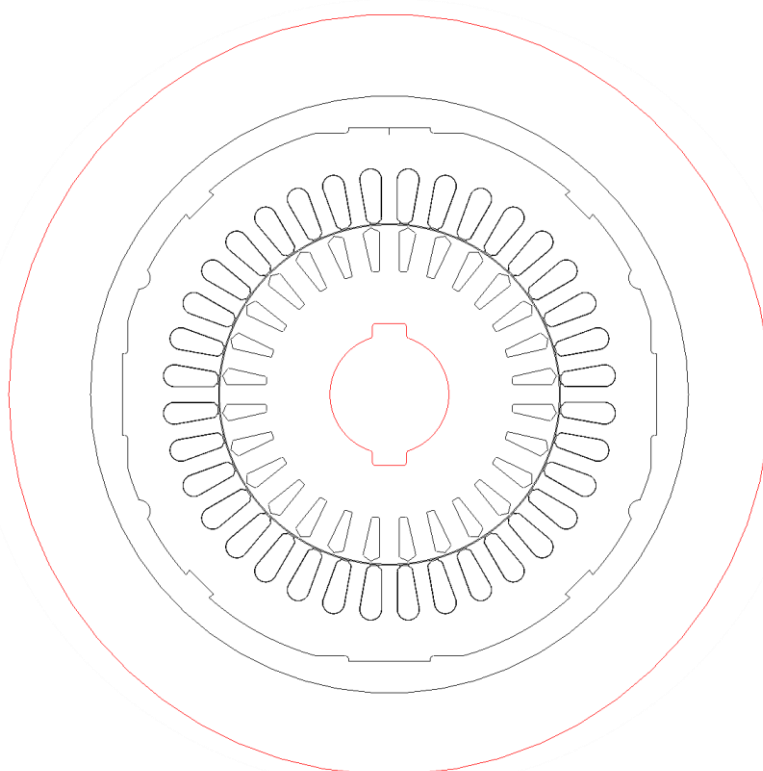


Figura 2.11 - Representação das condições de fronteira - linhas a cor vermelha (Flux 2D).

O pré-processamento termina com a atribuição das configurações nas faces, consoante o tipo de condução, e tal como descrito na Tabela 2.2. Desta forma, o motor de indução está preparado para a simulação magnética.

Tabela 2.2 - Características magnéticas definidas por cada face.

Face	Tipo de condução	Material	MS
Infinito	Ar ou vácuo	-	Estator MS
Ar exterior	Ar ou vácuo	-	Estator MS
Carcaça	Magnética não condutora	ASTM A48	Estator MS
Estator	Magnética não condutora	COGENT M800 65A 50HZ	Estator MS
Bobinas	Bobina condutora	ASTM-B-152	Estator MS
Isolamento Bobinas	Ar ou vácuo	-	Estator MS
Entreferro	Ar ou vácuo	-	Estator MS
Rotor	Magnética não condutora	COGENT M800 65A 50HZ	Rotor MS
Barras rotóricas	Condutor sólido	ALU A207 OT7	Rotor MS
Veio	Inativa	-	Rotor MS

Após a simulação, e de modo a verificar se os valores do circuito elétrico permitem obter dados coerentes, serão apresentados gráficos de característica eletromecânica e os respetivos cálculos analíticos.

Uma vez que se pretende estudar o motor em condições nominais de funcionamento, será necessário calcular o valor do deslizamento no ponto de funcionamento nominal. Assim, o deslizamento é calculado a partir da diferença entre a velocidade nominal do rotor ( $n = 1435$  rpm) e a velocidade de sincronismo ( $n_s$ ). Esta é descrita a partir da razão entre a frequência da tensão alimentação do estator ( $f$ ) e o número de pares de pólos ( $p$ ), conforme a Equação (3). O valor de deslizamento é posteriormente calculado segundo (4).

$$n_s = \frac{f \times 60}{p} \quad (3)$$

$$n_s = 1500 \text{ rpm.}$$

$$s = \frac{n_s - n}{n_s} = 0.0433 \quad (4)$$

Na Figura 2.12 está representada a característica mecânica do binário em função do deslizamento, evidenciando o ponto de funcionamento nominal. Com o objetivo de verificar se o ponto de funcionamento corresponde ao funcionamento nominal do motor, torna-se

necessário calcular o binário nominal do MIT. A velocidade angular mecânica nominal ( $\omega_{mec}$ ) é obtida através da equação (5). Posteriormente, o binário nominal ( $\tau_{nom}$ ) é calculado recorrendo a (6), através da razão entre a potência nominal ( $P_{nom}$ ) e a velocidade angular mecânica. Já o *software* utiliza a Equação (7), de forma a calcular o binário mecânico ( $\tau$ ) do rotor, associado ao *Mechanical Set Rotor MS*.

$$\omega_{mec} = \frac{2\pi \times n}{60} \quad (5)$$

$$\tau_{nom} = \frac{P_{nom}}{\omega_{mec}} \quad (6)$$

$$\tau_{nom} = 14.64 \text{ Nm}$$

$$\tau = \text{TorqueElecMag}(\text{Rotor MS}) \quad (7)$$

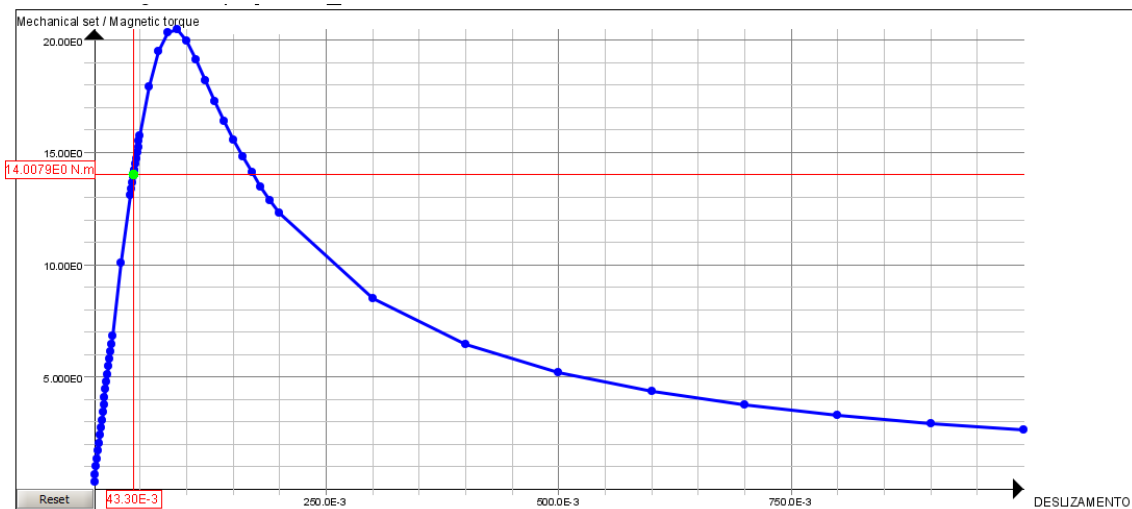


Figura 2.12 - Caraterística mecânica do Binário em função do deslizamento (Flux2D).

Os resultados obtidos permitem verificar que para o funcionamento com deslizamento nominal ( $s=0.0433$ ), o motor desenvolve um valor de binário semelhante ao respetivo binário nominal ( $\tau=14.0079 \text{ Nm}$ ).

Na Figura 2.13, está representada a variação da potência mecânica em função do deslizamento, mostrando o ponto de funcionamento nominal. Do mesmo modo, para análise recorreu-se à potência nominal caracterizada na secção 2.1. A Equação (8), referente à simulação, relaciona o produto da Equação (7) com a Equação (5).

$$P_{mec} = \text{TorqueElecMag}(\text{Rotor MS})\omega_{mec} \quad (8)$$

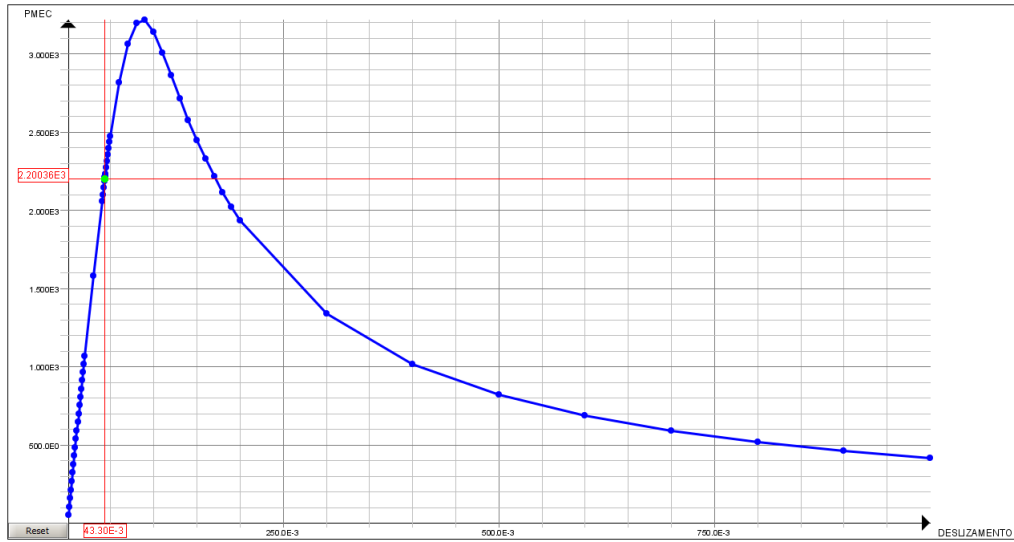


Figura 2.13 - Variação da Potência mecânica em função do deslizamento (Flux2D).

Observa-se que a curva de potência obtida está de acordo com o esperado, obtendo-se o valor de potência nominal (2.2 kW) correspondente ao funcionamento com o deslizamento nominal ( $s=0.0433$ ).

Na Figura 2.14, está representada a característica de variação da corrente de alimentação do MIT em função do deslizamento. Para a análise do ponto de funcionamento da simulação, é utilizado o valor de corrente nominal mencionado na secção 2.1. Na simulação foi utilizada a Equação (9), obtida através da razão entra a Equação (8) e as características nominais descritas na secção 2.1.

$$I = \frac{P_{mec}}{(\sqrt{3} \times U_N \times \eta \times \cos \phi)} \quad (9)$$

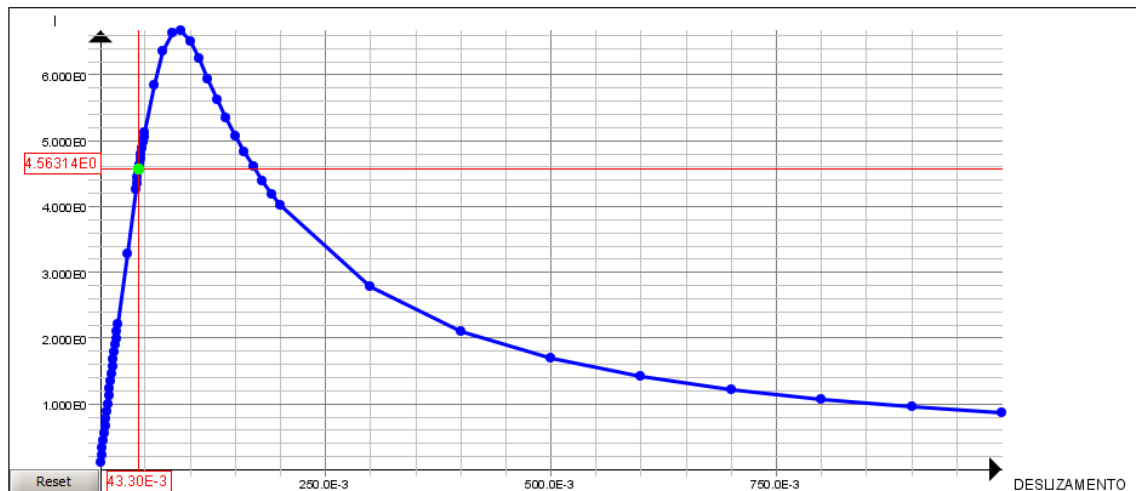


Figura 2.14 - Característica eletromecânica, da variação da corrente em função do deslizamento (Flux2D).

Mais uma vez se constata que para o valor de deslizamento nominal ( $s=0.0433$ ), a corrente de alimentação é virtualmente igual ao respectivo valor nominal (4.56 A).

Após a verificação das características do circuito, é feita uma simulação mais detalhada para o ponto de funcionamento nominal ( $s=0.0433$ ), com o fim de calcular as perdas por efeito de Joule e no ferro do motor.

As perdas por efeito Joule ( $P_j$ ) nas bobinas de cobre apresentam um valor total de 85.5 W, resultantes do somatório das perdas nos enrolamentos das três fases do motor:

- $P_j (U1) = 14.21 \text{ W};$
- $P_j (V1) = 14.21 \text{ W};$
- $P_j (W1) = 14.31 \text{ W};$
- $P_j (U2) = 14.21 \text{ W};$
- $P_j (V2) = 14.21 \text{ W};$
- $P_j (W2) = 14.31 \text{ W}.$

Quanto às perdas por efeito Joule nas barras de alumínio, apresentam um total de 32.13 W, ou 1.148 W por cada barra.

De maneira a calcular as perdas estatóricas e rotóricas no ferro, o *software* recorre ao método de perdas no ferro de Bertotti [22]. Este baseia-se nas propriedades magnéticas do material de aço de silício. O método está dividido em três tipos de perdas no ferro: perdas por histerese, representadas pelo coeficiente ( $k_h$ ), perdas por correntes de Foucault e perdas por excesso ( $k_e$ ). O resultado final advém do produto do fator de preenchimento do material ( $k_f$ ) com o somatório das perdas, tal como representado na Equação (10). No entanto,  $k_f$  tem de ser dividido pela densidade de massa, pois este coeficiente é predefinido no *software* para 1Kg. Deste modo, as perdas no valor de pico da densidade de fluxo magnético ( $dP_m$ ), são calculadas por:

$$dP_m = [k_h B_m^2 f + \left(\frac{\pi^2 \sigma d^2}{6}\right) (B_m f)^2 + k_e (B_m f)^{3/2} \cdot 8,67] \left(\frac{k_f}{\rho}\right) \quad (10)$$

em que

- |          |   |
|----------|---|
| $d$      | Espessura da laminação                        |
| $\sigma$ | Densidade de carga superficial                |
| $B_m$    | Valor de pico da densidade de fluxo magnético |
| $f$      | Frequência                                    |
| $\rho$   | Massa volumétrica                             |

No presente caso, foram utilizados os valores:

- $\rho = 7800 \text{ kg/m}^3$

- $\sigma = 4000000 \text{ S/m}$
- $d = 0.00065 \text{ m}$
- $k_f (0 < k_f < 1) = 0.97$
- $Se, dP_m = 3.6$ 
  - $B_m = 1 \text{ T}$
  - $f = 50 \text{ Hz}$
- $Se, dP_m = 8$ 
  - $B_m = 1.5 \text{ T}$
  - $f = 50 \text{ Hz}$
  
- $k_h = 401.02 \text{ W s T}^{-2} \text{ m}^{-3}$ ;
- $k_e = 0.63563 \text{ W s T}^{-2} \text{ m}^{-3}$ ;

Os coeficientes e as propriedades dos respetivos materiais são introduzidos no *software*, obtendo as perdas no ferro, listadas Tabela 2.3.

Tabela 2.3 - Perdas no ferro obtidas pelo método de perdas de Bertotti (Flux2D).

	Estator	Rotor
<i>Total</i>	86 W	1.22 W
<i>Histerese</i>	60.51 W	1.19 W
<i>Correntes de Foucault</i>	20.97 W	0.018 W
<i>Excesso</i>	4.52 W	0.02 W

### 2.2.2. Modelação e Simulação Térmica 2D do MIT em regime transitório

Nesta simulação é utilizada a estrutura inicial, conforme a Figura 2.4 e a respetiva malha na Figura 2.8. Todas as configurações magnéticas são removidas, nomeadamente os *Mechanical Sets*, visto não terem relevância no estudo térmico.

É definida a aplicação 2D térmica em regime transitório para uma frequência de 50 Hz e um domínio de profundidade de 120 mm.

Para além dos materiais referenciados na secção 2.2, são adicionadas novas propriedades relevantes para o estudo térmico:

- O entreferro (Entreferro M), com as seguintes propriedades térmicas:
  - Condutividade térmica =  $0.03 \text{ W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ .
  - Inércia térmica =  $1214.4 \text{ J.m}^{-3}.\text{°C}^{-1}$ .
- O isolamento nas bobinas de cobre (Isolamento M), com as seguintes propriedades térmicas:
  - Condutividade térmica =  $0.2 \text{ W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ .
  - Inércia térmica =  $1456000 \text{ J.m}^{-3}.\text{°C}^{-1}$ .

Seguidamente, na Tabela 2.4, são atribuídas as configurações nas faces, nomeadamente, as perdas magnéticas calculadas na subsecção 2.2.1.

Tabela 2.4 - Características definidas por cada face.

Face	Material	Perdas
Estator	COGENT M800 65A 50HZ	86 W
Bobina [U1]	ASTM-B-152	14.21 W
Bobina [U2]	ASTM-B-152	14.21 W
Bobina [V1]	ASTM-B-152	14.21 W
Bobina [V2]	ASTM-B-152	14.21 W
Bobina [W1]	ASTM-B-152	14.31 W
Bobina [W2]	ASTM-B-152	14.31 W
Isolamento Bobinas	Isolamento M	-
Entreferro	Entreferro M	-
Rotor	COGENT M800 65A 50HZ	1,22 W
Barras rotóricas	ALU A207 0T7	1.148 X 28 = 32.13 W
Veio	-	-

As linhas de condições de limite, representadas na Figura 2.15, são caracterizadas de duas formas, pela linha limite do interior do rotor (INRotor) e pela linha limite do exterior do estator (EXEstator), dependentes de índices de convecção e de radiação. É aplicado entre as duas linhas limites, um coeficiente de emissividade e absorção de 0.8. Este índice de radiação é fundamental neste estudo, porque define o comportamento dentro e fora dos dois extremos, referente ao material magnético de aço de silício [23]. Contudo, a convecção tem um comportamento diferente nas duas linhas limites, isto é, na EXEstator. Neste caso, é abrangida a convecção forçada entre as alhetas proveniente da ventoinha exterior, definida em 62.5 w/m<sup>2</sup>K, valor de convecção ajustado consoante o comportamento dos testes experimentais do Capítulo 3, uma vez que, a convecção forçada está tipicamente entre 20-300 W/m<sup>2</sup>K [24]. Na INRotor, considera-se que não existe convecção, visto que, a linha limite interior fica junto ao veio, sendo uma zona que não abrange qualquer ventilação, em que a mesma é dependente da rotação do veio.

Finalmente, foi imposta nas configurações da simulação o funcionamento com uma temperatura ambiente de 27 °C.

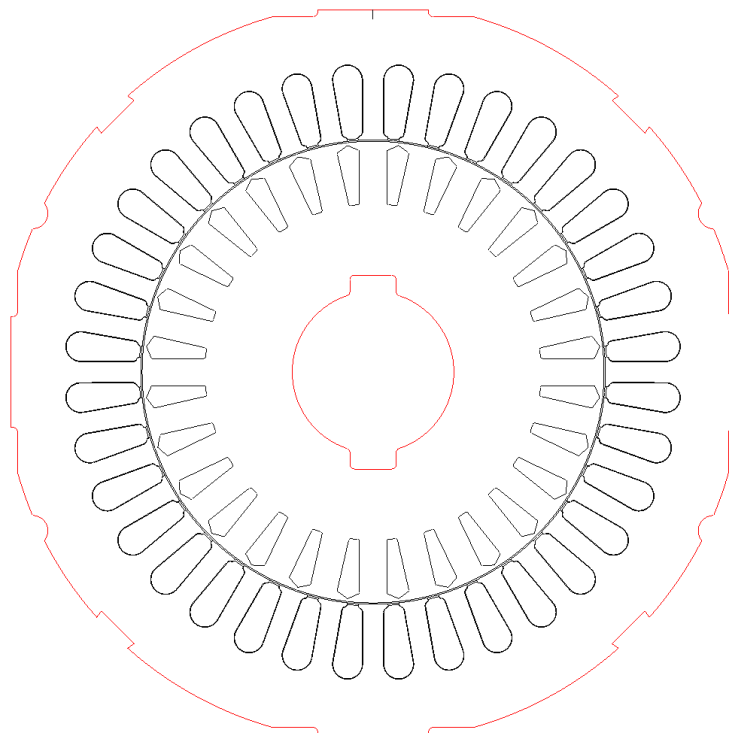


Figura 2.15 - Condições de limite para a simulação térmica - linhas de cor vermelha (Flux2D).

### 2.3. Modelação e Simulação Tridimensional do MIT

Nesta secção é apresentado o modelo do motor realizado no *software* Solidworks 2015.

A carcaça do motor de indução foi adaptada do modelo CAD do motor W22, disponibilizado pela WEG. Devido à grande complexidade geométrica, o modelo CAD do motor teve de ser simplificado, nomeadamente, nos detalhes que impossibilitavam a geração de malha. Uma vista “explodida” do motor W22 é apresentada na Figura 2.16.

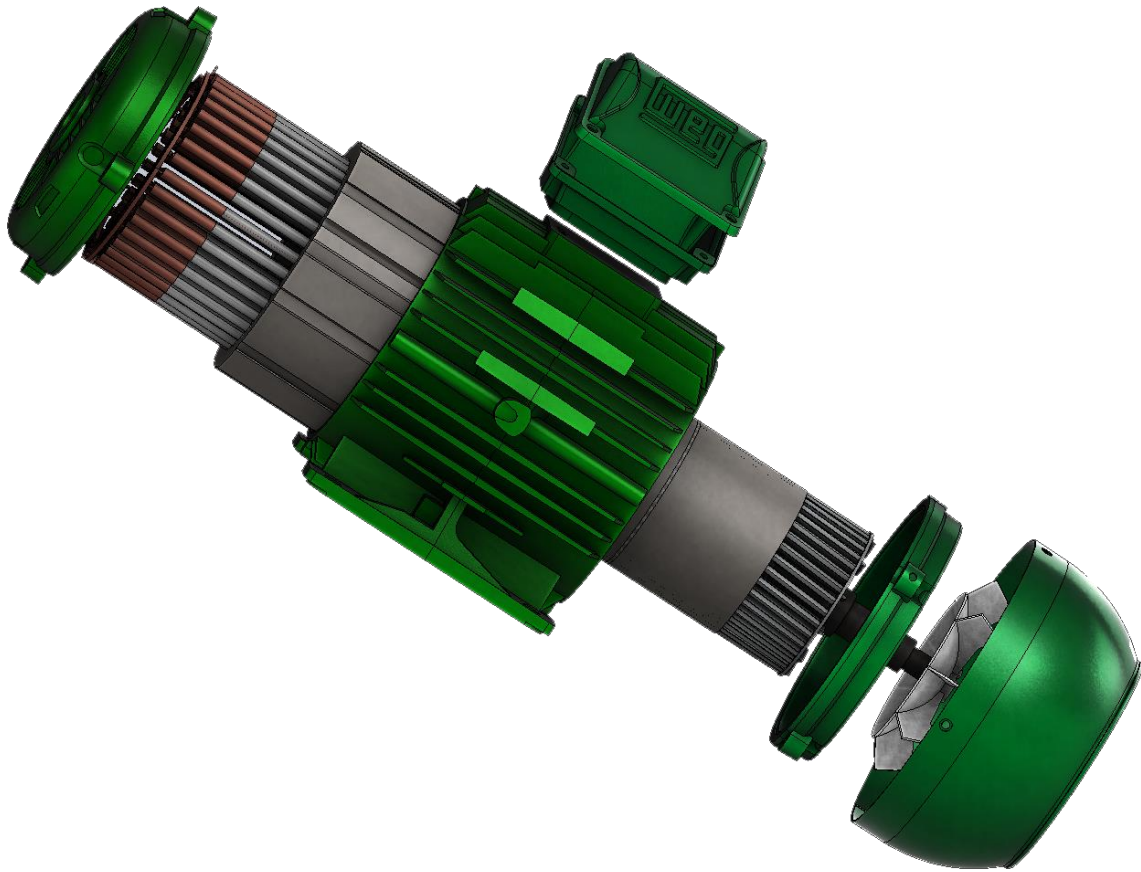


Figura 2.16 - Vista “explodida” do motor W22 efectuada no software Solidworks 2015.

Conforme referido anteriormente, partes com pormenores de dimensões muito reduzidas, tais como o enrolamento, impossibilitavam a aplicação da malha na geometria. Para além de ter uma geometria muito complexa, o que torna a criação multifilar do número de espiras por ranhura uma tarefa árdua, seria extremamente complicado a aplicação da malha neste desenho complexo. De forma a contornar esta dificuldade, criou-se um modelo simplificado do enrolamento, como mostrando Figura 2.17, para que, cada solido simule as 36 espiras com as respetivas ligações.

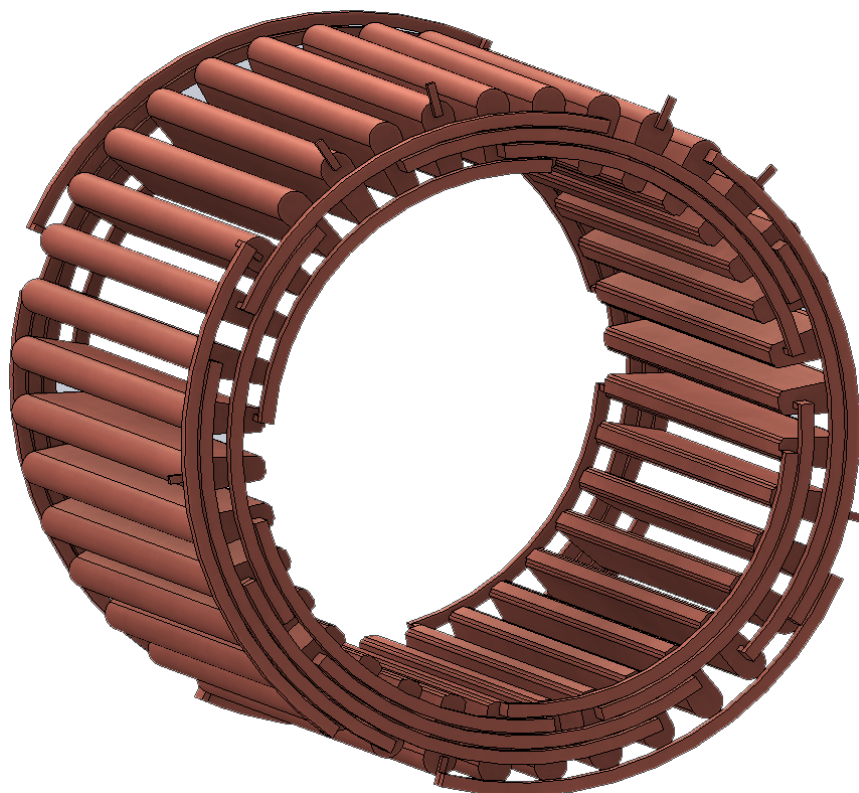


Figura 2.17 - Esquema do enrolamento simplificado (Solidworks 2015).

Na modelação térmica do motor, e de forma a reduzir a dificuldade de execução da malha, a caixa de terminais, a tampa defletora e a ventoinha foram retiradas da simulação, conforme se apresenta na Figura 2.18. Para além de serem atribuídos os materiais referenciados na secção 2.2, foram definidos novos materiais para diversas peças:

- A carcaça é composta por ferro fundido, referente às propriedades do material, ASTM A48.
- O veio é composto por aço de carbono, referente às propriedades do material, AISI 1040/1045;
- Para o isolamento nas bobinas de cobre, o material utilizado foi o mencionado na subsecção 2.2.2, (Isolamento M).

Consequentemente, estes materiais foram referenciados em [21] e as respetivas propriedades, no Anexo 1.

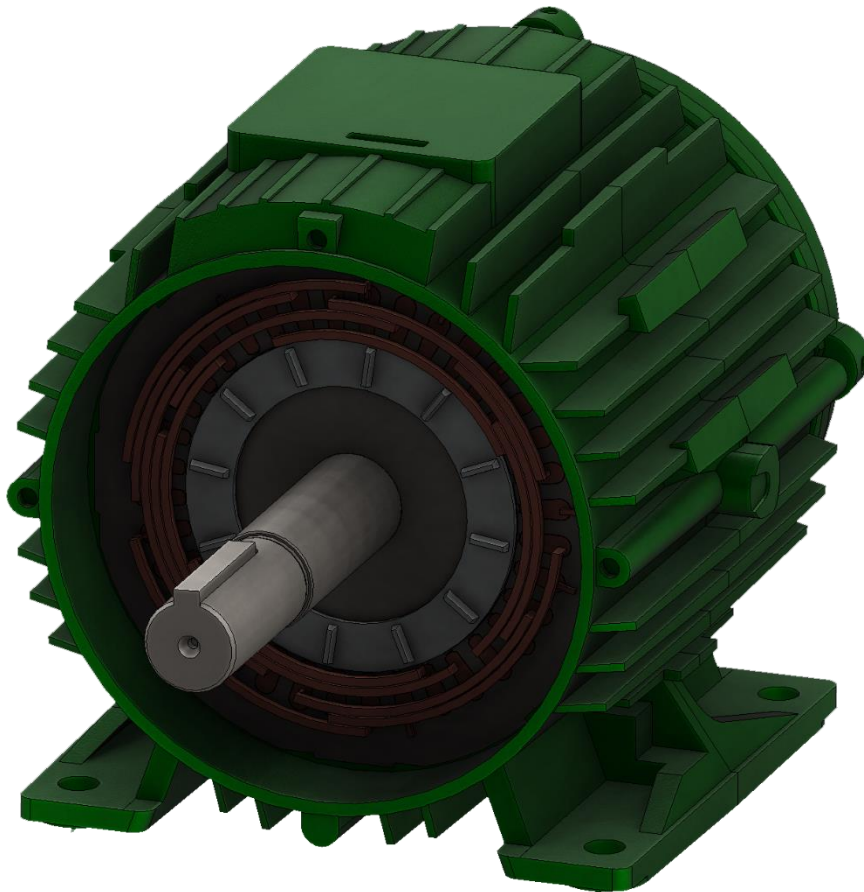


Figura 2.18 -Geometria do MIT para efeitos de simulação (Solidworks 2015).

A Figura 2.19, mostra a malha com base na curvatura combinada, predefinida pelo *software*. Esta é uma malha alternativa gerada pelo *software*, ideal para geometrias circulares de grande complexidade, em que se define o número mínimo de elementos num círculo completo e se ajusta toda a geometria consoante essa referência.



Figura 2.19 - Malha construída com base na curvatura combinada (Solidworks 2015).

De modo, a analisar a influência do motor nas estruturas que o envolvem, a temperatura ambiente considerou-se ser de 27 °C. Devido á influência de toda estrutura, foi necessário aumentar o coeficiente de convecção, aplicando o coeficiente máximo de convecção forçada na tampa traseira e em torno da carcaça, de 300 W/m<sup>2</sup>K. Por sua vez, no veio e na tampa dianteira, foi aplicado um coeficiente de convecção natural de 25 W/m<sup>2</sup>K.

## **2.4. Análise de resultados**

Na presente secção, serão apresentados os resultados térmicos obtidos na simulação bidimensional e tridimensional. As simulações térmicas foram configuradas para uma duração de 9000 segundos (2h30m). Contudo, são apresentados alguns valores durante passos intermédios de simulação, de modo a compreender o comportamento térmico. No final serão comparadas as curvas de temperatura em alguns pontos do motor entre as duas simulações.

### 2.4.1. Resultados de simulação bidimensionais (Flux2D)

Aos oito minutos e vinte segundos (500 segundos de simulação), é possível observar-se na Figura 2.20, temperaturas mais elevadas no estator em relação ao rotor, com uma diferença de cerca de 4 °C. Nesta fase o motor está ainda no processo inicial de aquecimento e a dissipação de calor por convecção ainda é significativa.

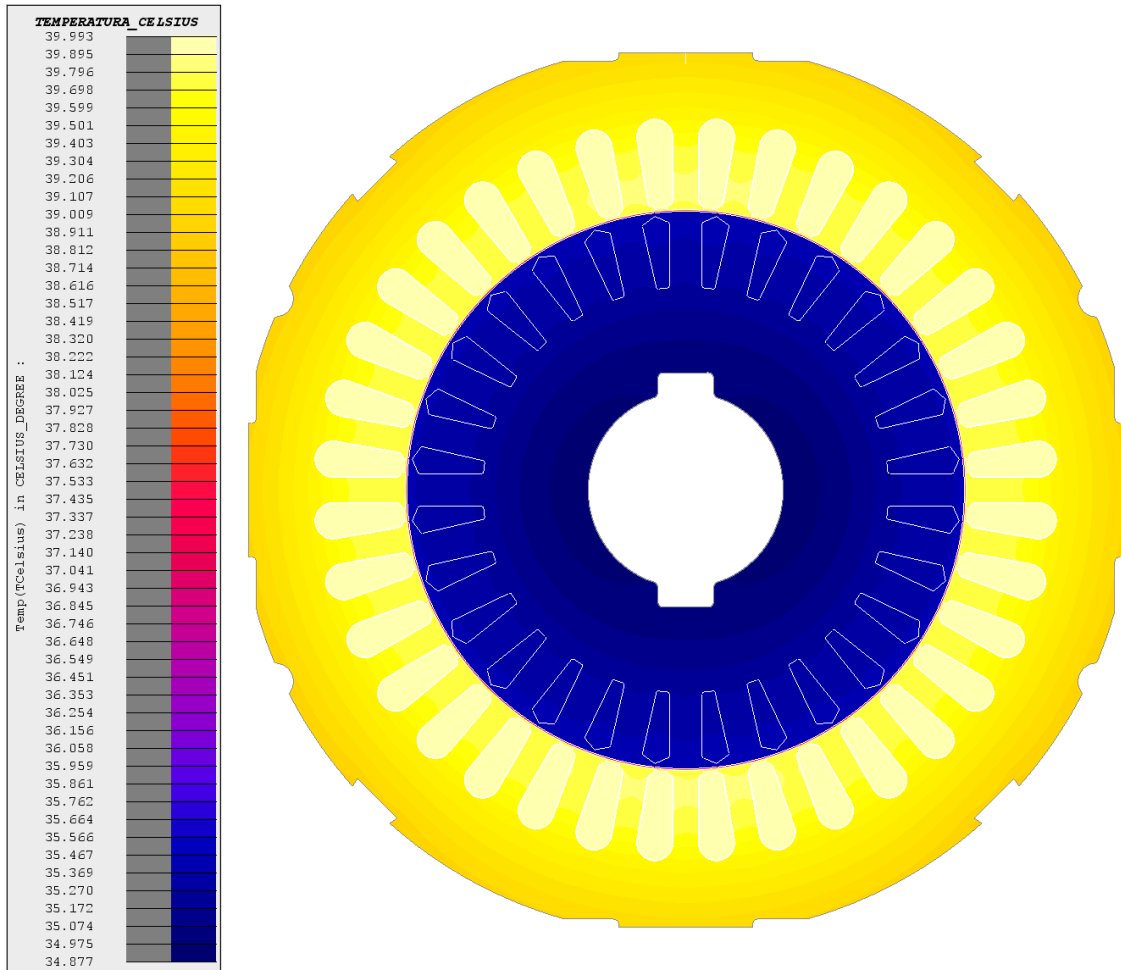


Figura 2.20 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 500s (Flux2D).

Aos vinte e cinco minutos (1500 segundos de simulação), é de notar na Figura 2.21, um aumento de temperatura nas barras rotóricas, tendo valores mais próximos das temperaturas das bobinas estatóricas, com uma diferença de cerca de 1.5 °C. Comparando também as temperaturas no exterior e interior do estator, nota-se uma diferença de cerca 1.5 °C, devido á influência do sistema de ventilação.

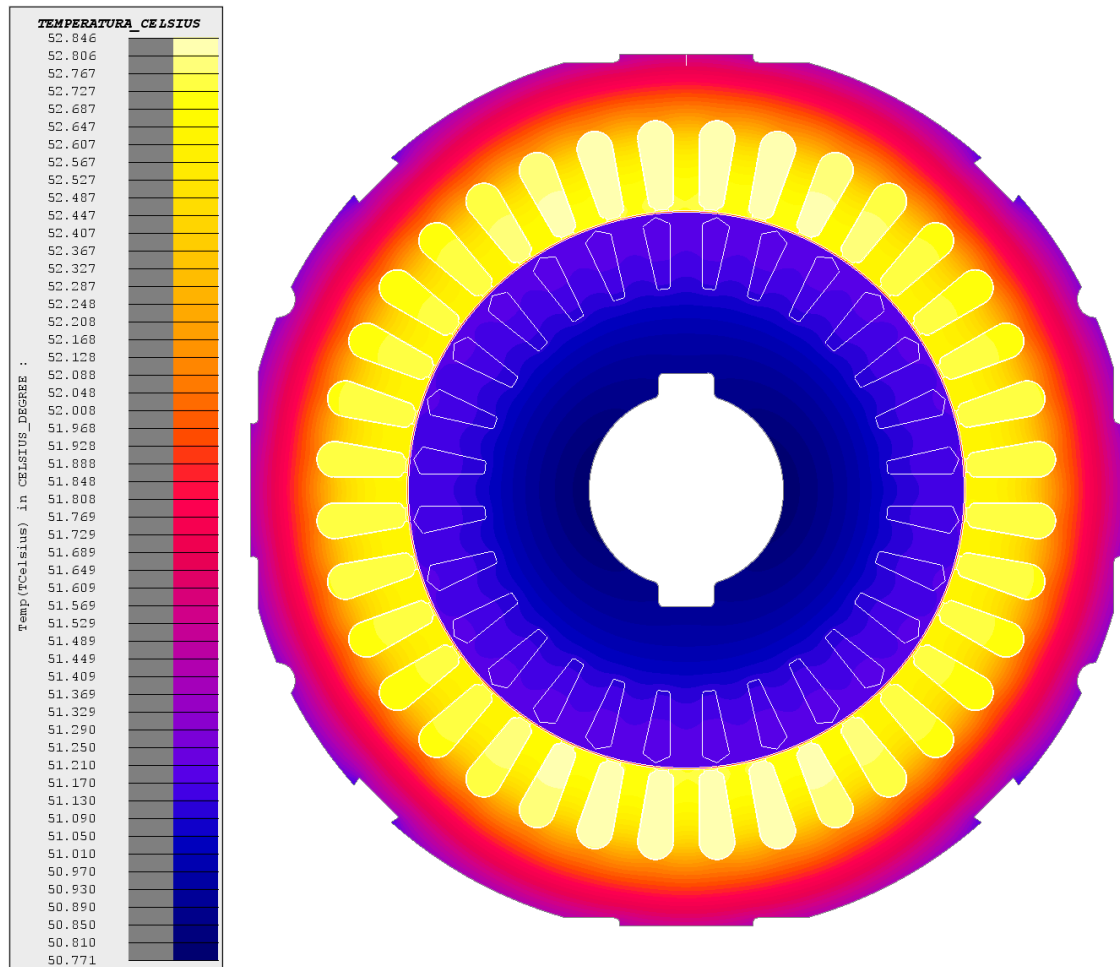


Figura 2.21 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 1500s (Flux2D).

Aos trinta e três minutos e vinte segundos (2000 segundos de simulação), conforme se verifica na Figura 2.22, o entreferro e a temperatura das barras rotóricas assumem valores mais elevados. Verifica-se ainda que o interior do rotor regista valores de temperatura semelhantes aos das bobinas estatóricas. Já a diferença entre o exterior e interior do estator, aumenta cerca de 1.5 °C.

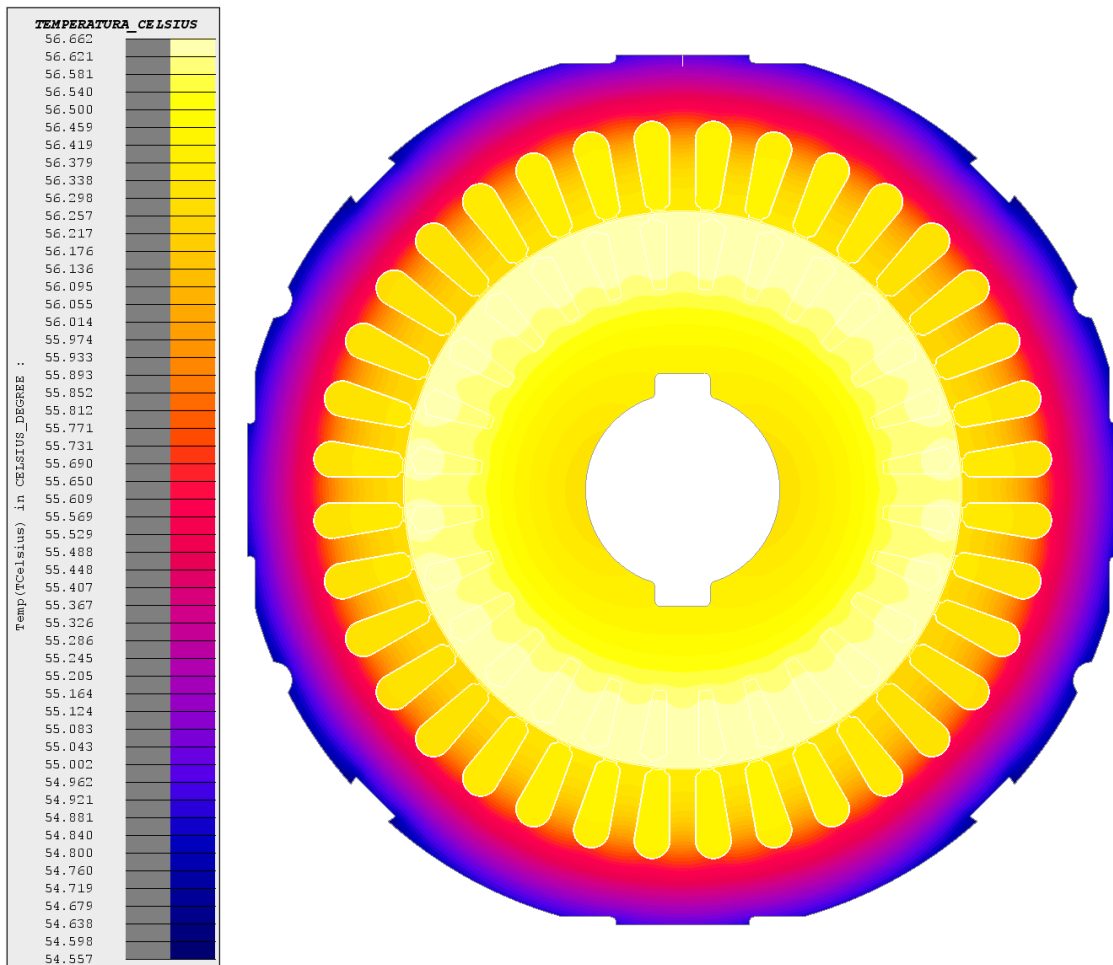


Figura 2.22 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 2000s (Flux2D).

Ao fim de uma hora, seis minutos e seis segundos (4000 segundos), verifica-se na Figura 2.23, que por influência das barras, o rotor assume temperaturas superiores às do interior do estator, com uma diferença de cerca de 5 °C. Quanto à diferença de temperatura no interior e exterior do estator, é possível notar-se um pequeno aumento de cerca de 0.5 °C.

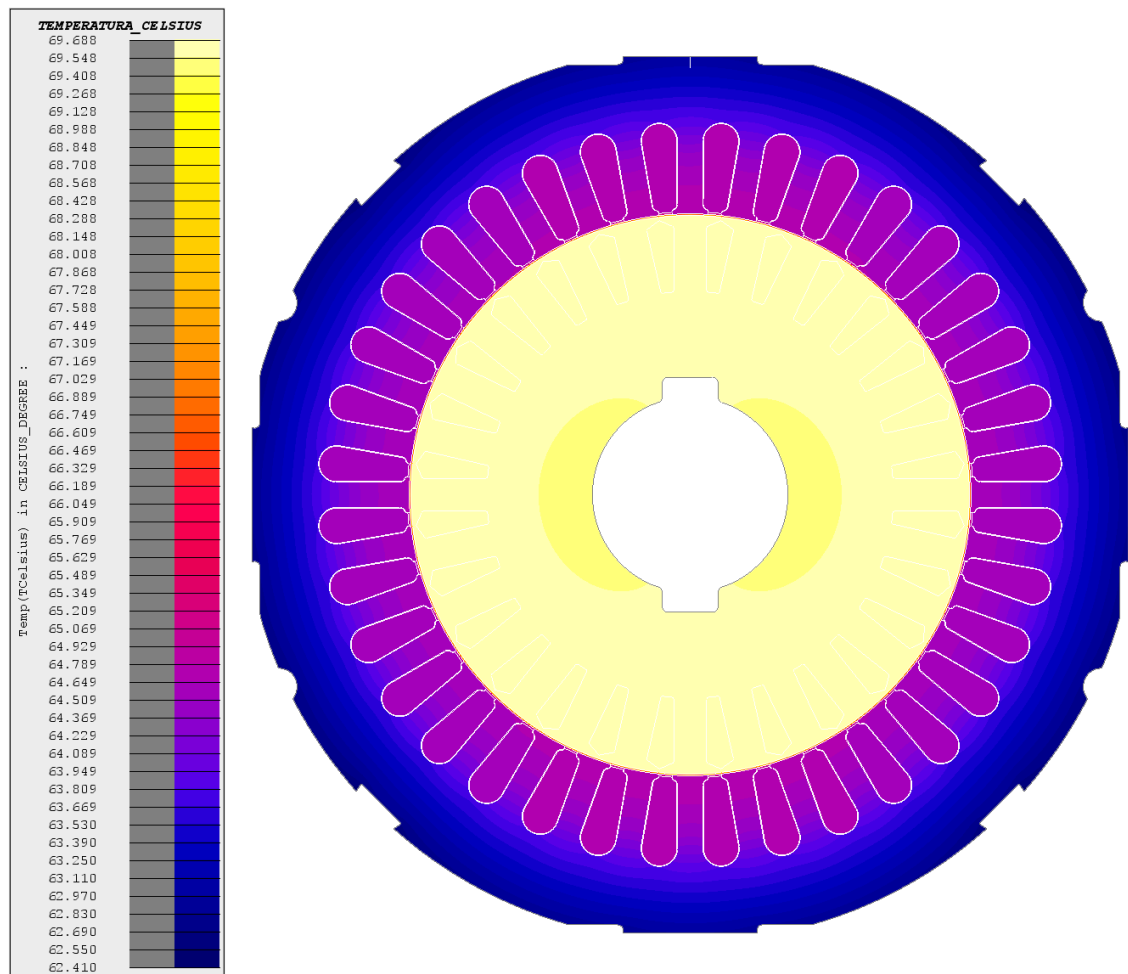


Figura 2.23 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 4000s (Flux2D).

Após uma hora, cinquenta e seis minutos e quarenta segundos (7000 segundos de simulação), é de notar na Figura 2.24, que a temperatura do rotor é maior em relação à do interior do estator com cerca de 8 °C de diferença.

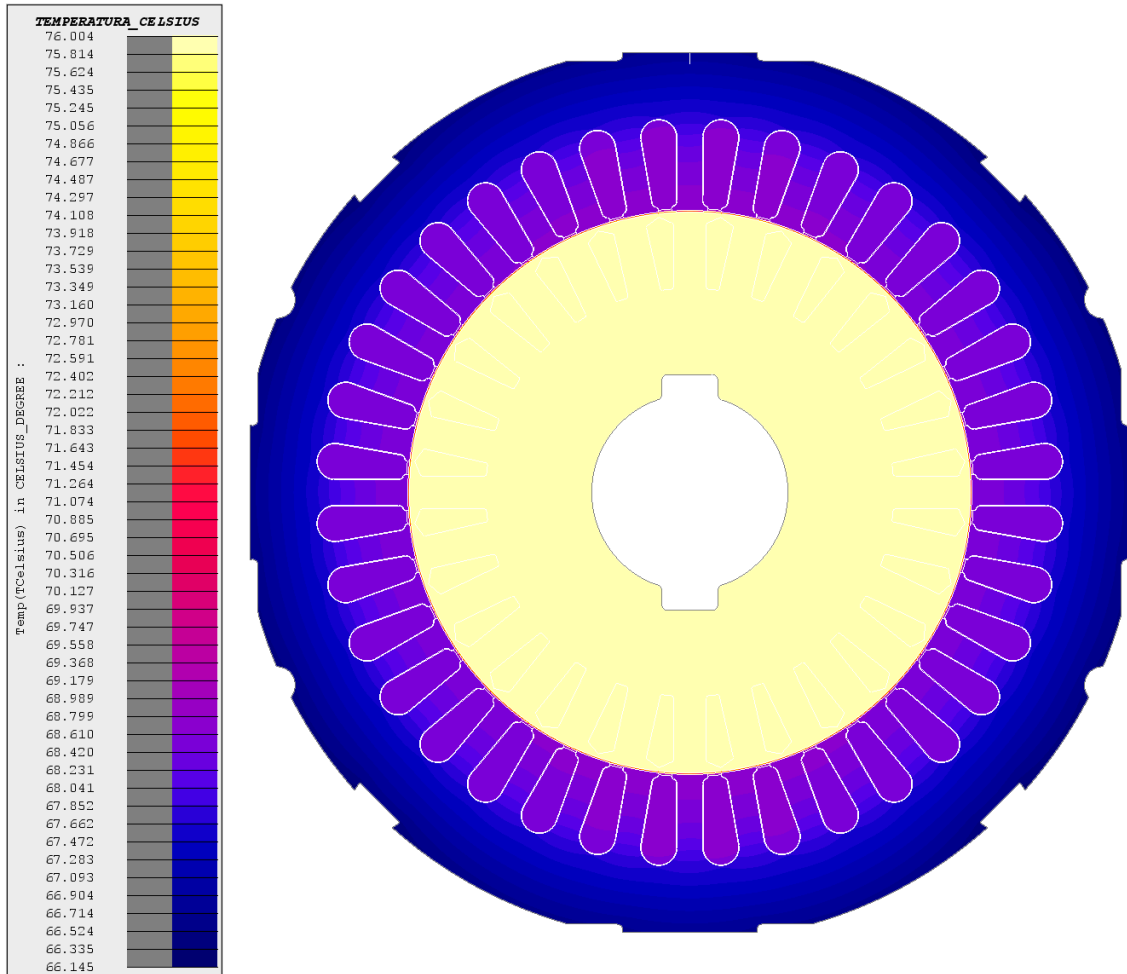


Figura 2.24 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 7000s (Flux2D).

Ao fim de duas horas e trinta minutos (9000 segundos de simulação), atinge-se o regime permanente de operação. Conforme se verifica na Figura 2.25, as temperaturas do motor estabilizam, com uma diferença entre o rotor e o interior do estator de 8 °C. A diferença entre o interior e exterior do estator é de cerca 2.3 °C.

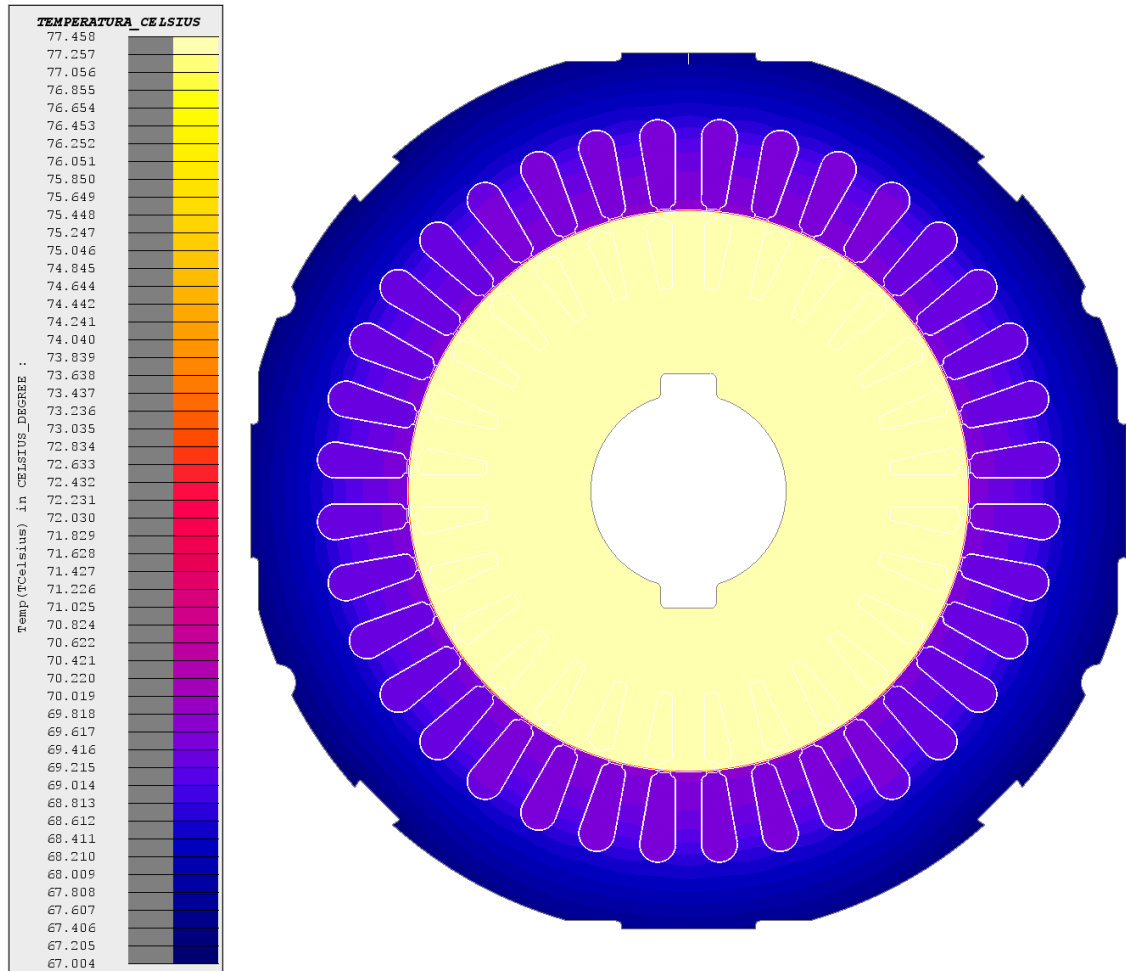


Figura 2.25 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 9000s (Flux2D).

### 2.4.2. Resultados de simulação tridimensionais (Solidworks 2015)

De maneira a efetuar a simulação tridimensional, foram utilizadas as curvas de temperatura das bobinas estatóricas e das barras rotóricas da simulação bidimensional, conforme os resultados compilados da Figura 2.26.

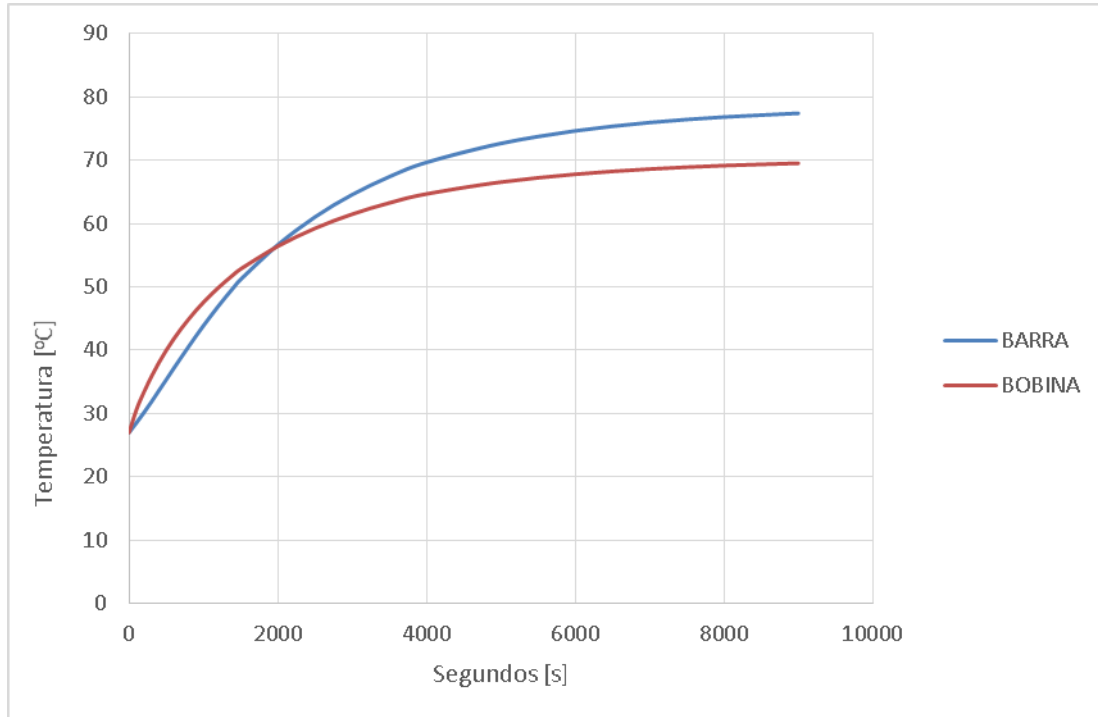


Figura 2.26 - Curvas de temperatura *versus* tempo, das barras de alumínio e das bobinas estatóricas, obtidas na simulação bidimensional.

Aos nove minutos e dezoito segundos (558 segundos de simulação), na Figura 2.27, é possível observar, que a temperatura do estator é mais elevada que a do rotor devido à influência das bobinas estatóricas, tal como constatado no comportamento bidimensional ilustrado na Figura 2.20, mas com uma diferença de temperatura muito maior, perto dos 6 °C. Também, é de notar a influência da carcaça e da ventilação na diferença entre o exterior e interior do estator, que é aproximadamente de 6 °C, muito maior do que a registada na simulação bidimensional.

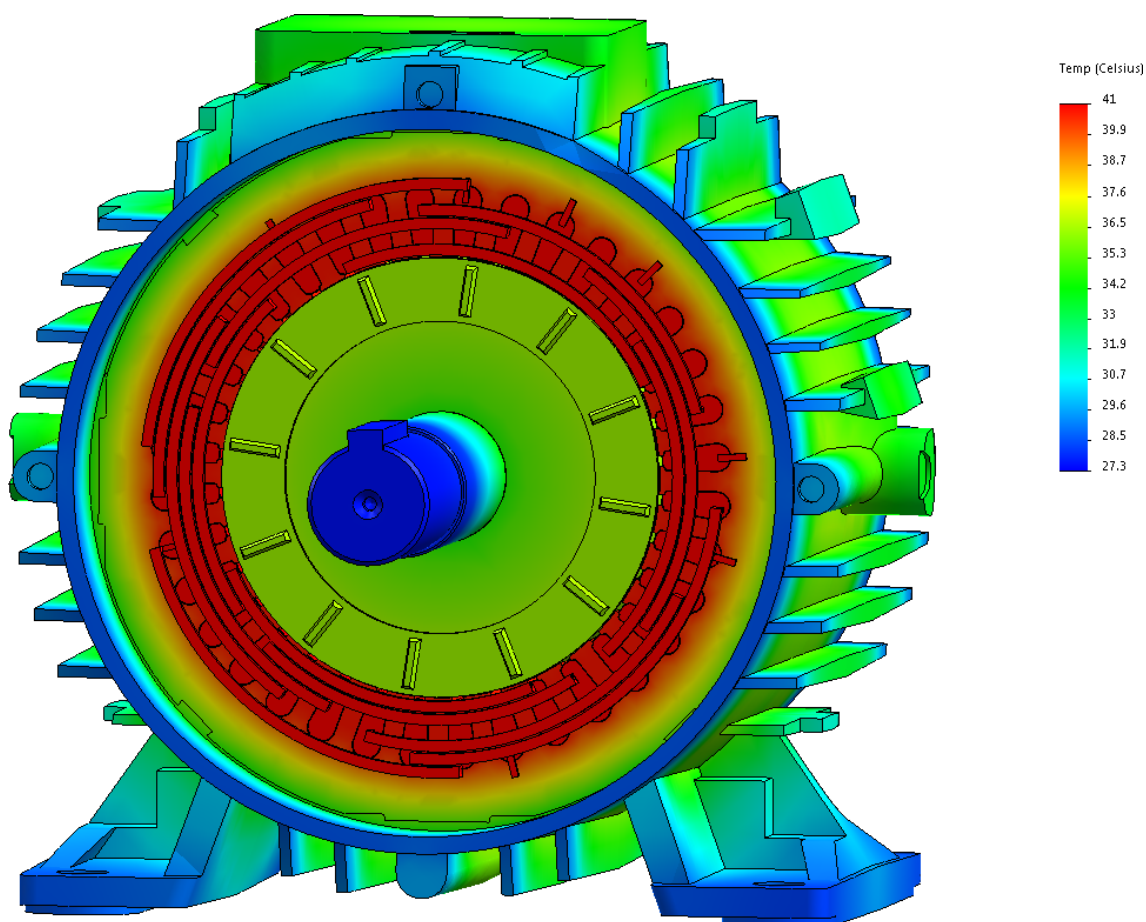


Figura 2.27 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 558s (SolidWorks 2015).

Aos vinte e cinco minutos e doze segundos (1488 segundos de simulação), conforme a Figura 2.28, a temperatura do rotor aumenta, devido às perdas nas barras rotóricas, aproximando-se da temperatura do interior do estator. No entanto, a diferença entre o interior e o exterior do estator aumentou, para perto de 8 °C, devido à influência da ventilação.

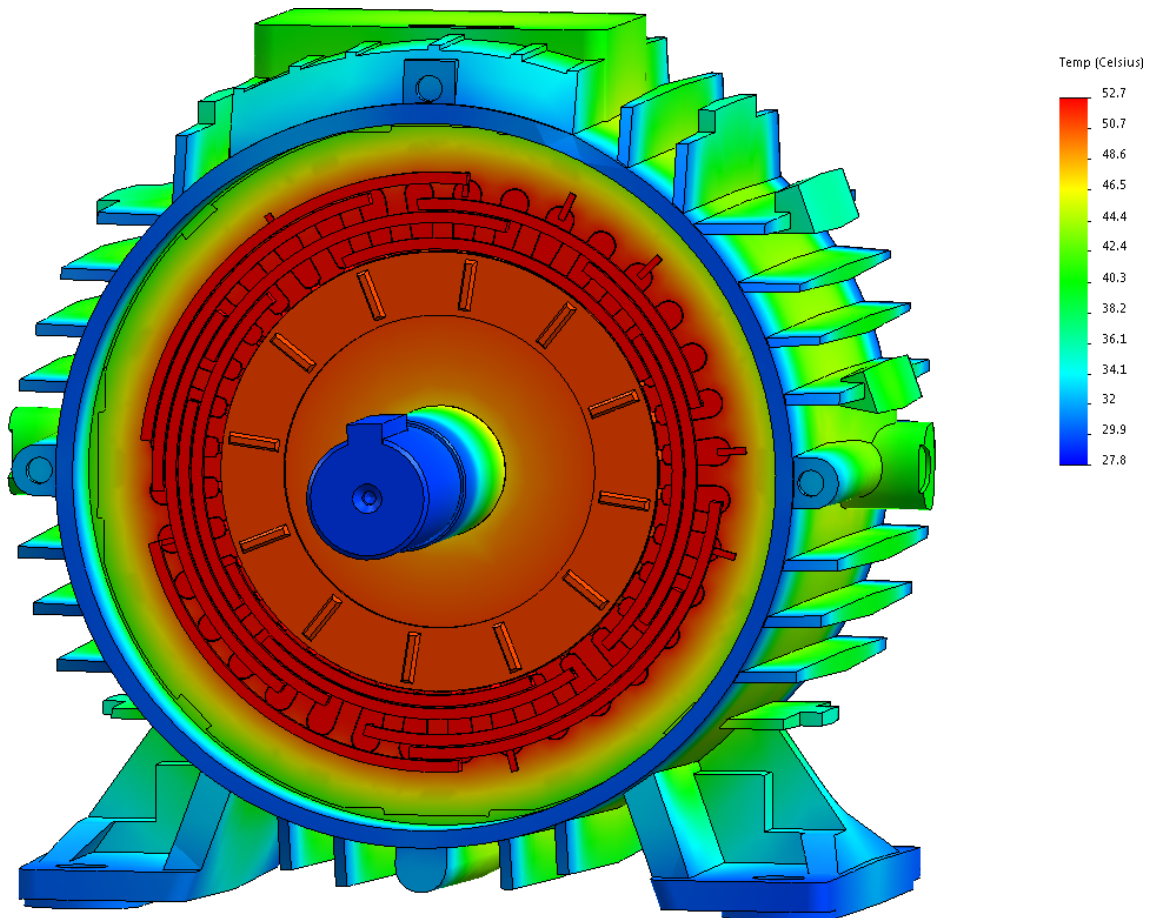


Figura 2.28 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 1488s (SolidWorks 2015).

Aos trinta e quatro minutos e seis segundos (2046 segundos de simulação), conforme se verifica na Figura 2.29, as temperaturas do rotor e do interior do estator assumem a mesma temperatura do entreferro, tal como previsto nos resultados da simulação bidimensional na Figura 2.22.

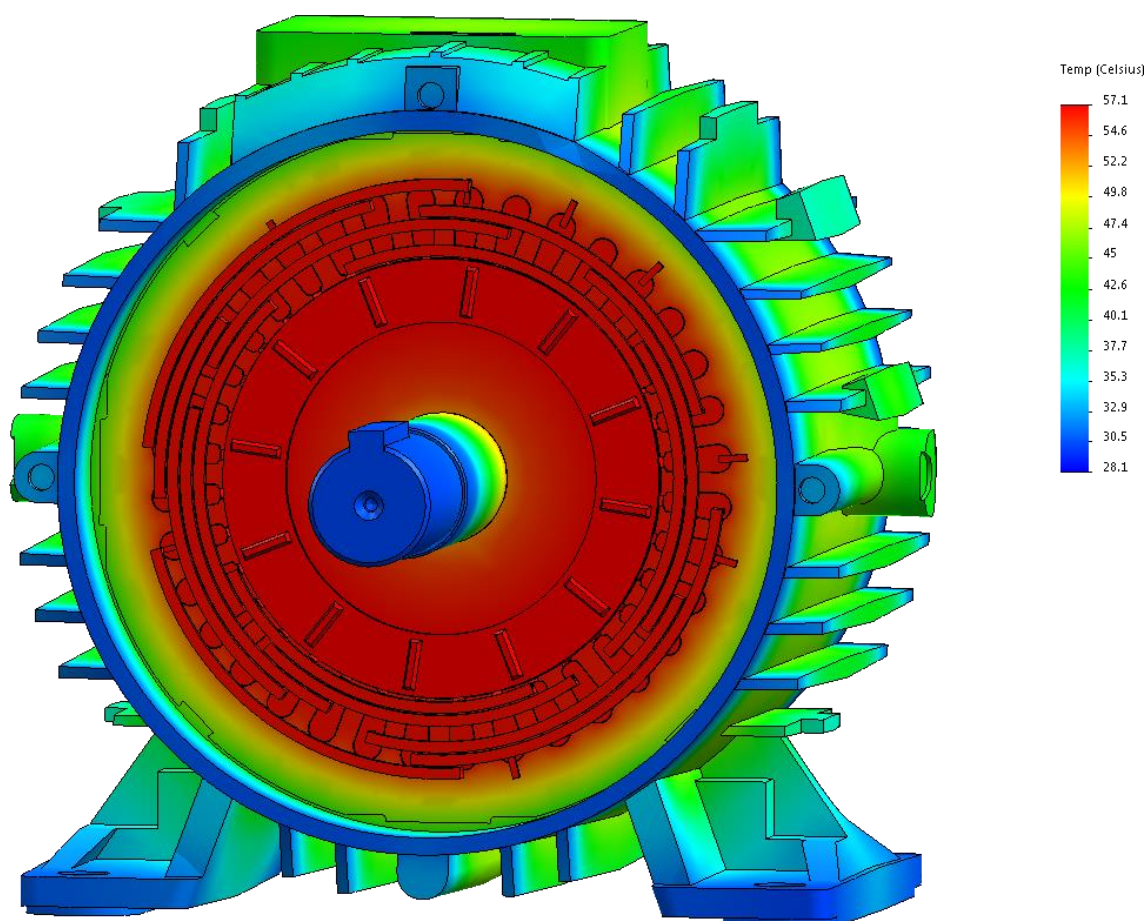


Figura 2.29 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 2046s (SolidWorks 2015).

Após uma hora, sete minutos e trinta e oito segundos (4092 segundos de simulação), verifica-se na Figura 2.30, que por influência das barras, o rotor assume temperaturas superiores relativamente ao interior do estator, com uma diferença de cerca 7 °C. Também se constata uma diferença apreciável entre a temperatura no interior e no exterior do estator a rondar os 10 °C, quando comparado com os resultados bidimensionais da Figura 2.23. Nesta situação, a influência da ventilação forçada e da carcaça são fatores críticos que influenciam este comportamento.

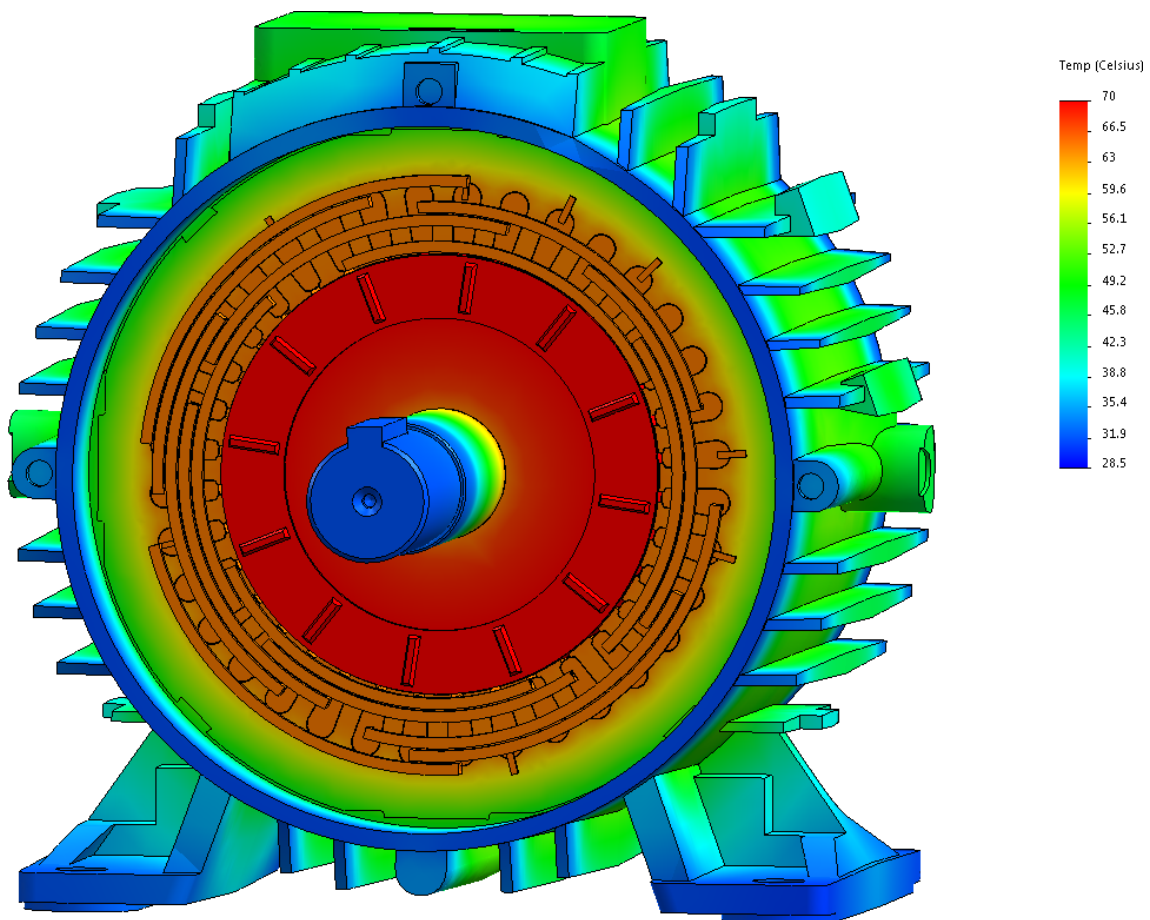


Figura 2.30 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 4092s (SolidWorks 2015).

Após uma hora, cinquenta e sete minutos e quarenta oito segundos (7068 segundos de simulação), é possível observar na Figura 2.31, que a diferença de temperatura entre o rotor e o interior do estator é de 8 °C, tal como evidenciado nos resultados da simulação bidimensional da Figura 2.24. Por outro lado, a diferença de temperatura entre o interior e o exterior do estator registou um aumento na ordem dos 2 °C.

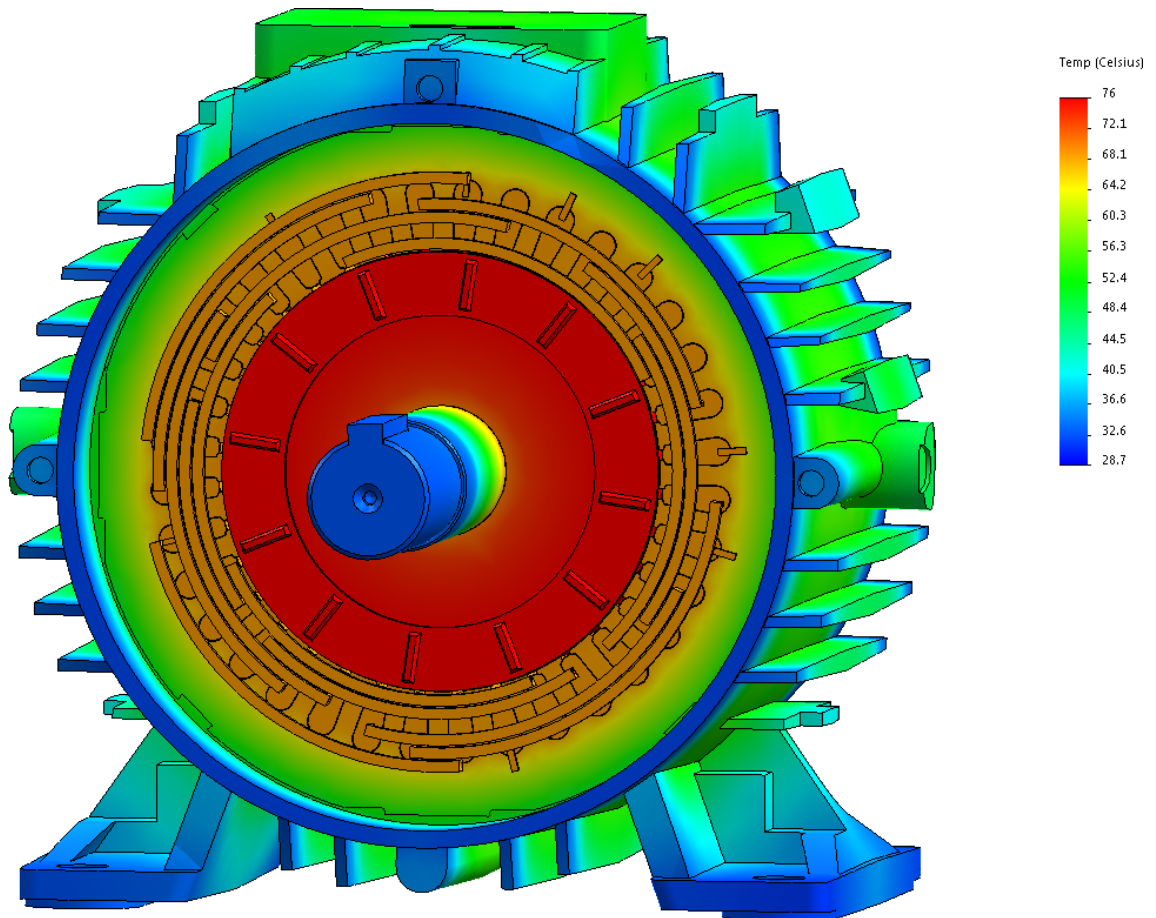


Figura 2.31 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 7068s (SolidWorks 2015).

Ao fim de duas horas e trinta minutos (9000 segundos de simulação), é atingido o regime permanente de operação. Conforme se pode verificar na Figura 2.32, regista-se uma diferença nas temperaturas entre o rotor e o interior do estator de 8 °C, em concordância com os resultados obtidos na simulação bidimensional, mostrados na Figura 2.25. A diferença das temperaturas entre o interior e o exterior do estator é de aproximadamente de 12 °C.

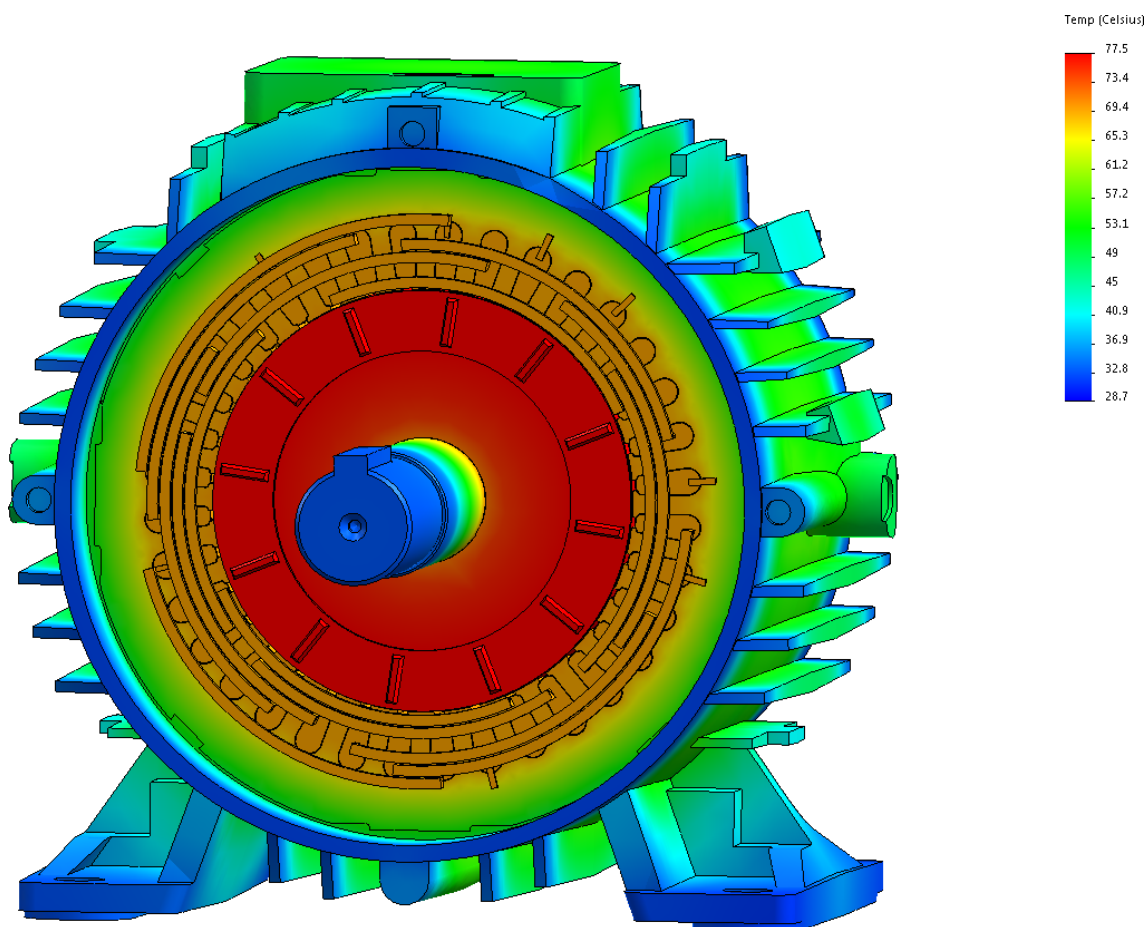


Figura 2.32 - Comportamento térmico do MIT ao fim de 9000s (SolidWorks 2015).

### 2.4.3. Comparação das simulações 2D e 3D

Com o objetivo de comparar os resultados obtidos através das simulações 2D e 3D, decidiu-se calcular a evolução das temperaturas em pontos específicos do motor. Foram colocados sensores em cada uma das simulações nas mesmas posições conforme mostrado na Figura 2.33.

No Solidworks, colocou-se na parte frontal (tridimensional) do motor (lado de acoplamento à carga).

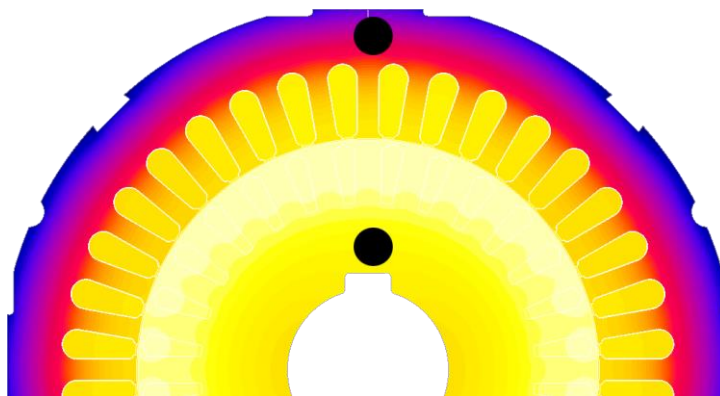


Figura 2.33 - Pontos de medição de temperatura (a preto) para comparação das simulações 2D e 3D.

Através da análise dos resultados do gráfico da Figura 2.34, é possível verificar que a simulação bidimensional fornece valores de temperatura superiores aos obtidos através da simulação tridimensional. Isto é justificado pelo facto de a simulação bidimensional não contemplar fatores importantes incluídos na simulação tridimensional. Para além da simulação 3D ter em conta a modelação da carcaça, tem igualmente em consideração o sistema de ventilação forçada, influenciando fortemente o arrefecimento total do motor. Estes fatores são essenciais no comportamento térmico do MIT. Consequentemente, a diferença de temperaturas no estator entre as duas simulações aumenta gradualmente ao longo do tempo, estabilizando numa diferença de cerca de 10 °C. Quanto à diferença de temperaturas no rotor no fim da simulação, esta é cerca de 4 °C. Esta diferença não é tão substancial como a do estator devido à menor influência da ventilação. Contudo, a estrutura axial e a influência do veio contempladas no modelo tridimensional, contribuem para a alteração do comportamento térmico do MIT.

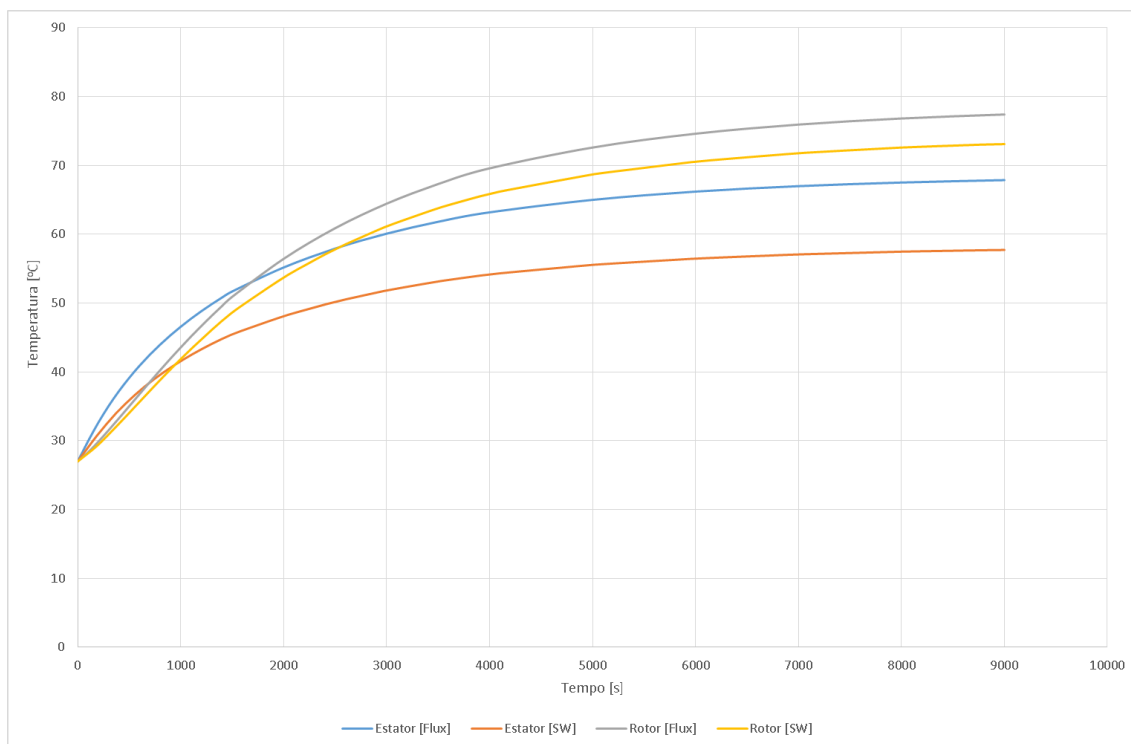


Figura 2.34 - Comparação dos resultados de simulação 2D (Flux) e 3D (SW) em pontos concretos no estator e no rotor.

Com o objetivo de comparar os resultados das simulações com os testes experimentais, foram colocados no modelo tridimensional sensores na mesma posição que os sensores inseridos no motor usado nos testes experimentais (Figura 3.3 do Capítulo 3). No que respeita ao modelo bidimensional, como este não contempla o interface com a carcaça, foram colocados apenas dois sensores, PT100 (2A) e o PT100 (3).

Assim, no gráfico da Figura 2.35, são comparados os dois pontos de temperatura, PT100 (2A) e o PT100 (3) entre as duas simulações. Verifica-se que ambos os sensores denotam um comportamento térmico similar, uma vez que os sensores estão colocados junto da mesma bobina. Para além disto, o modelo tridimensional utiliza as curvas de temperatura média das bobinas estatóricas do modelo bidimensional. Através desta análise, conclui-se que para a comparação com os testes experimentais, serão apenas analisados os resultados obtidos através do modelo tridimensional, uma vez que, é essencial obter uma comparação com o sensor junto da periferia da carcaça e na parte traseira da ranhura estatórica.

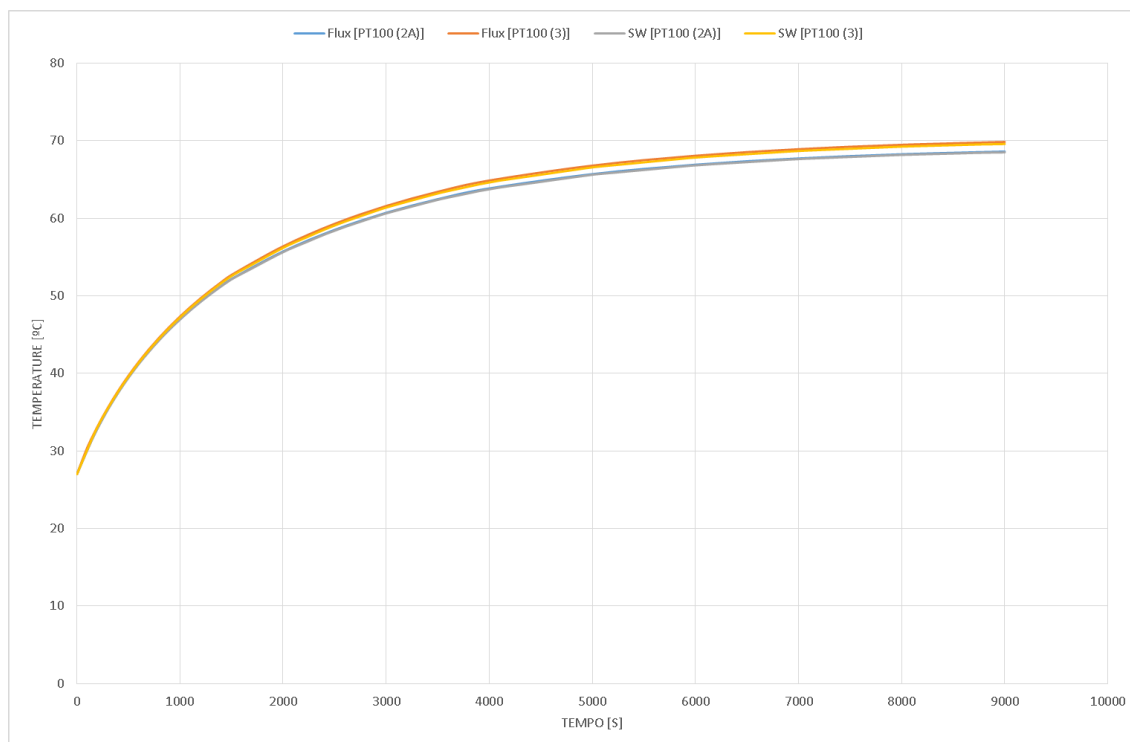


Figura 2.35 - Comparação entre as simulações 2D (Flux) e 3D (SW) para os sensores PT100 (2A) e PT100 (3).

A Figura 2.36 apresenta os resultados da evolução das temperaturas obtidas através do modelo tridimensional para as mesmas posições dos sensores instalados no motor usado nos testes experimentais. É de notar, que os sensores PT100 (2A) e PT100 (2C), têm o mesmo comportamento, não sendo detetada qualquer diferença entre a temperatura na parte frontal e traseira da ranhura estatórica.

## Estudo do Comportamento Térmico do Motor de Indução Trifásico

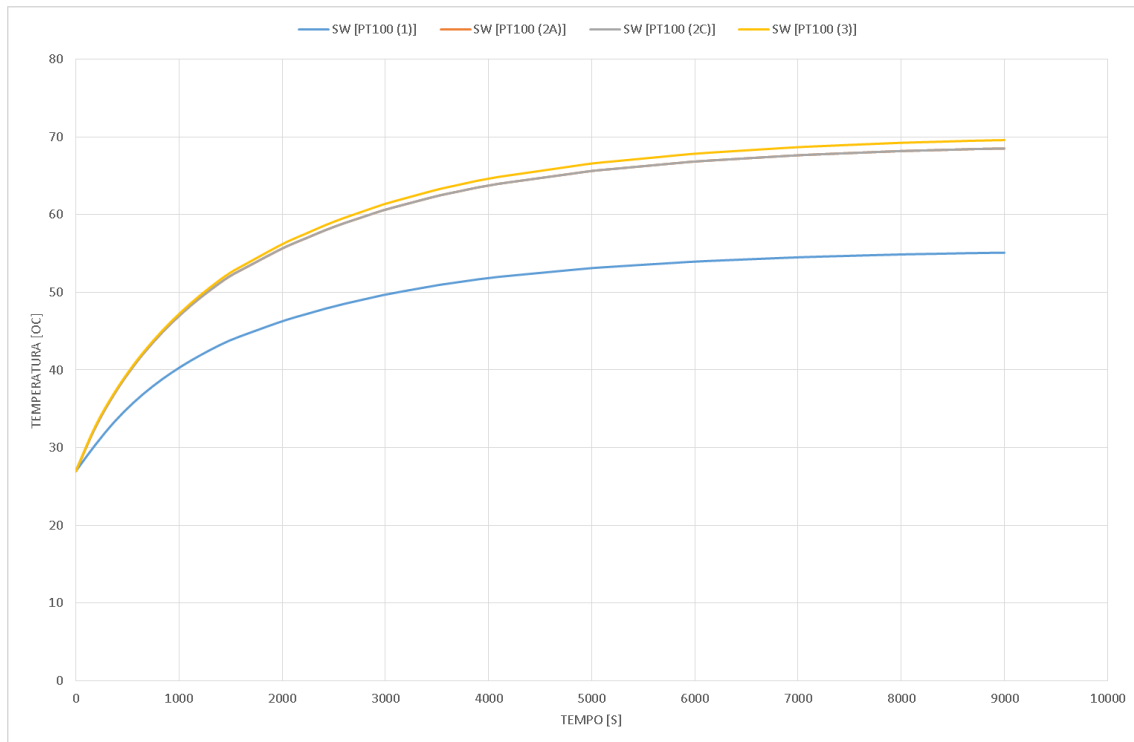


Figura 2.36 - Evolução das temperaturas obtidas pelo modelo 3D (SW) e para as mesmas posições dos sensores instalados no motor usado nos testes experimentais.

## 3. Testes Experimentais

Neste capítulo, são descritos os equipamentos e procedimentos laboratoriais efetuados para a realização dos testes experimentais. Posteriormente, são apresentados os resultados obtidos, estabelecendo uma comparação com os resultados de simulação obtidos no Capítulo 2.

### 3.1. Descrição da montagem laboratorial

Na Figura 3.1 encontra-se representado um esquema da montagem laboratorial usada para a realização dos testes experimentais. Esta consiste num autotransformador, que permite a variação do valor eficaz da tensão de alimentação do motor. Ligado em série no circuito encontra-se o analisador de potência digital YOKOGAWA WT1800, que permite medir os principais valores de alimentação do motor, tais como, as tensões, correntes, fator de potência, potência elétrica e mecânica, assim como as formas de onda da tensão e da corrente. O motor de indução usado é o modelo W22, fabricado pela empresa WEG S.A. (especificações apresentadas na secção 2.1). O motor foi instalado no dinamómetro de histerese, HD-815-8NA, que permite controlar o binário do motor a ser testado. O dinamómetro é ligado ao controlador DSP 7000, onde o utilizador pode facilmente ajustar o valor do binário de carga a aplicar pelo dinamómetro. O motor foi rebobinado conforme o esquema ilustrado na Figura 3.2. Foram igualmente instalados quatro sensores PT100, conforme o esquema da Figura 3.3. Estes sensores foram conectados a uma placa de aquisição de dados da *National Instruments* (NI-9217), que por sua vez comunica com o computador através do interface USB. Para efetuar a visualização e aquisição de dados, foi adaptado o *software* em Labview já desenvolvido em [25]. Na Figura 3.4 pode-se visualizar a montagem experimental efetuada no laboratório.

Para a obtenção dos resultados, o MIT foi colocado em funcionamento, operando com as respetivas condições nominais. O *software* desenvolvido em Labview foi programado para adquirir os valores de temperatura dos diversos sensores PT100 com uma frequência de amostragem de 1s. Este *software* fornece igualmente indicação de quando o MIT alcança a estabilidade térmica (gradiente térmico inferior a 2 °C por hora), de acordo com a norma IEC 60034-1:2004.

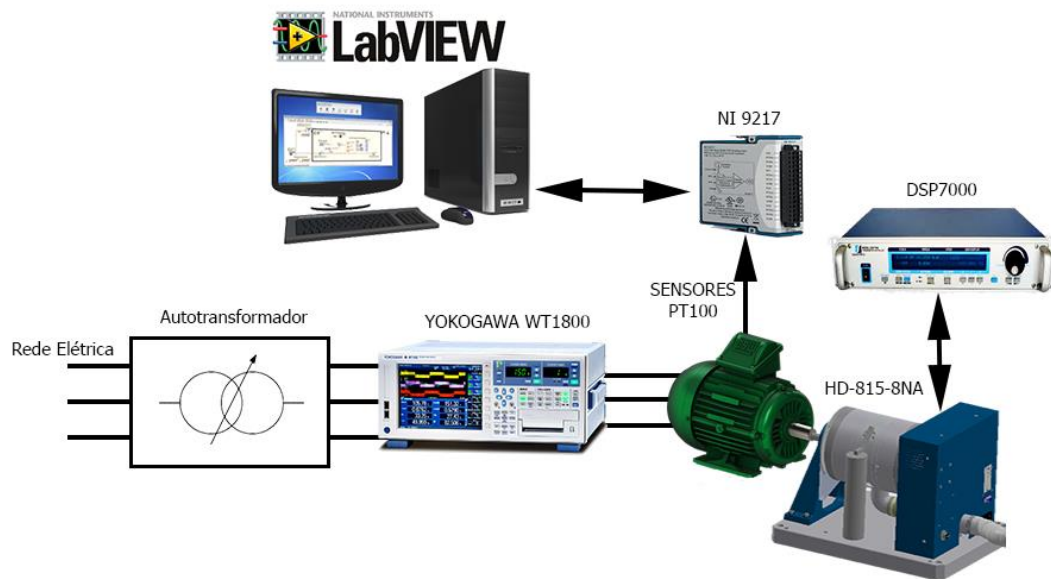


Figura 3.1 - Esquema de ligação da montagem laboratorial.

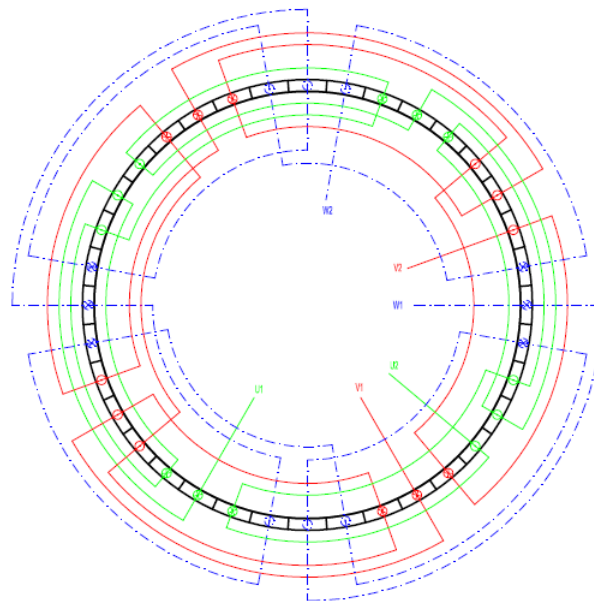


Figura 3.2 - Esquema de rebobinagem do motor de indução W22.

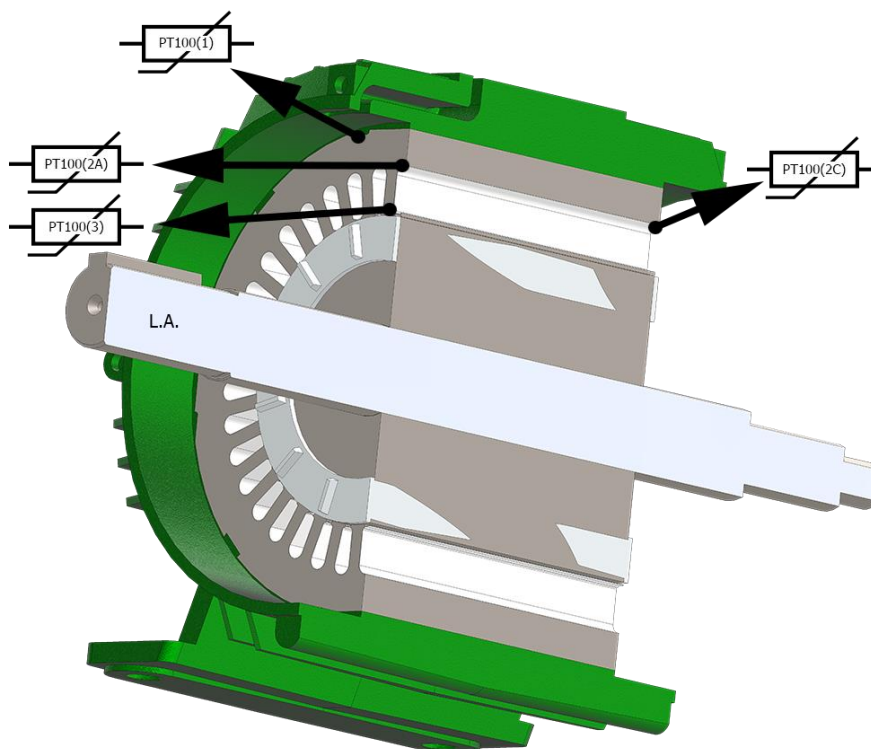


Figura 3.3 - Posição dos quatro sensores de temperatura PT100 colocados no MIT.

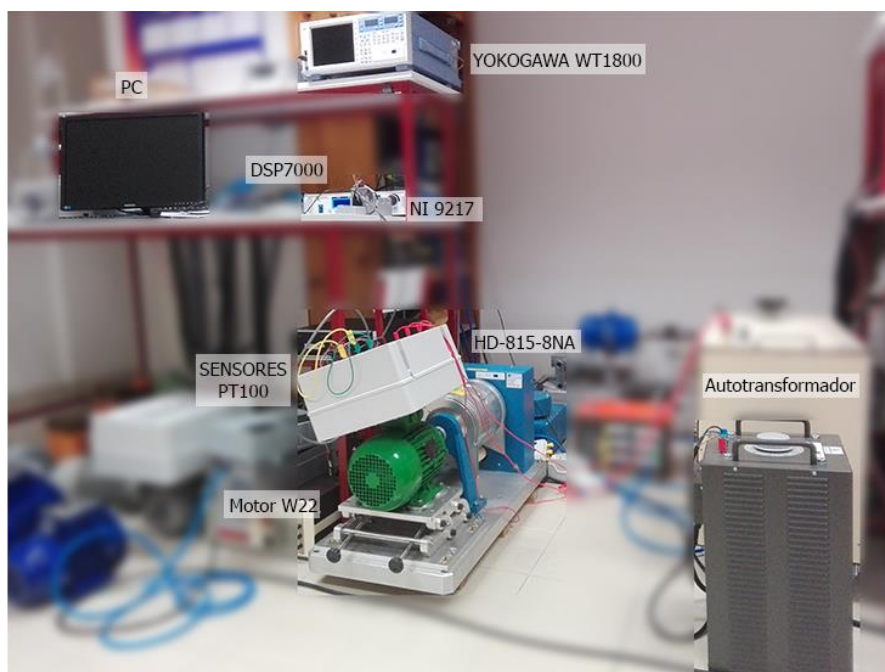


Figura 3.4 - Visão geral da montagem experimental no laboratório.

## 3.2. Análise de resultados

A análise de resultados será dividida por dois gráficos de comparação com a simulação tridimensional. Na execução dos testes experimentais, foi medida uma temperatura ambiente média no laboratório de 27 °C.

Na Figura 3.5 são apresentados os valores de temperatura obtidos através dos testes experimentais realizados no MIT. É possível verificar que os sensores PT100 (2A) e PT100 (2C), têm um comportamento muito semelhante, estando por isso em concordância com os valores obtidos na simulação tridimensional mostrados na Figura 3.6.

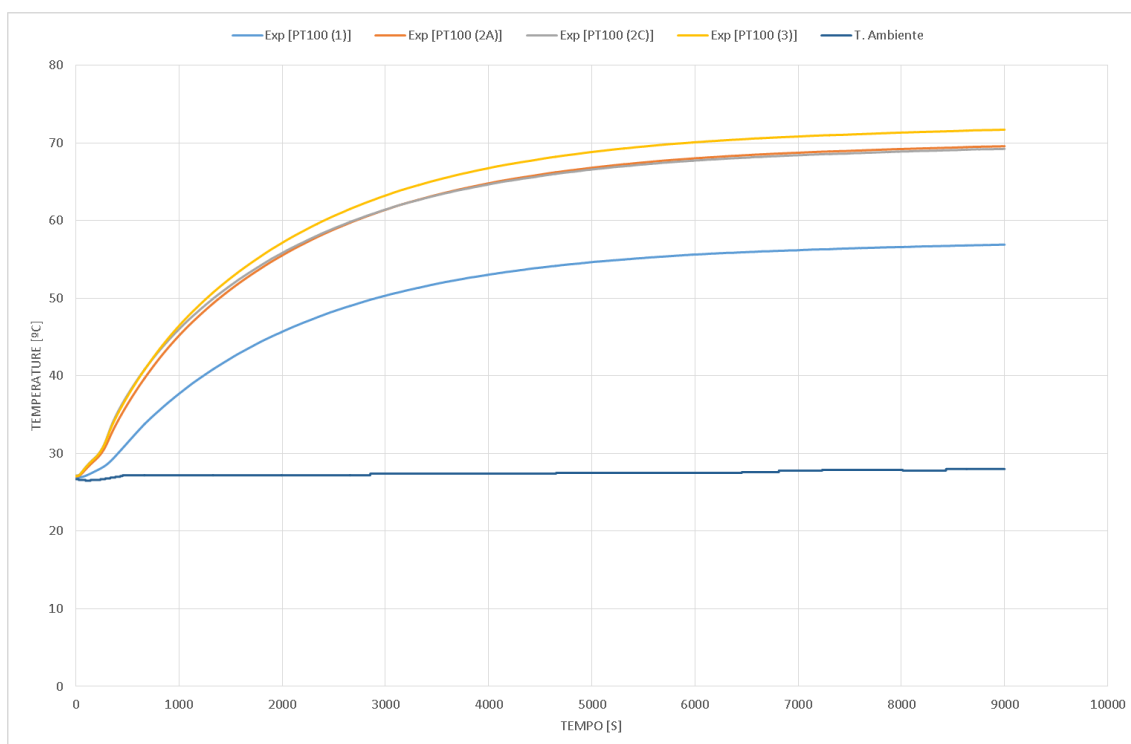


Figura 3.5 - Resultados experimentais relativos à evolução das temperaturas no MIT.

Os resultados das Figura 3.6 e Figura 3.7 permitem constatar que o modelo tridimensional permite obter um comportamento muito próximo do real. Para além da variação da temperatura ambiente, as diferenças observáveis são devidas à impossibilidade de ajustar com precisão todos os parâmetros elétricos, magnéticos e térmicos da simulação, verificando-se que globalmente os valores de temperatura obtidos por simulação estão muito próximos dos valores resultantes dos testes experimentais. A diferença no ponto de estabilidade dos sensores PT100 (2A) e PT100 (2C) na Figura 3.6, é de cerca de 1 °C. Já para os sensores PT100 (1) e PT100 (3), verifica-se na Figura 3.7 que apresentam uma diferença no de cerca de 2 °C.

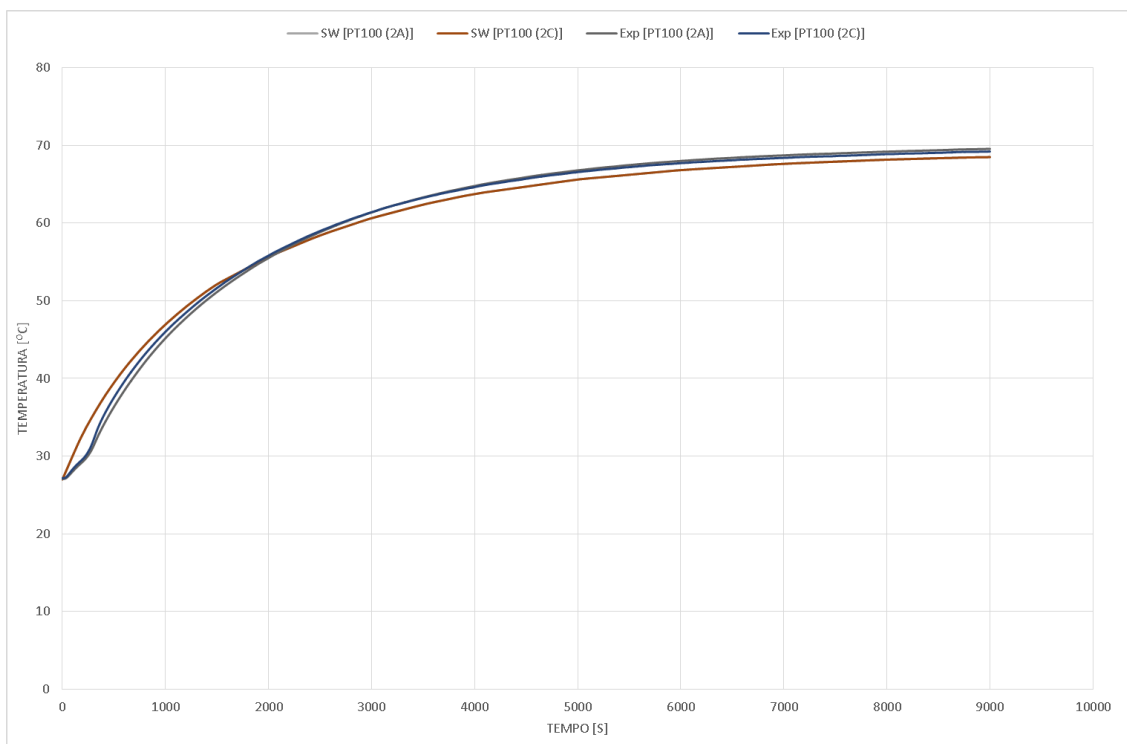


Figura 3.6 - Comparação entre os resultados de simulação e experimentais, para os sensores PT100 (2A) e PT100 (2C).

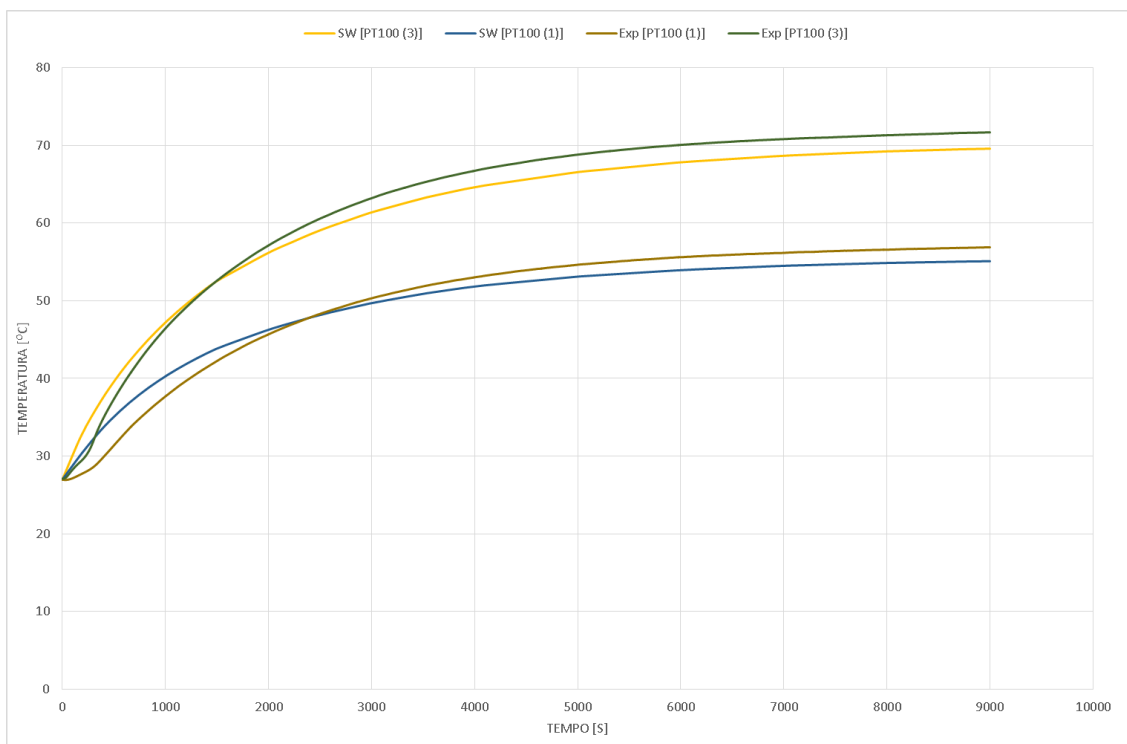


Figura 3.7 - Comparação entre os resultados de simulação e experimentais, para os sensores PT100 (1) e PT100 (3).



# 4. Conclusões

## 4.1. Considerações gerais

Nesta dissertação foram desenvolvidos dois modelos computacionais (um bidimensional e outro tridimensional) capazes de analisar o comportamento térmico de um motor de indução trifásico no seu ponto de funcionamento nominal. A comparação com os resultados experimentais permite concluir que o modelo computacional tridimensional foi aquele que melhores resultados obteve, aproximando-se muito do comportamento real. Desta forma é possível prever o desempenho térmico do motor de indução trifásico para diferentes condições de funcionamento. Através da simulação magnética bidimensional é possível calcular os diversos valores de perdas, sendo posteriormente estes usados para a realização das simulações térmicas. Para a análise do comportamento térmico do motor, apenas torna-se necessário ajustar as variáveis de convecção térmica.

Conclui-se neste estudo que uma das propriedades mais importantes para obter resultados credíveis é a correta definição das condições de limite no motor. Estas influenciam fortemente o comportamento global do motor, pois caso não sejam bem definidas, os resultados obtidos podem ser muito discrepantes em comparação com os valores experimentais. De salientar que este tipo de estudo por modelação através de elementos finitos, apesar de muito versátil, envolve tempos de simulação de várias horas e gera muitos problemas geométricos na aplicação da malha ao motor, especialmente na modelação tridimensional.

Finalmente, conclui-se que os resultados da simulação tridimensional, em comparação com os testes experimentais, foram bastante aceitáveis, na medida em que se obteve um comportamento similar entre o modelo computacional e o funcionamento real do motor.

## 4.2. Sugestões de trabalhos futuros

Com a realização deste trabalho foram identificados vários aspetos que podem ser melhorados e evoluídos no futuro.

Relativamente ao estudo das perdas magnéticas, o estudo foi apenas feito em regime permanente, sendo interessante no futuro efetuar um estudo também em regime transitório, conseguindo assim incorporar a influência de harmónicos temporais.

Seria igualmente importante usar esta abordagem para o estudo do funcionamento do motor de indução em condições de avaria, uma vez que o aumento da temperatura de operação pode ultrapassar os níveis limite.

Por fim, propõe-se como trabalho futuro a simulação tridimensional através da introdução direta das perdas do motor e aplicando os parâmetros de emissividade nos materiais. Esta

abordagem tornaria a simulação computacional mais precisa, tendo como desvantagem tempos de computação muito maiores.

# Referências bibliográficas

- [1] L. Weili, X. Ying, S. Jiafeng, and L. Yingli, "Finite-element analysis of field distribution and characteristic performance of squirrel-cage induction motor with broken bars," *IEEE transactions on magnetics*, 43(4), pp. 1537-1540, 2007.
- [2] V. G. F. de Jesús and A. J. M. Omar, "Characterizing the Squirrel Cage Induction Motor", *International Conference on Mechatronics, Electronics and Automotive Engineering*, Morelos, pp. 134-139, 2013.
- [3] F. Honda, "Motores de corrente contínua: Guia rápido para uma especificação precisa", *Publicação Técnica*, Siemens, 2006.
- [4] Marathon, "Insulation system thermal life expectancy vs total operating temperature", 2015.
- [5] B. Baptista, A. Mendes, S. Cruz, and A. J. Marques Cardoso, "Temperature distribution inside a three-phase induction motor running with eccentric airgap", *Przeglad Elektrotechniczny*, pp. 96-99, 2012.
- [6] WEG Equipamentos Elétricos S.A., "DT-6 Motores elétricos assíncronos e síncronos de média tensão - especificação, características e manutenção", *Catálogo técnico*, 2015.
- [7] R. Silva, "Comportamento da função de proteção de sobrecorrente instantânea frente a distorções harmônicas nos relés de proteção numéricos", *Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Elétrica com ênfase em Sistema de Energia e Automação*, Universidade de São Paulo, 2008.
- [8] C. Silva, "Sistema de Tracção de Cabos Elétricos para Canalizações Embebidas", *Dissertação de Mestrado em Engenharia Eletrónica Industrial e Computadores*, Universidade do Minho, 2008.
- [9] K. Pallis, K. Gyftakis, and J. C. Kappatou, "FEM study of the bar number impact on the stator core losses of the cage induction motor", *39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, pp. 2863-2868, 2013.
- [10] A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller and C. Mejuto, "Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 3, pp. 871-882, March 2009.
- [11] D. G. Dorrell, "Combined Thermal and Electromagnetic Analysis of Permanent-Magnet and Induction Machines to Aid Calculation", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 10, pp. 3566-3574, Oct. 2008.

- [12] D. Staton, A. Boglietti and A. Cavagnino, "Solving the More Difficult Aspects of Electric Motor Thermal Analysis in Small and Medium Size Industrial Induction Motors", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, no. 3, pp. 620-628, Sept. 2005.
- [13] A. K. Naskar and D. Sarkar, "Numerical analysis of three dimensional steady state heat conduction in the rotor of an induction motor by finite element method", *International Conference on Control, Instrumentation, Energy and Communication*, pp. 686-690, Calcutta, 2014.
- [14] A. M. S. Mendes, E. C. Quispe, X. M. López Fernández and A. J. Marques Cardoso, "Influence of the positive sequence voltage on the temperature of three-phase induction motors", *XIX International Conference on Electrical Machines*, Rome, 6 pp., 2010.
- [15] P. Han, J. Choi, D. Kim, Y. Chun and D. Bang, "Thermal Analysis of High Speed Induction Motor by Using Lumped-Circuit Parameters", *Journal of Electrical Engineering and Technology*, vol. 10, no. 5, pp. 2040-2045, September 2015.
- [16] J. Nerg, M. Rilla and J. Pyrhonen, "Thermal Analysis of Radial-Flux Electrical Machines With a High Power Density," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 10, pp. 3543-3554, Oct. 2008.
- [17] K. Kraikitrat and S. Ruangsinchaiwanich, "Thermal effect of unbalanced voltage conditions in induction motor by FEM", *International Conference on Electrical Machines and Systems*, Beijing, 4 pp., 2011.
- [18] P. Lombard, F. Marion, D. Staton and T. Pham, "Improve thermal analysis of motors by combining analytical method and finite element method in transient analysis", Cedrat, 2011.
- [19] A. Tassi, G. Zanocchi and D. Staton, "FEM and Lumped Circuit Thermal Analysis of External Rotor Motor," *32nd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, Paris, pp. 4825-4828, 2006.
- [20] D. B. Herrera, E. Galvan and J. M. Carrasco, "Synchronous reluctance motor design based EV powertrain with inverter integrated with redundant topology", *41st Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, Yokohama, pp. 3851-3856, 2015.
- [21] WEG Equipamentos Elétricos S.A., "W22 Motor Elétrico Trifásico", *Catálogo Técnico*, 2016.
- [22] Cedrat, *Flux 11.2 User guide*, 2014.
- [23] Dassault systèmes, Radiation Emission from Real Surfaces: <http://help.solidworks.com/2012/English/SolidWorks/cworks/>
- [24] Dassault systèmes, Convection Heat Coefficient: <http://help.solidworks.com/2012/English/SolidWorks/cworks/>

- [25] J. Estima, “Development and Analysis of Permanent Magnet Synchronous Motor Drives with Fully Integrated Inverter Fault-Tolerant Capabilities”, *Dissertação de Doutoramento em Engenharia Eletrotécnica e de Computadores*, Universidade de Coimbra, 2012.



# Anexo 1

## ALU A206 0T7 :

- ✓ Propriedades Magnéticas:
  - Permeabilidade relativa = 1;
- ✓ Propriedades Elétricas:
  - Resistividade =  $52 \times 10^{-9}$  [ $\Omega \cdot m$ ]
- ✓ Condutividade Térmica:
  - Condutividade térmica =  $121$  [ $W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Inércia Térmica:
  - Inércia térmica =  $920000$  [ $J \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Densidade de Massa:
  - Densidade de massa =  $2800$  Kg/ $m^3$

## ATSM A48 CLASS 40:

- ✓ Propriedades Magnéticas:
  - Permeabilidade relativa = 125;
- ✓ Propriedades Elétricas:
  - Resistividade =  $110 \times 10^{-9}$  [ $\Omega \cdot m$ ]
- ✓ Condutividade Térmica:
  - Condutividade térmica =  $53,329$  [ $W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Inércia Térmica:
  - Inércia térmica =  $50600$  [ $J \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Densidade de Massa:
  - Densidade de massa =  $7060$  Kg/ $m^3$

## COGENT\_M800\_65A\_50HZ:

- ✓ Propriedades Magnéticas:
  - Permeabilidade relativa inicial =  $13286,289$ ;
  - Magnetização de saturação =  $2,13$  [T];
  - Coeficiente de ajuste =  $3,675$ ;
- ✓ Propriedades Elétricas:
  - Resistividade =  $250 \times 10^{-9}$  [ $\Omega \cdot m$ ]
- ✓ Condutividade Térmica:
  - Condutividade térmica =  $35$  [ $W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Inércia Térmica:
  - Inércia térmica =  $3822000$  [ $J \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Densidade de Massa:
  - Densidade de massa =  $7800$  Kg/ $m^3$

## ASTM-B-152 :

- ✓ Propriedades Magnéticas:
  - Permeabilidade relativa = 1;
- ✓ Propriedades Elétricas:
  - Resistividade =  $17,2 \times 10^{-9}$  [ $\Omega \cdot m$ ]
- ✓ Condutividade Térmica:
  - Condutividade térmica =  $388$  [ $W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Inércia Térmica:
  - Inércia térmica =  $385000$  [ $J \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Densidade de Massa:
  - Densidade de massa =  $8940$  Kg/ $m^3$

**AISI 1040/1045:**

- ✓ Propriedades Magnéticas:
  - Permeabilidade relativa = 1;
- ✓ Propriedades Elétricas:
  - Resistividade =  $16,2 \times 10^{-9}$  [ $\Omega \cdot m$ ]
- ✓ Condutividade Térmica:
  - Condutividade térmica =  $51.9$  [ $W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Inércia Térmica:
  - Inércia térmica =  $486000$  [ $J \cdot m^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$ ];
- ✓ Densidade de Massa:
  - Densidade de massa =  $7870$  Kg/ $m^3$