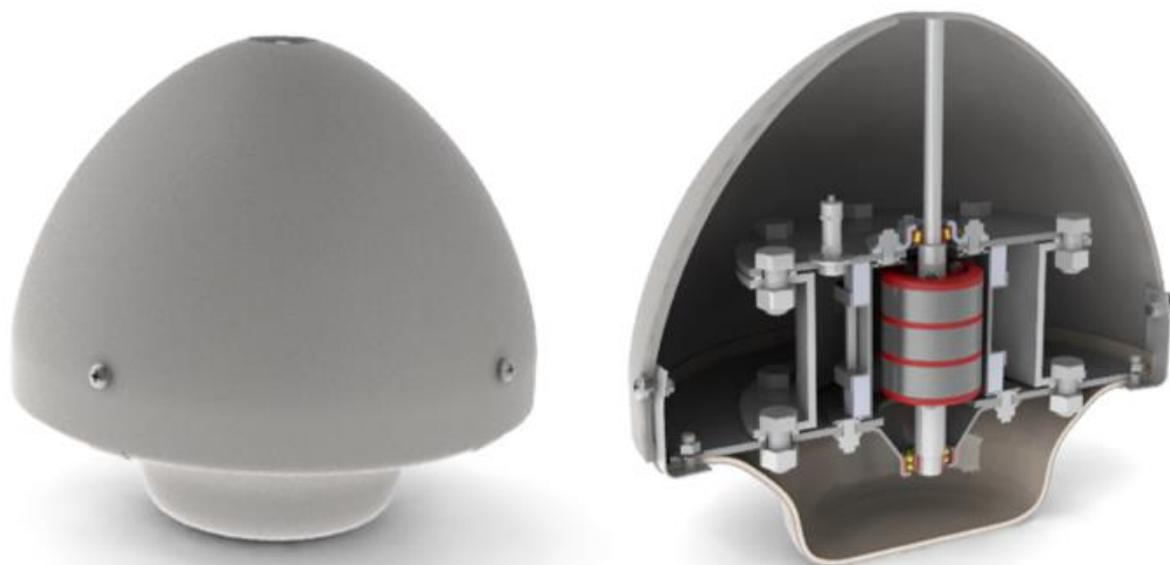


Desenvolvimento de carcaça e estator em compósito para motor criogénico à base de supercondutores



Miguel Varela Silva Ribeiro

Dissertação de Mestrado

Orientador na FEUP: Prof. Ana Neves

Co-orientadores: Eng. Rui Mendes (INEGI) e Eng. João Manuel Cardoso (INEGI)

U. PORTO
FEUP FACULDADE DE ENGENHARIA
UNIVERSIDADE DO PORTO

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Junho de 2021

Para a minha irmã, que sempre acreditou em mim

Resumo

Esta dissertação incide sobre a pesquisa e desenvolvimento de uma carcaça e estator em compósito para um motor criogénico à base de supercondutores. Insere-se no âmbito do projeto FLY.PT, que visa promover o desenvolvimento de um novo conceito de transporte aéreo multimodal urbano e elétrico, que integra a mobilidade horizontal e vertical.

Face ao crescimento exponencial das cidades e pessoas que nelas habitam, a promoção e financiamento de projetos deste domínio é de grande importância para a continuação do movimento de eletrificação de aeronaves e procura por uma mobilidade mais sustentável.

Na dissertação é apresentado, ao nível do estado da arte, os tipos de máquinas rotativas supercondutoras, evidenciando os benefícios e o possível papel fundamental que os materiais supercondutores podem ter no futuro. Foram identificados os principais requisitos dos componentes a desenvolver, clarificando o grande desafio que as agências de aviação têm pela frente para a elaboração de normas específicas para os veículos elétricos de decolagem e aterragem vertical. Posteriormente, diversas soluções de arquitetura de motor foram propostas.

Com base nos requisitos e conceitos de motor definidos, selecionaram-se os materiais e processos de fabrico mais adequados para cada componente. Face às condições extremas a que os materiais estão sujeitos quando expostos a temperaturas criogénicas, verificou-se que entre os diversos materiais compósitos, os epóxi/fibra de vidro possuem as características mais apelativas para serem implementados no estator.

Na fase final desta dissertação, procedeu-se à validação da geometria desenvolvida e materiais selecionados por intermédio de análises de elementos finitos, de vertente térmica e estrutural, recorrendo ao software ANSYS ®.

Palavras-chave: Supercondutores de altas temperaturas; Máquinas rotativas supercondutoras; Materiais compósitos; Análise de elementos finitos

Abstract

This thesis focuses on the research and development of a composite housing and stator for a cryogenic motor based on superconductors. It is part of the FLY.PT project, which aims to promote the development of a new concept of urban and electric multimodal air transport system, which integrates horizontal and vertical mobility.

Given the exponential growth of cities and the people who live in them, the promotion and financing of projects in this domain is of great interest for the continuity of the aircraft electrification movement and the search for more sustainable mobility.

The thesis presents, at the level of state-of-the-art, the types of superconducting rotating machines, clarifying the benefits and the possible fundamental role which superconducting materials can have in the future. The main requirements of the components to be developed were defined, clarifying the great challenge aviation agencies face to develop specific standards for electric vertical take-off and landing vehicles. Later, several motor architecture solutions were proposed.

Based on the defined requirements and motor concepts, the most suitable materials and manufacturing processes were selected for each component. Given the extreme conditions that materials are subject to when exposed to cryogenic temperatures, it was found that among the various composite materials, epoxy/fiberglass have the most appealing characteristics to be implemented in the stator.

In the final phase of this thesis, the developed geometry and selected materials were validated through finite element analysis, of thermal and structural scope, using ANSYS ® software.

Keywords: High temperature superconductors; Superconducting rotating machines; Composite materials; Finite element analysis

Agradecimentos

Gostava de demonstrar a minha plena gratidão a todas as pessoas que contribuíram de forma direta e indireta para o desenvolvimento desta dissertação.

Quero agradecer à Prof. Ana Neves por ter aceitado ser a minha supervisora e sempre me ter dado a liberdade de explorar por conta própria. Agradeço ao INEGI por ter possibilitado a minha participação no projeto FLY.PT. Um especial agradecimento ao gestor de projeto Eng. Rui Mendes e ao Eng. João Manuel Cardoso, ambos colaboradores do INEGI, que para além de sempre excelentes profissionais e pessoas, sempre mostraram disponibilidade em acompanhar a evolução do meu trabalho e forneceram sugestões pertinentes de melhoria, garantindo que seguia o rumo correto.

Um grande agradecimento à minha família que durante a realização desta dissertação sempre me apoiou de forma incondicional, quando por vezes, as coisas não corriam como esperado, ajudando a manter uma perspetiva positiva e confiante sobre o trabalho que estava a executar. Nunca duvidaram de mim e sempre me educaram para não desistir dos meus objetivos, tendo este sido um fator fundamental para finalizar esta etapa da minha vida.

Por último, quero agradecer aos meus queridos amigos pela compreensão que tiveram ao longo destes meses e por terem apoiado a minha dedicação para com este trabalho.

Índice de conteúdos

1-Introdução.....	1
1.1-Motivação e enquadramento do projeto	1
1.2-Objetivos	3
1.3- Metodologia seguida e estrutura da dissertação	3
2-Revisão Bibliográfica.....	5
2.1-Supercondutores	5
2.1.1-Contextualização histórica	5
2.1.2-Características dos supercondutores.....	6
2.1.3-Materiais e suas formas físicas.....	9
2.2-Máquinas supercondutores.....	12
2.2.1-Contextualização histórica	12
2.2.2-Tipos construtivos	13
2.2.3-Estado da arte	21
2.2.4-Aplicações	26
2.3- Rolamentos magnéticos supercondutores	28
2.3.1-Máquinas rotativas supercondutoras sem rolamentos.....	29
3- Especificação de requisitos dos componentes.....	31
3.1- Requisitos da carcaça	31
3.2- Requisitos do estator	32
3.3-Requisitos da carcaça e do estator.....	34
4-Geração de conceitos.....	36
4.1- Conceitos de orientação de rotação do motor	37
4.2- Conceitos gerais de design e funcionamento do estator.....	38
4.3- Conceitos de design da carcaça.....	46
4.3- Conceitos selecionados	49
5- Seleção de materiais e processos de fabrico.....	50
5.1-Seleção de materiais e processos para os componentes do estator	52
5.1.1-Seleção de material para os espaçadores.....	62
5.1.2-Seleção de material isolante	63
5.2-Seleção de materiais e processos para os componentes da carcaça	65
6-Definição de interfaces, contactos e insertos	74
6.1-Interfaces entre os módulos do estator	74
6.2-Interface dos módulos da carcaça e estator	75
6.3-Interface motor-drone.....	77
6.4-Sistema de refrigeração	79

6.5- Interfaces do sistema de transmissão de movimento	82
7- Análise numérica.....	84
7.1- Simulações térmicas.....	84
7.1.1- Arrefecimento e manutenção de temperatura dos blocos HTS	84
7.1.2- Processo de vaporização do azoto líquido	97
7.2- Simulações estruturais.....	102
7.2.1- Geração dos componentes compósitos.....	103
7.2.2- Geração dos elementos não compósitos.....	105
7.2.3- Set-up dos modelos	106
7.2.4-Cálculo estrutural iterativo	108
8- Desenho de conjunto	117
9- Conclusões	121
Referências	123
Anexo A: Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E glass Reinforced	131
Anexo B: Polyglas Polyester Class F-155	135
Anexo C: LAST-A-FOAM ® FR-7104 Rigid Polyurethane Foam	137
Anexo D: Divinicell ® HP250	139
Anexo E: RTM CYCOM 890 T650 6K-5HS	142
Anexo F: Desenho de conjunto	145

Siglas

1G-Fios supercondutores de primeira geração

2G-Fios supercondutores de segunda geração

AC- Corrente alternada (Alternating current)

ACP- Ansys Composite PrepPost

AMSC- American Superconductor Corporation

BPMSM- Motor síncrono de ímãs permanentes sem rolamentos (Bearingless permanent magnet synchronous motor)

BSCCO- Óxido de bismuto estrôncio cálcio e cobre (Bismuth strontium calcium copper oxide)

CFRP- Polímero reforçado por fibra de carbono (Carbon fiber reinforced polymer)

CAE- Engenharia assistida por computador (Computer-aided engineering)

CFD- Fluidodinâmica Computacional (Computational Fluid Dynamics)

CNC- Controlo numérico computadorizado (Computer numerical control)

CZM- Modelo de zona coesiva (Cohesive zone model)

DC-Corrente contínua (Direct current)

DLM- Método lógico digital (Digital logic method)

EASA- European Union Aviation Safety Agency

EF- Elementos finitos

EM-Eletromagnético

eVTOL- Electric vertical take-off and landing

FAA- Federal Aviation Administration

FC- Arrefecimento de campo (Field cooling)

FEA- Análise por elementos finitos (Finite element analysis)

GE- General Electric

GRFP-Polímero reforçado por fibra de vidro (Glass fibre reinforced polymer)

HTS- Supercondutores de elevada temperatura (High temperature superconductor)

LTS- Supercondutores de baixa temperatura (Low temperature superconductor)

IRF- Inverse Reverse Factor

MLI- Isolamentos de múltiplas camadas (Multilayer insulations)

MTOW- Peso máximo de descolagem (Maximum Take-Off Weigh)

NASA- Administração Nacional da Aeronáutica e Espaço (National Aeronautics and Space Administration)

PFM- Magnetização de campo pulsado (Pulsed field magnetization)

RMF- Campo magnético rotativo (Rotating Magnetic Field)

RTM- Resin transfer molding

SEI- Sumitomo Electric Industries

SEM- Microscópio eletrónico de varrimento (Scanning electron microscope)

SFES- Sistemas supercondutores de armazenamento de energia com volante de inércia (Superconductor Flywheel Energy Storage System)

SMB- Rolamento magnético superconductor (Superconducting magnetic bearing)

TRL- Nível de prontidão da tecnologia (Technology Readiness Levels)

UD- Unidirecional (UniDirectional)

UDF- Função definida pelo utilizador (User defined function)

VOF- Fração de volume (Volume of fraction)

WPM- Método da propriedade ponderada (Weighted property method)

YBCO- Óxido de cobre e ítrio-bário (Yttrium barium copper oxide)

ZFC- Arrefecimento de campo nulo (Zero-field cooling)

Símbolos

H_c - Campo magnético crítico

C- Celcius

J_c – Densidade de corrente crítica

J_e - Densidade de corrente crítica de engenharia

FT (Flange thickness) - Espessura da aba da flange

WT (Wall thickness) - Espessura da parede da flange

K- Kelvin

T_c - Temperatura crítica

Índice de figuras

Figura 1-Crescimento da população urbana: Traduzido de Satapathy (2020)	1
Figura 2-Exemplo de veículo que integra mobilidade horizontal e vertical (ItalDesign 2018) .	2
Figura 3-Descoberta dos materiais supercondutores e suas temperaturas críticas: Traduzido de Wang (2014).....	6
Figura 4-Delimitação da supercondutividade pelos seus parâmetros críticos: Traduzido de Kalsi (2011)	6
Figura 5-Efeito de Meissner num supercondutor (Coleman, 2015)	7
Figura 6-Região de funcionamento de supercondutores do tipo I e tipo II (Martins 2014)	7
Figura 7-Transição para o estado de supercondutividade: a) tipo I; b) tipo II: Traduzido de Carvalho (2016).....	8
Figura 8-Densidade de corrente crítica de engenharia dos principais supercondutores a 4,2 K: Adaptado (Lee 2018).....	9
Figura 9-Comparação de performance entre fios típicos de 1G e 2G: Adaptado (Kalsi 2011)	10
Figura 10-Blocos em YBCO monocristalino (Pina 2010).....	11
Figura 11-Diagrama comparativo das perdas de máquinas convencionais e supercondutoras. Adaptado de (Martins 2014).....	14
Figura 12-Configuração típica de motor síncrono utilizando enrolamentos de campo supercondutores: Adaptado da American Superconductor Corporation).....	15
Figura 13-Motor síncrono supercondutor com rotor sem núcleo (Sivasubramaniam et al., 2006)	15
Figura 14-Motor síncrono supercondutor com rotor ferromagnético (Sivasubramaniam et al., 2006).....	16
Figura 15- Tipos de arrefecimento de máquinas síncronas parcialmente supercondutoras com núcleo ferromagnético (Simões 2013).....	16
Figura 16-Motor elétrico totalmente supercondutor desenvolvido pela NASA (Kovalev et al., 2019).....	17
Figura 17-Fio de baixa perda por corrente alternada com 78 filamentos de MgB2 desenvolvido pela Hyper Tech Research (Kovalev et al., 2019).....	17
Figura 18-Exemplo de máquina totalmente supercondutora: Adaptado (Masson, et al. 2013)	18
Figura 19-Configuração de máquina homopolar AC: Adaptado (Kalsi 2011)	19
Figura 20-Configuração de gerador homopolar: Adaptado (Sivasubramaniam et al., 2006)...	19
Figura 21-Armadura estacionária em HTS com rotor sólido em aço de um gerador homopolar (Sivasubramaniam et al., 2006)	19
Figura 22-Motor de Faraday: Adaptado (Kalsi 2011)	20
Figura 23- Máquina homopolar DC com rotor de tambor: Adaptado (Kalsi, 2011).....	21
Figura 24-Motor DC homopolar supercondutor desenvolvido pela General Atomics (Gieras 2009).....	21
Figura 25-Configuração conceptual de motor de propulsão supercondutor: Adaptado (Haran, et al. 2017).....	24

Figura 26-Motor de propulsão supercondutor desenvolvido pela AMSC: a) motor durante ensaios; b) Comparação com motor convencional (Pina 2010)	24
Figura 27-Máquina totalmente supercondutora desenvolvida pelo MAI: Adaptado (Kovalev, et al. 2019) e (K. Kovalev 2019)	25
Figura 28-Mockup do motor da ASuMED apresentado na feira de Hannover em 2019 (Grilli, et al. 2020)	25
Figura 29-Aplicações de máquinas rotativas supercondutoras: Adaptado (Noe 2013).....	27
Figura 30-Comparação de características de motores elétricos supercondutores e turbinas a gás: Adaptado (Kovalev, et al. 2019).....	27
Figura 31-Aeronave N3-X com sistema de propulsão turbo-elétrico distribuído: Adaptado (Felder, Brown e Chu 2011)	27
Figura 32-Esquema de ZFC-SMB: a) distribuição dos ímãs permanentes e blocos HTS, b) SMB: Adaptado (A. Arsénio, M. Roque, et al. 2018)	29
Figura 33-Conceito de máquina rotativa sem rolamentos: Adaptado (Sun, Xue, et al. 2016) .	29
Figura 34-Máquina supercondutora homopolar sem rolamentos: a) vista frontal; b) vista lateral: Adaptado (Li, et al. 2014).....	30
Figura 35-a) Geometria e dimensões dos anéis de ímãs permanentes do rotor e anéis descontínuos de blocos HTS (YBCO) do estator; b) protótipo real: Adaptado (A. Arsénio, M. Roque, et al. 2018).....	36
Figura 36-Estruturas em G-FRP de suporte dos enrolamentos estatóricos da máquina HTS Siemens de 380 kW (Simões 2013).....	43
Figura 37-Vista detalhada de componentes do conceito 1: a) estrutura das extremidades; b) estrutura interior	43
Figura 38-Vista detalhada do conceito 2: a) estrutura interior superior; b) acoplamento entre as estruturas interiores; c) estrutura interior inferior.....	43
Figura 39-Vista detalhada de componentes do conceito 5: a) Estrutura interior; b) Estrutura exterior.....	44
Figura 40-Vista detalhada da estrutura interior do conceito 3.....	44
Figura 41-Vista detalhada de componentes do conceito 6: a) Estrutura de suporte; b) Espaçadores	44
Figura 42-Iteração entre função, material, processo e forma (Ashby, 2005)	50
Figura 43-Etapas para a seleção de materiais (Ashby 2005).....	52
Figura 44-Triagem considerando a condutividade térmica e coeficiente de expansão térmica	53
Figura 45-Triagem considerando o processo de fabrico hand lay-up com saco de vácuo	55
Figura 46-Resistência à tração e módulo de elasticidade de compósitos de matriz epóxi unidirecional (Schutz 1998).....	58
Figura 47--Resistência à compressão de compósitos de matriz epóxi unidirecional (Schutz 1998).....	58
Figura 48- Imagens SEM de superfícies de fratura de laminados woven de GFRP associado ao modo I de fadiga cíclica: a) temperatura ambiente; b) 77K (Sápi e Butler 2020).....	59

Figura 49-Deformação das resinas, fibras e compósitos durante o arrefecimento: Adaptado (Sápi e Butler 2020).....	60
Figura 50-Expansão térmica de compósitos reforçados com fibra unidirecional durante o arrefecimento (Schutz 1998)	61
Figura 51-Conductividade térmica de compósitos reforçados com fibra unidirecional (Schutz 1998).....	61
Figura 52-Primeira triagem de seleção do isolante considerando a condutividade e difusividade térmica	63
Figura 53-Segunda triagem de seleção do isolante considerando temperatura máx e min de serviço.....	64
Figura 54-Conductividade térmica do poliuretano e rohacell: Adaptado (Brewer 2017).....	65
Figura 55-Curva de tensão compressão típica de uma espuma: Adaptado (ERG s.d.).....	66
Figura 56-Capacidade de absorção de energia de impacto com a mínima massa.....	67
Figura 57-Lista de candidatos possíveis para o núcleo da carcaça.....	68
Figura 58-Primeira triagem considerando a resistência específica e a tenacidade.....	69
Figura 59-Materiais candidatos (lay-up unidirecional)	70
Figura 60-Materiais candidatos (lay-up biaxial)	72
Figura 61-Interfaces entre os módulos do estator.....	74
Figura 62-Interface entre a estrutura interior e os topos do estator: a) insertos da ligação superior; b) insertos da ligação inferior	75
Figura 63-Soluções para a fixação dos módulos da carcaça: a) tranca; b) pino de bloqueio rápido; c) mecanismo de bloqueio por rotação; d) anel de aperto.....	76
Figura 64-Fixação dos módulos da carcaça e estator através de inserto	76
Figura 65-Exemplos de acoplamento entre motor-drone: a) Pop.Up; b) CityAirbus (Draska 2020; ItalDesign 2018)	77
Figura 66- Interface carcaça-drone: a) braço fabricado juntamente com a carcaça; b) braço fixado na carcaça	78
Figura 67-Interface estator-drone: a) braço em estrutura braçadeira; b) braço em estrutura U78	78
Figura 68-Interface motor-drone	79
Figura 69-Classificação do arrefecimento dos HTS: Adaptado (Choi 2004).....	80
Figura 70-Esquema de sistema automático de recarga de azoto líquido: Adaptado (Zhang, et al. 2018).....	81
Figura 71- Válvula de alívio de pressão e válvula solenoide on/off	81
Figura 72-Interface para conversão do movimento de rotação: a) acoplamento estriado; b) sistema de aperto	82
Figura 73-Soluções para a fixação dos rolamentos: a) carcaça; b) interior do estator	83
Figura 74-Solução para o acoplamento dos rolamentos em chapéus	83
Figura 75-Modelo 2D (3mm de isolante).....	85
Figura 76-Malha gerada para o modelo 2D.....	86

Figura 77-Numeração dos componentes do modelo térmico	87
Figura 78-Modelo 3D: arrefecimento dos blocos HTS	89
Figura 79-Modelo 3D com malha de elementos finitos aplicada.....	89
Figura 80-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo.....	90
Figura 81-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para diferentes espessuras de isolante-Processo de arrefecimento	93
Figura 82-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para diferentes espessuras de isolante (trecho aproximado) -Processo de arrefecimento.....	93
Figura 83-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para diferentes espessuras de isolante-Processo de manutenção de temperatura	94
Figura 84-Processo de arrefecimento: contornos de temperatura após 400 segundos	95
Figura 85-Processo de arrefecimento: contornos de temperatura após 420 segundos	95
Figura 86-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para 11 mm de espessura de isolante-Processo de manutenção de temperatura	96
Figura 87- Evolução da pressão em função do aumento da temperatura	100
Figura 88- Fração volumétrica de vapor de azoto	100
Figura 89-Contorno de temperaturas dos blocos supercondutores após 20 seg.....	101
Figura 90-Sequência de geração do modelo.....	102
Figura 91-Exemplo de modelo para ensaios mecânicos: a) modelo sólido inicial; c) modelo de casca; c) elementos de casca.....	103
Figura 92- Definição da direção das fibras -rosettes (a) e orientação de laminação - oriented selection set (b).....	104
Figura 93-Metodologia adotada para a laminação da estrutura exterior: a) divisão da superfície; b) laminação das tiras; c) orientação das fibras	104
Figura 94-Metodologia adotada para a laminação da estrutura interior: a) divisão da superfície; b) laminação da parede vertical; c) orientação das fibras.....	105
Figura 95-Método simplificado para modelação dos elementos de fixação	105
Figura 96-Ensaio de compressão da junta de PTFE: Adaptado (Khazraiyanvafadar 2019).106	
Figura 97-Condições de fronteira aplicadas aos modelos	107
Figura 98-Pressão e estado do contacto nas juntas vedantes exteriores	110
Figura 99-Alteração da topologia da estrutura interna para modelo iterativo 2.....	111
Figura 100-Critérios de falha da estrutura exterior (a) e interior (b) após fase de aperto: modelo iterativo 2.....	112
Figura 101-Deformação e estado de contacto na estrutura exterior após fase de aperto: modelo iterativo 2.....	112
Figura 102-Pressão de contacto após fase de aperto: modelo iterativo 2.....	113
Figura 103-Estudo de otimização da estrutura de suporte do rolamento superior	114
Figura 104-Deformação total da estrutura de suporte do rolamento superior e estrutura interna	115

Figura 105-Pressão de contacto nas juntas ao longo das diferentes fases para o modelo 7 ...	115
Figura 106-Estado de contacto nas juntas após aplicação da carga de sustentação no modelo 7	116
Figura 107- Zonas de laminação da estrutura exterior	117
Figura 108-Zonas de laminação da estrutura interior	118
Figura 109-Técnica de sobreposição de camadas.....	120

Índice de tabelas

Tabela 1-Cronograma de trabalho	3
Tabela 2-Demonstrações de máquinas rotativas supercondutoras: Adaptado de (Haran, et al. 2017).....	22
Tabela 3-Conceitos de máquinas rotativas supercondutoras: Adaptado de (Haran, et al. 2017)	23
Tabela 4-Comparação de características entre motor de propulsão com HTS de 2G e motores de indução e ímanes permanentes: Adaptado de (Haran, et al. 2017).....	23
Tabela 5-Requisitos da carcaça	32
Tabela 6-Requisitos do estator	33
Tabela 7-Requisitos da carcaça e estator	34
Tabela 8-Conceitos de orientação de rotação do motor	37
Tabela 9-Matriz de seleção da orientação de rotação do motor	38
Tabela 10-Conceitos de design e funcionalidade do estator	39
Tabela 11-Matriz de seleção para os conceitos gerais de design e funcionamento do estator ..	45
Tabela 12-Conceitos gerados para a carcaça	46
Tabela 13-Matriz de seleção para os conceitos da carcaça	48
Tabela 14-Aplicação do método lógico digital ao estator	54
Tabela 15-Propriedades dos materiais candidatos	56
Tabela 16-Propriedades escalonadas e índice de performance	57
Tabela 17-Figura de mérito	57
Tabela 18-Aplicação do método lógico digital à carcaça.....	69
Tabela 19-Propriedades dos materiais candidatos (lay-up unidirecional).....	70
Tabela 20-Índices de performance e figuras de mérito para os materiais candidatos (lay-up unidirecional).....	71
Tabela 21-Propriedades dos materiais candidatos (lay-up biaxial).....	72
Tabela 22-Índices de performance e figuras de mérito para os materiais candidatos (lay-up biaxial).....	73
Tabela 23-Matriz de seleção do sistema de fixação dos módulos da carcaça	77
Tabela 24-Matriz de seleção para os conceitos de interface motor-drone	79
Tabela 25- Qualidade da malha gerada para o modelo 2D.....	86
Tabela 26-Propriedades atribuídas aos componentes sólidos.....	87
Tabela 27-Métodos de solução utilizados para o modelo 2D: arrefecimento dos blocos HTS ..	88
Tabela 28-Qualidade da malha gerada para o modelo 3D.....	89
Tabela 29- Contornos de temperatura dos domínios fluídos ao longo do tempo	91
Tabela 30-Contornos de temperatura dos componentes sólidos ao longo do tempo.....	92
Tabela 31-Funções polinomiais adotadas para a implementação das propriedades do azoto líquido e vapor	98

Tabela 32-Métodos de solução utilizados para o modelo 2D: evaporação do azoto líquido ...	99
Tabela 33-Contornos de temperatura e fração volumétrica de vapor ao longo do tempo.....	101
Tabela 34-Propriedades de material dos elementos de fixação	106
Tabela 35-Processo estrutural iterativo	109
Tabela 36-Sequência de laminação da estrutura interior	118
Tabela 37-Sequência de laminação da estrutura exterior	119

1-Introdução

1.1-Motivação e enquadramento do projeto

Em 2015, a população urbana superou a rural. Em 2050, prevê-se que cerca de 70% da população mundial deverá viver em áreas urbanas e a cobertura do solo urbano global deverá aumentar cinco vezes (Satapathy 2020) (Figura 1). O grande desafio reside na sustentabilidade do crescimento exponencial das cidades e o seu número de habitantes.

As principais cidades do mundo desenvolveram e investiram em diversos tipos de transporte público. Estas redes são expandidas rapidamente à medida que a urbanização chega ao auge, contudo, ainda há muito congestionamento de tráfego rodoviário. Isto é um indicador da inadequação que as infraestruturas existentes têm para suportar o tipo de escala que a população está a alcançar nas cidades urbanas.

As emissões devido ao transporte estão a aumentar mais rápido do que em qualquer outro setor, sendo as cidades responsáveis por 70% das emissões globais de CO₂ e 33% da emissão de gases de efeito de estufa ser gerada por transportes urbanos (C40 2019).

Ao longo dos anos, a eletrificação dos veículos terrestres tem sido uma abordagem fundamental para que o setor de transporte rodoviário atenda a estas questões climáticas. No entanto, desenvolvimentos tecnológicos recentes, nomeadamente ao nível de propulsão elétrica, baterias e controladores autónomos tornaram possível o desenvolvimento de um novo sistema de transporte aéreo. Para aliviar o congestionamento do transporte terrestre e reduzir o tempo de viagem nas cidades, a indústria está a adotar com grande interesse aeronaves eVTOL (electric vertical take-off and landing), ou seja, uma aeronave de descolagem e aterragem vertical, que representa a próxima geração de soluções de transporte de carga ou passageiros. Apontam ser seguros, silenciosos e sustentáveis, resolvendo os principais inconvenientes impostos pelos helicópteros.

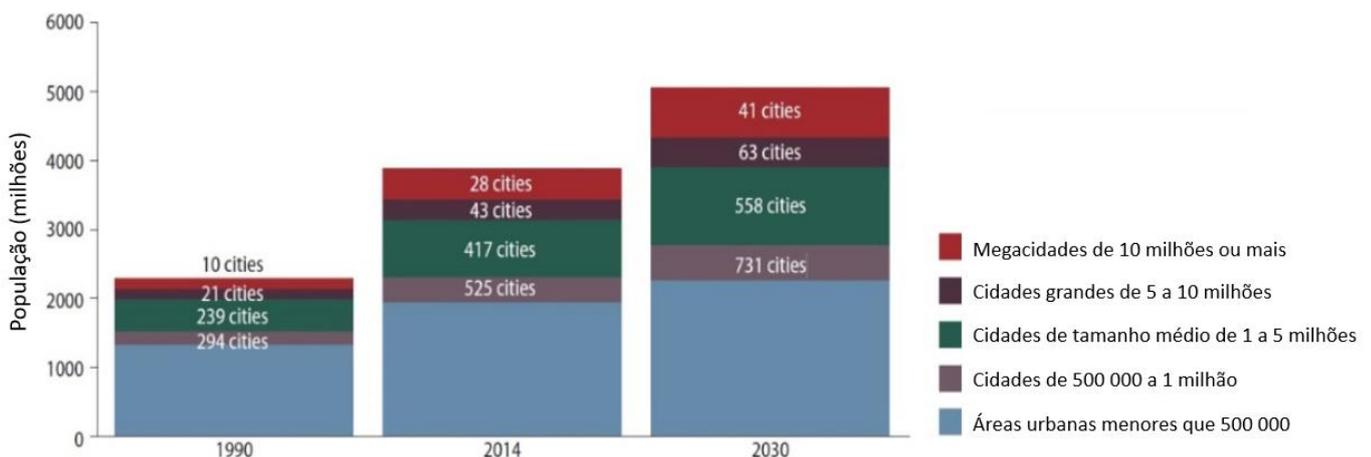


Figura 1-Crescimento da população urbana: Traduzido de Satapathy (2020)

O trabalho realizado ao longo desta dissertação insere-se no âmbito do projeto FLY.PT. Trata-se de um consórcio que visa promover a investigação, desenvolvimento, prototipagem e teste de um novo conceito de transporte aéreo urbano multimodal que integra a mobilidade horizontal com a vertical. Tal é conseguido pela combinação de um veículo elétrico autónomo (skate) e um veículo autónomo aéreo (eVTOL) através do acoplamento/desacoplamento de uma cabine comum aos dois módulos (Figura 2). O consórcio conta com a participação de 10 empresas e 9 entidades (Optimal Structural Solutions; CONTROLAR; Almadesign; TEKEVER II; INEGI; CEIIA; ISQ; INESC TEC; IPL; ISEP; PIEP; AEDCP; EMPORDEF; Universidade de Évora; CODI; FHP e Stratosphere). O FLY.PT insere-se numa estratégia de resposta nacional aos desafios criados pelo desenvolvimento sustentável no sector da aeronáutica.



Figura 2-Exemplo de veículo que integra mobilidade horizontal e vertical (ItalDesign 2018)

Esta dissertação aborda o domínio do sistema de propulsão elétrica para o drone de um veículo deste tipo. Mais concretamente, o desenvolvimento do estator e carcaça para um motor à base de supercondutores, que irá a operar a temperaturas criogénicas.

Trata-se de um motor síncrono de ímanes permanentes sem rolamentos, em que o binário produzido electromagneticamente e as forças de suspensão/levitação provêm de um único dispositivo. O binário é produzido pela eletrificação dos enrolamentos de armadura, pelo mesmo princípio que num motor convencional síncrono de ímanes permanentes, e as forças de sustentação/levitação são geradas pela interação dos blocos supercondutores no estator e os ímanes. Os blocos a utilizar são de YBCO (Yttrium barium copper oxide) e apenas apresentam um comportamento supercondutor quando são arrefecidos a uma temperatura inferior à sua temperatura crítica, de aproximadamente 86,6 K (King 2008). Por forma a efetuar este arrefecimento recorre-se a azoto líquido, cuja temperatura neste estado é de 77 K.

Para a execução das diferentes etapas presentes neste trabalho foi tido em consideração o conhecimento obtido na literatura referente a máquinas supercondutoras, máquinas rotativas sem rolamentos, sistemas criogénicos, e também, tomado como ponto de partida e referência, a geometria e considerações sobre o princípio de funcionamento do SMB (superconducting magnetic bearing) desenvolvido por Arsénio, et al. (2016) e A. Arsénio, et al. (2018).

1.2-Objetivos

Este trabalho tem como objetivos:

- Apresentar, ao nível do estado da arte, os tipos de motores supercondutores, identificando os seus benefícios e inconvenientes;
- Identificar os principais requisitos dos componentes a desenvolver, atendendo às condições a que estão sujeitos e normas aplicáveis;
- Propor diferentes soluções de arquitetura de motor, selecionando posteriormente a melhor entre eles;
- Definir, com base nos requisitos estipulados, as melhores soluções de materiais e processos de fabrico para os componentes;
- Validar e analisar o produto desenvolvido através de cálculos térmicos e estruturais.

De uma forma geral, este trabalho tem como principal objetivo expor algumas dificuldades e servir de ponto de partida para o trabalho futuro que será realizado por parte da equipa de engenharia do INEGI, que se focará no desenvolvimento de motores supercondutores recorrendo a materiais compósitos.

1.3- Metodologia seguida e estrutura da dissertação

Numa fase inicial foi estabelecido o cronograma de tarefas presente na Tabela 1, de modo que o trabalho fosse executado de forma organizada e coerente ao longo do tempo disponibilizado para o mesmo.

Tabela 1-Cronograma de trabalho

		2021				
		1	2	3	4	5
		Fev	Mar	Abr	Mai	Jun
	Desenvolvimento de carcaça e estator em compósito para motor criogénico à base de supercondutores					
T1	Revisão bibliográfica					
T2	Especificação dos requisitos dos componentes					
T3	Geração de conceitos de arquitetura do motor					
T4	Seleção de materiais e processos de fabrico					
T5	Definição de interfaces e outros					
T6	Análise numérica					
T7	Desenho de conjunto					

A dissertação foi estruturada de acordo com a tarefas expostas no cronograma. O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica da literatura estudada antes de se proceder à execução das restantes tarefas. O capítulo é introduzido com a clarificação das particularidades dos materiais supercondutores, bem como os benefícios da sua integração em máquinas rotativas. Posteriormente, são expostos os diferentes tipos de máquinas rotativas supercondutoras e o seu estado da arte, clarificando as principais advertências que dificultam a sua implementação em mais setores.

No capítulo 3 são especificados os requisitos para os componentes a desenvolver, atendendo às condições a que estarão sujeitos durante operação e as normas que são aplicáveis

a veículos eVTOL. De seguida, no capítulo 4 são gerados conceitos de arquitetura de motor, entre os quais é feita uma avaliação seletiva e posterior estabelecimento do mais promissor, e no capítulo 5 é realizada a seleção de materiais mais adequados para cada componente.

De modo complementar ao conceito de motor estabelecido anteriormente, no capítulo 6 são avaliadas as interfaces entre as diferentes peças e sistemas exteriores, definindo as melhores soluções para a sua conexão e implementação.

Uma vez definido o modelo base, no capítulo 7 segue-se a validação da geometria desenvolvida e materiais selecionados por intermédio de análises de elementos finitos, de vertente térmica e estrutural, recorrendo ao software ANSYS ®.

No capítulo 8 é demonstrado um desenho de conjunto do produto final, clarificando a sequência de laminação, orientação e espessura de laminado, para dois dos componentes compósitos. Desta forma, o produto desenvolvido ao longo deste trabalho está em condições de proceder ao fabrico do protótipo.

Por fim, o capítulo 9 é sumariado e exosto as principais conclusões retiradas do trabalho realizado ao longo da dissertação, com perspetiva a que sejam úteis para trabalhos futuros.

2-Revisão Bibliográfica

Neste capítulo serão primeiramente apresentados os aspetos principais dos supercondutores, com o intuito de melhor perceber a sua aplicação em motores elétricos. Começando pelo seu desenvolvimento ao longo da história, seguido da descrição das suas propriedades intrínsecas e evidenciando os tipos de supercondutores existentes.

Posteriormente, é feita uma abordagem aos motores elétricos supercondutores. Partindo de uma contextualização histórica onde é evidenciado o rumo da evolução destas máquinas ao longo do tempo, seguido de um estado da arte demonstrando os desenvolvimentos mais recentes e as características dos motores. Serão ainda mencionadas as principais indústrias de aplicação desta tecnologia e as melhorias necessárias a realizar para que estas sejam mais adotadas em projetos futuros.

Finalmente, será descrito o conceito de rolamentos magnéticos supercondutores (SMB-Superconducting Magnetic Bearing), com o intuito de evidenciar que a implementação dos seus princípios em motores elétricos aparenta ser algo bastante promissor.

2.1-Supercondutores

2.1.1-Contextualização histórica

A supercondutividade é um fenómeno na qual certos materiais possuem ausência de resistência interna à passagem de corrente e expulsam o fluxo magnético no seu interior (diamagnetismo), quando arrefecidos abaixo de uma determinada temperatura crítica, T_c .

O mercúrio ($T_c \approx 4,2$ K) foi o primeiro material supercondutor descoberto pelo cientista holandês Heike Onnes em 1911, sendo que tal descoberta só foi possível devido ao sucesso da liquidação de hélio, que atinge o seu ponto de ebulição a 4,2 K (Soller 2017). Os primeiros materiais supercondutores descobertos foram principalmente metais e ligas simples que apresentam o estado de supercondutividade para temperaturas muito baixas (inferiores a 30K), requerendo a utilização de hélio líquido para o seu arrefecimento.

Inúmeras pesquisas foram desenvolvidas com o intuito de descobrir novos materiais supercondutores com temperaturas críticas superiores, uma vez que o hélio líquido constituía uma grande barreira para a utilização dos materiais até à altura descobertos.

Em 1986 J. Bednorz e K. Mueller descobriram materiais supercondutores que operam a uma temperatura crítica acima dos 30K (Bednorz e Muller 1986). A partir deste momento estes materiais passaram a ser classificados em duas categorias: os supercondutores de baixa temperatura crítica (LTS-low temperature superconductor) que apresentam uma T_c inferior a 30K e os supercondutores de alta temperatura crítica (HTS-high temperature superconductor) que possuem T_c superior a 30K.

Vários materiais HTS à base de óxidos de cobre foram posteriormente desenvolvidos. Segundo Martins (2014) os mais utilizados são os $YBa_2Cu_3O_{7-8}$ (Y-123 ou YBCO), o $Bi_2Sr_2Ca_1Cu_2O_x$ e o $Bi_2Sr_2Ca_2Cu_3O_x$ (Bi-2212 e Bi-2213, respetivamente, ou BSCCO), e todos eles possuem um T_c superior a 77K (-196°C) possibilitando que o seu arrefecimento seja realizado através de azoto líquido. Este elemento é abundante na nossa atmosfera, sendo assim um recurso mais fácil de obter e com menores custos de equipamentos face ao hélio, anteriormente utilizado.

Na Figura 3 encontram-se representados os supercondutores descobertos ao longo dos anos, assim como as suas temperaturas críticas.

2.1.2- Características dos supercondutores

Para além da temperatura crítica (T_c), foi posteriormente descoberto que o estado de supercondutividade também é definido pelo campo magnético crítico (H_c) e pela densidade de corrente crítica (J_c), como pode ser observado na Figura 4. Para que este estado seja mantido é necessário que os parâmetros permaneçam abaixo dos valores críticos, que variam com o material.

É de notar que a ausência de resistência quando o material se encontra no estado de supercondutividade só é válido para correntes contínuas (DC), pelo que para correntes alternadas (AC) os supercondutores apresentam perdas (Serieiro 2017). Mesmo sendo estas perdas menores que as que se verificam nos condutores convencionais, esta dissipação de energia acresce a energia necessária e a dificuldade para o controlo das temperaturas criogénicas requeridas.

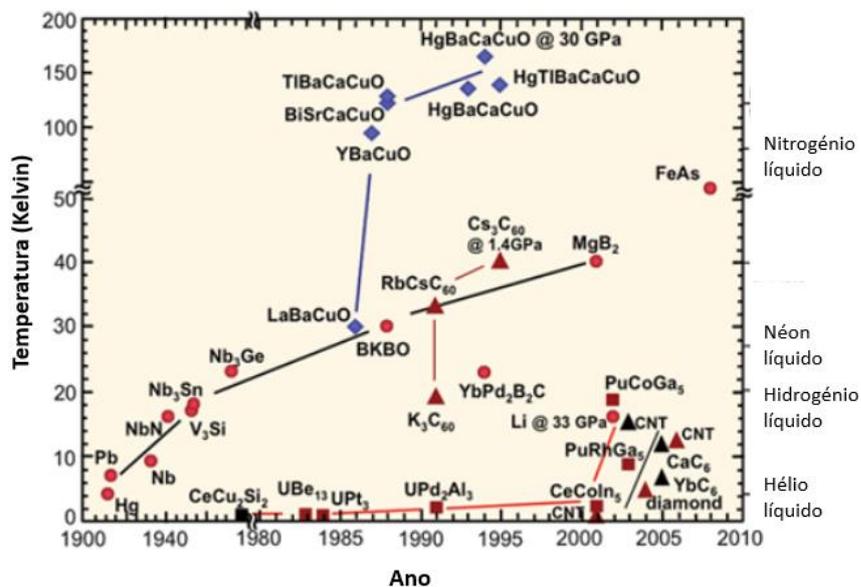


Figura 3- Descoberta dos materiais supercondutores e suas temperaturas críticas: Traduzido de Wang (2014)

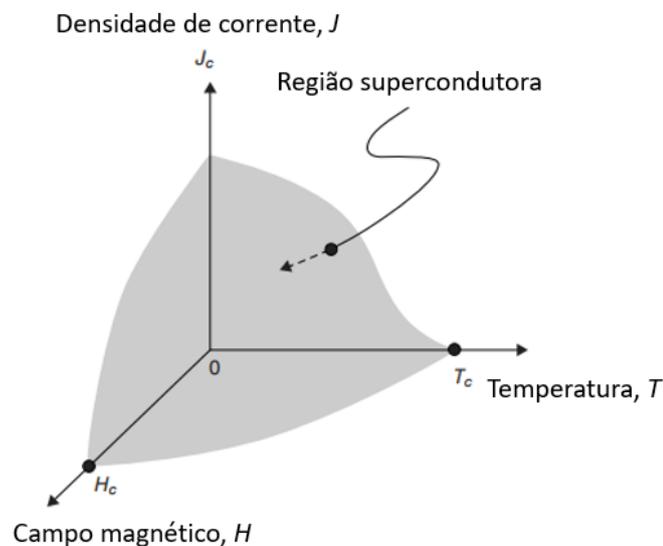


Figura 4- Delimitação da supercondutividade pelos seus parâmetros críticos: Traduzido de Kalsi (2011)

Os supercondutores possuem ainda outra característica fundamental e de grande relevância para este projeto. Em 1933, Meissner e Ochensfeld descobriram que estes materiais apresentam diamagnetismo, ou seja, quando se encontram no estado de supercondutividade os campos magnéticos externos são repulsos do seu interior (Meissner e Ochensfeld 1933). Este acontecimento chamado de efeito de Meissner encontra-se ilustrado na Figura 5 e é responsável pelo fenómeno de levitação destes materiais.

Os supercondutores podem ainda ser classificados em duas categorias com base nas suas propriedades físicas na presença de um campo magnético. Os do tipo I, são geralmente aqueles com baixas temperaturas críticas, que possuem apenas um valor limite de campo magnético crítico e os do tipo II, cujas temperaturas críticas geralmente são mais elevadas, que possuem um campo crítico inferior e superior (Figura 6). Quando $H < H_{c1}$ o supercondutor do tipo II comporta-se como um do tipo I, expulsando totalmente o campo magnético exterior, e quando $H_{c1} < H < H_{c2}$ o supercondutor entra na zona mista, onde o campo magnético penetra parcialmente.

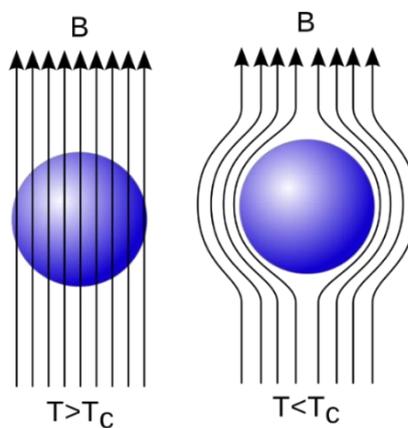


Figura 5-Efeito de Meissner num supercondutor (Coleman, 2015)

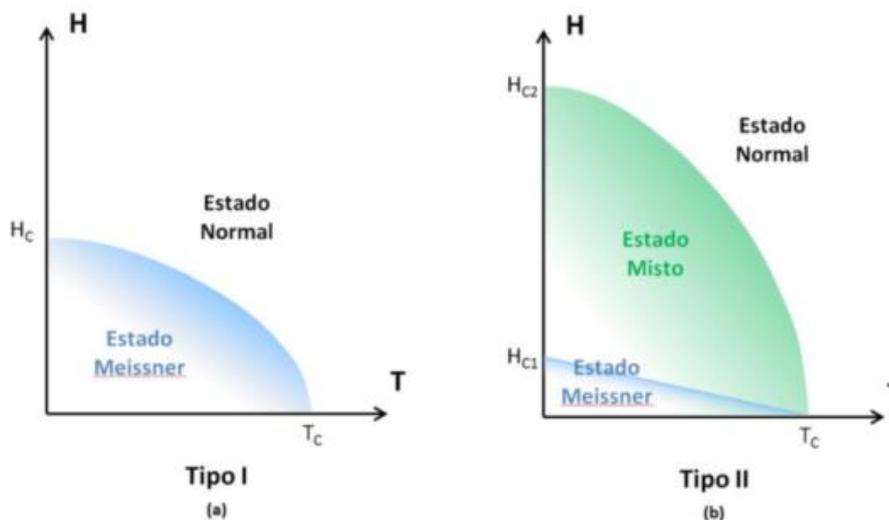


Figura 6-Região de funcionamento de supercondutores do tipo I e tipo II (Martins 2014)

A transição de supercondutores do tipo I do estado normal para o estado de supercondutividade ocorre de forma instantânea, assim que a temperatura crítica é atingida. Por outro lado, a transição dos supercondutores do tipo II ocorre de forma progressiva (Figura 7). O exemplo mais comum destes são os YBCO. Na altura em que foi descoberto, a sua temperatura crítica foi estipulada como sendo 93K, contudo, estudos posteriores como o realizado por King (2008), verificaram que tal afirmação não é inteiramente correta sendo este valor de 86,6 K. Constituindo assim uma diferença de 7% do valor geralmente aceite.

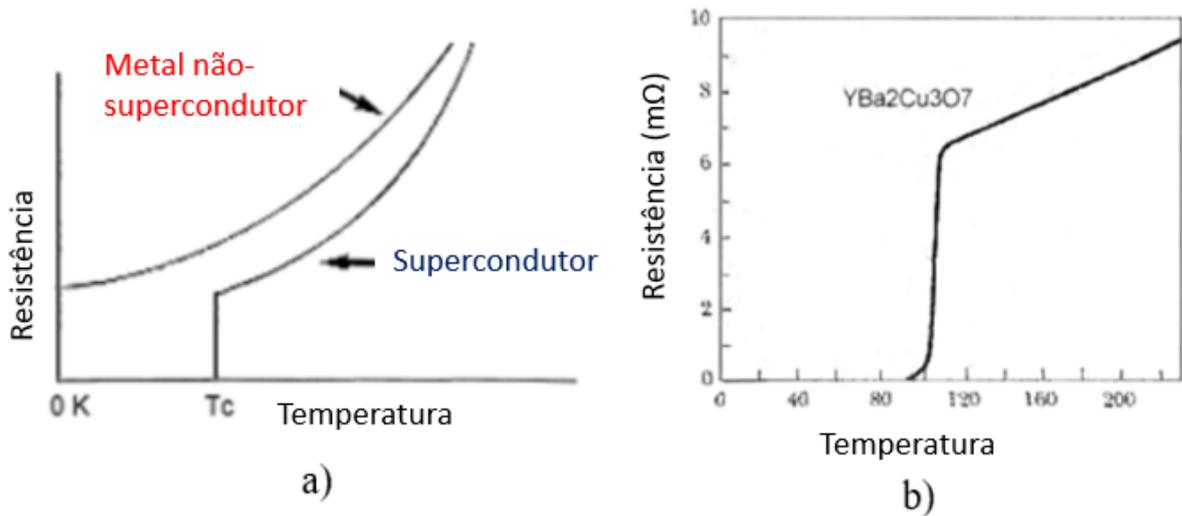


Figura 7-Transição para o estado de supercondutividade: a) tipo I; b) tipo II: Traduzido de Carvalho (2016)

No setor das energias, a supercondutividade é aplicada de forma prática em máquinas rotativas (motores e geradores), transformadores, armazenadores de energia, cabos de transmissão e ainda veículos de levitação. A utilização de supercondutores em máquinas elétricas apresenta grandes benefícios, nomeadamente no aumento da densidade de fluxo magnético, redução das perdas de excitação e eliminação de núcleos ferromagnéticos.

2.1.3-Materiais e suas formas físicas

Dependendo do material, os supercondutores podem ser fabricados em diversas dimensões e sob uma grande variedade de formas, nomeadamente, fio redondo, fita plana e blocos. Tal diversidade contribui também para uma maior variedade de configurações possíveis para os equipamentos de energia.

Supercondutores em fita e fio (*tape, wire*):

Os materiais supercondutores são geralmente comparados relativamente à sua densidade de corrente crítica (J_c [A/mm^2]), que consiste na corrente crítica do supercondutor pela sua área de secção transversal. Contudo, no desenvolvimento de uma máquina supercondutora é importante quantificar a densidade de corrente crítica de engenharia (J_e), que já tem em consideração a área da secção transversal de todo o fio, incluindo o supercondutor e o condutor convencional, geralmente implementados em conjunto.

Na Figura 8 encontram-se evidenciadas as densidades de corrente crítica de engenharia para os supercondutores mais utilizados, a uma temperatura de 4,2 K.

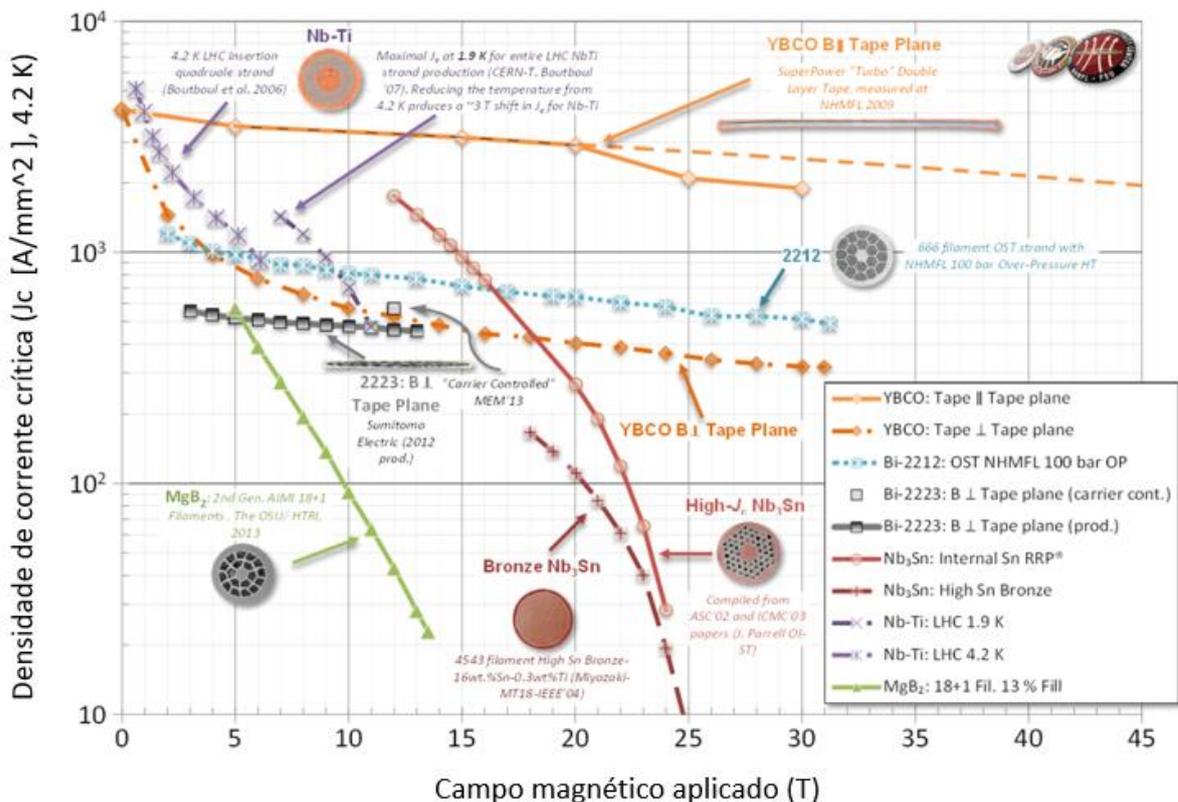


Figura 8-Densidade de corrente crítica de engenharia dos principais supercondutores a 4,2 K: Adaptado (Lee 2018)

De acordo com Uglietti (2019), atualmente, três materiais HTS estão disponíveis comercialmente, BSCCO - 2223, YBCO - 123 e MgB₂. Contudo, a sua J_e varia extensamente em função do campo magnético e da temperatura operacional. O BSCCO-2223 é supercondutor do tipo I e é o material mais desenvolvido, sendo nos dias de hoje produzido pelos fabricantes American Superconductor (AMSC, USA) e pela Sumitomo Electric Industries (SEI, Japan). Tipicamente, este condutor tinha 85 filamentos supercondutores embutidos numa matriz de liga de prata. O problema residia no facto da prata recozida ser mecanicamente fraca, apresentando um baixo limite de elasticidade e grande incompatibilidade mecânica com o núcleo de BSCCO-

2223. No entanto, a American Superconductor criou um fio HTS de alta resistência mecânica criando uma estrutura de sandwich com um fio de BSCCO-2223 entre duas fitas de aço inoxidável (Kalsi 2011). Outra limitação deste material é o seu comprimento máximo, limitado devido ao seu processo de fabrico. Por sua vez, os condutores revestidos com YBCO-123 designados de fios de segunda geração (2G), designação atribuída a fios com base em supercondutores do tipo II, apresentam características distintas dos condutores BSCCO-2223, de primeira geração (1G), como podemos observar na Figura 9. O fio condutor de 2G retém de melhor forma que o fio de 1G a sua densidade de corrente crítica para campos magnéticos superiores. Por sua vez, os condutores revestidos com YBCO-123 contêm material mais resistente (Hastelloy, níquel-tungstênio, etc.), tendo uma maior capacidade de deformação e aumentando assim as opções de configuração disponíveis para projetistas de equipamentos de energia. Para além disso, estão disponíveis em comprimentos mais longos, tornando mais viável para a fabricação de produtos e posterior comercialização.

De acordo com Susner e Haugan (2018), para que se verifique uma melhoria nas fitas de YBCO não é apenas necessário melhorar o supercondutor YBCO, como também os restantes componentes que as constituem, nomeadamente, o estabilizador e o substrato.

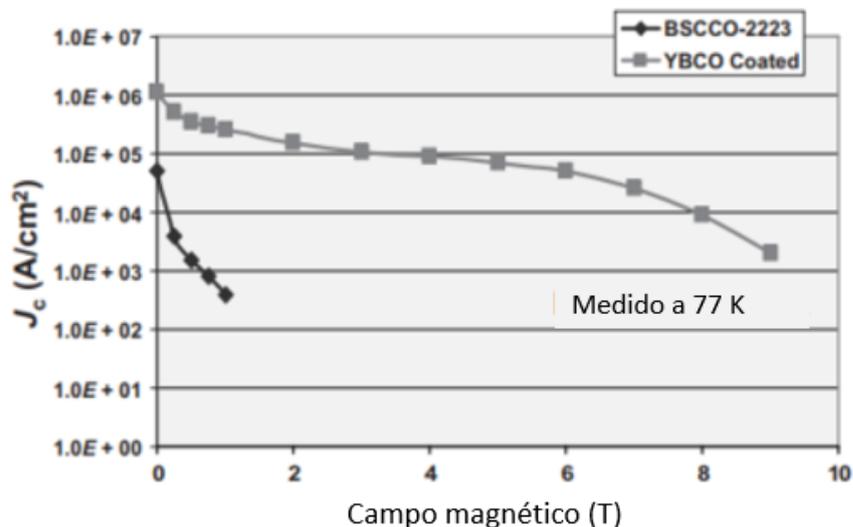


Figura 9-Comparação de performance entre fios típicos de 1G e 2G: Adaptado (Kalsi 2011)

O condutor MgB_2 é o menos evoluído na atualidade, encontrando-se ainda na sua fase de adolescência em termos de desenvolvimento. Tem a característica mais desejável de poder ser redondo e, portanto, ser independente da orientação do campo magnético, para além do facto de ser mais fácil de enrolar. Este material tem uma temperatura crítica de 39 K, e possui uma baixa J_c em comparação aos outros dois supercondutores, apesar de ser mais barato.

O desenvolvimento dos fios de MgB_2 , neste momento, está direcionado na otimização do seu processo de fabrico para que ocorra uma grande contração do material, a partir do seu estado “verde”, originando baixa porosidade uniformemente distribuída (Susner e Haugan 2018). De acordo com Susner et al., (2012), tal é requerido uma vez que a elevada porosidade combinada com as camadas de óxidos dispersas presentes nas partículas de Mg, contribuem para uma pobre condutividade, levando a baixas propriedades mecânicas.

Em Giunchi et al., (2003) foi desenvolvida uma solução para o processo de fabrico, contudo, devido aos tratamentos térmicos exercidos nos fios condutores atuais, a espessura da

camada de MgB_2 formada foi limitada a $\sim 20\text{-}30\ \mu\text{m}$, o que limita consideravelmente J_e (Shimada, et al. 2011).

Mais recentemente, foi desenvolvido o processo avançado de infiltração de Mg (AIMI). Desta forma foi possível maximizar a espessura da camada de MgB_2 , originando monofilamentos com $J_c = 107\ \text{kA/cm}^2$ e $J_e = 16,7\ \text{kA/cm}^2$, a 4,2 K e 10 T (Li, Sumption e Susner, et al. 2012). Foram também desenvolvidos multifilamentos com propriedades similares (Li, Sumption e Zwyer, et al. 2013).

Blocos supercondutores (bulk):

Os supercondutores em bloco apresentam ótimo desempenho como ímanes permanentes devido à sua elevada capacidade de ancoramento de fluxo (Tomita e Murakami, 2003; Nariki, Sakai, e Murakami, 2004). Tal característica está associada às elevadas densidades de corrente crítica e forte resposta diamagnética que estes possuem, sendo indicados para aplicações como motores elétricos, sistemas de transporte de energia e rolamentos magnéticos supercondutores (SMB-superconducting magnetic bearings).

Dos materiais mencionados anteriormente, o YBCO e BSCCO (Bi-2212 e Bi-2223) podem ser fabricados sob a forma de blocos mono ou policristalinos. Os YBCO monocristalinos possuem densidade de corrente crítica mais elevada em relação aos YBCO policristalinos, visto que nos segundos os limites de grão constituem ligações fracas (*weak-links*) que diminuem a supercondutividade. Para além disso, um comprimento de coerência curto e a grande anisotropia que, no geral, os supercondutores maciços apresentam, também contribuem para a redução da corrente crítica (Haran, et al. 2017). De forma a reduzir este problema é necessário uma elevada textura, diminuindo o ângulo de deslizamento entre grãos. Contudo, manter um crescimento texturizado contínuo impõe dificuldades na produção de blocos de elevado volume, limitando as dimensões e formas destes, como é possível verificar na Figura 10 (Zhou, et al. 2012).

Por sua vez, os blocos em BSCCO já apresentam menor capacidade de transportar correntes elevadas quando sujeitos a campos magnéticos.



Figura 10-Blocos em YBCO monocristalino (Pina 2010)

Uma técnica de magnetização eficaz é um fator fundamental para obter uma elevada densidade de fluxo magnético, adequada para a aplicação de blocos HTS em motores e geradores. Existem 4 métodos de magnetizar blocos HTS: *field cooling* (FC), *zero-field cooling* (ZFC), *pulse field magnetization* (PFM) e *flux pumping* (Jiang et al., 2008).

No FC, é aplicado um campo magnético DC forte que se mantém até que o bloco HTS arrefeça abaixo da sua T_c , sendo posteriormente removido lentamente. Em ZFC e PFM, o bloco de HTS é primeiro arrefecido abaixo da sua T_c e, posteriormente, exposto a um campo magnético que aumenta desde zero ao máximo e depois diminui para zero novamente. A diferença entre estes dois últimos reside no facto de, no ZFC o campo magnético ser produzido por uma bobina supercondutora, mudando linearmente a uma taxa moderada, enquanto no

PFM, o campo tem a forma de onda pulsada que dura milissegundos. Por fim, no *flux pumping*, um campo é varrido através do supercondutor sob a forma de onda magnética.

2.2-Máquinas supercondutores

Os materiais supercondutores apresentam características muito apelativas para a sua implementação em motores/geradores elétricos, tendo por isso suscitado um grande movimento de investigação e desenvolvimento destas máquinas. Estes proporcionam uma elevada densidade de potência, permitindo uma diminuição de volume e massa, e uma alta eficiência quando comparadas com os motores convencionais, alusivo às suas baixas perdas energéticas devido à sua resistência nula ou quase inexistente ao fluxo de corrente elétrica. Para além disso, estes motores apresentam alto desempenho a altas e baixas rotações.

Contudo, atualmente, verificam-se alguns obstáculos para a ampla adoção destas tecnologias. O elevado custo dos supercondutores e dos seus sistemas de refrigeração, assim como as baixas propriedades mecânicas dos supercondutores são alguns dos principais entraves à sua implementação.

2.2.1-Contextualização histórica

As primeiras investigações acerca da implementação de supercondutores em máquinas rotativas surgiram na década de 1960 (Smith 1962). Após a disponibilidade dos supercondutores de NbTi (LTS), surgiram os primeiros protótipos de máquinas rotativas supercondutoras.

Em 1966, A. D. Appleton desenvolveu máquinas de corrente contínua homopolares (Martins 2014). Estas máquinas tinham uma capacidade de gerar densidades de potência [kW/kg] até nove vezes superior às máquinas DC homopolares convencionais (Serieiro 2017). Em (Thome, Creedon e Reed 2002), esforços semelhantes continuaram nos Estados Unidos até à primeira década do século 21. Contudo, essas máquinas eram fortemente prejudicadas por problemas associados às escovas necessárias para a transferência de corrente (ida e volta) para o rotor.

Em simultâneo, motores síncronos de corrente alternada (AC) foram desenvolvidos, tendo o primeiro surgido também em 1966 (Woodson, Stekly e Halas 1966). Devido à natureza dos supercondutores NbTi (LTS) utilizados, estas primeiras aplicações consistiram apenas na substituição dos enrolamentos de campo convencionais (enrolamentos do rotor), que são excitados por corrente contínua. Inúmeros conceitos de motores e geradores síncronos foram desenvolvidos, nomeadamente pela General Electric (Keim, et al. 1985), Westinghouse, Super-GM (Haran, et al. 2017). No entanto, nenhum foi considerado economicamente atrativo devido ao elevado custo e baixa viabilidade do sistema de refrigeração de 4,2 K, problemas de estabilidade relacionados à pequena faixa operacional de temperatura (4,2 K a 5,5 K) e não suportarem elevadas variações do campo magnético (Haran, et al. 2017).

Uma outra abordagem foi a utilização de supercondutores tanto no estator como no rotor, designado de motor totalmente supercondutor. Em 1967 foi desenvolvido um motor de 50 kW com esta topologia, mas devido ao facto de serem utilizados LTS verificaram-se problemas de perdas em corrente alternada por parte dos enrolamentos da armadura (Oberhauser e Kinner 1995). A maior parte do trabalho de desenvolvimento de máquinas que utilizavam LTS terminou no início da década de 1980.

A descoberta de supercondutores de alta temperatura (HTS) em 1986 proporcionou um impulso no desenvolvimento de uma variedade de máquinas baseadas nesses novos supercondutores. A utilização de HTS como o YBCO e o BSCCO possibilitaram a simplificação dos sistemas de refrigeração, sem a necessidade de utilizar o dispendioso hélio líquido, sendo a faixa de temperatura operacional dos enrolamentos muito mais ampla. A maior capacidade de calor térmico dos materiais utilizados nos enrolamentos também permitiu uma maior absorção de cargas térmicas transitórias com pequeno aumento de temperatura. Posteriormente, muitos motores e geradores, tanto de baixa como de alta velocidade, foram desenvolvidos em todo o mundo usando esta tecnologia HTS.

2.2.2-Tipos construtivos

Ao longo dos anos, inúmeras máquinas rotativas supercondutoras foram desenvolvidas, sendo classificadas nas categorias de máquinas homopolares, síncronas, de indução, de histerese e de relutância. Contudo, apenas algumas destas categorias suscitaram interesse aplicativo, pelo que as possibilidades construtivas para as máquinas rotativas em supercondutores basearam-se maioritariamente nas seguintes configurações:

- Enrolamentos de campo em supercondutores com enrolamentos de armadura convencionais (cobre);
 - Geradores de velocidade ultrabaixa para aplicações em parques eólicos (até 10-15 MW a ~ 10 rpm);
 - Motores de baixa velocidade para propulsão de navios (até 36MW a 100-250 rpm);
 - Motores e geradores de elevada velocidade (>1MW a 7000-30 000 rpm);
 - Blocos supercondutores a operar como ímanes permanentes;
- Máquinas homopolares AC utilizando enrolamentos de campo supercondutores e enrolamentos de armadura convencionais para velocidades bastante elevadas (7-50 krpm);
- Máquinas homopolares DC para propulsão de navios;
- Enrolamentos de campo e armadura em supercondutores (motores totalmente supercondutores) para elevadas densidades de potência.

Máquinas síncronas (parcialmente supercondutoras):

Nesta categoria de máquinas rotativas AC, existem dois tipos populares, as síncronas e as de indução. Os motores síncronos possuem dois enrolamentos, um percorrido por corrente AC localizado no estator e designado por enrolamento da armadura e outro que é excitado por corrente DC, localizado no rotor e designado por enrolamento de campo (configuração mais comum, mas também pode surgir ao contrário). Por sua vez, os motores de indução apresentam um princípio de funcionamento distinto, utilizando enrolamentos no estator que são percorridos por uma AC trifásica e uma gaiola de esquilo ou enrolamentos no rotor.

Os motores de indução experienciam correntes AC tanto no estator como no rotor, o que não os torna bons candidatos para a implementação de supercondutores. Devido às características destes materiais, já mencionada em capítulos anteriores, as grandes perdas de energia por correntes AC constituem um fator que diminui a eficiência destes motores. Segundo Kalsi (2011), estas perdas podem ser contornadas, mas não de forma económica.

No caso de motores síncronos, os enrolamentos de campo em supercondutores que são excitados por correntes DC, podem fornecer altas densidades de fluxo magnético no entreferro

(air-gap) com perdas praticamente nulas. Desta forma, verificam-se eficiências e desempenhos não alcançáveis até ao momento por motores convencionais, com bobinas de cobre ou ímanes permanentes (Gieras 2009). O facto de ser necessário utilizar sistema de refrigeração é assim compensado como podemos verificar na Figura 11.

A força do campo magnético no entreferro das máquinas convencionais é geralmente limitada pela saturação dos dentes de ferro no estator e pelas perdas no núcleo ferromagnético do rotor. No entanto, um aumento da capacidade de suportar forças magnetomotrizes (*fmm*), alcançado com enrolamentos supercondutores, permite que o fluxo seja conduzido por uma relutância muito maior. Substituindo os dentes ferromagnéticos por material não-magnético e não-condutor, permite aumentar consideravelmente a densidade de fluxo magnético no interior da máquina. Desta forma, a configuração de muitas máquinas supercondutoras inclui um rotor de núcleo de ar e dentes não magnéticos no estator (Gieras 2009).

Com tais componentes reduzidos a um papel estrutural (sem requerimento magnético), os materiais compósitos estão a gerar um elevado interesse para aplicações criogénicas uma vez que a sua elevada resistência, baixo peso e condutividade térmica podem ser um fator determinante para aumentar a densidade de potência de motores supercondutores. Aproveitando por completo a arquitetura de motores com núcleo de ar, o tubo de binário a estrutura de suporte dos enrolamentos, o eixo do rotor e o criostato podem ser potencialmente construídos com compósitos (Haran, et al. 2017).

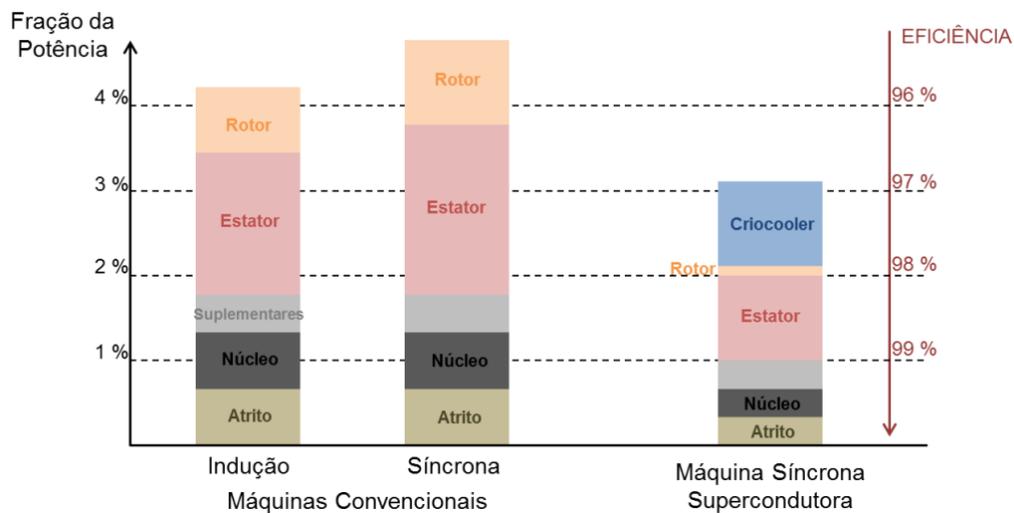


Figura 11-Diagrama comparativo das perdas de máquinas convencionais e supercondutoras. Adaptado de (Martins 2014)

Na Figura 12 encontra-se ilustrado um motor síncrono AC com enrolamentos de campo em supercondutores, desenvolvido pela American Superconductor Corporation (AMSC). Este possui a configuração de núcleo de ar descrita anteriormente.

É utilizada uma proteção eletromagnética (EM) entre as bobinas HTS e o enrolamento do estator, protegendo o enrolamento de campo HTS dos campos de corrente alternada. Uma proteção EM à temperatura ambiente é posicionada na superfície mais externa do rotor. Dentro desta proteção há um espaço de isolamento térmico (vácuo) que rodeia o criostato do rotor. A proteção EM criogénica (nem sempre utilizada) está na superfície interna desse espaço de vácuo e é uma camada de alta condutividade próxima à temperatura operacional das bobinas supercondutoras. Por sua vez, estas bobinas de campo encontram-se numa estrutura de suporte não magnético. A proteção EM à temperatura ambiente (escudo do rotor), transfere diretamente

o binário para o eixo de saída, pelo que é projetada para ser mecanicamente robusta de forma a suportar as grandes forças geradas durante falhas e para absorver o aquecimento causado por correntes de sequência negativa e quaisquer outras correntes harmónicas. Por fim, um sistema de refrigeração, que usa gás hélio circulante (ou outro gás adequado) num circuito fechado, mantém o enrolamento de campo HTS a uma temperatura criogénica (Kalsi 2011).

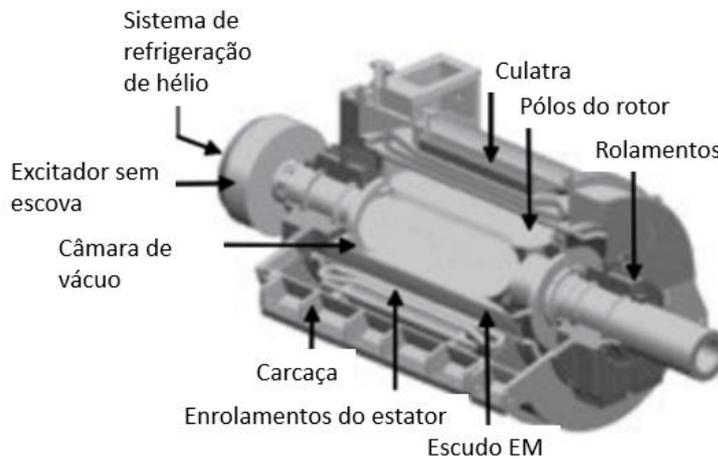


Figura 12-Configuração típica de motor síncrono utilizando enrolamentos de campo supercondutores: Adaptado da American Superconductor Corporation)

Para os escudos EM são utilizados materiais de elevada condutividade, geralmente alumínio ou cobre. Contudo, nos últimos anos tem-se utilizado materiais compósitos de matriz metálica (Kalsi 2011). O escudo é composto por uma camada externa de metal de elevada condutividade apoiada, por exemplo, num cilindro de aço inox capaz de suportar os binários em caso de falha. Geralmente, a espessura da camada de elevada condutividade é otimizada para fornecer a atenuação adequada do campo de AC.

Para além da configuração de núcleo de ar (ou rotor sem núcleo) ilustrado na Figura 12 e de forma mais simplificada na Figura 13, os motores síncronos supercondutores também costumam apresentar a configuração de rotor ferromagnético (Figura 14).

A configuração de núcleo de ar é mais adequada a máquinas de velocidade médias. A possibilidade de elevadas densidades de fluxos magnéticos no entreferro, permite fornecer as maiores densidades de binário de todos os tipos de máquinas elétricas, contudo, a força EM que produz este binário atua diretamente sobre os enrolamentos de campo HTS, sendo assim difícil de manter a sua integridade para aplicações de elevada densidade de potência a elevadas velocidades (Sivasubramaniam et al., 2006).



Figura 13-Motor síncrono supercondutor com rotor sem núcleo (Sivasubramaniam et al., 2006)

1-bobina HTS, 2-tubo de binário, 3-proteção EM, 4- eixo de entrada, 5-eixo de saída, 6-acoplamento de transferência

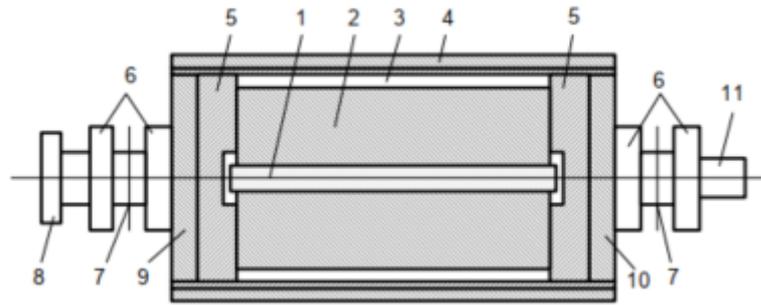
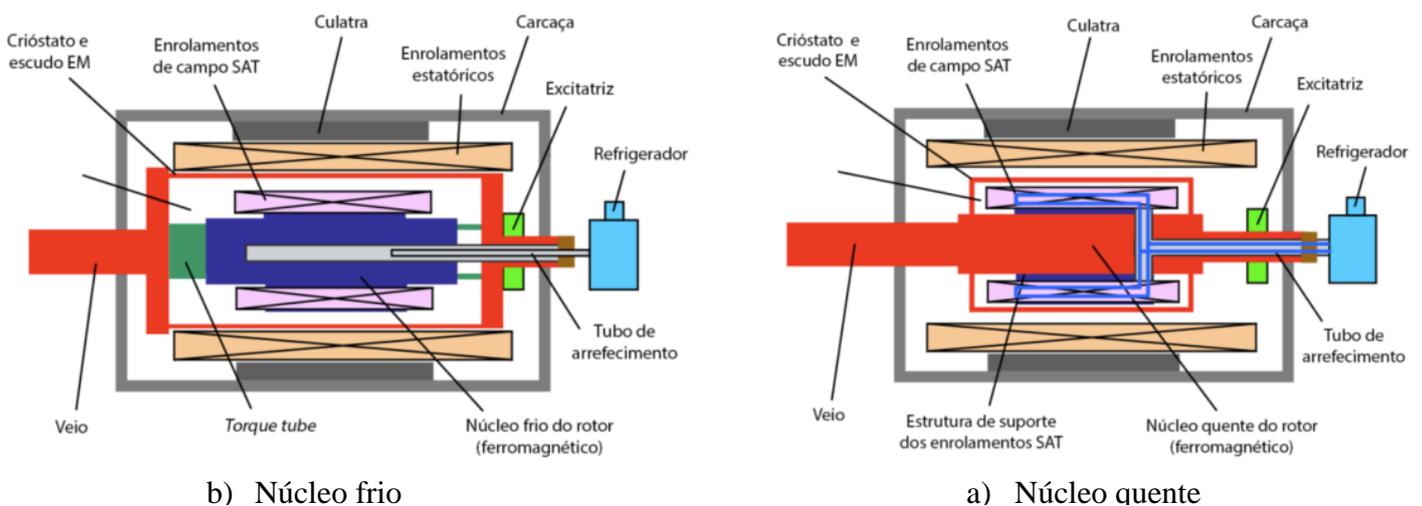


Figura 14-Motor síncrono supercondutor com rotor ferromagnético (Sivasubramaniam et al., 2006)

1-bobina HTS, 2-corpo do rotor, 3-invólucro de vácuo, 4- proteção EM, 5- espaçador, 6- vedantes de óleo, 7- centro dos rolamentos, 8- flange de acoplamento, 9- eixo de saída, 10- eixo de entrada, 11- conexão do coletor e criostato

Por outro lado, o rotor ferromagnético possui uma permeabilidade magnética maior que a do ar. Desta forma é possível utilizar-se uma menor quantidade de material supercondutor para realizar a excitação do rotor, quando comparada com a configuração de rotor sem núcleo (Klaus et al., 2007). De acordo com Sivasubramaniam et al. (2006), utilizando menores bobinas e suportes mecânicos mais simples é possível obter velocidades e densidades de potência superiores.

As máquinas rotativas de núcleo ferromagnético são ainda classificadas relativamente ao tipo de arrefecimento dos enrolamentos HTS. Na configuração de núcleo quente, apenas os enrolamentos HTS são arrefecidos (Figura 15 b)). Apesar de possuir períodos de arrefecimento menores, carece de uma estrutura de suporte dos enrolamentos HTS mais complexa, devido à necessidade de tubos de arrefecimento que transportam o fluido criogénico até estes. No que toca à configuração de núcleo frio, tanto os enrolamentos de HTS como o núcleo são arrefecidos, pelo líquido criogénico que circula no veio oco da máquina (Figura 15 a)). Esta solução não é utilizada em máquinas de elevado volume devido à grande quantidade de tempo necessário para arrefecer todo o núcleo e posteriormente os enrolamentos por condução (Simões 2013).



b) Núcleo frio

a) Núcleo quente

Figura 15- Tipos de arrefecimento de máquinas síncronas parcialmente supercondutoras com núcleo ferromagnético (Simões 2013)

Máquinas totalmente supercondutoras:

Apesar do que foi referido no início deste subcapítulo, inúmeros estudos foram realizados na perspectiva de desenvolver máquinas rotativas totalmente supercondutoras, utilizando HTS tanto no estator como no rotor. Esta configuração tornou-se recentemente alvo de grande interesse para a sua aplicação na indústria aeronáutica. Em teoria, conforme Tixador, et al. (1991), em adição aos benefícios vistos anteriormente, a carga eléctrica na armadura pode ser aumentada, e diminuindo as perdas por correntes alternadas é possível aumentar a eficiência e a densidade de potência de forma significativa.

A principal limitação para este desenvolvimento está associada com as características insuficientes dos supercondutores, contudo, verifica-se uma contínua evolução em HTS com baixas perdas AC.

Um exemplo de design desenvolvido pela NASA é ilustrado na Figura 16 (Kovalev et al., 2019). Com este procura-se reduzir as perdas por correntes alternadas utilizando um fio de pequeno diâmetro com filamentos supercondutores finos torcidos e embutidos em uma matriz metálica resistiva, como é visível na Figura 17 onde os filamentos de MgB_2 encontram-se a preto.

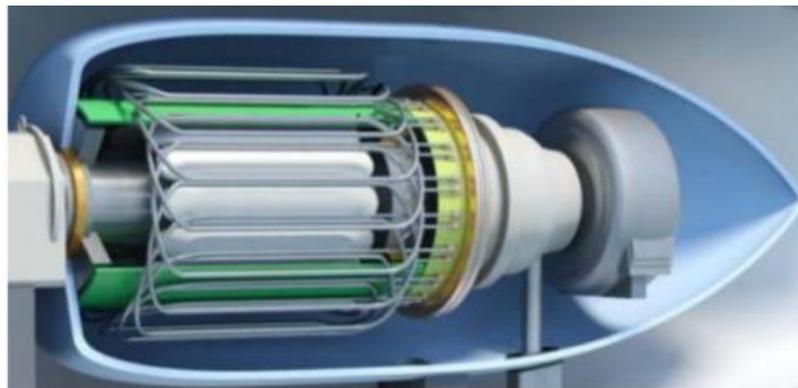


Figura 16-Motor elétrico totalmente supercondutor desenvolvido pela NASA (Kovalev et al., 2019)

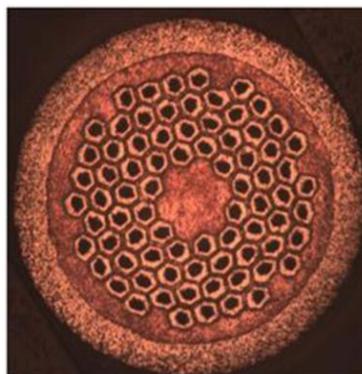


Figura 17-Fio de baixa perda por corrente alternada com 78 filamentos de MgB_2 desenvolvido pela Hyper Tech Research (Kovalev et al., 2019)

Um outro conceito desenvolvido por Masson et al.,(2013), encontra-se ilustrado na Figura 18. A máquina utiliza uma culatra (*back iron*), que é mantida à temperatura ambiente fora do criostato, de forma a conter o fluxo e impedir a propagação de radiação eletromagnética.

Por sua vez, o criostato encontra-se envolvido em vácuo e o fluido de refrigeração, contido em tubos, arrefece ambos os enrolamentos compostos por bobinas *racetrack* com supercondutores de fita, enquanto O rotor é composto por componentes metálicos, mas parte do eixo é composta por um material compósito, com o intuito de isolar termicamente as peças no rotor a temperaturas criogénicas do resto do eixo de força (*torque tube*). No entanto, de acordo com os autores, deveria ter sido adotada uma configuração de núcleo de ar, evitando componentes de ferro no rotor e no estator de forma que seja possível aumentar o campo magnético no entreferro sem problemas de saturação (Masson, et al. 2013).

Em (Kovalev, et al. 2019) é referido que uma máquina totalmente supercondutora deve possuir apenas um componente ferromagnético, um escudo eletromagnético exterior. Este é essencial para motores utilizados a bordo de veículos, de forma a evitar que o campo magnético disperso induza o aquecimento de componentes condutores fora do motor e prevenir radiação eletromagnética.

De acordo com Grilli e Kario (2016) a forma mais eficiente de reduzir as perdas por corrente alternada é utilizar filamentos HTS do tipo II torcidos. No entanto, até ao momento, tais condutores ainda não foram desenvolvidos, com a exceção de conceitos de cabos de transmissão como o CORC (Van der Laan, et al. 2015). Na atualidade, o condutor demonstrado na Figura 17 é o que melhor se adequa para aplicações em corrente alternada, tendo sido realizadas tentativas utilizando os supercondutores BSCCO e YBCO (condutores de 2G), mas os seus processos de fabrico inviabilizaram a obtenção de filamentos com um diâmetro apropriado.

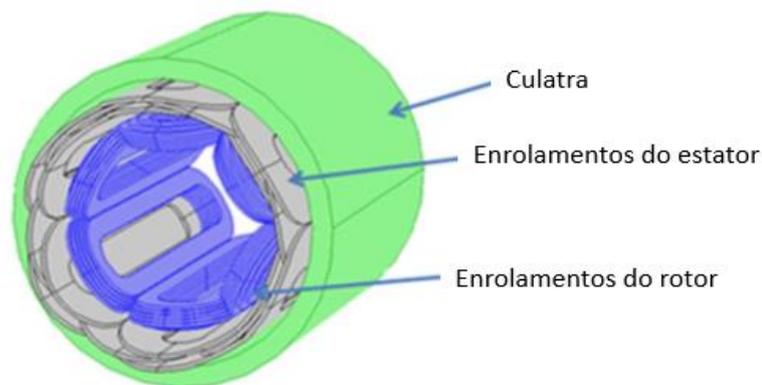


Figura 18-Exemplo de máquina totalmente supercondutora: Adaptado (Masson, et al. 2013)

Máquinas homopolares AC síncronas:

Este tipo de máquinas tem sido utilizado para aplicações de geração de potência, apesar de também poderem ser desenvolvidos motores deste tipo, e têm o mesmo princípio de funcionamento das máquinas síncronas já descritas neste subcapítulo. Contudo, estas distinguem-se das anteriores pelo facto de o campo magnético ser criado por um enrolamento de campo que é fixado ao estator e rodeia o rotor, em vez de estar no próprio rotor. Tal permite que a máquina opere a velocidades bastante elevadas, sendo apenas limitada pela tensão centrífuga dos materiais do rotor (Kalsi 2011).

A configuração mais simples de uma máquina deste tipo encontra-se ilustrada na *Figura 19*. Esta contém dois estatores e dois rotores com polos salientes, formando um único circuito magnético, e superfícies cilíndricas em ambos os lados do entreferro. Uma configuração

alternativa foi desenvolvida pela General Electric (GE), num gerador de 1MW e 15 000 rpm Figura 20. Este possui uma bobina de excitação de campo em HTS estacionária, um rotor sólido com polos salientes e enrolamentos de estator polifásicos (com refrigeração criogénica). A bobina estacionária em forma de anel é colocada em torno do rotor (Figura 21), cujos polos são deslocados por um passo em cada extremidade, e magnetiza os polos. O campo magnético do rotor gira com a velocidade do rotor, de modo que o gerador homopolar se comporta como um gerador síncrono.

Um enrolamento de campo supercondutor estacionário apresenta o benefício de simplificar o suporte mecânico, refrigeração e interfaces elétricas, para além de permitir que elevados níveis de fluxo sejam alcançados com eficiência, tornando viável um projeto de estator sem ranhuras.

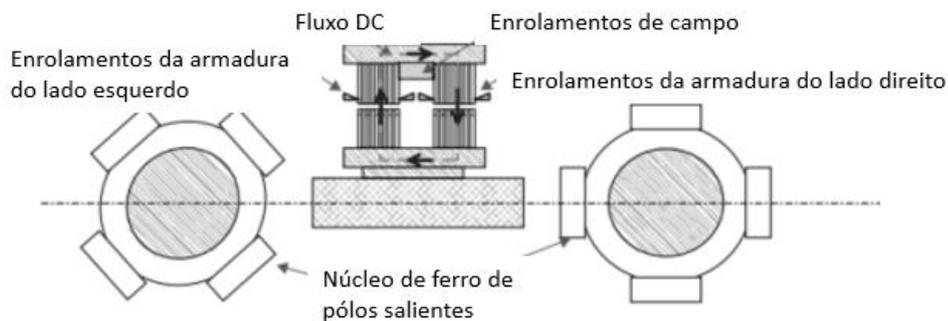


Figura 19-Configuração de máquina homopolar AC: Adaptado (Kalsi 2011)



Figura 20-Configuração de gerador homopolar: Adaptado (Sivasubramaniam et al., 2006)

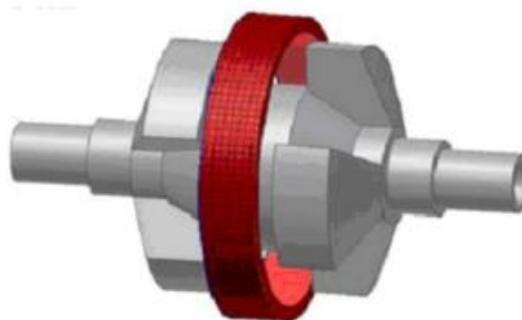


Figura 21-Armadura estacionária em HTS com rotor sólido em aço de um gerador homopolar (Sivasubramaniam et al., 2006)

Máquinas homopolares DC síncronas:

Máquinas homopolares de corrente contínua têm a característica de operarem a baixa tensão e elevada corrente. O motor de disco Faraday (Figura 22) é a configuração mais simples deste tipo de máquina. Uma corrente contínua radial ao disco é criada pela aplicação de tensão entre o eixo e a borda do disco. O disco gira pela interação da corrente radial e o campo magnético vertical.

A simplicidade desta abordagem não é eficiente o suficiente para a sua aplicação. Uma outra configuração mais prática passa por utilizar um rotor de tambor, onde é criado um campo radial à sua superfície externa através de duas bobinas localizadas na sua extremidade (Figura 23). A corrente é introduzida numa extremidade do rotor e é coletada na outra usando escovas. Assim, tal como no motor de Faraday a interação da corrente radial e o campo magnético vertical provoca a rotação do rotor.

A General Atomics desenvolveu um protótipo à escala de $\frac{1}{4}$ (Figura 24) de um motor homopolar DC supercondutor de 3,7MW para a marinha dos EUA, e demonstrou a fiabilidade.

De acordo com Gieras (2009), este tipo de motor é considerado como uma alternativa superior aos motores de AC. Podendo ser mais silencioso, pois não têm o tempo inerente e as forças espacialmente variáveis que são uma fonte de ruído nas máquinas elétricas de AC, de menor volume, mais leves e podendo simplificar a distribuição de energia integrada de um navio.

Contudo estas máquinas apresentam ainda grandes problemas que impossibilitam a sua comercialização, nomeadamente, problemas de confiabilidade/manutenção das escovas, bem como a complexidade associada à geração e conservação de altos níveis de energia de corrente contínua em baixa tensão.

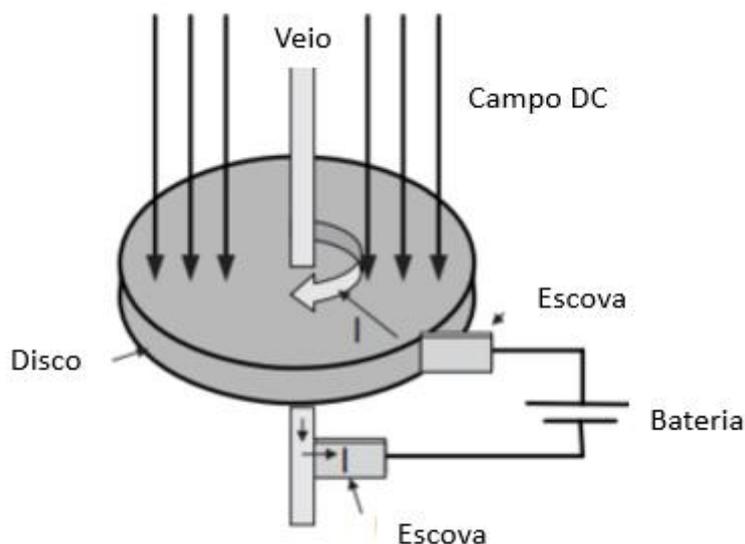


Figura 22-Motor de Faraday: Adaptado (Kalsi 2011)

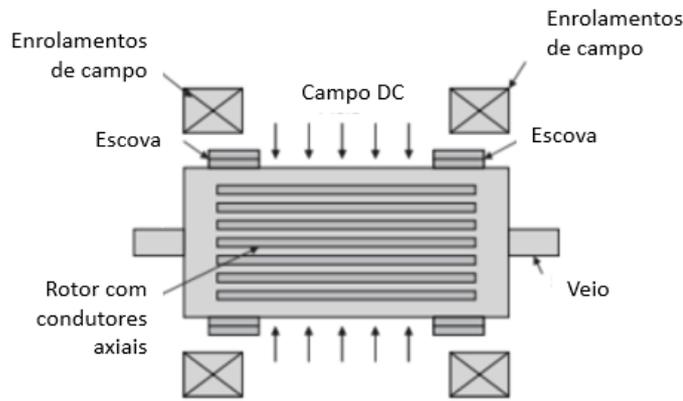


Figura 23- Máquina homopolar DC com rotor de tambor: Adaptado (Kalsi, 2011)



Figura 24-Motor DC homopolar supercondutor desenvolvido pela General Atomics (Gieras 2009)

2.2.3-Estado da arte

Durante décadas, inúmeras entidades promoveram o desenvolvimento de máquinas rotativas supercondutoras. Na Tabela 2 encontram-se discriminados algumas dessas várias máquinas desenvolvidas ao longo dos anos, sendo especificado as suas características operacionais, os materiais utilizados, para que aplicação se destinam e ainda o seu fabricante. Por sua vez, na Tabela 3 são apresentados conceitos que têm sido alvo de estudo e que se encontram ainda em desenvolvimento.

Na atualidade, o desenvolvimento destas tecnologias tem vindo a concentrar-se em grandes fabricantes de máquinas, nomeadamente a General Electric e a Siemens, ou até mesmo fabricantes de condutores de 2G, como a AMSC. Esta limitação deve-se maioritariamente aos elevados custos associados aos supercondutores e aos sistemas de refrigeração, contudo, ainda que em minoria, algumas instituições têm desempenhado um papel importante no desenvolvimento destas máquinas.

Neste subcapítulo serão mencionados algumas das máquinas que se encontram referenciadas na Tabela 2 e Tabela 3, entre outros, de forma a melhor evidenciar a sua contribuição para as indústrias a que se destinam.

A Westinghouse realizou um estudo comparativo de um motor de propulsão de navio de 3,6 MW e 1800 rpm, implementando HTS de 2G. Este foi integrado num navio da marinha dos EUA e a sua configuração conceptual pode ser observada na Figura 25. Segundo Haran, et al. (2017), esta configuração permitiu obter uma maior eficiência, densidade de potência e volume que motores de indução e ímanes permanentes da mesma gama, como pode ser verificado na Tabela 4.

Tabela 2-Demonstrações de máquinas rotativas supercondutoras: Adaptado de (Haran, et al. 2017)

Ano até atingir > TRL 3	Velocidade de (rpm)	Potência (kW)	Tipo de condutor	Arrefecim. criogénico	Potência específica (kW/kg)	Eficiência (%)	Aplicação	Produtor
1978	3600	20 00	NbTi	He líquido	0,17	99,3	Utilidade	GE
1978	3600	300 000	NbTi	He líquido	1,83	99,4	Utilidade	Westinghouse
1978	3600	120 000	NbTi	He líquido	2,97	99,6	Utilidade	Westinghouse
1980	7000	20 000	NbTi e Nb3Sn	He líquido	0,006	99,5	Força aérea	GE
1982	3000	250 000	NbTi	He líquido			Utilidade	GE
1983	1200	2250	NbTi	He líquido			Marinha	GE
1987	3000	18	NbTi	He líquido			Demo	GE
1997	3600	78 700	NbTi	He líquido			Utilidade	GM
2001	1800	3725	BSCCO	Neón	0,745	97,7	Industrial	AMSC
2001	1500	400	1G-HTS	Ne-Thermosifon		97	Demo	Siemens
2003	3600	1500	BSCCO	He gás			Utilidade	GE
2004	3600	4000		Ne-Thermosifon	0,58	98,7	Gerador	Siemens
2004	230	5000			0,25		Marítima	AMSC
2005		37 000		He líquido			Marinha	GE
2005	1800	8000	BSCCO	Ne-Thermosifon		98	Aeroespacial	AMSC
2007	120	36 500		He gás	0,49		Marinha	AMSC
2008	10 000	1300	BSCCO	Neón	8,8		Aeroespacial	GE
2009	360	7,5	YBCO	He gás			Marinha	NEDO
2009	2700	160			5,3			NASA
2010	120	4000	1G-HTS	Ne-Thermosifon		94,6	Marinha	Siemens
2010	190	1000	BSCCO	He gás	0,11	98	Marinha	KHI
2011	500	1000	BSCCO	Nitrogénio líquido			Marinha	Instituto Wuhan
2011	200	5000	BSCCO	He cryocooler			Marinha	Doosan
2012	214	17 000	BSCCO	He gás			Hidro	GE
2012	160	3000	BSCCO	Nitrogénio líquido		98	Marinha	KHI
2013	250	400	BSCCO			98	Marinha	IHI

Tabela 3-Conceitos de máquinas rotativas supercondutoras: Adaptado de (Haran, et al. 2017)

Ano até atingir > TRL 3	Velocidade de (rpm)	Potência (kW)	Tipo de condutor	Arrefecim. criogénico	Potência específica (kW/kg)	Eficiência (%)	Aplicação	Produtor
2015	600	10,5	YBCO	Neón líquido			Vento	Changwon
2017	20 000	2500	BSCCO	H2 líquido	16,66		Aeroespacial	
2019	6000	10 000	Nb3Sn	Condução	25		Aeroespacial	Illinois
2020	12	8000	HTS	He gás			Vento	GE
2020	10	10 000			0,0833		Vento	GE
	10	10 000	MgB2	He gás	0,19	98	Vento	KalsiGPS
	11	8000	YBCO	Nitrogénio líquido			Vento	AMSC
	8	10 000	YBCO	He gás			Vento	TECO
	120	40 000	BSCCO	He gás	0,496	99,4	Marinha	Kalsi
	1800	3600	YBCO	Ne-Thermosifon			Marinha	TECO
	10	12 00	YBCO	He gás	0,0857	98	Vento	Changwon

Tabela 4-Comparação de características entre motor de propulsão com HTS de 2G e motores de indução e ímanes permanentes: Adaptado de (Haran, et al. 2017)

Tipo de motor	Potência Específica (x100 kN/m ²)	Volume (m ³)	Eficiência
Indução	0,26	0,8	96,37
Ímanes permanentes	0,42	0,56	97,62
Enrolamentos de campo de HTS 2G	0,53	0,41	98,72

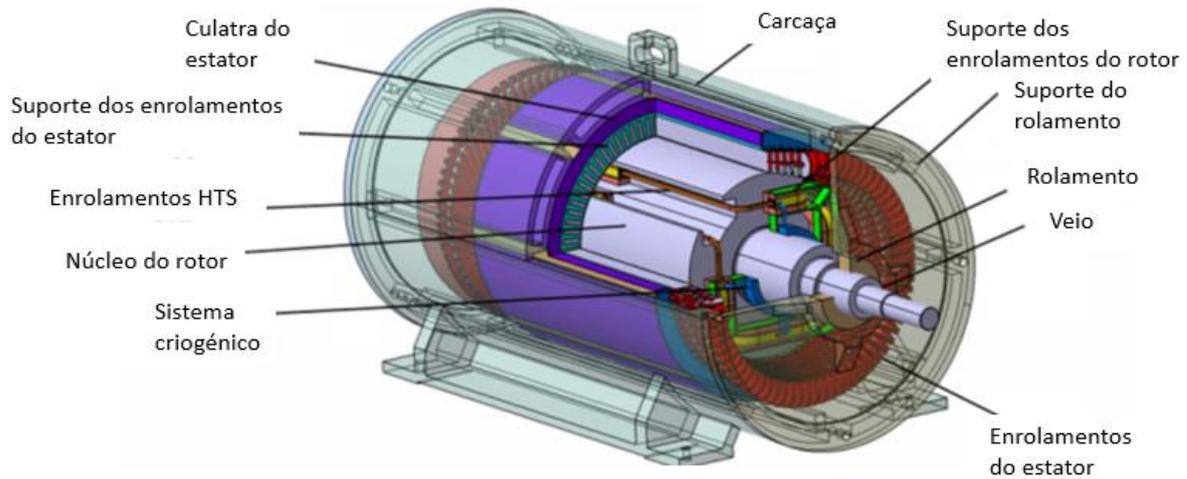


Figura 25-Configuração conceptual de motor de propulsão supercondutor: Adaptado (Haran, et al. 2017)

Em 2007, a AMSC desenvolveu um motor de propulsão em HTS de 36,5 MW. Na Figura 26 é feita uma comparação com um motor convencional de 21 KW e como podemos verificar, a utilização de supercondutores permitiu uma redução enorme de volume, ainda que com uma potência superior. Este posteriormente passou ao teste de potência total realizado em terra, pela marinha dos EUA (Gamble, Snotchler e MacDonald 2010). Visto que este apresenta metade do volume e menos cerca de 200 toneladas que os motores convencionais utilizados no contratorpedeiro USS Zumwalt (DDG-1000), está a ser projetado para ser o sistema de propulsão para a próxima geração dos navios de guerra da marinha dos EUA (Thongam et al., 2013).

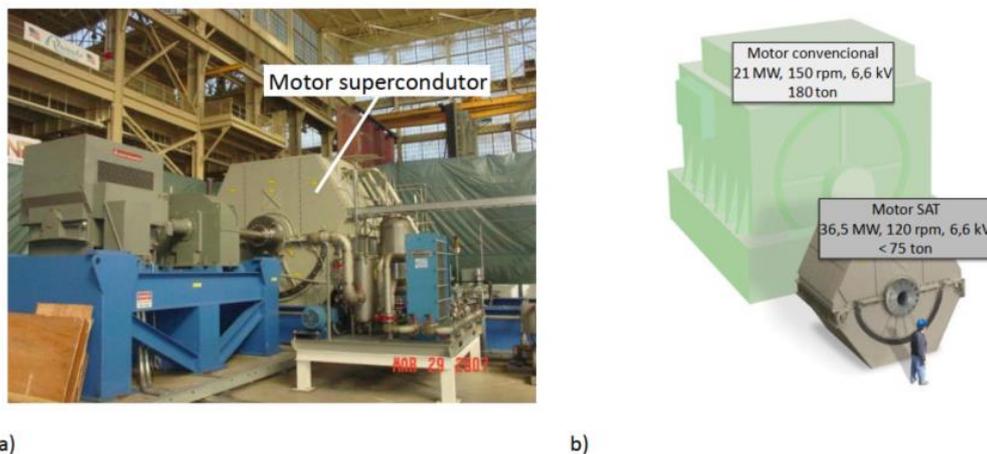


Figura 26-Motor de propulsão supercondutor desenvolvido pela AMSC: a) motor durante ensaios; b) Comparação com motor convencional (Pina 2010)

Mais recentemente o desenvolvimento desta tecnologia direcionou-se para a indústria aeronáutica com o intuito de eletrificar totalmente aeronaves, diminuindo assim a poluição sonora e a emissão de dióxido de carbono.

O Moscow Aviation Institute (MAI) desenvolveu um protótipo em pequena escala de 1,5 kW totalmente supercondutor, utilizando HTS de 2G em fita fabricados pela AMSC (Kovalev, et al. 2019). Com o estudo aqui realizado, o conceito da configuração motor e do sistema de refrigeração foram validados, verificando-se que esta tecnologia é promissora para

a obtenção de vários MW de potência e com uma densidade de potência superior a 20 kW/kg, para temperaturas de azoto líquido (Figura 28).

O projeto ASuMED é um consórcio de várias instituições e empresas que tenciona desenvolver um motor síncrono supercondutor de 1MW a operar a uma velocidade de 6000rpm e uma densidade de potência de 20 kW/kg (Figura 28). É ainda requerido que o motor apresente uma eficiência superior a 99,9%. Contudo, devido à potência requerida para operar o sistema de refrigeração, que utiliza azoto líquido, é aceitável que este apresente uma eficiência melhor que 99%. (Muelaner 2019). O motor estava previsto para ser testado no início do ano de 2020, contudo, até à data de realização desta dissertação não surgiram informações alusivas a tais testes.

Em (Grilli, et al. 2020) é apresentado uma visão geral do projeto ASuMED, onde foi demonstrado os benefícios que este tipo de motor tem para que seja atingido o estabelecido no plano Flightpath 2050 (European Commission 2011).

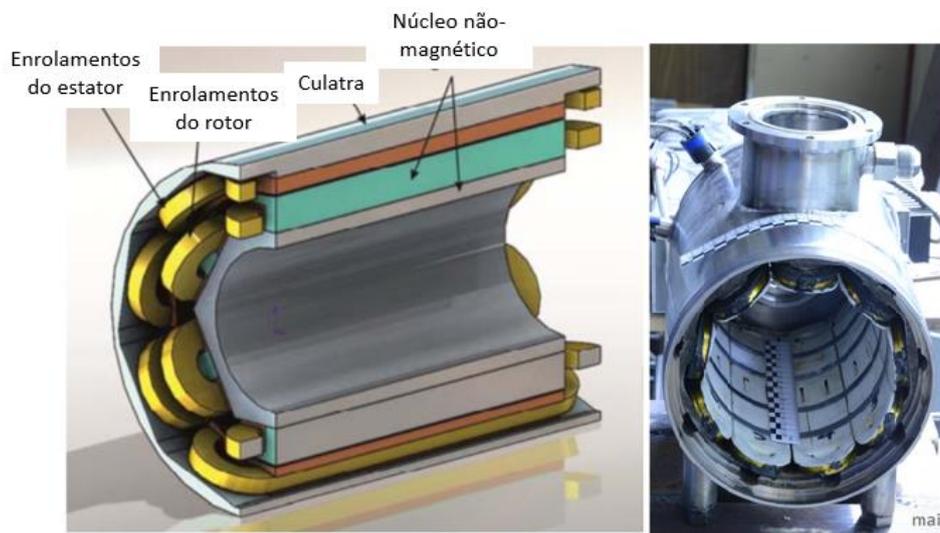


Figura 27-Máquina totalmente supercondutora desenvolvida pelo MAI: Adaptado (Kovalev, et al. 2019) e (K. Kovalev 2019)



Figura 28-Mockup do motor da ASuMED apresentado na feira de Hannover em 2019 (Grilli, et al. 2020)

2.2.4-Aplicações

Como foi referido ao longo deste capítulo e pode ser evidenciado de melhor forma na Figura 29, as máquinas rotativas supercondutoras têm vindo a ser integradas em inúmeros setores industriais, maioritariamente na indústria naval, geração de energia e indústria aeronáutica.

Na indústria naval esta tecnologia é frequentemente utilizada em motores de propulsão. Estes geralmente são máquinas de baixa velocidade (~200 rpm), pelo que através da tecnologia convencional são obtidos motores pesados e volumosos. A adoção de materiais HTS permite desenvolver motores mais compactos e de menor peso (2 a 5 vezes menor), com maiores eficiências (5-10%) e mais silenciosas (Haran, et al. 2017), característica esta de grande importância nesta aplicação de forma a evitar que os navios sejam detetados por sonares.

Recentemente, esta tecnologia também tem suscitado bastante interesse para aplicações em aeronaves. Tal deve-se principalmente pelas elevadas densidades de potência (na escala de MW), pequeno volume e eficiência que os motores e geradores supercondutores podem oferecer, quando comparados com motores convencionais, como podemos verificar na Figura 30.

Na Europa, foi estabelecido o plano Flightpath 2050 que estipulou que deve ser efetuada uma redução de 75% nas emissões de dióxido de carbono das aeronaves, redução de 90% dos óxidos de azoto e 65% dos níveis de ruído em relação aos padrões verificados no ano 2000 (European Commission 2011).

Este movimento de eletrificação de aeronaves não surgiu somente na Europa. Após estudos realizados pela NASA, foi concluído que ao adotar uma configuração como a ilustrada na Figura 31, em que toda a aeronave possui um corpo em forma de asa em combinação com um sistema de propulsão turbo-elétrico distribuída (utilizando 15 motores supercondutores e 2 turbogeradores supercondutores), é possível reduzir o combustível queimado em 70-72%, sem comprometer a carga suportada, o alcance ou a velocidade cruzeiro da aeronave (Duffy e Jansen 2018).

Apesar das grandes vantagens alusivas à adoção de materiais supercondutores, nos dias de hoje ainda não consta qualquer máquina rotativa supercondutora que seja comercializada, isto deve-se em grande parte pelas limitações que ainda não foram superadas, nomeadamente o elevado custo associado aos supercondutores e sistemas de refrigeração, assim como a falta de confiabilidade nesta tecnologia (Yazdani-Asrami, Zhang e Yuan 2021).

Para que num futuro próximo seja possível a comercialização destes produtos, linhas de produção em massa precisam de ser desenvolvidas. Isto só se irá verificar se os processos de fabrico forem otimizados de forma a produzir HTS com comprimentos maiores e melhores propriedades mecânicas, se forem desenvolvidos fios condutores com menores perdas em corrente alternada, maiores correntes e campos magnéticos críticos, assim como criostatos com menor volume e custo (Susner e Haugan 2018). Para além disso, um maior número de protótipos operacionais devem ser empregues para que a confiabilidade de desempenho seja estabelecida. Deve ainda ser salientado que um fator importante reside no financiamento dos setores públicos e privados para que se verifique um contínuo desenvolvimento destas tecnologias.

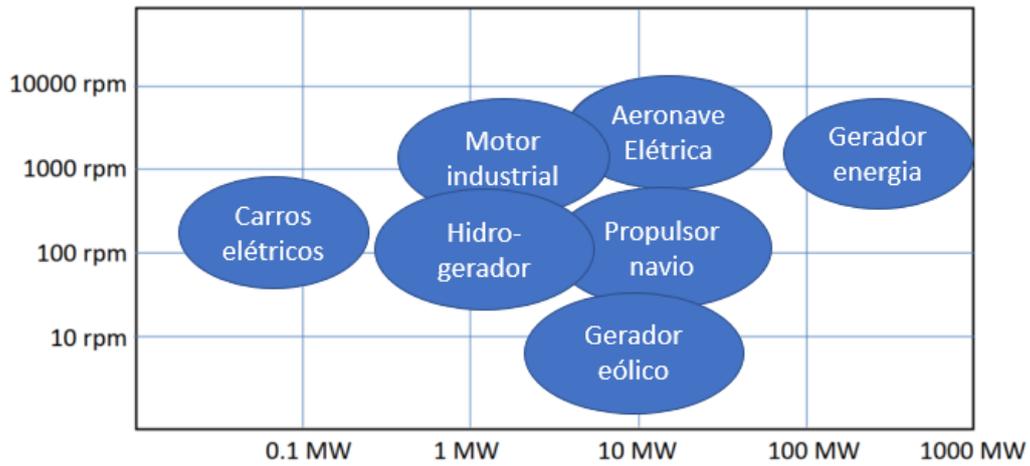


Figura 29-Aplicações de máquinas rotativas supercondutoras: Adaptado (Noe 2013)

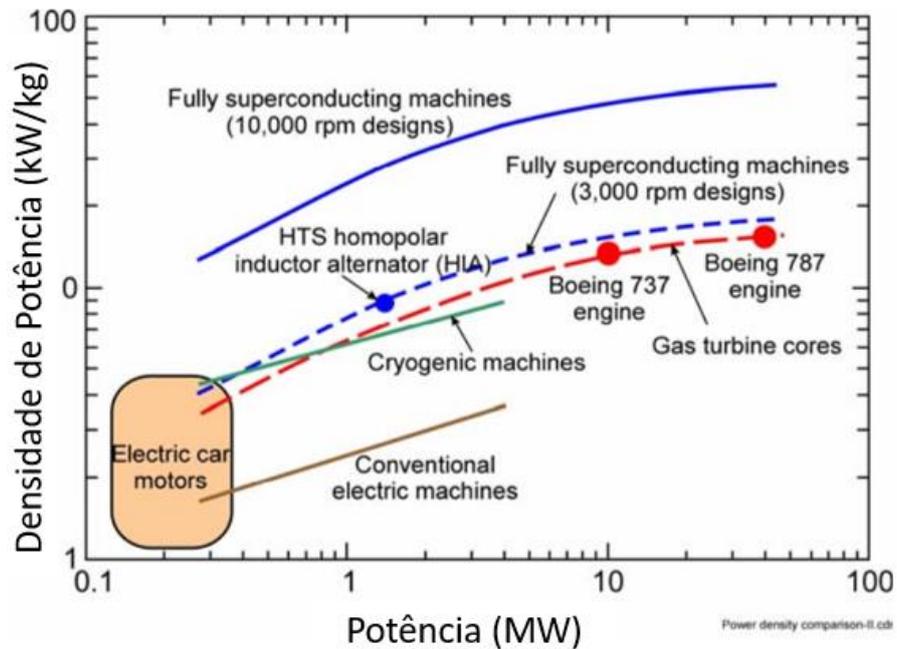


Figura 30-Comparação de características de motores elétricos supercondutores e turbinas a gás: Adaptado (Kovalev, et al. 2019)



Figura 31-Aeronave N3-X com sistema de propulsão turbo-elétrico distribuído: Adaptado (Felder, Brown e Chu 2011)

2.3- Rolamentos magnéticos supercondutores

Os rolamentos magnéticos supercondutores (SMB) são um tipo de rolamentos que se baseiam em forças de levitação. Vários estudos foram realizados para desenvolver este tipo de rolamentos, utilizando ímanes permanentes numa parte e blocos supercondutores noutra (podendo esta configuração variar entre estator e rotor) (Sung, et al., 2002, Ichihara, et al., 2005; Kummeth, et al., 2004). Os rolamentos rotativos sem atrito são ainda subdivididos em sistemas de eixo horizontal, no caso de as forças de levitação serem radiais e sistemas de eixo vertical, caso as forças sejam axiais (Y. Han, et al. 2012).

Estes rolamentos apresentam a particularidade de operarem sem contacto, proporcionando uma vida útil longa (ausência de desgaste), livre de lubrificação e, portanto, de manutenção. Apresentam ainda uma elevada rigidez, não transmitindo vibrações excessivas para a sua carcaça, são silenciosos e exibem perdas muito baixas, mesmo a operar a velocidades bastante elevadas (Lembke 2005). A utilização de blocos HTS fornece um suporte radial e axial sem um sistema de controle de posição ativo, com forças de levitação bem superiores às fornecidas por rolamentos magnéticos convencionais, e inércia térmica que evita quebra repentina do movimento de rotação na eventualidade de perda por arrefecimento (Kummeth, et al., 2004). Todas estas características contribuem para uma boa eficiência dos sistemas que implementem este tipo de rolamentos.

Tal como foi referido no subcapítulo 2.1.3, existem 4 técnicas de magnetizar blocos supercondutores. Contudo, apenas os métodos FC e ZFC permitem a utilização dos blocos em sistemas de levitação (Zheng, et al. 2007). Quando aplicado o método FC na presença de um campo magnético entre H_{c1} e H_{c2} , os blocos HTS aprisionam e memorizam o campo magnético a que foram sujeitos durante o seu arrefecimento abaixo da T_c , passando a atuar como ímanes permanentes e a gerar um campo magnético igual ao aprisionado. Desta forma, quando os blocos se encontram no meio de um campo magnético existente diferente do seu, surgem forças que os repelem para uma posição onde o campo magnético existente é quase igual ao aprisionado. Caso sejam sujeitos a um campo magnético abaixo de H_{c1} , os blocos tornam-se diamagnéticos repelindo esses campos magnéticos. Aplicando o método ZFC, quando os blocos são colocados no meio de um campo magnético existente, são repelidos para uma posição onde o fluxo magnético é quase nulo (Arsénio et al., 2016).

Segundo Arsénio et al., (2016) , a maioria dos sistemas de levitação utilizam a técnica FC para magnetizar os blocos supercondutores. Contudo, a utilização destes sistemas em SMB's constituiu perdas significativas por histerese devido ao ancoramento de fluxo, pelo que a utilização do método ZFC se mostra mais eficiente resultando em forças de levitação superiores.

De acordo com Kummeth, et al., (2004), e comprovado experimentalmente em A. Arsénio et al., (2018) através do SMB ilustrado na Figura 32, deve ser evitada a utilização de anéis magnéticos compostos por ímanes permanentes segmentados. A utilização deste tipo de configuração leva a fluxos não homogéneos que por sua vez resultam em perdas por histerese apreciáveis. Por sua vez, a adoção de um anel em íman permanente sólido (Figura 32 a)) resulta numa rotação mais suave e num aumento da estabilidade.

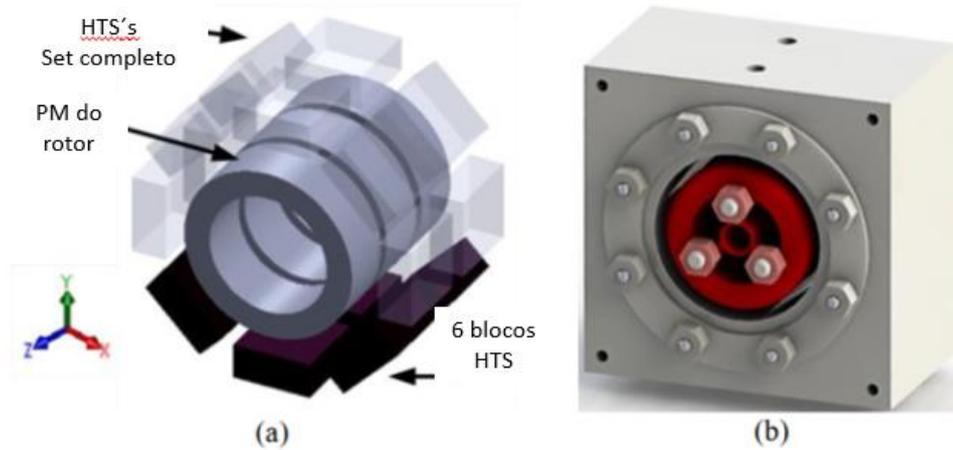


Figura 32-Esquema de ZFC-SMB: a) distribuição dos ímãs permanentes e blocos HTS, b) SMB: Adaptado (A. Arsénio, M. Roque, et al. 2018)

2.3.1-Máquinas rotativas supercondutoras sem rolamentos

Para superar os problemas de manutenção e perdas por atrito associados a rolamentos convencionais, a tecnologia de rolamentos magnéticos foi introduzida em motores/geradores elétricos. Infelizmente, a adoção dos rolamentos magnéticos resulta num aumento significativo do comprimento axial de todo o sistema de acionamento, o que por consequência advém numa diminuição da velocidade crítica, limitação da velocidade máxima e geração de problemas de custo e volume (Ding, et al. 2017). Assim, surgiu o conceito alternativo de sistemas de acionamento de máquinas rotativas sem rolamentos. Nestas, o binário produzido eletromagneticamente e as forças de suspensão/levitação resultam de um único dispositivo (Figura 33), o que reduz consideravelmente o comprimento axial das máquinas. Geralmente, o enrolamento de suspensão adicional e o enrolamento de motor convencional são enrolados juntos no estator do motor para produzir simultaneamente a força de levitação e o binário (Sun, Chen, & Yang, 2012).

Nos últimos anos, a tecnologia de acionamento de máquinas sem rolamentos cobriu quase todos os tipos de máquinas elétricas, desde motores de indução (Sinervo e Arkkio 2013), motores síncronos de ímãs permanentes sem rolamentos (BPMSM) (Qiu, et al. 2015), motores de relutância sem rolamentos (Cao, et al. 2016), e até mesmo motores supercondutores sem rolamentos (Li, et al. 2014).

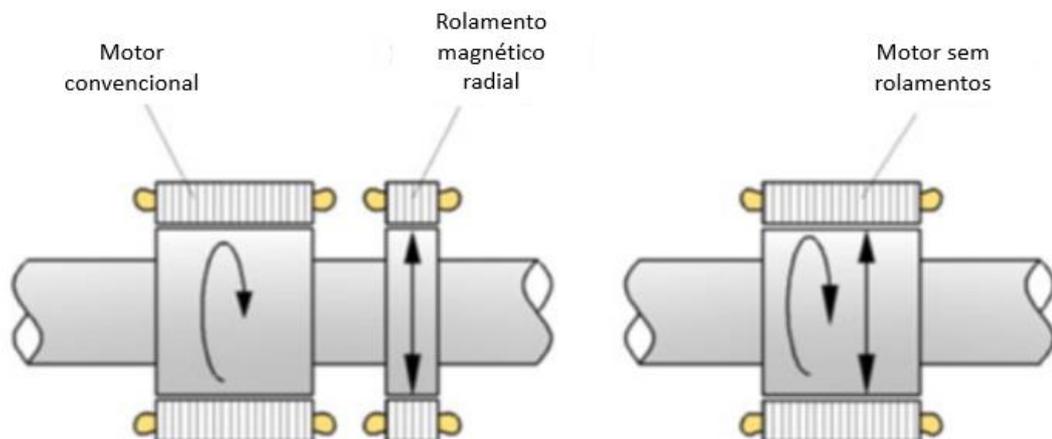


Figura 33-Conceito de máquina rotativa sem rolamentos: Adaptado (Sun, Xue, et al. 2016)

Em Li, Chau, Ching, Wang, & Chen, (2014), foi desenvolvido uma máquina supercondutora homopolar, que tanto pode operar como motor ou gerador de forma eficiente (Figura 34). O rotor consiste em laminações de ferro com oito pólos salientes e o estator possui 12 dentes, onde são colocados os três grupos de enrolamentos. O enrolamento de campo HTS para fornecer e regular o fluxo principal, o enrolamento de armadura convencional para propósitos de energização e o enrolamento de suspensão para levantar o rotor e desta forma reduzir o atrito mecânico.

A implementação dos princípios dos SMB em motores elétricos supercondutores é algo que suscita grande interesse e apresenta ser promissor, dado que desta forma é possível desenvolver-se máquinas com estruturas mais simples e compactas (um único dispositivo para realizar binário e forças de levitação), sem problemas de manutenção, estendendo assim o tempo de vida dos equipamentos, com conseqüente diminuição de perdas por atrito.

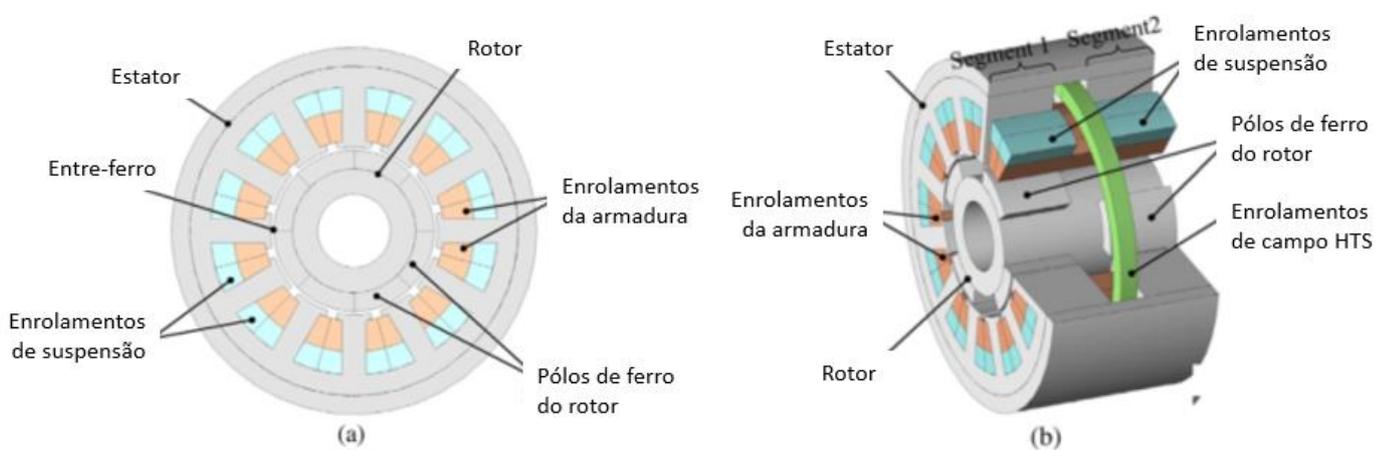


Figura 34-Máquina supercondutora homopolar sem rolamentos: a) vista frontal; b) vista lateral: Adaptado (Li, et al. 2014)

3- Especificação de requisitos dos componentes

Neste capítulo, serão especificados os requisitos necessários para os componentes a desenvolver (estator e carcaça), justificando devidamente cada um deles. Estes requisitos estendem-se no âmbito dos materiais, considerações em relação à estrutura, design e até mesmo conexões.

Os requisitos serão especificados tendo em consideração que os componentes se destinam a ser implementados num motor síncrono que funcionará também como rolamento magnético utilizando os mesmos princípios do SMB, como o desenvolvido por Arsénio, Roque, Carneira, Branco, & Melício, (2018) (Figura 32). Neste, o rotor contém anéis contínuos de ímanes permanentes NdFeB, enquanto o estator é composto por blocos YBCO, arrefecidos por azoto líquido (temperatura de ebulição de aproximadamente 77K). Para além disso, serão ainda analisadas as normas que podem ser aplicáveis a veículos eVTOL, na qual este motor elétrico será implementado.

Nos últimos anos tem havido alguma controvérsia relativamente à inexistência de normas específicas para este tipo de veículos. Recentemente, devido a vários pedidos à EASA (European Union Aviation Safety Agency) para que se implementasse algum tipo de certificação para aeronaves eVTOL, foi elaborado um conjunto de especificações técnicas sob a forma de condições especiais. Contudo, uma condição especial (SC-VTOL) difere de uma especificação de certificação EASA (CS) por ser essencialmente uma exceção às classes existentes para aeronaves, onde são apenas apontadas algumas particularidades. Uma alternativa à abordagem da EASA, que é a abordagem que a FAA (Federal Aviation Administration) está a favorecer; consiste em considerar as aeronaves eVTOL como categorias especiais dos regulamentos existentes da Parte 23 ou Parte 27 (EASA CS-23 e CS-27) (Hirschberg 2019). A primeira destina-se a aeronaves ligeiras e a segunda a aeronaves de asa rotativa.

Segundo Hirschberg, (2019) leva quase uma década para atualizar os construtos operacionais da magnitude necessária para formular uma estrutura operacional inteiramente nova, pelo que a abordagem da EASA pode inibir as operações de aeronaves eVTOL na Europa nos próximos 10 anos.

Desta forma, será adotada a metodologia da FAA e as normas EASA CS-23 (EASA 2017) e CS-27 (EASA 2020) serão analisadas de forma a determinar o melhor conjunto de requisitos aplicáveis aos componentes a desenvolver.

3.1- Requisitos da carcaça

Na Tabela 5 encontram-se os requisitos estabelecidos para a carcaça do motor e de seguida são apresentados os argumentos que sustentam a sua especificação:

1. Um bom isolamento térmico à temperatura ambiente é importante de forma a reduzir as perdas energéticas e consequentemente reduzir a taxa de vaporização do azoto líquido;
2. Uma elevada rigidez e resistência são fatores importantes para este componente, uma vez que é responsável por proteger e garantir a integridade estrutural do motor elétrico. De acordo com EHPS.290, a estrutura deve ter resistência suficiente para um possível embate de aves, granizo, ou um objeto desconhecido, sem comprometer a operação do motor. Para além disso, visto que este componente envolve todos os outros, possui um elevado volume, sendo desejável que o material que o constitui possua baixa massa volúmica, contribuindo assim para a maior potência específica possível para o motor;

3. Com o intuito de não impor grande resistência ao escoamento gerado pelas pás e consequentemente prejudicar a força de sustentação, é necessário projetar a carcaça de forma que esta possua uma forma aerodinâmica;
4. Como é especificado em CS 27.901 e VTOL.2255 (EASA, 2020; EASA, 2019), uma boa acessibilidade aos componentes deve ser sempre fornecida para permitir qualquer inspeção e manutenção necessária para contínua aeronavegabilidade da aeronave;
5. De acordo com CS 27.1191 (EASA, 2020), a presença de uma *firewall* é necessária para que na ocorrência de um incêndio no motor a estrutura da cabina/drone, elementos de controlo, pás, etc., estejam protegidos.

Tabela 5-Requisitos da carcaça

Nº	Requisitos	Criticidade (1-5)
1	A carcaça do motor deve incluir elementos na sua estrutura que contribuam para um bom isolamento térmico (à temperatura ambiente) do estator e rotor	4
2	Os materiais utilizados devem ser de elevada rigidez e resistência específica	5
3	A carcaça deve ser projetada para ter uma forma aerodinâmica ao escoamento produzido pelas pás	2
4	A carcaça deve ser constituída por painéis desmontáveis de modo a permitir uma boa acessibilidade ao motor	3
5	A carcaça deve ter na sua constituição materiais ignífugos que atuem como <i>firewall</i>	1

3.2- Requisitos do estator

Na Tabela 6 encontram-se os requisitos estipulados para o estator. De igual modo ao que foi realizado para a carcaça, de seguida são apresentados os argumentos que justificam tais requisitos:

1. A baixa condutividade térmica dos materiais é necessária para diminuir o aumento da potência caloríficas do azoto (isolamento à temperatura ambiente), reduzindo assim a sua taxa de vaporização. Teremos como valor de referência 0.02 W/m.K, que provem do estudo realizado por A. Arsénio, M. Roque, et al. (2018), em que a taxa de evaporação do azoto líquido utilizando um estator de poliuretano rígido demonstrou-se razoável, permitindo que os blocos de HTS atingissem um estado de equilíbrio a uma temperatura inferior a T_c . Contudo, quanto menor a condutividade térmica, menor quantidade de azoto será gasto para garantir o estado de supercondutividade dos blocos, aumentando desta forma a eficiência do motor;
2. Trata-se de um requisito necessário para a contínua e correta operação do motor elétrico, que vai ao encontro do que é estipulado em CS 27.1041 (EASA, 2020). Os materiais devem ser capazes de não sofrer transição dúctil-frágil na temperatura de operação, que neste caso é cerca de -196°C .
3. Segundo CS 27.603(EASA, 2020), a adequação e durabilidade dos materiais usados para as peças, cuja falha pode pôr em causa a segurança, devem atender às especificações aprovadas que garantam que tenham a resistência e outras propriedades assumidas nos dados do projeto;

4. Dado que o estator assume a função de criostato, para além da baixa condutividade térmica requerer-se que o calor específico do material a utilizar seja baixo, reduzindo as perdas por arrefecimento, e o coeficiente expansão térmica também o seja com o intuito de reduzir as tensões térmicas (Frag 2020).
5. Estando a estrutura interior em contacto com os enrolamentos de armadura, é necessário que o material que constitua este componente seja um bom isolante elétrico de forma a reduzir as perdas energéticas por parte do líquido criogénico.
6. Necessário que a estrutura seja estanque e fabricada por um material com boa impermeabilidade de modo a vedar por completo o azoto líquido e gasoso no seu interior.
7. É necessário garantir a estabilidade dimensional do estator para que não se verifiquem perturbações no campo magnético durante a operação, instabilidades operacionais e vibrações excessivas nos componentes, o que não é permitido de acordo com CS 27.907 (EASA, 2020).
8. Como é especificado em CS 27.901 e VTOL.2255 (EASA, 2020; EASA, 2019), uma boa acessibilidade deve ser sempre fornecida para permitir qualquer inspeção e manutenção necessária para contínua aeronavegabilidade da aeronave;
9. A necessidade de existirem dois furos de ligação ao estator é um requisito que advém das dificuldades verificadas por Carvalho, (2016), durante o enchimento do estator com o azoto líquido. A existência de dois canais de ligação facilita a transferência de azoto líquido para o estator, pois permite o escoamento simultâneo do azoto vaporizado para o exterior;
10. Um arrefecimento igual dos blocos supercondutores é uma condição necessária para se verificar uma operação contínua e uniforme por parte do motor. Caso não se verifique um arrefecimento igual, o fluxo magnético gerado pelos diferentes blocos HTS será distinto, podendo levar a condições operacionais não desejadas;
11. Para além das forças provenientes das condições operacionais do motor, as forças de aperto entre os módulos são também uma componente importante a ter em consideração aquando da análise da resistência do material. Estas forças são imprescindíveis e podem apresentar uma grandeza elevada, uma vez que são elas que garantem a estanquidade entre os módulos;
12. Uma estrutura radialmente simétrica é uma condição de grande importância devido a inúmeros fatores. O principal é o facto de que desta forma é possível garantir uma distribuição simétrica de fluxo magnético, pois o rotor encontrar-se-á no centro do estator, permitindo um melhor controlo das forças de Maxwell responsáveis pela levitação do rotor. Para além disso, também é um fator fundamental para que se verifique um melhor balanceamento da estrutura, não provocando vibrações excessivas.
13. De acordo com Arsénio, Carvalho et al. (2016), quanto menor a distância do entreferro maior a força de levitação gerada. Pelo que é pretinente diminuir ao máximo esta distância sempre com atenção em não inviabilizar o conceito.

Tabela 6-Requisitos do estator

Nº	Requisitos	Criticidade (1-5)
1	Materiais de baixa condutividade térmica (próxima ou menor que 0.02 W/m.K)	4

2	Materiais devem suportar uma temperatura superficial de 77 K e o respetivo choque térmico	4
3	Os materiais utilizados devem ter uma tenacidade, rigidez e resistência adequada às suas condições de operação (cargas, velocidades angulares, temperaturas)	4
4	Materiais utilizados devem possuir baixos calores específicos e coeficiente de expansão térmica.	4
5	Materiais devem ter uma baixa condutividade elétrica	4
6	A estrutura deve ser robusta e completamente estanque em todas as condições de operação	4
7	A estrutura deve ter a estabilidade dimensional necessária para manter as posições relativas e espaçamentos entre os blocos HTSs e PMs	3
8	A estrutura, se modular, deve permitir uma fácil montagem e desmontagem para uma boa acessibilidade aos HTSs e PMs	3
9	Devem existir dois furos de ligação ao estator de modo que seja possível o escape de azoto vaporizado durante o seu enchimento	5
10	O sistema de refrigeração deve ser projetado de modo que todos os HTSs sejam igualmente arrefecidos	4
11	A estrutura, se modular, deve utilizar materiais com a resistência necessária para suportar as forças de aperto entre os módulos	4
12	A estrutura deve ser projetada de forma a ser radialmente simétrica	5
13	A distância do entreferro deve ser minimizada tanto quanto possível, sem comprometer a viabilidade do conceito	4

3.3-Requisitos da carcaça e do estator

Os requisitos em comum do estator e da carcaça encontram-se discriminados na Tabela 7:

Tabela 7-Requisitos da carcaça e estator

Nº	Requisitos	Criticidade (1-5)
1	Os materiais utilizados devem ser transparentes a campos magnéticos ($\mu_r \approx 1$)	4
2	Materiais com baixa massa volúmica	4
3	Cada elemento de fixação deve incorporar dois dispositivos de bloqueio independentes	1
4	A estrutura deve ser fabricada por um material com baixa absorção de humidade e boa durabilidade a outros fatores ambientais	2
5	Projetar os componentes de forma a evitar pontos de concentração de tensões	2

6	Problemas associados à utilização de elementos de fixação em materiais compósitos devem ser considerados	2
7	A acumulação de gelo no exterior do estator não deve interferir com a sua operação segura.	2
8	Deve ser possível introduzir o azoto líquido nos canais de arrefecimento sem ser necessário remover toda a estrutura da carcaça	3
9	A estrutura da carcaça deve estar devidamente acoplada ao estator para que o conjunto suporte todos os esforços resultantes da operação	4

1. De forma que não se verifiquem interferências nas forças magnéticas geradas pelos blocos HTS e os ímanes permanente, os materiais a selecionar para estes componentes devem possuir permeabilidade magnética relativa próxima da unidade ($\mu_r \approx 1$);
2. Um dos objetivos pretendidos em aeronaves que advém da substituição de componentes que são geralmente de origem metálica por materiais compósitos é a redução do seu peso. A adoção de materiais com uma baixa massa volúmica permite assim aumentar a densidade de potência dos motores elétricos;
3. Segundo CS 27.607 e CS 23.607 (EASA, 2020; EASA, 2017), cada parafuso removível, porca, pino ou outro elemento de fixação cuja perda possa prejudicar a operação segura da aeronave deve incorporar dois dispositivos de bloqueio independentes. Nessas normas é ainda referido que nenhuma porca com autobloqueio pode ser usada em qualquer parafuso sujeito a rotação, a menos que um dispositivo de bloqueio sem fricção seja usado além do dispositivo de autobloqueio;
4. De modo a estar em concordância com o que é referido em CS 27.603, CS 27.609 e CS 23.613 (EASA, 2020; EASA, 2017), as estruturas devem ter em consideração os fatores ambientais a que estarão sujeitas. Sendo estes componentes produzidos em materiais compósitos, baixa absorção de humidade é um fator importante a ter em consideração para que as propriedades dos materiais não sejam afetadas;
5. Como é especificado em CS 23.627 (EASA, 2017), os componentes devem ser projetados, na medida em que seja praticável, para evitar pontos de concentração de tensões onde seja provável ocorrer tensões acima do limite de fadiga em serviço normal;
6. Na utilização de fixadores em peças feitas de materiais compósitos, devem ser considerados os problemas de corrosão galvânica, delaminação e quebra da fibra (AMC 20-29: 6e) (EASA 2010).
7. Durante os ensaios experimentais realizados por Carvalho, (2016), num SMB, verificou-se que devido à vaporização do azoto a temperaturas muito baixas pode resultar na acumulação de gelo na estrutura do estator. De modo a estar em concordância com o que é referido em CS 27.859 (EASA, 2020), a acumulação de gelo no exterior não deve interferir com a operação segura do motor;
8. É necessário que o azoto líquido possa ser introduzido sem ser necessário remover toda a estrutura da carcaça com o intuito de facilitar o processo de arrefecimento dos blocos supercondutores, tornando mais conveniente e prático a aplicação deste motor no terreno;
9. Um bom acoplamento entre os diferentes componentes, neste caso o estator e carcaça, é um fator importante para a contínua e segura operação do motor, sendo assim possível suportar de forma mais eficiente os esforços resultantes e diminuir as vibrações na estrutura em conjunto (vibrações induzidas no estator propagam-se para a carcaça).

Como pode ser visto na Tabela 5, Tabela 6 e Tabela 7, foi introduzida uma terceira coluna que quantifica a criticidade dos requisitos para o projeto. Este parâmetro procura

estabelecer uma prioridade nos requisitos a cumprir, uma vez que nem todos poderão ser obedecidos, quer por falta de importância, quer pela dificuldade de implementação.

Deve ainda ser mencionado que requisitos de prova de resistência da estrutura, nomeadamente testes estáticos, dinâmicos, de vibrações e fadiga (estipulados em CS 27.305, CS 27.307, CS 27.571, CS 27.927 etc.), que têm sempre em consideração as cargas limites e condições ambientais a que os componentes estão sujeitos, não foram aqui incluídos uma vez que serão alvo de análise num capítulo posterior.

4-Geração de conceitos

Para que seja possível desenvolver os componentes estator e carcaça é necessário efetuar um primeiro processo de conceptualização do qual resultará um motor de referência para o projeto detalhado. Desta forma, ao longo deste capítulo serão apresentadas propostas de conceitos de motor, procedendo-se posteriormente a uma escolha seletiva daquele que apresenta ser a mais promissor, com base em diversas matrizes de seleção.

Tal como já foi referido, pretende-se desenvolver um motor síncrono de ímanes permanentes que operará também como rolamento magnético utilizando os mesmos princípios de um SMB. Para tal, foi adotado como modelo de referência o SMB desenvolvido por A. Arsénio et al. (2018) (Figura 35). A integração do SMB com a máquina síncrona será feita pela implementação de enrolamentos de armadura convencionais (cobre) no estator, onde estes posteriormente serão ligados à saída de forma a ter 3 fases, sendo a sua alimentação feita com um variador de velocidade dando assim origem ao RMF. Por sua vez, tal como no SMB referido, os blocos de YBCO são utilizados para gerar as forças de levitação (radiais) e de guiamento (axiais).

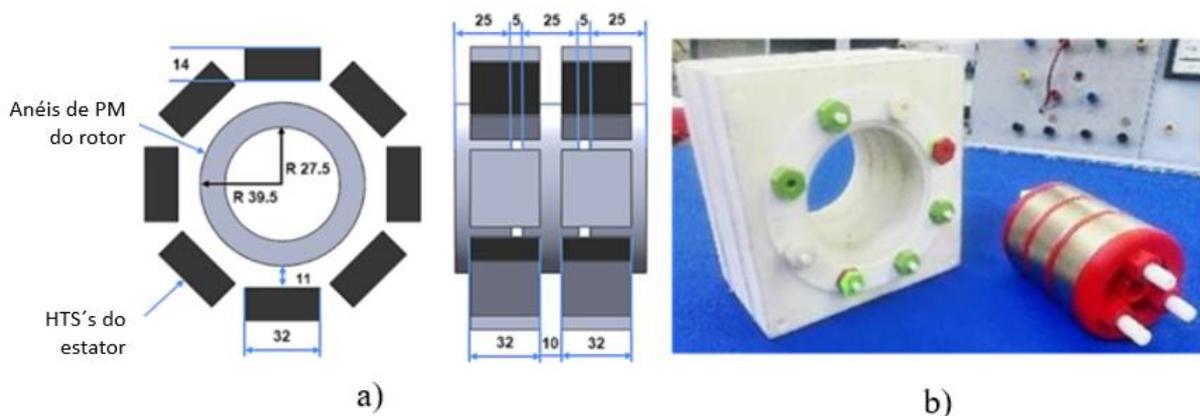


Figura 35-a) Geometria e dimensões dos anéis de ímanes permanentes do rotor e anéis descontínuos de blocos HTS (YBCO) do estator; b) protótipo real: Adaptado (A. Arsénio, M. Roque, et al. 2018)

Para a geração de conceitos foram considerados diversos fatores, nomeadamente, funcionalidade, design, montagem/desmontagem, possibilidade de substituição, etc. A inspiração para o desenvolvimento dos mesmos proveio de diferentes estudos realizados, durante a revisão bibliográfica, acerca de rolamentos magnéticos supercondutores (SMB), integrados em sistemas supercondutores de armazenamento de energia com volante de inércia (SFES) e de motores síncronos de ímanes permanentes sem rolamentos (BPMSM) (Sun, Chen e Yang 2012; Zhu e Li 2015; Y. Han, et al. 2012; Yu, et al. 2019; Naseh e Heydari 2016; Werfel, et al. 2014). Daqui surgiram alguns conceitos que foram desenvolvidos até ao ponto que foi considerado exequível.

É de referir que antes da modelação dos diferentes conceitos, foi necessário delinear alguns pressupostos. Uma vez que o rotor da máquina elétrica não está a ser alvo de

desenvolvimento no âmbito deste trabalho, a sua geometria foi mantida constante e igual à modelada em A. Arsénio et al. (2018). Para além disso, as dimensões e disposição dos blocos HTS também se mantiveram iguais, com a exceção de se ter procurado diminuir ao máximo a sua distância dos ímanes permanentes. Apesar de limitar o possível movimento de excentricidade do rotor, quanto menor a distância do entreferro maiores são as forças de levitação (radiais) e guiamento (axiais) (Carvalho 2016), condição esta que é desejável no desenvolvimento deste motor.

Seguidamente, os conceitos foram divididos em diferentes grupos para possibilitar uma seleção mais assertiva:

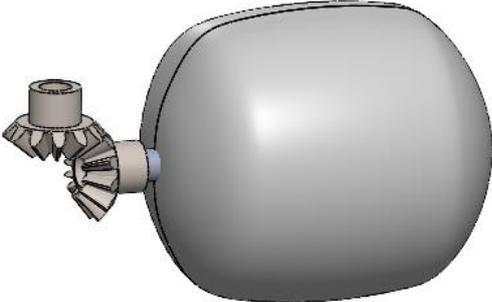
- Conceitos de orientação de rotação do motor;
- Conceitos de design e funcionamento estator;
- Conceitos de design da carcaça.

Para cada um destes grupos foi criada uma matriz de seleção, na qual se recorreu a uma série de parâmetros devidamente ponderados, atendendo à sua importância para o projeto, e classificados entre 0 e 5 (sendo 0 equivalente a uma classificação muito má e 5 a uma muito boa), de forma a selecionar o conceito mais adequado para cada grupo.

4.1- Conceitos de orientação de rotação do motor

Na Tabela 8 são apresentadas as duas configurações possíveis para a orientação do motor elétrico, bem como algumas das suas características. Uma vez que o motor se destina a um veículo eVTOL, a adoção da orientação horizontal requer a utilização de um par de engrenagens cónicas, ou outro tipo sistema, para converter o movimento de rotação horizontal para vertical, o que acarreta alguns inconvenientes mencionados na última coluna da tabela.

Tabela 8-Conceitos de orientação de rotação do motor

Soluções	Design	Obs.
Vertical		<ul style="list-style-type: none"> • Design simples • Fixação simples por parafusos • Estrutura compacta • Pouca/nenhuma necessidade de manutenção
Horizontal		<ul style="list-style-type: none"> • Necessidade de sistema de conversão do movimento • Fixação do acoplamento motor-engrenagens é mais complexa • Estrutura mais robusta e pesada • Necessidade de manutenção (lubrificação das engrenagens cónicas)

A matriz de seleção na Tabela 9 foi criada com o intuito de melhor evidenciar as qualidades positivas e negativas de cada conceito, tendo sido utilizados os seguintes parâmetros para a sua avaliação:

- Simplicidade de design;
- Perdas por atrito;
- Necessidade de manutenção (lubrificação, reparação/substituição de componentes);
- Dimensões (estrutura compacta ou robusta);
- Peso (estrutura leve ou pesada).

Tabela 9-Matriz de seleção da orientação de rotação do motor

Soluções		Vertical	Horizontal
Simplicidade de design	20%	4	3
Perdas por atrito	25%	4	1
Manutenção	20%	4	2
Dimensões	15%	3	2
Peso	20%	4	2
Pontuação final		3,85	1,95

4.2- Conceitos gerais de design e funcionamento do estator

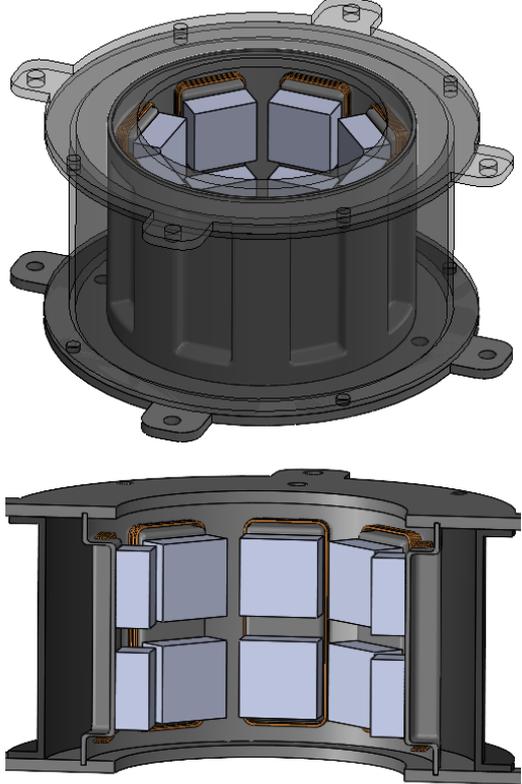
A forma como os blocos HTS são arrefecidos e a disposição dos enrolamentos no estator introduzem diferentes considerações em termos de design e funcionalidade que levaram ao desenvolvimento de diferentes conceitos. O arrefecimento pode ocorrer por contato direto do azoto líquido com os blocos HTS ou por condução (indireto). Por sua vez a disposição dos enrolamentos de armadura pode ser feita dispondo-os radialmente à volta dos blocos (ex: conceito 3 da Tabela 10) ou entre os mesmos (ex: conceito 2 da Tabela 10). Esta segunda configuração é possível visto que o aumento da distância entre os anéis segmentados dos blocos não prejudica a capacidade de levitação (Arsénio, Carvalho, et al. 2016). Todavia, em todos os conceitos procurou-se aproximar ao máximo os enrolamentos dos blocos HTS, para que os elementos supercondutores pudessem transferir o seu elevado campo magnético para o fio condutor para a sua conversão em corrente elétrica, com o intuito de aumentar a eficiência da indução.

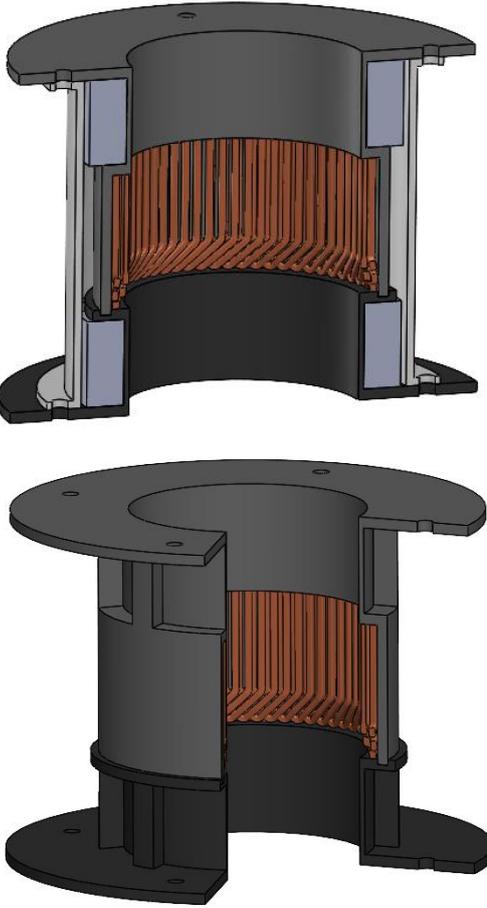
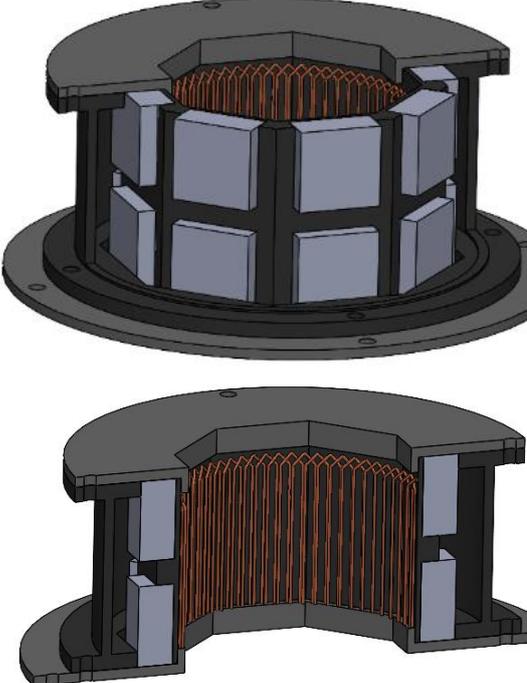
Na Tabela 10 estão expostas as topologias dos estatores desenvolvidos, assim como as possíveis soluções para o seu fabrico em materiais compósitos, que permitirão fazer uma primeira análise à exequibilidade do seu fabrico (*Design for Manufacturing*). Para classificar cada um dos conceitos, os seguintes parâmetros foram utilizados na matriz de seleção na Tabela 11:

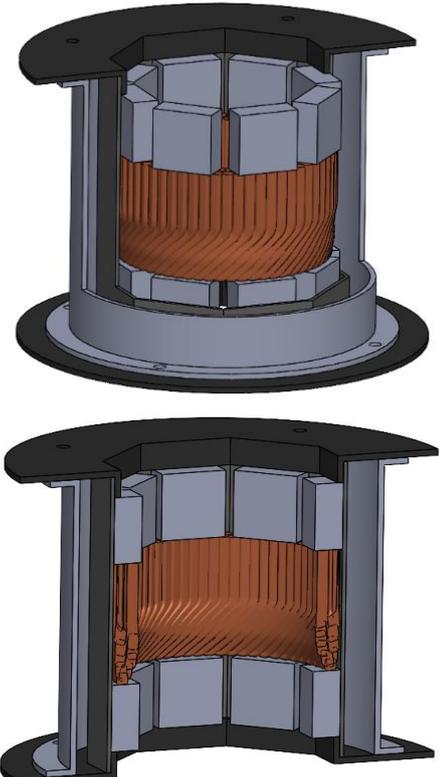
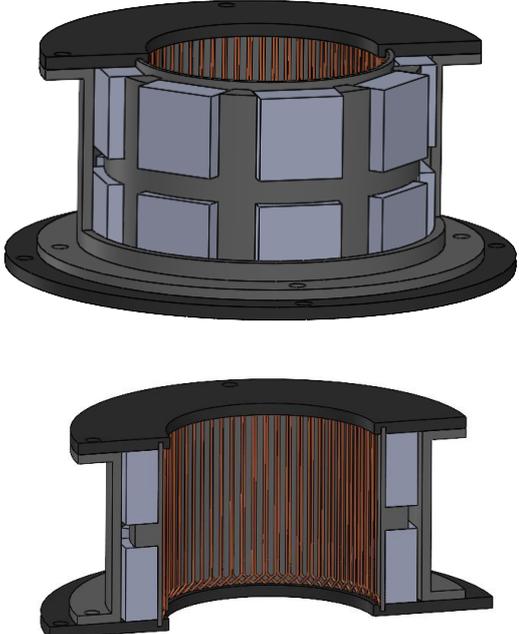
- Simplicidade de design;
- Possibilidade de remoção/substituição e facilidade de montagem/desmontagem: ou seja, em caso de dano se é possível proceder à substituição desse componente (sem danificar outro) e o seu nível de complexidade de montagem/desmontagem;
- Simplicidade de fabrico;
- Minimizar a distância entre os blocos HTS e o rotor;
- Facilidade em inserir sistema de refrigeração (por exemplo *cryocooler*): possibilidade de inserir o sistema de refrigeração em diferentes posições e facilidade com que pode ser feito;
- Eficiência térmica (em termos qualitativos);
- Dimensões (estrutura compacta ou robusta);

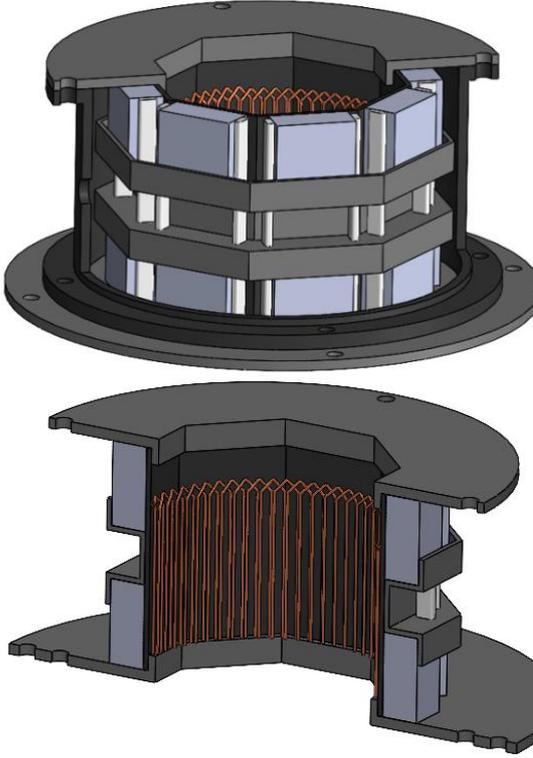
- Capacidade de fixar os blocos HTS (capacidade de estabilizar os blocos HTS na posição correta e o seu nível de complexidade);
- Custo;
- Desempenho estrutural.

Tabela 10-Conceitos de design e funcionalidade do estator

Nº	Design	Características	Processos
1		<ul style="list-style-type: none"> • Arrefecimento por condução • Fixação dos blocos através de adesivo epóxi de baixa temperatura • Enrolamentos concentrados nos 8 slots do estator • Parede interna do estator necessita de ter “boa” condutividade 	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Estrutura das extremidades:</u> Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado) e corte por jato de água (Figura 37 a)) • <u>Estrutura interior:</u> Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado) utilizando molde bipartido e saco de vácuo no exterior para criar superfície interior adequada para a fixação dos blocos (Figura 37 b)) • <u>Estrutura exterior:</u> Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado). Saco de vácuo no exterior para garantir boa superfície de vedação nas abas

<p>2</p>		<ul style="list-style-type: none"> • Arrefecimento direto • Enrolamentos distribuídos entre os blocos HTS • Enrolamentos suportados por estrutura em GFRP (exemplo Figura 36) 	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Estrutura interior:</u> Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado) de estrutura em casca, utilizando molde de sacrifício. Saco de vácuo no lado interior para garantir os menores raios nas arestas do lado exterior onde os blocos serão acoplados. Maquinagem CNC da ranhura onde será colocado um vedante e realizado o acoplamento das duas partes da estrutura interna (Figura 38) • Método de vedação interior pode não ser o mais eficiente • <u>Estrutura exterior:</u> Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado). Saco de vácuo no exterior para garantir boa superfície de vedação nas abas
<p>3</p>		<ul style="list-style-type: none"> • Arrefecimento direto • Enrolamentos distribuídos ao lado dos blocos, suportados por estrutura em GFRP (exemplo Figura 36) 	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Estrutura das extremidades:</u> Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado) • <u>Estrutura inteior:</u> Injection molding de plástico reforçado ou compression molding em duas partes e colagem por adesivo (Figura 39 a)) • <u>Estrutura exterior:</u> 1) Com fillets: Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado) utilizando molde destrutivo; 2) Sem fillets: Hand layup com saco de vácuo (tecido pré-impregnado) em três partes, corte por jato de água e fixação por adesivo (Figura 39 b))

<p>4</p>		<ul style="list-style-type: none"> • Design simples • Arrefecimento por condução • Fixação dos blocos através de adesivo epóxi de baixa temperatura • Enrolamentos distribuídos entre os blocos, suportados por estrutura em GFRP (exemplo Figura 36) 	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Estrutura das extremidades:</u> Hand layup (tecido pré-impregnado) • <u>Estrutura interior:</u> Hand layup (tecido pré-impregnado) de tubo octagonal • <u>Estrutura exterior:</u> Hand layup (tecido pré-impregnado). Saco de vácuo no exterior para garantir boa superfície de vedação nas abas
<p>5</p>		<ul style="list-style-type: none"> • Arrefecimento direto • Enrolamentos distribuídos ao lado dos blocos, suportados por estrutura em GFRP (exemplo Figura 36) 	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Estrutura das extremidades:</u> Hand layup (tecido pré-impregnado) e maquinagem CNC da ranhura de acoplamento da inner structure • <u>Estrutura interior:</u> Injection molding de plástico reforçado ou compression molding em duas partes e colagem por adesivo (Figura 40) • <u>Estrutura exterior:</u> Hand layup (tecido pré-impregnado). Saco de vácuo no exterior para garantir boa superfície de vedação nas abas

6		<ul style="list-style-type: none"> • Arrefecimento direto • Enrolamentos distribuídos ao lado dos blocos, suportados por estrutura em GFRP (exemplo Figura 36) 	<ul style="list-style-type: none"> • Estrutura das extremidades: Hand layup (prepreg fabric) • Estrutura interior: Hand layup (prepreg fabric) de tubo octagonal • Estrutura de suporte: Hand layup (tecido pré-impregnado) utilizando molde bipartido. Saco de vácuo do lado exterior para gerar superfície interior adequada para a colocação dos blocos. Furos realizados por corte jato de água (Figura 41 a)) • Espaçadores: perfis off-the-shelf fabricados por pultrusão (Figura 41 b)) • Estrutura exterior: Hand layup (tecido pré-impregnado). Saco de vácuo no exterior para garantir boa superfície de vedação nas abas
---	--	--	--

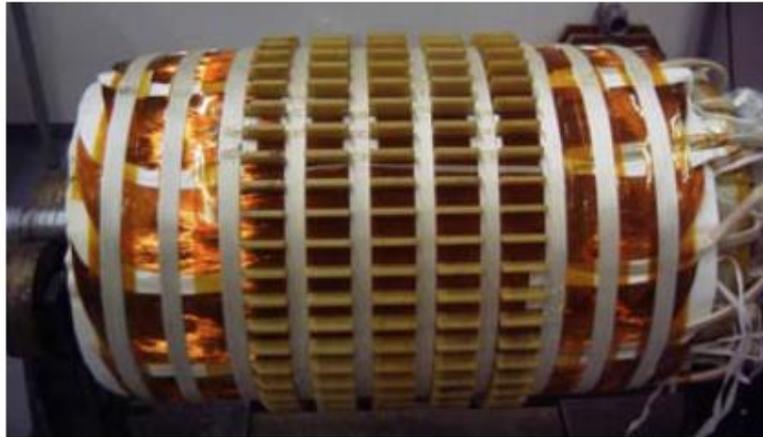


Figura 36-Estruturas em G-FRP de suporte dos enrolamentos estáticos da máquina HTS Siemens de 380 kW (Simões 2013)

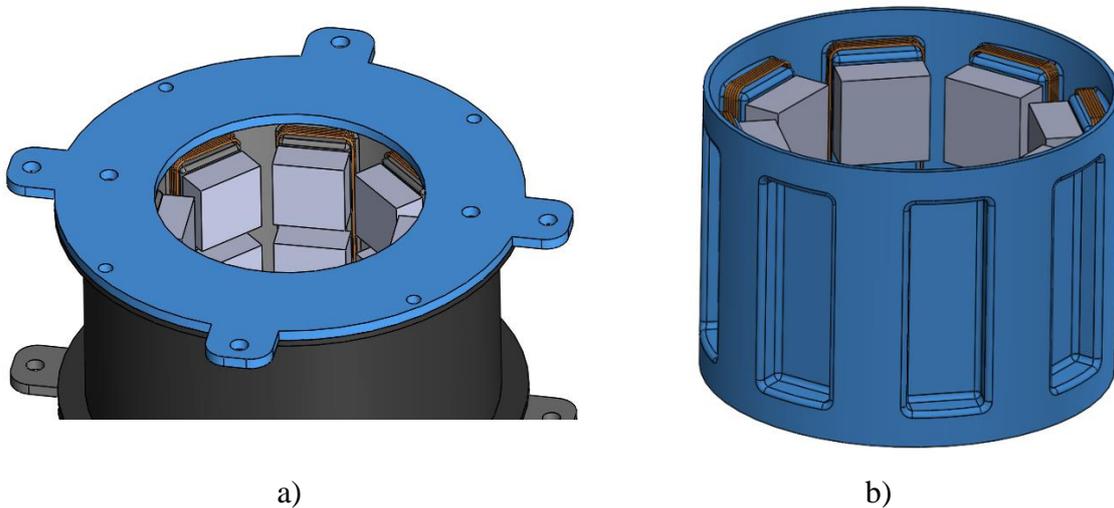


Figura 37-Vista detalhada de componentes do conceito 1: a) estrutura das extremidades; b) estrutura interior

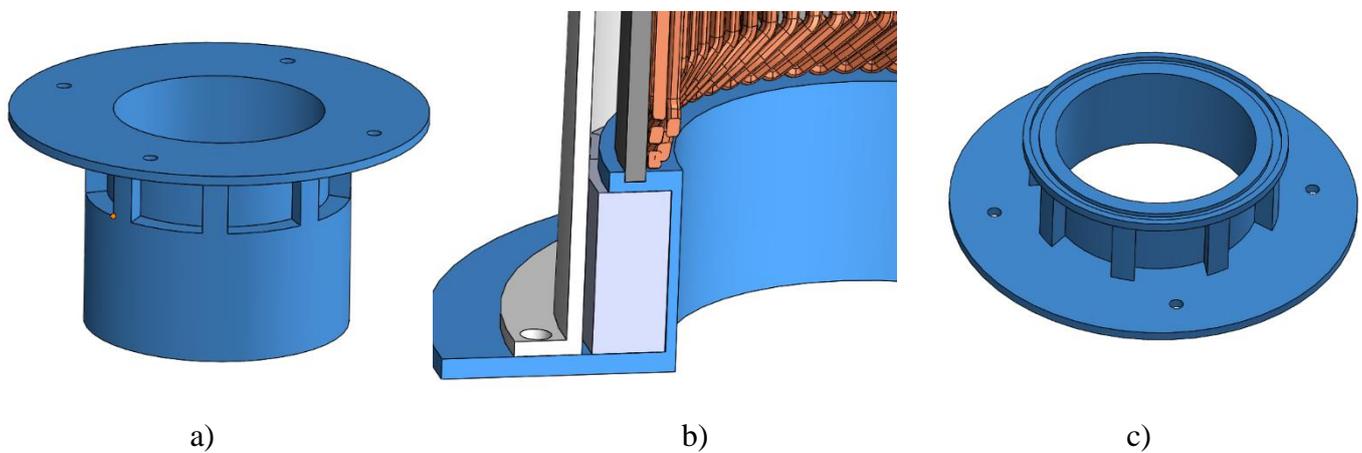


Figura 38-Vista detalhada do conceito 2: a) estrutura interior superior; b) acoplamento entre as estruturas interiores; c) estrutura interior inferior

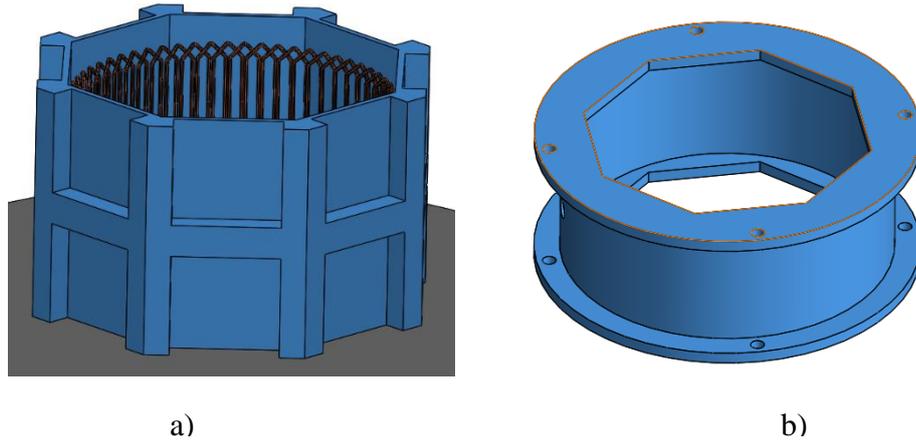


Figura 39-Vista detalhada de componentes do conceito 5: a) Estrutura interior; b) Estrutura exterior

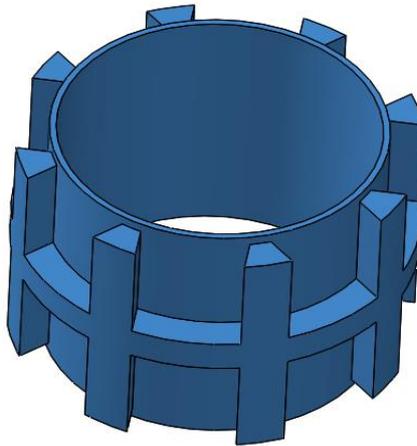


Figura 40-Vista detalhada da estrutura interior do conceito 3

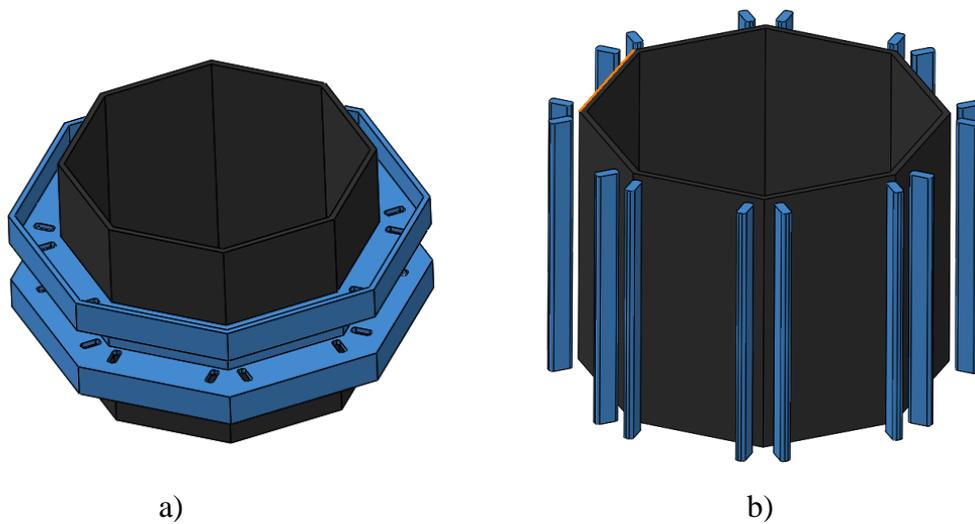


Figura 41-Vista detalhada de componentes do conceito 6: a) Estrutura de suporte; b) Espaçadores

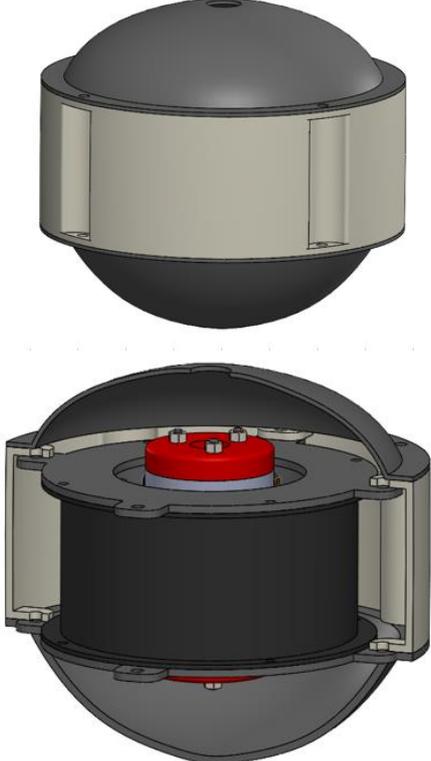
Tabela 11-Matriz de seleção para os conceitos gerais de design e funcionamento do estator

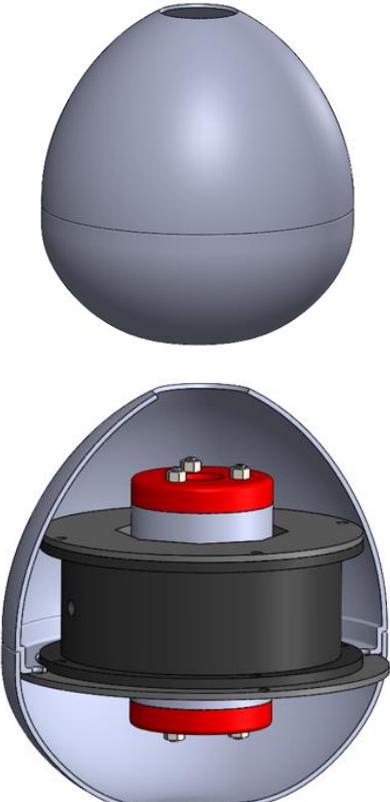
Soluções		n°1	n°2	n°3	n°4	n°5	n°6
Simplicidade de design	5%	3	2	2	5	3	4
Possibilidade de remoção/substituição e facilidade de montagem/desmontagem	15%	2	3	5	1	5	4
Simplicidade de fabrico	15%	3	2	3	5	3	4
Minimizar a distância entre os blocos HTS e o rotor	10%	5	4	3	5	3	3
Facilidade em inserir sistema de refrigeração	5%	4	2	3	4	2	4
Eficiência térmica	10%	2	4	4	2	4	4
Dimensões	5%	3	3	4	3	4	4
Capacidade de fixar os blocos HTS	10%	5	3	4	5	3	4
Custo	15%	3	2	2	4	2	3
Desempenho estrutural	10%	3	4	4	3	4	3
Pontuação final		3,2	2,9	3,5	3,6	3,4	3,7

4.3- Conceitos de design da carcaça

O mesmo procedimento foi utilizado para a seleção do conceito da carcaça. Na Tabela 12 apresentam-se as soluções desenvolvidas, assim como a variabilidade do seu processo de fabrico e algumas observações.

Tabela 12-Conceitos gerados para a carcaça

Conceito	Design	Processo	Observações
nº1		<p>Superior/inferior: Prepreg lay-up/compression molding/ RTM</p> <p>Intermédia: Prepreg lay-up/compression molding (componente bipartido)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Design mais complexo que os restantes devido às pequenas características para realizar a fixação entre partes • Espessura variável ou constante dependendo da forma de empilhamento das fibras;
nº2		<p>Enrolamento filamentar</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Design simples; • Facilidade de execução do processo; • Espessura variável ou constante dependendo da forma como as fibras são enroladas; • Necessidade de maquinaria para realizar a partição da carcaça.

Conceito	Design	Processo	Observações
n°3		<p>Superior: Prepreg lay-up / Braid-Infusion/Compression RTM</p> <p>Inferior: Prepreg lay-up/ Compression molding BMC/RTM</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Design simples; • Espessura variável ou constante dependendo da forma de empilhamento das fibras; • Espessura constante e dificuldade de adoção de uma estrutura em sandwich para a parte superior da carcaça se fabricado por braid/RTM
n°4		<p>Superior: Prepreg lay-up</p> <p>Inferior: Prepreg lay-up/ Compression molding BMC/RTM</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Design simples; • Espessura variável ou constante dependendo da forma de empilhamento das fibras; • Facilidade de execução do processo de empilhamento de fibras

A seleção foi realizada com base nos seguintes parâmetros, cujo peso e classificação encontra-se devidamente estipulados na Tabela 13:

- Simplicidade de design;
- Facilidade de montagem/desmontagem;
- Incorporação de insertos e adaptabilidade para fixações (facilidade de incorporar insertos e implementar diferentes tipos de fixação das partes que constituem a carcaça);
- Simplicidade de fabrico (complexidade com que os componentes são fabricados, tendo também em consideração a complexidade dos moldes/mandris);
- Custo;
- Necessidade de pós-processamento/maquinagem-acabamentos como apara de rebarba e furações;
- Formato aerodinâmico;
- Estabilidade no acoplamento com o estator (se o estator é acoplado à carcaça de forma estável ou se poderá eventualmente provocar problemas de vibração).

Tabela 13-Matriz de seleção para os conceitos da carcaça

Soluções		nº1	nº2	nº3	nº4
Simplicidade de design	15%	3	5	4	4
Facilidade de montagem/desmontagem	10%	3	3	4	4
Incorporação de insertos e adaptabilidade para fixações	10%	3	2	4	4
Simplicidade de fabrico	20%	2	5	4	3
Custo	10%	2	4	3	3
Necessidade de pós-processamento/maquinagem	15%	4	2	4	4
Formato aerodinâmico	10%	2	3	5	4
Estabilidade no acoplamento com o estator	10%	5	3	4	4
Pontuação final		3,0	3,6	4,0	3,7

4.3- Conceitos selecionados

A análise realizada ao longo do capítulo 4 culmina num conceito inicial base para a arquitetura do motor, cuja orientação de rotação é vertical, o estator apresenta o design da solução 6 e a carcaça do conceito 3.

Tendo adotado a orientação de rotação vertical, torna-se pertinente que as forças de guiamento (axiais) geradas pelo motor sejam elevadas. As forças de levitação (radiais) continuam a ser fulcrais para garantir a excentricidade do rotor, mas as forças axiais possuem agora maior importância, pois são quem suporta o peso do rotor, veio de transmissão e pás, assim como a força de sustentação responsável pelo voo do veículo. É de notar que todos os conceitos foram desenvolvidos partindo do pressuposto que o motor seria capaz de gerar forças axiais suficientes, em condições normais de operação.

O inconveniente do grande número de componentes no conceito 6 do estator é compensado pela simplicidade de fabrico de cada um deles, resultando numa solução prática e sem grande valor acrescido de produção.

Por último, detalhes como elementos de fixação, sistemas de refrigeração e rolamentos (ou outro tipo de suporte do veio de transmissão necessário para que o rotor e o veio não estejam completamente em suspensão) não foram incluídos nesta fase preliminar de geração de conceitos. Contudo, os modelos já foram projetados com a consciencialização da necessidade de implementação dos mesmos.

5- Seleção de materiais e processos de fabrico

A seleção de materiais está interligada com o processo de fabrico, a função e a forma do componente a desenvolver (Figura 42). A função influencia diretamente a escolha do material, conforme as necessidades requeridas. Por sua vez, uma vez selecionado o material, as escolhas de processos de fabrico ficam limitados em razão da capacidade de processar determinado material. Finalmente, a forma que os componentes podem assumir, o seu tamanho, precisão e custo serão influenciados pelo processo selecionado. O procedimento inverso destas iterações também pode ser realizado. Quanto mais sofisticado o projeto e mais rigorosas as especificações, maior o número de iterações necessárias para que se atinja uma solução coerente.

Ao longo do presente capítulo será feita uma descrição detalhada do procedimento adotado, tanto para a seleção dos materiais como para o processo de fabrico dos componentes a desenvolver. Como ferramenta de auxílio foi utilizado o software GRANTA EduPack.

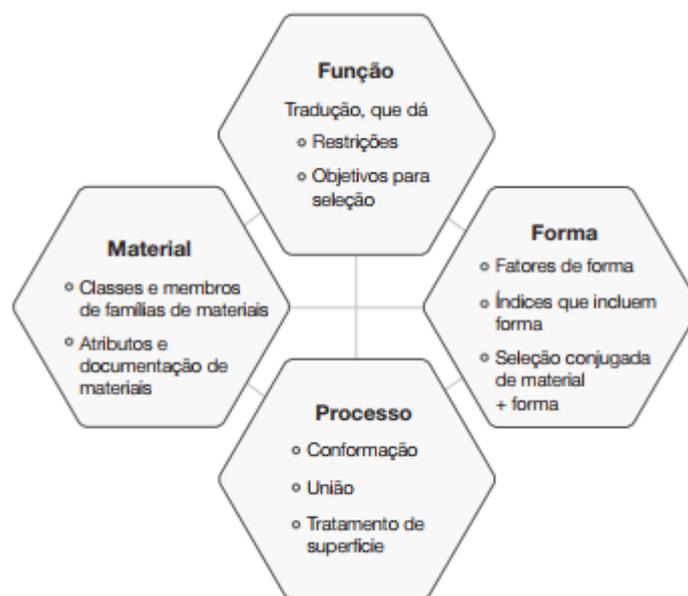


Figura 42-Iteração entre função, material, processo e forma (Ashby, 2005)

Segundo Ashby (2005), a primeira etapa na seleção de materiais consiste em realizar a tradução dos requisitos do projeto (Figura 43), ou seja, aquilo que já foi realizado no capítulo 3. Os requisitos do projeto são expressos sob a forma de funções, restrições e objetivos.

A correspondência às funções que o componente deve exercer é conseguida através de restrições, que consistem em certas qualidades/atributos ou limites de propriedades que se pretende que o material possua. Por sua vez, ao projetar um componente existe sempre um objetivo: que este seja o mais leve possível, ou o mais barato, seguro, ou até mesmo um conjunto destes.

A segunda etapa deste procedimento é a triagem, que elimina os candidatos que não correspondem com os atributos ou limites estabelecidos pelas restrições. Para esta fase inicial de triagem será utilizado o método de Ashby, que consiste em traçar um gráfico das propriedades relevantes para as cargas ou condições a que os componentes estão sujeitos, para os diferentes materiais.

Posteriormente, é necessário classificar os materiais que passaram à triagem medindo o quão bem estes podem realizar o serviço. Para tal são estabelecidos índices de materiais

definidos pelos objetivos, que consistem numa propriedade ou um conjunto de propriedades que maximiza o desempenho para um dado projeto. Cada combinação de função, restrição e objetivo resulta num índice de material. Posteriormente será utilizado o método da propriedade ponderada (WPM). Neste é atribuído a cada requisito de material, ou propriedade, um determinado peso, dependendo de sua importância para o desempenho do componente em serviço. Um valor de propriedade ponderado é obtido multiplicando o valor numérico adimensional da propriedade pelo fator de ponderação (α). Os valores de propriedade ponderados de cada material são posteriormente somados para dar um índice comparativo de desempenho do material (γ). Materiais com maior índice de desempenho (γ) são considerados mais adequados para a aplicação (Frag 2020).

De forma a evitar a influência que as propriedades tipicamente com valores superiores têm no índice de desempenho, é necessário aplicar um fator de escala para tornar os valores destas propriedades adimensional. Para tal, cada propriedade é dimensionada de forma que o seu valor numérico mais alto não exceda 100. O maior valor de cada propriedade classificado como 100 e os outros são escalados proporcionalmente através da expressão 5.1. Relativamente a requisitos que se pretende diminuir, o processo inverso é aplicado, o menor valor de cada propriedade é classificado como 100 e os outros são escalados proporcionalmente através da expressão 5.2:

$$B = \text{propriedade adimensional} = \frac{\text{valor numérico da propriedade} \times 100}{\text{máximo valor da propriedade}} \quad (5.1)$$

$$B = \text{propriedade adimensional} = \frac{\text{mínimo valor da propriedade} \times 100}{\text{valor numérico da propriedade}} \quad (5.2)$$

Nos casos em que a importância relativa de cada propriedade não é clara, a determinação dos fatores de ponderação, α , pode não ser amplamente intuitiva, o que reduz a confiabilidade da seleção do melhor material (Frag 2020). O método lógico digital (DLM) pode ser utilizado para determinar a importância relativa de cada propriedade ou objetivo. Para tal é construída uma tabela, onde as propriedades ou objetivos são listados na coluna da esquerda e as comparações são feitas nas colunas da direita. Ao comparar duas propriedades ou objetivos, o objetivo mais importante recebe um (1) ponto e o menos importante recebe zero (0). O número total de decisões possíveis é dado por $N = n(n - 1) / 2$, onde n é o número de propriedades ou objetivos em consideração. O fator de ponderação, α , é posteriormente obtido dividindo o número de decisões positivas (de valor unitário) para cada objetivo (m) pelo número total de decisões possíveis (N).

O custo do material pode também ser utilizado como um modificador do índice de desempenho do material (γ). Desta forma, uma figura de mérito para cada material pode ser obtida dividindo o índice de material pelo custo por metro cúbico, como indicado na expressão 5.3:

$$M = \frac{\gamma}{C \times \rho} \quad (5.3)$$

Tendo obtido uma pequena lista de potenciais candidatos, procede-se para a última etapa que consiste em recolher documentação acerca desses materiais. O processo de triagem e classificação não nos permite dar a conhecer quais as forças e fraquezas dos materiais. A documentação de estudos de casos de utilizações anteriores, análises de falha, detalhes

referentes à corrosão, entre outros, ajuda a reduzir a pequena lista até uma escolha final, permitindo uma combinação definitiva entre requisitos de projeto e atributos de materiais.

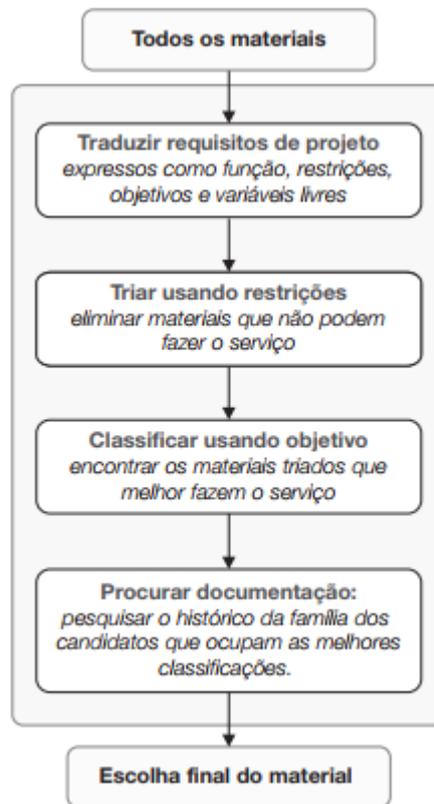


Figura 43-Etapas para a seleção de materiais (Ashby 2005)

5.1-Seleção de materiais e processos para os componentes do estator

Como já foi abordado anteriormente no capítulo 4.2, o processo de hand lay-up (principalmente utilizando tecidos pré-impregnados=prepregs) é o mais apelativo para os componentes projetados para o estator, sendo especialmente adequado para a produção em pequena escala ou de protótipos para testes funcionais com elevada performance, não sendo necessário moldes complexos, técnicas e equipamentos avançados.

O processo de RTM seria também uma opção viável para a maioria dos componentes, contudo, para além de um aumento da produtividade de produção, a sua adoção não iria proporcionar grandes vantagens.

Os requisitos para os materiais do estator já foram anteriormente estipulados no capítulo 3.2. Em termos de funcionalidades, este estator assemelha-se a um tanque de armazenamento criogénico (*pressure vessel*) ou criostato. Desta forma, além de necessitar de uma resistência adequada na temperatura de operação, o material deve ser suficientemente tenaz e rígido. Apesar do estator não ter uma dimensão próxima tanques criogénicos comuns, a densidade específica continua a ser uma propriedade importante que se procura diminuir devido à dimensão do veículo em que este motor será aplicado. Um baixo calor específico reduz as perdas por arrefecimento, um baixo coeficiente de expansão térmica reduz as tensões térmicas e permite manter a estabilidade dimensional, e uma baixa condutividade térmica também é importante para reduzir as perdas de calor. O custo do material será usado como um modificador para o índice de desempenho do material.

Na Tabela 14 é aplicado o método lógico digital para a determinação dos fatores de ponderação das 7 propriedades a avaliar, de igual modo ao realizado por com Farag (2020) para o caso de um *pressure vessel*. É dado a maior importância à tenacidade, seguido da densidade, sendo as menos importantes o módulo de Young, condutividade térmica e calor específico.

É importante notar que neste método foi fornecida uma elevada importância às propriedades mecânicas devido à elevada pressão que os tanques criogênicos geralmente estão sujeitos e também pela sua relevância para fornecer uma elevada resistência ao choque térmico. Contudo, a estrutura do estator não estará sujeita a pressões tão elevadas, assemelhando-se em mais concreto com um criostato. Nestes, a seleção de materiais é frequentemente realizada dando grande importância à condutividade térmica e expansão térmica, que são fortemente influenciadas pelas propriedades da fibra (Schutz 1998). Com o intuito de culminar estas diferenças, na fase inicial de triagem apenas foram selecionados candidatos que cumpram aos limites de condutividade térmica ($k \leq 1$) e coeficiente de expansão térmica ($\alpha \leq 15$) (Figura 44).

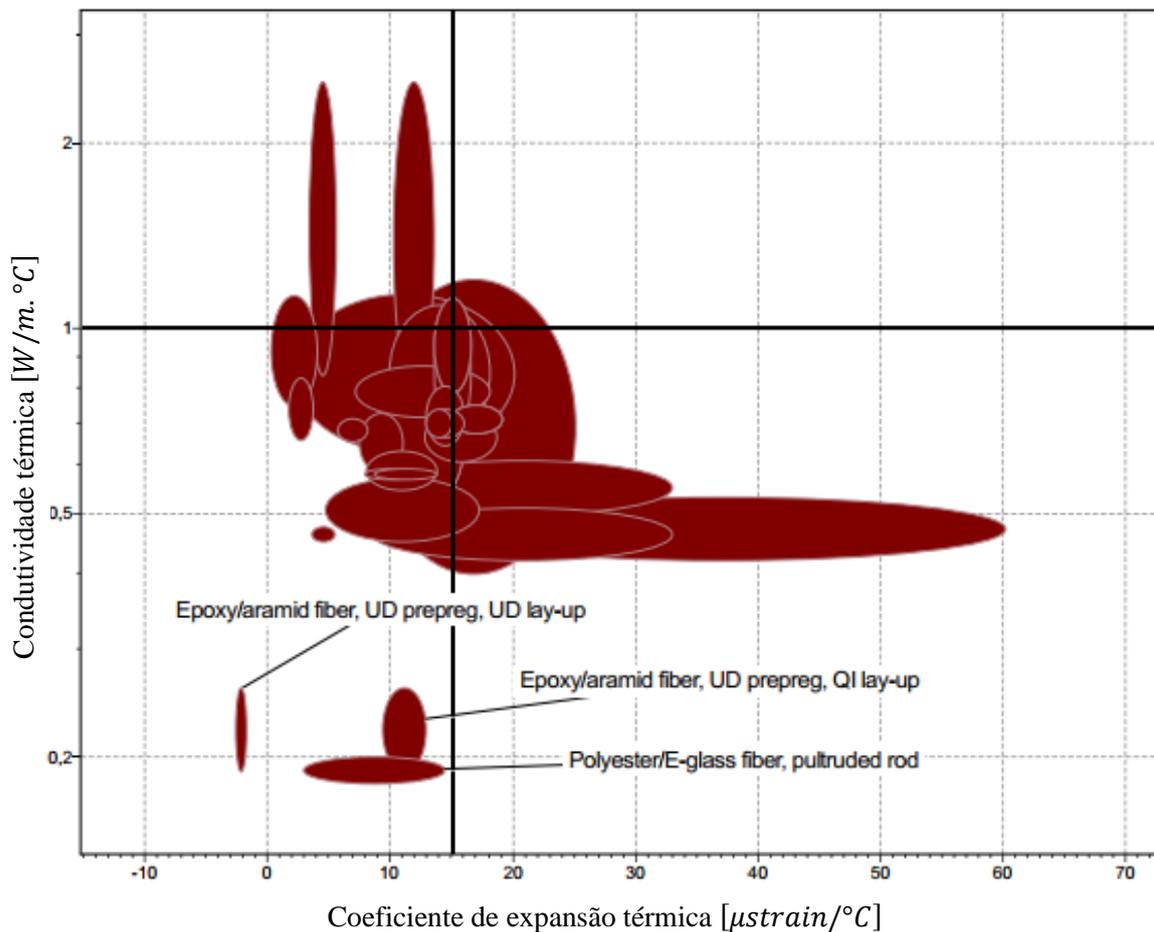


Figura 44-Triagem considerando a condutividade termica e coeiticente de expansão térmica

Tabela 14- Aplicação do método lógico digital ao estator

Goals	Nº positive decisions $N=(n-1)/2$																					Positive decisions	Fator de ponderação
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21		
1-Tenacidade à fratura	1	1	1	1	1	1															6	0,286	
2-Tensão limite de elasticidade	0						1	0	1	1											3	0,143	
3-Módulo de Young		0					0				0	0	0	1							1	0,048	
4- Massa específica			0				1				1				1	1	1				5	0,238	
5-Coeff. expansão térmica				0				1				1			0			1	1		4	0,190	
6-Conductividade térmica					0				0				1			0		0			1	0,048	
7-Calor específico						0				0										0	1	0,048	

Nesta primeira triagem foram selecionados 33 materiais, dos quais é possível verificar que um compósito de matriz epóxi com reforço de fibras de aramida apresenta o melhor compromisso destas propriedades térmicas, podendo vir a ser um forte candidato. Posteriormente, uma segunda triagem foi realizada selecionando deste grupo de materiais apenas aqueles que podem ser processados por hand lay-up com saco de vácuo, obtendo-se assim o grupo de 15 materiais apresentados na Figura 45. Uma comparação eficiente apenas pode ser assegurada tendo em consideração, para cada tipo de material (combinação de resina/fibra), a mesma forma de empilhamentos de fibras. Desta forma, foram selecionados os materiais com um lay-up quase-isotrópico (mais comumente utilizado), cujas propriedades encontram-se discriminadas na Tabela 15. Um laminado diz-se quase-isotrópico quando durante a laminação as orientações das camadas são equilibradas de modo que a rigidez e resistência do laminado seja a mesma em cada direção no plano. Propriedades quase isotrópicas podem ser alcançadas com camadas unidirecionais orientando-as em 0° , 90° , $+45^\circ$ e -45° .

Uma vez que o software GRANTA EduPack recolhe informação de um vasto número de materiais comerciais, a suas propriedades são expressas sob a forma de intervalos, que por vezes nos compósitos pode ser relativamente grande devido à variedade das propriedades das resinas existentes. É importante salientar que, apesar de introduzir algum erro na avaliação dos materiais, para cada uma destas propriedades foi considerada a média deste intervalo.

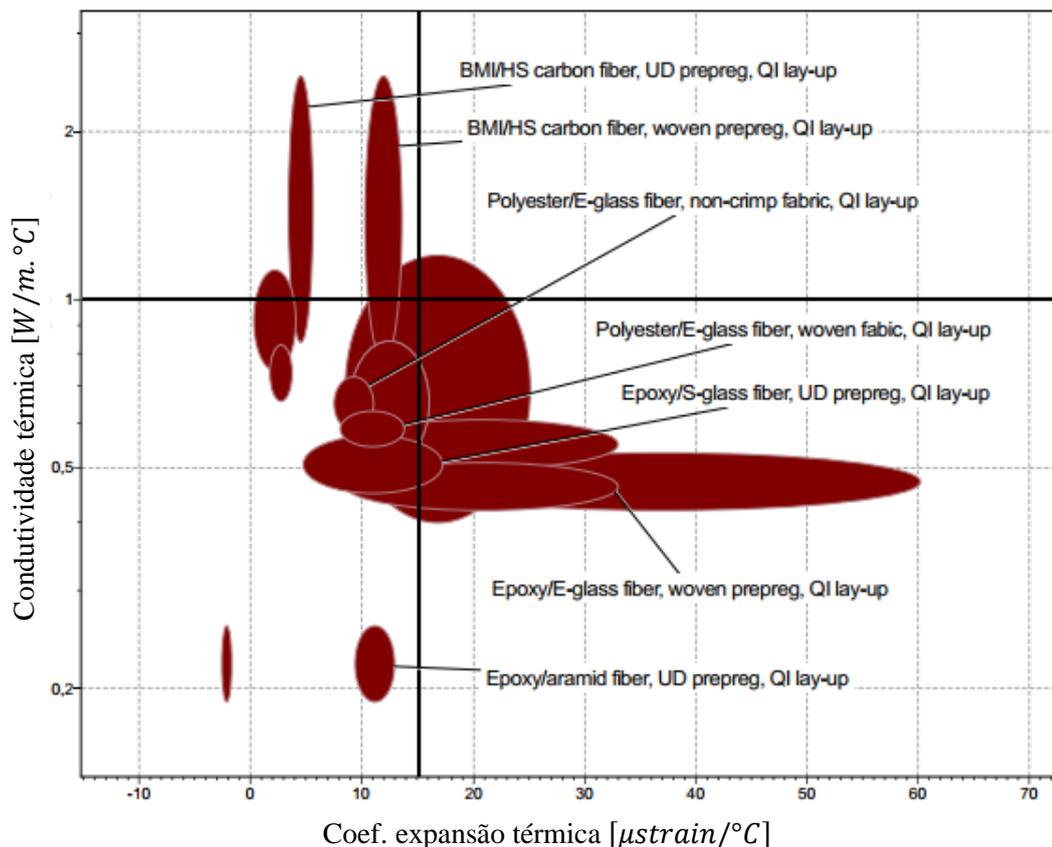


Figura 45-Triagem considerando o processo de fabrico hand lay-up com saco de vácuo

Tabela 15-Propriedades dos materiais candidatos

	1- Tenacidade à fratura [MPa. m ^{0,5}]	2-Tensão limite de elasticidade [MPa]	3- Módulo de Young [GPa]	4- Massa específica [kg/m ³]	5-Coef. expansão térmica [μ strain/°C]	6- Condutividade térmica [W/m. °C]	7-Calor específico [J/kg. °C]
Epoxy/aramid fiber, UD prepreg, QI lay-up	4,9	373,5	27,2	1380	11,155	0,225	1300
Epoxy/E-glass fiber, woven prepreg, QI lay-up	25,15	255,5	21,4	1860	20,82	0,465	1070
Epoxy/S-glass fiber, UD prepreg, QI lay-up	2,3	480,5	20	1905	10,985	0,51	998
Polyester/E-glass fiber, woven fabric, QI lay-up	19,9	192	17,3	1800	10,895	0,5885	1090
BMI/HS carbon fiber, UD prepreg, QI lay-up	6,15	452	60	1590	4,46	1,68	936
BMI/HS carbon fiber, woven prepreg, QI lay-up	24,45	371	51,4	1540	11,85	1,649	945

Uma vez escalonadas as propriedades, os índices de desempenho para cada material foram calculados (Tabela 16). Nesta fase, os materiais BMI/HS carbon fiber e epoxy/E-glass fiber demonstram ser a melhor escolha. Contudo, o índice de performance exibe a capacidade técnica do material sem ter em conta o seu preço. Na Tabela 17 encontram-se as figuras de mérito que já têm em consideração este fator e como pode ser verificado, as discrepâncias entre os preços dos diferentes compósitos tornam o polyester/E-glass fiber o melhor candidato, seguido epoxy/S-glass fiber e epoxy/E-glass fiber.

Tabela 16-Propriedades escalonadas e índice de performance

	1	2	3	4	5	6	7	Índice de performance
BMI/HS carbon fiber, woven prepreg, QI lay-up	27,8	11,0	4,8	21,3	7,2	0,6	4,7	77,4
BMI/HS carbon fiber, UD prepreg, QI lay-up	7,0	13,4	5,6	20,7	19,0	0,6	4,8	71,1
Epoxy/E-glass fiber, woven prepreg, QI lay-up	28,6	7,6	2,0	17,7	4,1	2,3	4,2	66,4
Polyester/E-glass fiber, woven fabric, QI lay-up	22,6	5,7	1,6	18,3	7,8	1,8	4,1	61,9
Epoxy/aramid fiber, UD prepreg, QI lay-up	5,6	11,1	2,5	23,8	7,6	4,8	3,4	58,8
Epoxy/S-glass fiber, UD prepreg, QI lay-up	2,6	14,3	1,9	17,2	7,7	2,1	4,5	50,3

Tabela 17-Figura de mérito

	Custo [EUR/m ³]	Custo relativo	Figura de mérito (M)
Polyester/E-glass fiber, woven fabric, QI lay-up	3640	1	61,9
Epoxy/S-glass fiber, UD prepreg, QI lay-up	43500	11,950	4,2
Epoxy/E-glass fiber, woven prepreg, QI lay-up	59100	16,24	4,1
Epoxy/aramid fiber, UD prepreg, QI lay-up	78300	21,51	2,7
BMI/HS carbon fiber, UD prepreg, QI lay-up	147500	40,52	1,8
BMI/HS carbon fiber, woven prepreg, QI lay-up	218500	60	1,3

Para sustentar estes resultados e selecionar um material comercial dentro destes 3 finalistas é agora necessário encontrar documentação da sua aplicação em ambiente criogénico. Por falta de documentação relativa a laminados woven de polyester/E-glass fiber este candidato foi descartado.

De uma forma geral, temperaturas criogénicas costumam ter um efeito positivo sobre os materiais compósitos. No que toca aos materiais epoxy/S-glass fiber e epoxy/E-glass fiber, temperaturas (entre 4 e 77 K) resultam num aumento da resistência, módulo de elasticidade, fadiga mecânica e propriedades térmicas. Por outro lado, causa uma redução na ductilidade, levando a uma menor tensão de falha, tensão de corte, tenacidade à fratura e resistência ao impacto (Sápi e Butler 2020; Kichhannagari 2004).

Nos gráficos da Figura 46 e Figura 47 é possível verificar o aumento significativo da resistência à tração e compressão, bem como o módulo de elasticidade para temperaturas criogénicas.

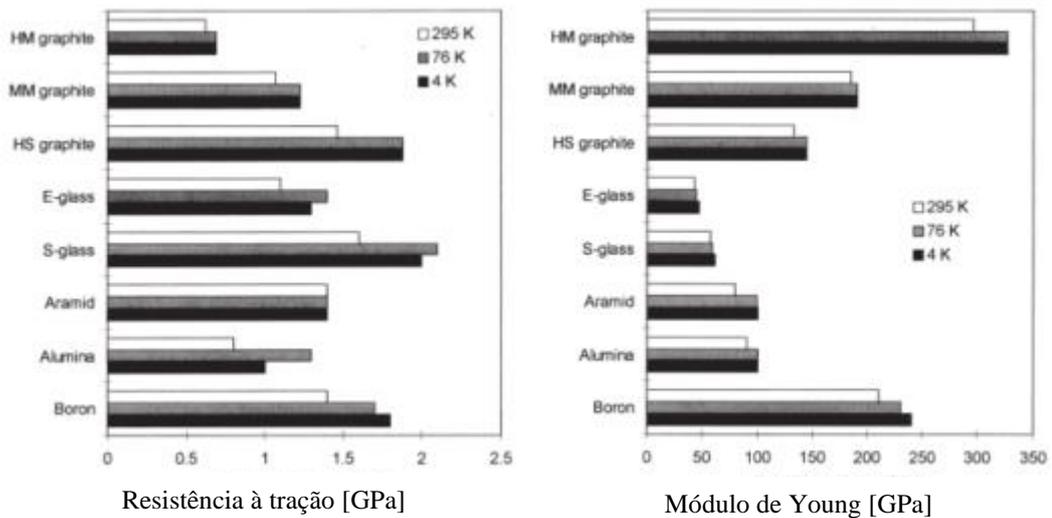


Figura 46-Resistência à tração e módulo de elasticidade de compósitos de matriz epóxi unidirecional (Schutz 1998)

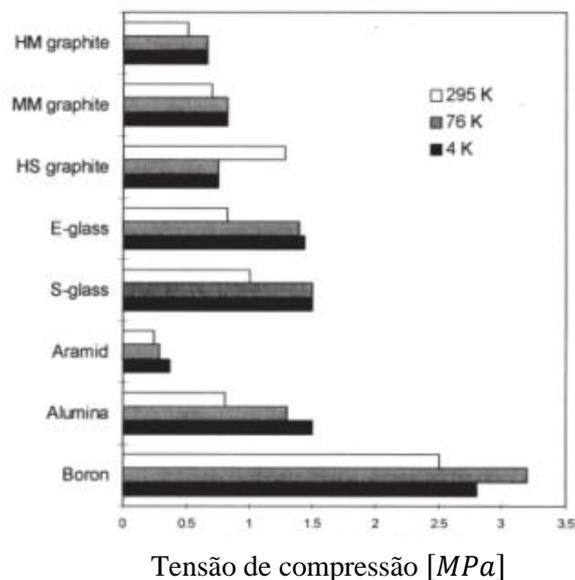


Figura 47--Resistência à compressão de compósitos de matriz epóxi unidirecional (Schutz 1998)

O módulo de Young e a resistência à tração da matriz tende a aumentar com a diminuição da temperatura devido à redução da mobilidade da cadeia polimérica da epóxi, que aumenta as forças de ligação entre as moléculas e, portanto, a resistência do material. O facto da resina tornar-se mais rígida e resistente resulta em deformações de fratura menores (Sápi e Butler 2020).

Por sua vez, a resistência à fadiga mecânica destes compósitos a temperaturas criogénicas é superior do que à temperatura ambiente (Reed e Golda 1994). Tal deve-se ao aumento da resistência da resina e da resistência da interface resina-fibra, como pode ser observado na Figura 48. A baixas temperaturas, as fibras permanecem cobertas por resina resultando numa melhoria da resistência superficial.

Um elevado número de estudos demonstrou um aumento na resistência à fratura de epoxy pura a 77 K. Um comportamento semelhante deveria ocorrer com compósitos laminados, uma vez que a fratura também é dominada pela resina. Contudo, entre os compósitos investigados na literatura por Sápi e Butler (2020), apenas metade das resinas (CU125NS, DGEBA, SE-84, 133) mostrou um aumento desta propriedade tendo a outra metade (977-2, 977-3, 3501-6, 3631) diminuído em temperaturas criogénicas ou baixas (ver Tabela 7). Esta distinção demonstrou ser independente do tipo de fibra (carbono ou vidro) e do tipo de camada (UD ou tecido).

No entanto, verifica-se uma diminuição do desempenho do impacto da resina com a diminuição de temperatura devido à diminuição de ductilidade, sendo necessário menos energia para quebrar a matriz (Chen, et al. 2009).

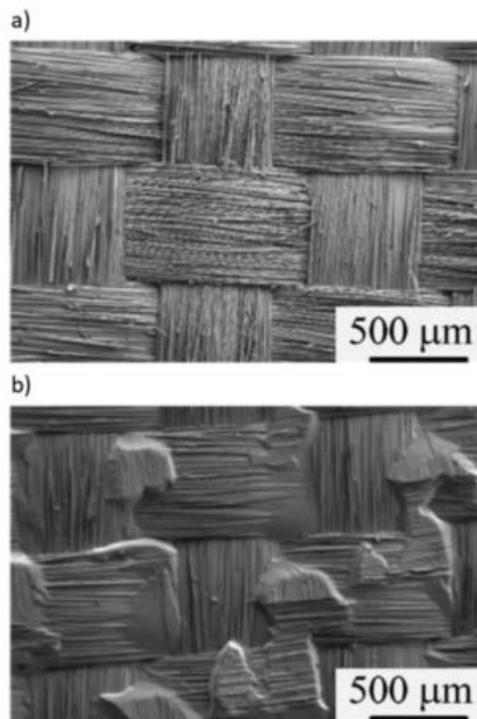


Figura 48- Imagens SEM de superfícies de fratura de laminados woven de GFRP associado ao modo I de fadiga cíclica: a) temperatura ambiente; b) 77K (Sápi e Butler 2020)

O comportamento mecânico dos materiais compósitos é fortemente afetado pelo coeficiente de expansão térmica. Os efeitos dos danos térmicos causados pelas diferenças nas taxas de expansão térmica entre a resina e as fibras podem quebrar a ligação e causar a formação de microfissuras. Em temperaturas criogênicas, esse efeito é intensificado, podendo aumentar o tamanho das fissuras, comprometendo assim as propriedades mecânicas e a permeabilidade do material compósito (Kichhannagari 2004). Nos materiais em que o reforço é composto por fibra de vidro (S-glass e E-glass) este fenómeno é atenuado pela compatibilidade entre o coeficiente de expansão térmica das resinas e das fibras (Figura 49). Como se pode verificar na Figura 50, o coeficiente de expansão térmica dos compósitos de fibra de vidro diminui com a diminuição da temperatura. Para além disso, ao contrário do comportamento exibido pelas fibras de carbono e aramida, as fibras de vidro são materiais excepcionais para aplicações em que se pretende manter a tolerância dimensional ao longo de uma faixa de temperaturas, devido à sua rigidez relativamente baixa e coeficiente de expansão térmica intrínseco positivo (Schutz 1998). Relativamente à condutividade térmica, os compósitos de fibra de vidro apresentam os valores mais baixos até temperaturas da ordem dos 40 K (Figura 51).

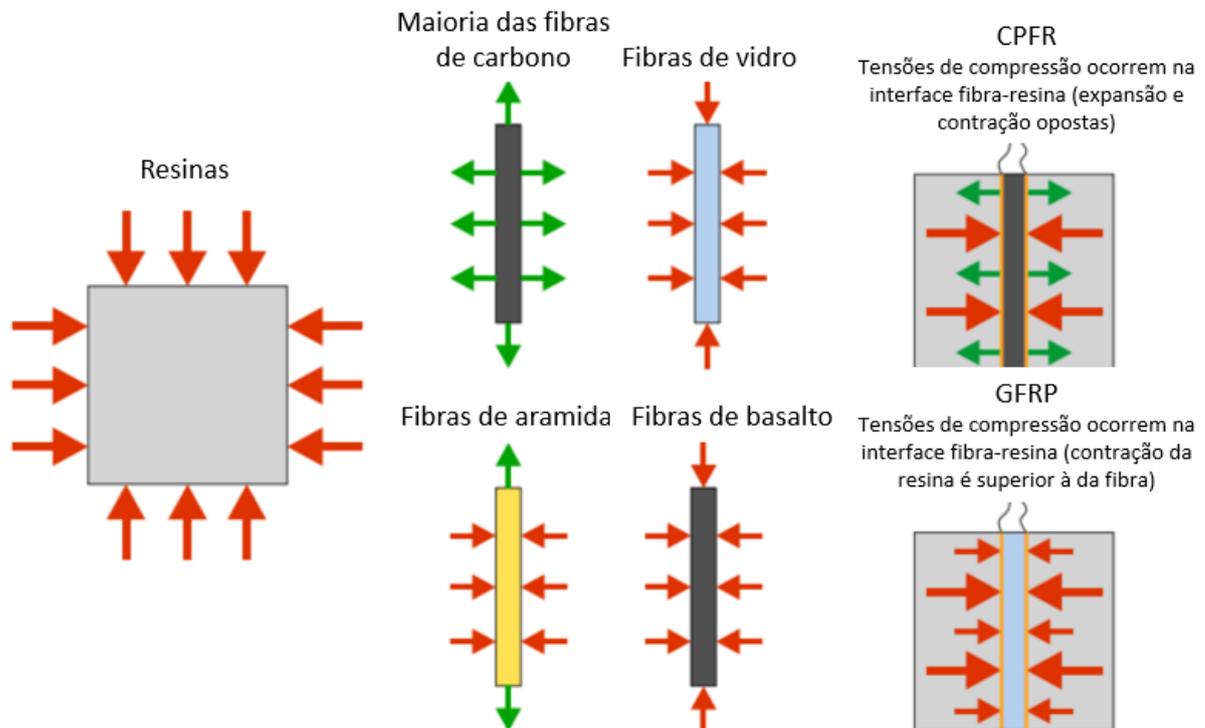


Figura 49-Deformação das resinas, fibras e compósitos durante o arrefecimento: Adaptado (Sápi e Butler 2020)

Em aplicações de tanques criogênicos/criostatos é necessário assegurar que o material a ser utilizado possui uma baixa permeabilidade. Disdier, et al. (1998) realizaram um estudo em prepregs comerciais de E-glass/epoxy (Vetronite 64120, Permaglass TE 630 e Brochier 1452/50%/1664) acerca da permeabilidade do material ao hélio após ter sofrido fadiga térmica e fadiga mecânica. Verificou-se que os choques térmicos entre a temperatura ambiente e os 77 K não tiveram efeito na permeabilidade, solubilidade e taxas de difusão do hélio. Estes materiais mostraram conservar as suas propriedades mesmo após 100 ciclos de choques térmicos.

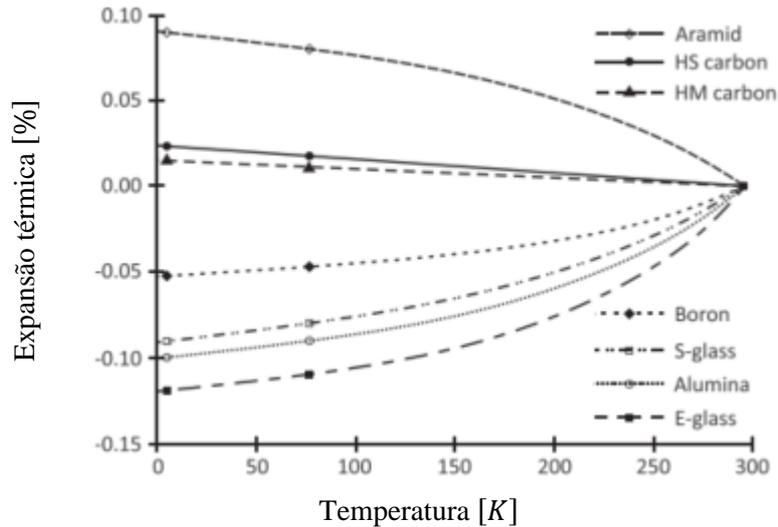


Figura 50-Expansão térmica de compósitos reforçados com fibra unidirecional durante o arrefecimento (Schutz 1998)

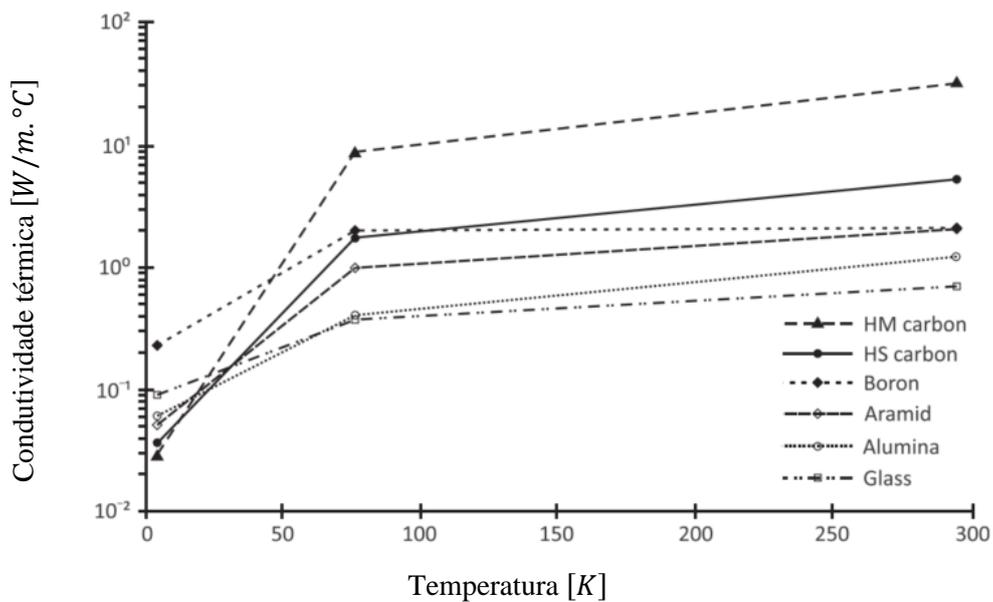


Figura 51-Conduividade térmica de compósitos reforçados com fibra unidirecional (Schutz 1998)

Para além dos requisitos térmicos e mecânicos que os materiais do estator devem obedecer, permanece ainda um fator que não foi tido em consideração durante o processo de seleção do material, mas que é importante mencionar. Estando a estrutura interior em contacto com os enrolamentos de armadura, é necessário que o material que constitua este componente seja um bom isolante elétrico de forma a reduzir as perdas energéticas por parte do líquido criogénico. Desta forma, compósitos em fibra de carbono podiam ter sido logo descartados devido às suas condutividades elétricas. Dado que as cargas mecânicas nestas aplicações de isolamento elétrico são maioritariamente ao longo da espessura do compósito, os materiais com reforço de fibras de aramida também podiam ter sido descartados devido às suas baixas propriedades transversais (Schutz 1998).

Por outro lado, compósitos de epoxy reforçada com fibra de vidro (E-glass e S-glass), como o prepreg CTD-112P/S-2 glass ou o laminado de alta pressão G11-CR, apresentam boas propriedades ao longo da espessura sendo por isso utilizados como isolamento elétrico e térmico, e suporte estrutural em ímanes supercondutores operando a temperaturas criogénicas para o reator experimental a fusão nuclear (ITER-International Thermonuclear Experimental Reactor) (Takeda, et al. 2015; Schutz 1998). Para além disso, compósitos em fibra de vidro também são muito utilizados em criostatos para várias aplicações nenhuma perda por corrente de Foucault pode ser induzida (Disdier, et al. 1998).

Desta forma, verifica-se que tanto epoxy/S-glass fiber e epoxy/E-glass fiber são candidatos adequados para os componentes que constituem o estator. A solução mais viável seria a escolha do material CTD-121P-S2, produzido pela Composite Technology Development, que é próprio para aplicações criogénicas e possui boas propriedades elétricas. Contudo, poucas propriedades conhecidas deste material tornam a sua escolha inviável para as futuras simulações a realizar. Desta forma, foi selecionado o material Nelcote® E-761 Epoxy Prepreg, 7781 E-Glass Reinforced, produzido pela Park Aerospace, cujas propriedades encontram-se no anexo A.

E-761 trata-se de uma matriz epóxi autoadesiva versátil para uso em aplicações aeroespaciais e comerciais onde a facilidade de processamento e o custo são considerações fundamentais. Permite a produção de laminados em sanduíche com núcleo de favo de mel ou espuma sem o uso de filme adesivo, apresenta o benefício de possuir uma temperatura de cura flexível de 80°C a 120°C, boas propriedades elétricas e retardante de fogo de acordo com FAR 25.853. Todas estas propriedades estão em concordância com os requisitos impostos no capítulo 3.

5.1.1-Seleção de material para os espaçadores

Dado a natureza geométrica dos espaçadores (esbeltos e compridos), é de grande interesse selecionar, para este componente, um material que seja fabricado por pultrusão. Estando imerso no mesmo ambiente criogénico que os restantes componentes do estator, é necessário que este material possua um baixo coeficiente de expansão térmica (reduzindo a probabilidade de propagação de fissuras na zona de acoplamento com a estrutura de suporte), baixa condutividade térmica e elétrica e transparência eletromagnética. Para além disso, uma vez que estes se destinam a evitar o movimento de rotação dos blocos em torno do eixo, devido à interação magnética com os ímanes em rotação do rotor, devem suportar as respetivas cargas de flexão associadas.

Durante o processo de seleção de material para os restantes componentes do estator, foi identificado um material que demonstra grande aptidão para esta função, haste de polyester/E-glass obtida por pultrusão (destacada na Figura 44).

Kichhannagari (2004), realizou ensaios de flexão a diferentes temperaturas (desde ambiente até criogénicas) para amostras de polyester/E-glass obtidas por pultrusão. Neste estudo, para além de ter-se verificado um bom comportamento da matriz face aos choques térmicos, a diminuição de temperatura resultou num aumento exponencial da força possível aplicar sem resultar na sua falha. A baixas temperaturas este material torna-se bastante rígido, enquanto para elevadas temperaturas é bastante dúctil.

Desta forma, selecionou-se o material comercial Polyglas Polyester Class F-155 produzido pela Liberty Pultrusions, sob a forma de perfil retangular e dimensões 3.17 x 6.35 mm. As propriedades e especificações dimensionais deste componente estão especificadas no anexo B.

5.1.2-Seleção de material isolante

Uma vez que a condutividade térmica do material selecionado para os componentes do estator apresenta uma diferença significativa em relação ao valor de referência de $0,02 \text{ W/m.K}$ (proveniente do estudo realizado por A. Arsénio, M. Roque, et al. (2018)), será também selecionado um material isolante para investigar a sua implementação em torno da estrutura interior e exterior do estator. O isolamento apenas será aplicado nestes dois componentes visto que são os que constituem a maior área de contacto entre o azoto líquido-exterior e também pelo facto da sua implementação na estrutura dos topos não ser conveniente, quer por estarem sujeitos a elevadas cargas de compressão por parte dos elementos de fixação, como por posteriormente serem acoplados os sistemas de refrigeração neles.

De acordo com Verstraete, et al. (2010), um bom sistema de isolamento deve possuir baixa condutividade térmica, baixa difusividade térmica e baixa massa volúmica. Espumas de baixa densidade, aerogels e isolamentos de múltiplas camadas (MLI) são os isolamentos mais adotados para aplicações aeroespaciais. Para efeitos desta seleção consideraram-se apenas espumas, pelo seu baixo preço, fácil adesão ao substrato e fácil processibilidade.

Pelo gráfico da primeira triagem apresentado na Figura 52, o poliuretano flexível apresenta ser o candidato mais adequado para a nossa aplicação. Contudo, após aplicados os limites de temperatura mínima e máxima de serviço (Figura 53), verificou-se que apenas poliuretanos rígidos, espumas rígidas de polimetacrilimida e polieterimida cumprem os requisitos (melhores candidatos destes diferentes tipos evidenciados). Devido à utilização deste isolamento junto da interface que irá conter o líquido criogénico (estrutura exterior e interior em compósito) foi estabelecida uma temperatura mínima de serviço de -150°C . Por outro lado, a espuma também deve suportar a temperatura contínua de cura do Nelcote® E-761 Epoxy Prepreg, que varia de 80°C a 120°C , para que o acoplamento dos componentes seja feito posteriormente ao fabrico da estrutura, por via de colagem com adesivo estrutural (*secondary bonding*).

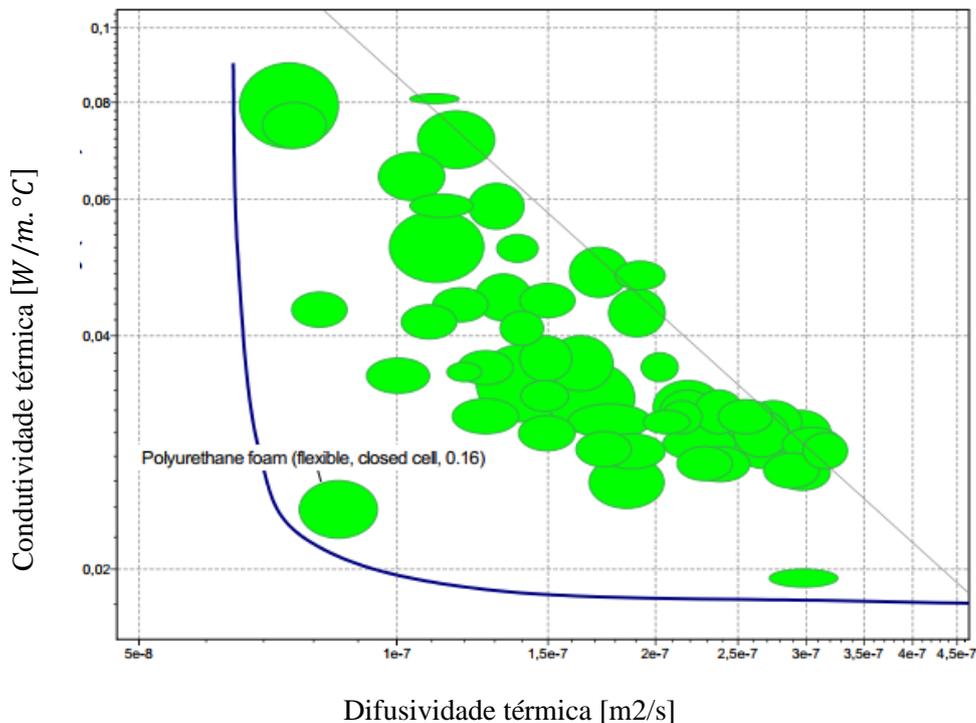


Figura 52-Primeira triagem de seleção do isolante considerando a condutividade e difusividade térmica

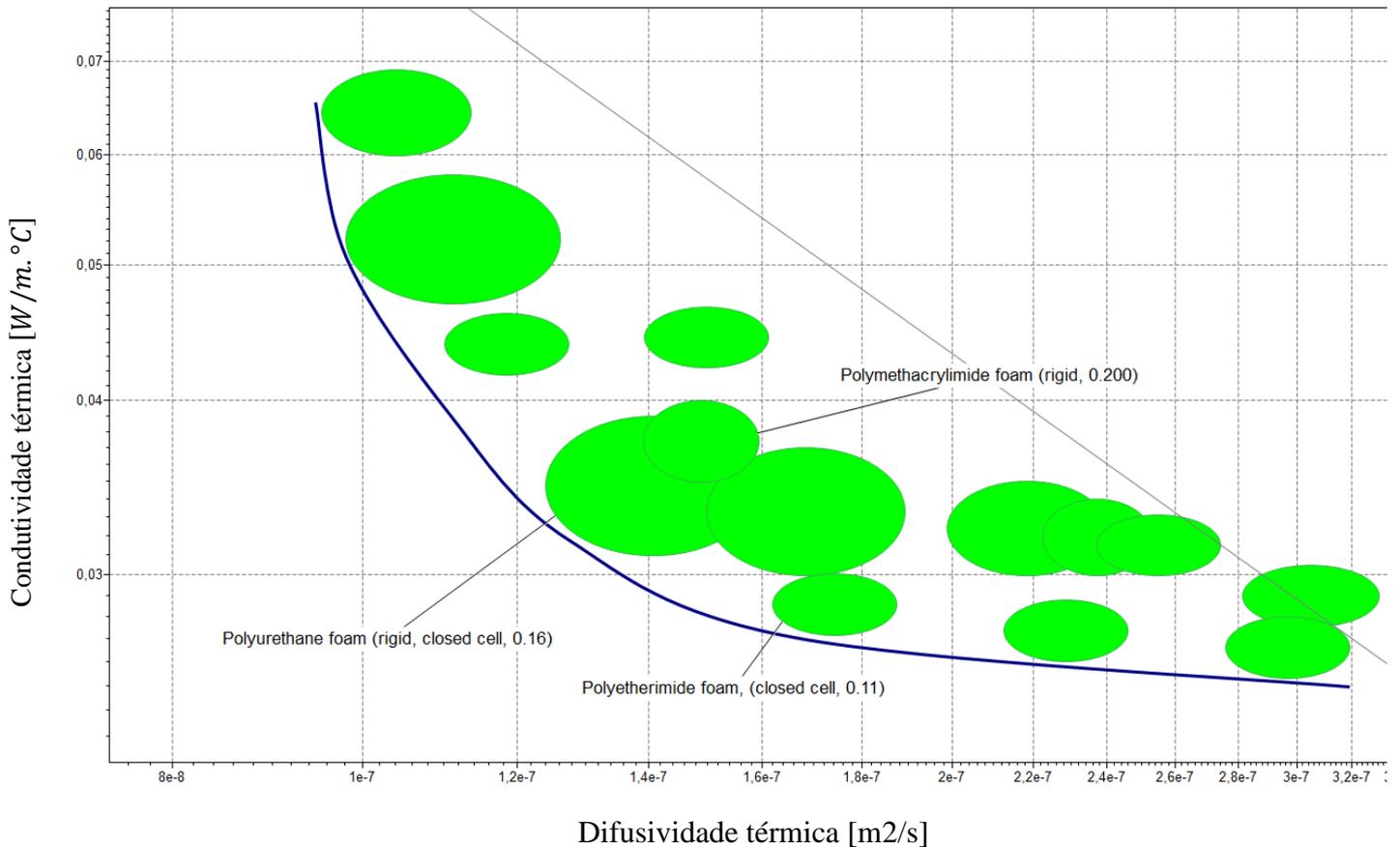


Figura 53-Segunda triagem de seleção do isolante considerando temperatura máx e min de serviço

Dado que a lista de candidatos é bastante reduzida, não é necessário proceder-se a uma avaliação com base no método da propriedade ponderada, pelo que a escolha da espuma mais indicada a utilizar será fundamentada com literatura.

Sendo as espumas de poliuretano rígidas e não termomoldáveis, a sua utilização não é tão direta. Contudo, a sua excelente resistência a ciclos térmicos, torna-as principais candidatas para criostatos. Por outro lado, a espuma de polimetacrilimida de célula fechada (Rohacell ®) é rígida e termo moldável, embora a sua termoformação seja delicada (Verstraete, Hendrick, et al. 2010).

Como se pode verificar pela Figura 54, a diferença de performance térmica dos dois materiais com a diminuição da temperatura é bastante pequena. A principal diferença entre os dois reside na massa volúmica, sendo a do rohacell superior.

Num estudo realizado por Verstraete, Hendrick, et al. (2010), relativamente à aplicação destes dois isolamentos para um tanque de hidrogénio de uma aeronave, o uso do poliuretano levou a uma densidade de armazenamento gravimétrica maior e, portanto, a um tanque mais leve. A menor condutividade térmica da espuma de poliuretano, contudo, resulta em um isolamento ligeiramente mais espesso, o que poderá resultar num aumento da distância de entreferro, relativamente à utilização do rohacell. Devido à densidade bem menor da espuma de poliuretano, o tanque era 53 kg mais leve, em parte porque o tanque pode ser projetado para uma pressão de ventilação ligeiramente mais baixa. Desta forma, apesar do inconveniente de maior espessura de isolamento, a espuma rígida de poliuretano mostrou ser mais indicada para a sua implementação num tanque criogénico.

Relativamente às espumas de polieterimida, apesar de possuírem uma condutividade térmica e massa volumica inferior aos dois outros materiais de isolamento, não apresentam a mesma resistência a ciclos térmicos, apresentando problemas ao fim de 50 ciclos (Darkow, et al. 2019).

Por outro lado, antigas aplicações na aviação com espumas de poliuretano já demonstraram a sua estabilidade estrutural e durabilidade ao longo de mais de mil ciclos. Estas espumas já eram usadas durante as primeiras aplicações espaciais ou para tanques de azoto líquido, apenas perdendo performance após cerca de 800 ciclos térmicos (Darkow, et al. 2019).

Tendo esta análise em consideração, foi selecionado o material LAST-A-FOAM® FR-7104 Rigid Polyurethane Foam produzido pela General Plastics, e as suas propriedades encontram-se evidenciadas no anexo C.

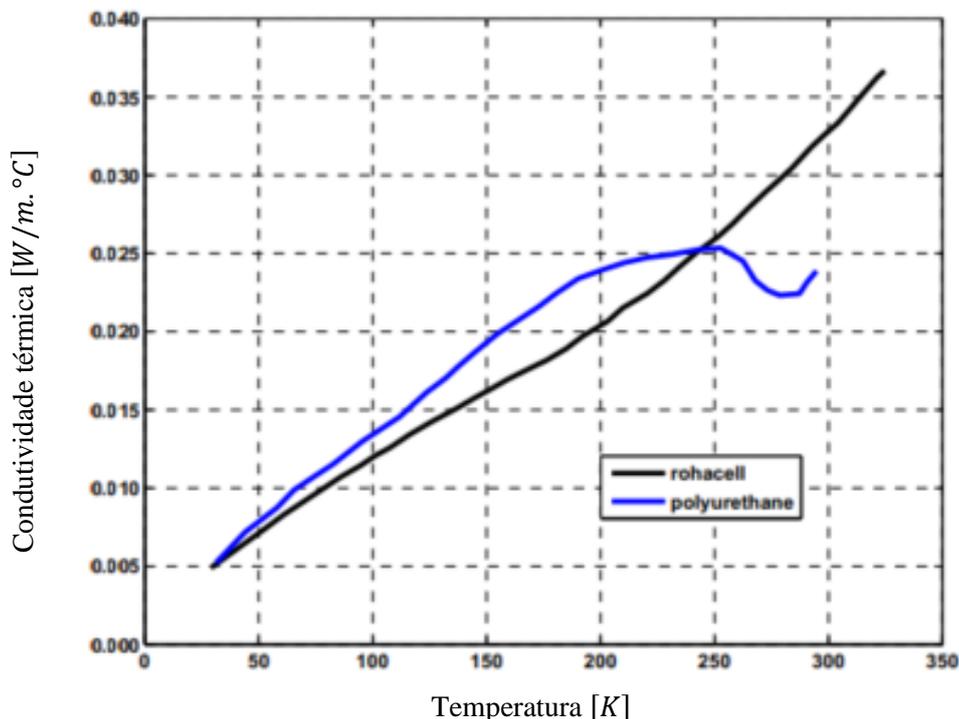


Figura 54-Conductividade térmica do poliuretano e rohacell: Adaptado (Brewer

5.2-Seleção de materiais e processos para os componentes da carcaça

Um dos principais objetivos da carcaça é de servir de elemento estrutural de proteção do motor. Desta forma, será adotada uma configuração estrutural semelhante à dos capacetes. A estrutura interior tem como função absorver a maioria da energia de impacto e também servir de isolador térmico, enquanto a estrutura exterior deve resistir à penetração de objetos desconhecidos e distribuir a força de impacto sobre uma maior área da estrutura interior, aumentando assim a sua capacidade de absorção de energia.

Para efeitos de seleção do material interior apenas será considerado a família das espumas, dado que são o grupo de materiais que consegue absorver a maior quantidade de energia por unidade de volume (Shuaeib, et al. 2002).

Seleção do material da estrutura interior (espuma):

Um absorvedor de energia de impacto insere-se numa classe de materiais que geralmente absorve energia cinética mecânica por compressão ou deflexão a uma tensão relativamente constante, não ricocheteando (efeito mola).

As espumas são materiais porosos e têm uma curva de tensão-extensão bastante única. Uma vez aplicada uma tensão que excede o platô de esmagamento, a espuma começa a comprimir com uma tensão razoavelmente constante até cerca de 50-70% de deformação (Figura 55). Esta seção abaixo da curva tensão/deformação define o comportamento de um absorvedor de energia ideal, ou seja, que não chega a deformar plasticamente. Nesta zona, a área sob a curva representa o trabalho, sendo este trabalho de compressão da espuma equivalente à energia cinética de uma massa que impacta contra o material.

A energia cinética por unidade de volume pode ser determinada pela expressão 5.4, enquanto de acordo com Maiti, Gibson e Ashby (1984), a máxima energia absorvida por unidade de volume de uma espuma antes que ocorra densificação é dada pela expressão 5.5:

$$W = \frac{m_{\text{projétil}} \times v^2}{2V} \quad (5.4)$$

$$W = 0,11\sigma_d^{7/8}E^{1/8} \quad (5.5)$$

$m_{\text{projétil}}$ = massa do projétil [kg]

v = velocidade do projétil [m/s]

V = volume de espuma que absorve o impacto [m³]

E = módulo de Young [GPa]

σ_d = tensão de densificação [MPa]

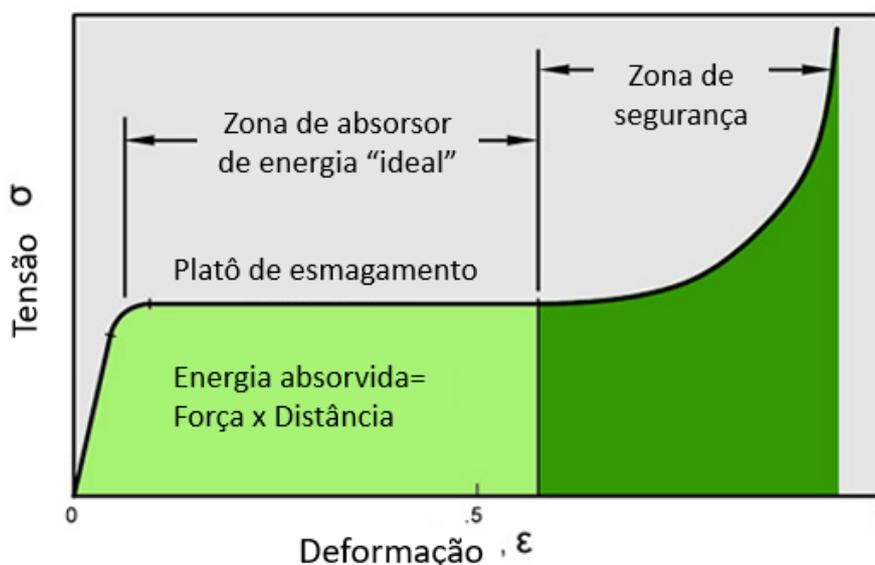


Figura 55-Curva de tensão compressão típica de uma espuma: Adaptado (ERG s.d.)

Por sua vez, segundo Bird, et al. (2018), a expressão 5.6 pode ser utilizada como índice de material de forma a seleccionar uma espuma com a mínima massa que consiga absorver um determinado montante de energia de impacto (Figura 56). Todos os materiais ao longo da inclinação desta linha têm a mesma capacidade em minimizar a massa para a capacidade de absorção de energia definida. Para além disso, os materiais com as maiores capacidades de absorção de energia são encontrados arrastando esta reta para cima.

$$M = \frac{E^{0,729}}{\rho} \quad (5.6)$$

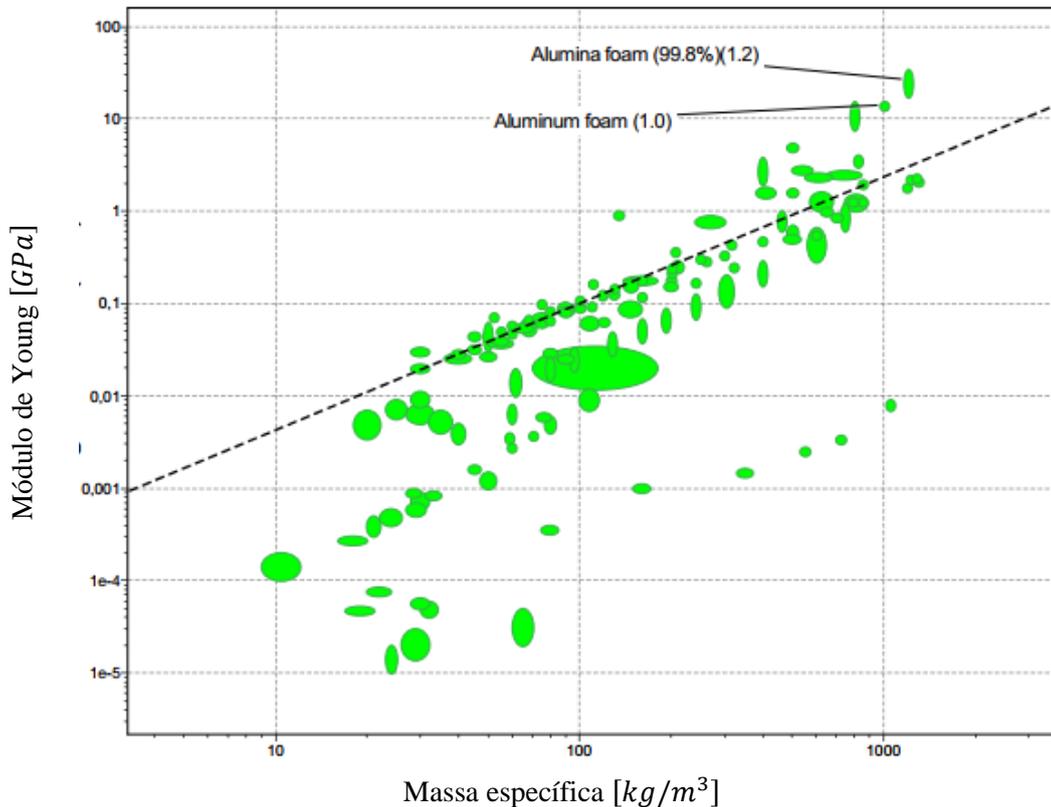


Figura 56-Capacidade de absorção de energia de impacto com a mínima massa

Assume-se que o caso crítico de situação de impacto na carcaça é o da colisão de uma ave. De acordo com um estudo realizado por Hedayati e Sadighi (2015), utilizando um modelo lagrangeano, verificou-se que a força de colisão máxima devido ao impacto de uma ave de 1kg a 116m/s é cerca de 0.15 MN. Dado a geometria da carcaça, o impacto irá fazer-se sentir maioritariamente em apenas metade da área da espuma. Dividindo a força de impacto por esta área obtém-se um valor de referência para a tensão de compressão mínima admissível de 3,75 MPa, que foi utilizado de forma a limitar os candidatos.

Manipulando as expressões 5.4 e 5.5, é possível obter uma estimativa da espessura mínima de espuma necessária, em função das suas propriedades, para absorver a energia de impacto (expressão 5.7). Como se pode verificar, para que não seja necessária uma elevada espessura de espuma, é preciso que tanto a tensão de compressão como o módulo de Young sejam elevados. Desta forma, também foi considerado um limite mínimo de 0,5 GPa para o módulo de Young. Na Figura 57 foram aplicados estes limites, obtendo-se assim uma lista reduzida de possíveis candidatos para o núcleo da carcaça, dentro os quais se destacam as espumas de poliuretano, de PVC e de alumínio pela sua vasta aplicação e documentação em

estruturas sanduíche para elevada resistência ao impacto (nomeadamente para estruturas de barcos, aeronaves e automóveis) (Ma, et al. 2021; Castilho 2014;). Entre estes, a espuma de PVC semirígida é o único material que pode ser termoformado podendo assim facilitar o processo de produção da estrutura da carapaça. Com este objetivo em vista, selecionou-se o material comercial Divinycell® HP 250 produzido pela Diab. Este material foi desenvolvido para atender às demandas em processamento de temperatura elevada, incluindo sistemas pré-impregnados de baixa-média temperatura, RTM e infusão de resina. Ele oferece altas propriedades em todas as áreas significativas, incluindo desempenho mecânico, alongação de fratura, ductilidade, adesão/resistência a *peel*, tenacidade à fratura e estabilidade dimensional. Outras características principais do Divinycell HP incluem excelente resistência química, baixa absorção de água e bom isolamento térmico / acústico (Divinycell-PVC s.d.). As propriedades deste material encontram-se discriminadas no anexo D.

$$t = \frac{m_{\text{projétil}} \times v^2}{0,22 A \sigma_d^{7/8} E^{1/8}} \quad (5.7)$$

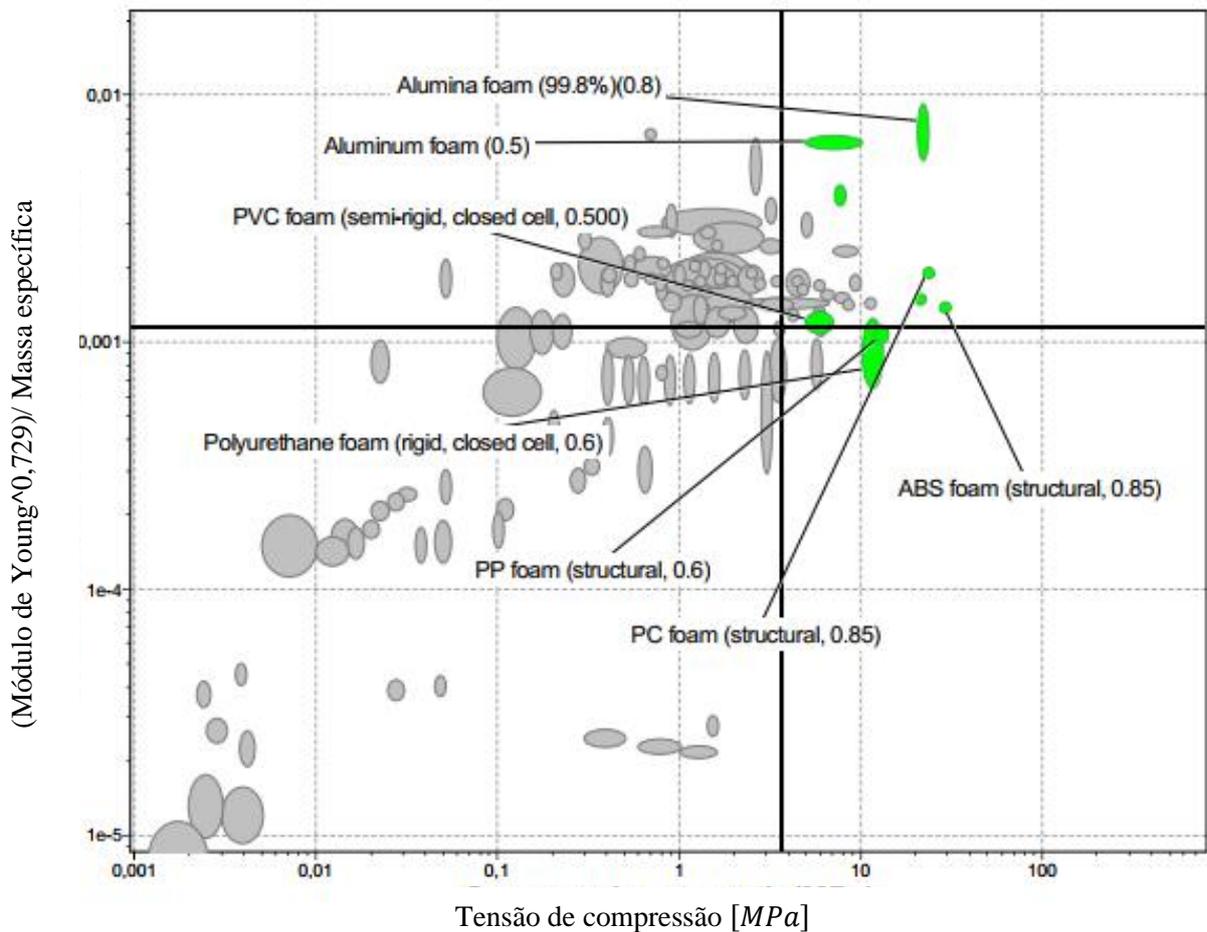


Figura 57-Lista de candidatos possíveis para o núcleo da carcaça

Seleção do material da estrutura exterior (casca) e processo de fabrico da carcaça:

O principal requerimento da estrutura exterior é que esta não deve fraturar sob impacto. Por isso, o material deve ter elevada resistência de impacto, elevada resistência para suportar o máximo de carga sem deformar, elevada rigidez para suportar eventuais deformações, boa tenacidade para evitar fraturas e finalmente, uma baixa massa volúmica. De modo semelhante ao que foi realizado anteriormente para o estator, foi aplicado o método lógico digital para a determinação dos fatores de ponderação das propriedades a avaliar (Tabela 18). Contudo, para aumentar a precisão das decisões baseadas neste método, desta vez as avaliações foram modificadas pela atribuição de notas de gradação variando de 1 (nenhuma diferença em importância) a 3 (grande diferença em importância).

Tabela 18-Aplicação do método lógico digital à carcaça

Goals	Nº positive decisions $N=n(n-1)/2$										Decisões positivas	Fator de ponderação
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		
Tensão limite de elasticidade	3	3	1	3							10	0,25
Módulo de Young	1				2	1	2				6	0,15
Massa específica		1			2			1	2		6	0,15
Resistência ao impacto			3			3		3		3	12	0,30
Tenacidade à fratura				1			2		2	1	6	0,15

Para realizar uma primeira triagem dos materiais, a resistência específica e a tenacidade foram consideradas (Figura 58). Novamente, para que as propriedades pudessem ser comparadas, ponderou-se materiais com a mesma forma de empilhamento de fibras, neste caso lay-up unidirecional (Figura 59). As propriedades dos materiais candidatos (novamente calculadas pela média do intervalo indicado no software EduPack) encontram-se discriminadas na Tabela 19.

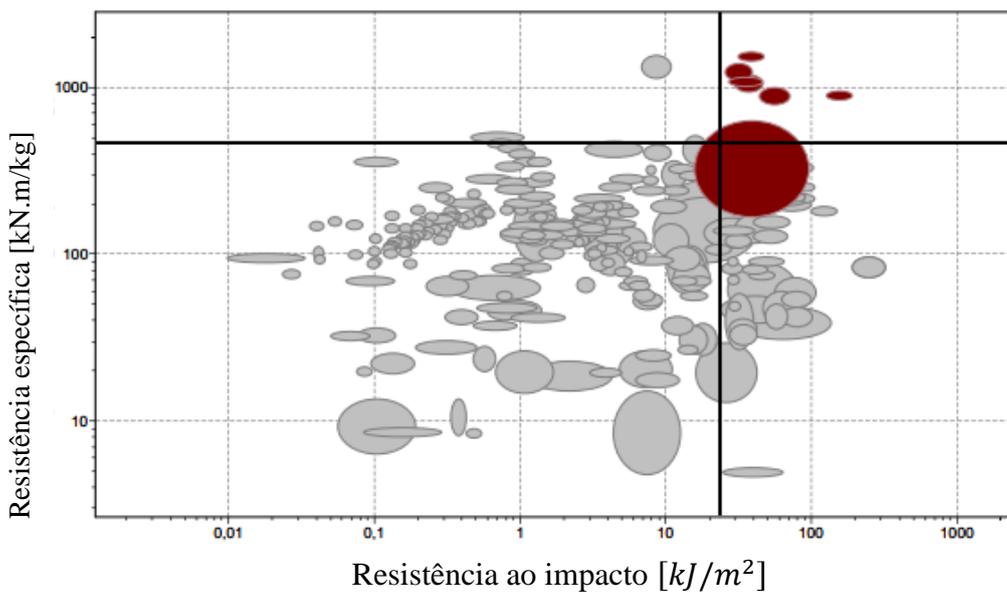


Figura 58-Primeira triagem considerando a resistência específica e a tenacidade

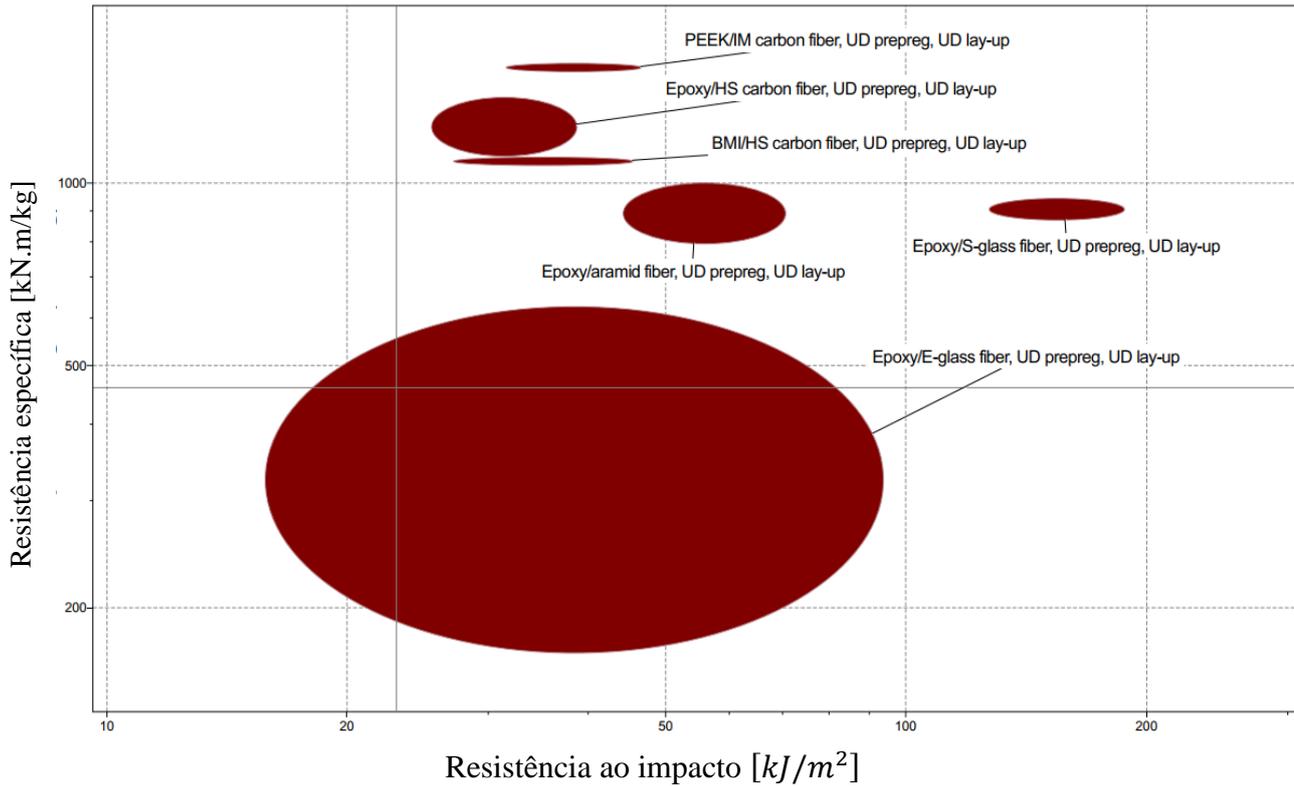


Figura 59-Materiais candidatos (lay-up unidirecional)

Tabela 19-Propriedades dos materiais candidatos (lay-up unidirecional)

	1-Tensão limite de elasticidade [MPa]	2-Módulo de Young [GPa]	3-Massa específica [kg/m ³]	4-Resistência ao impacto [kJ/m ²]	5-Tenacidade à fratura [MPa/m ^{0,5}]
BMI/HS carbon fiber, UD prepreg, UD lay-up	1725	120	1590	168	65,4
Epoxy/aramid fiber, UD prepreg, UD lay-up	1240	70	1380	162,5	62,55
Epoxy/E-glass fiber, UD prepreg, UD lay-up	700	40	1775	121	44,85
Epoxy/HS carbon fiber, UD prepreg, UD lay-up	1955	141,5	1565	171	66,85
Epoxy/S-glass fiber, UD prepreg, UD lay-up	1730	47,7	1905	207,5	86,25
PEEK/IM carbon fiber, UD prepreg, UD lay-up	2420	147,5	1560	188	75,6

Uma vez escalonadas as propriedades, os índices de performance e figuras de mérito para cada material foram calculados. Na Tabela 20 encontram-se listados estes valores, estando os materiais ordenados por ordem decrescente de índice de performance. Como pode ser verificado, o epoxy/HS carbon fiber é o material que apresenta o melhor compromisso entre as propriedades e o preço, qualificando-se em segundo relativamente ao índice de performance e em terceiro no que toca à figura de mérito.

Com o intuito de não excluir possíveis materiais que não existam sob a forma de lay-up unidirecional, repetiu-se o mesmo processo descrito acima, mas desta vez para os melhores candidatos com um lay-up biaxial (Figura 60). Pela análise da Tabela 21 e Tabela 22 verifica-se novamente que o epoxy/HS carbon fiber é o material que apresenta o melhor compromisso entre as propriedades e o preço, reforçando a conclusão que tinha sido feita, demonstrando novamente que este é o material indicado para o fabrico destes componentes.

Tendo em consideração os possíveis processos para o fabrico dos componentes da carcaça, mencionados anteriormente na Tabela 12 do capítulo 4.3, e a análise realizada no presente subcapítulo, a utilização do processo RTM para a obtenção da carcaça proporciona a maior cadência, ainda com grande simplicidade de fabrico. Os componentes podem então ser fabricados pela aplicação do processo RTM sobre a estrutura em espuma PVC, garantindo a consolidação entre esta camada e a casca de fibra de carbono por intermédio da resina epóxi.

Desta forma, seleccionou-se o material que utiliza a resina epóxi para RTM CYCOM 890 e o tecido em fibra de carbono de alta resistência T650 6K-5HS (propriedades no anexo E).

Tabela 20-Índices de performance e figuras de mérito para os materiais candidatos (lay-up unidirecional)

	1	2	3	4	5	Índices de performance	Figura de mérito
PEEK/IM carbon fiber, UD prepreg, UD lay-up	25,0	15,0	13,3	27,2	13,1	93,6	12,2
Epoxy/HS carbon fiber, UD prepreg, UD lay-up	20,2	14,4	13,2	24,7	11,6	84,2	31,0
BMI/HS carbon fiber, UD prepreg, UD lay-up	17,8	12,2	13,0	24,3	11,4	78,7	10,7
Epoxy/S-glass fiber, UD prepreg, UD lay-up	17,9	4,9	10,9	30,0	15,0	78,6	36,9
Epoxy/aramid fiber, UD prepreg, UD lay-up	12,8	7,1	15,0	23,5	10,9	69,3	18,1
Epoxy/E-glass fiber, UD prepreg, UD lay-up	7,2	4,1	11,7	17,5	7,8	48,3	48,3

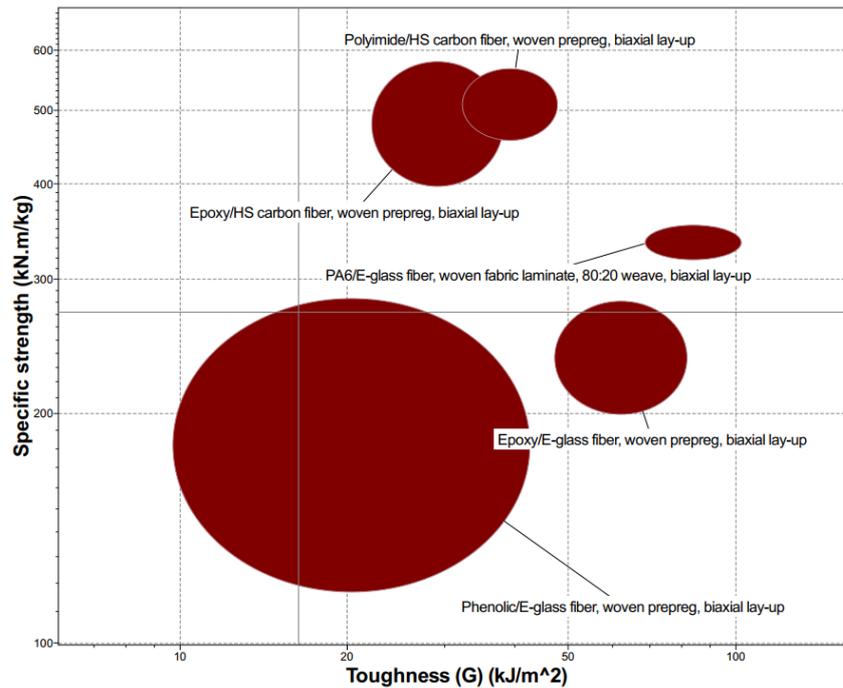


Figura 60-Materiais candidatos (lay-up biaxial)

Tabela 21-Propriedades dos materiais candidatos (lay-up biaxial)

	1-Tensão limite de elasticidade [MPa]	2-Módulo de Young [GPa]	3-Massa específica [kg/m ³]	4-Resistência ao impacto [kJ/m ²]	5-Tenacidade à fratura [MPa/m ^{0,5}]
Epoxy/E-glass fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	445,5	26,4	1860	115,5	40,9
Epoxy/HS carbon fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	768,5	65,7	1575	123	21,6
PA6/E-glass fiber, woven fabric laminate, 80:20 weave, biaxial lay-up	605	30,1	1800	137,5	50,45
Phenolic/E-glass fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	368,5	33,3	1850	83,5	28,2
Polyimide/HS carbon fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	824	60,2	1610	133,5	48,8
Epoxy/E-glass fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	445,5	26,4	1860	115,5	40,9

Tabela 22-Índices de performance e figuras de mérito para os materiais candidatos (lay-up biaxial)

	1	2	3	4	5	Índices de performance	Figura de mérito
Polyimide/HS carbon fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	26,8	13,7	14,7	29,1	14,5	98,9	4,9
Epoxy/HS carbon fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	25,0	15,0	15,0	26,8	6,4	88,3	12,2
PA6/E-glass fiber, woven fabric laminate, 80:20 weave, biaxial lay-up	19,7	6,9	13,1	30,0	15,0	84,7	84,7
Epoxy/E-glass fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	14,5	6,0	12,7	25,2	12,2	70,6	11,7
Phenolic/E-glass fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	12,0	7,6	12,8	18,2	8,4	59,0	14,1
Polyimide/HS carbon fiber, woven prepreg, biaxial lay-up	26,8	13,7	14,7	29,1	14,5	98,9	4,9

6-Definição de interfaces, contactos e insertos

Complementarmente aos conceitos desenvolvidos no capítulo 4, serão avaliadas as interfaces, contactos e insertos, com foco na interação entre os módulos da carcaça, o estator e a estrutura do drone. Assim, ao longo deste capítulo serão previstas as formas de suporte e fixação dos diferentes componentes.

6.1-Interfaces entre os módulos do estator

De forma a assegurar completa estanquicidade ao azoto líquido, a geometria da estrutura interior do estator teve que ser redesenhada para algo semelhante à estrutura exterior, onde através de elementos de fixação é realizada uma força de aperto sobre uma junta, adjacente às abas, garantindo assim a vedação (Figura 61). A estrutura interior foi projetada de forma que fosse possível realizar a colocação dos blocos supercondutores e dos enrolamentos do estator sem interferência, razão pela qual esta possui uma aba para dentro e outra para fora. Desta forma, a estrutura octogonal que irá acomodar os blocos supercondutores é colocada de cima para baixo, apoiando-se na estrutura interna do estator

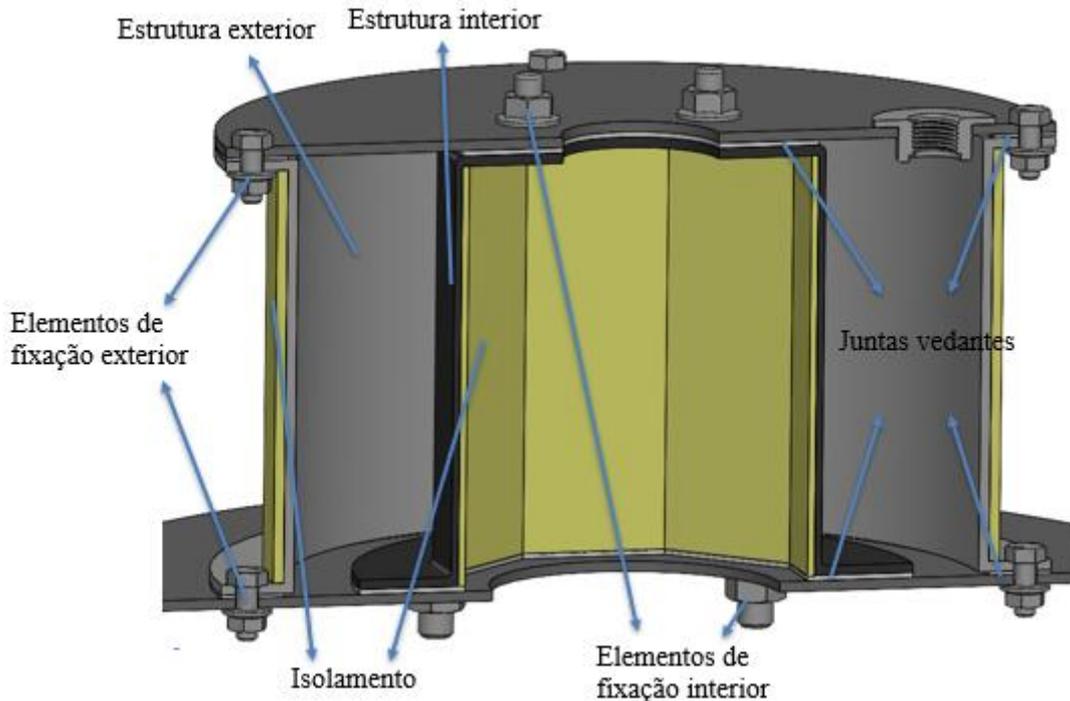
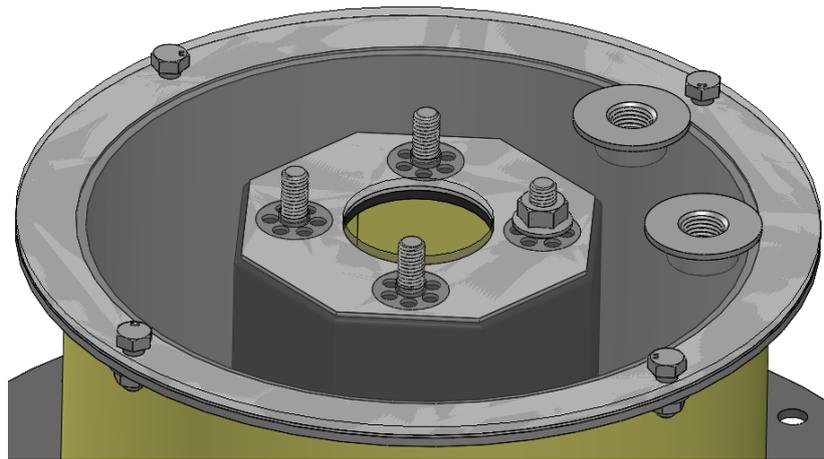
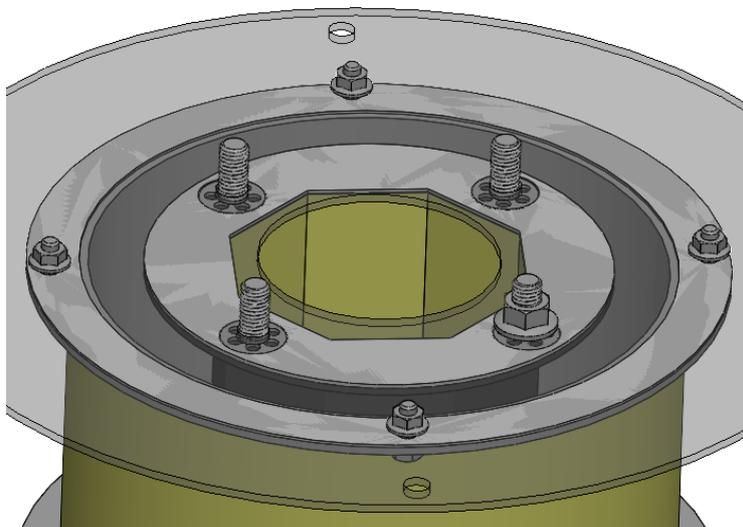


Figura 61-Interfaces entre os módulos do estator

Para garantir a fixação dos topos do estator com a estrutura exterior serão utilizados parafusos de cabeça hexagonal e porcas hexagonais. Relativamente à fixação entre os topos do estator e a estrutura interior, serão utilizados insertos de pinos de montagem adesiva em aço inoxidável 316 e porcas hexagonais (Figura 62). Inicialmente será investigada a possibilidade destes insertos de pino roscado serem acoplados à estrutura interior por intermédio de um adesivo epóxi, tal como se encontra demonstrado na Figura 62, uma vez que é a solução mais fácil de se aplicar. Posteriormente na análise numérica, caso se verifique que esta solução é inviável, a possibilidade destes serem embebidos na estrutura durante o seu processo de lay-up será investigada.



a)



b)

Figura 62-Interface entre a estrutura interior e os topos do estator: a) insertos da ligação superior; b) insertos da ligação inferior

6.2-Interface dos módulos da carcaça e estator

De igual modo ao que foi realizado no capítulo 4 para a geração de conceitos, as diferentes possibilidades investigadas para a fixação dos módulos da carcaça (Figura 63) foram sujeitas a uma classificação, recorrendo a uma matriz de seleção, com o intuito de se identificar a solução mais apropriada. Devido à dificuldade de implementação de roscas em componentes compósitos, a incorporação das trancas na carcaça requer a utilização de vários insertos roscados, tornando este processo mais complexo (Figura 63 a)). Por sua vez, a implementação do pino de bloqueio (Figura 63 b)), do mecanismo de bloqueio por rotação (Figura 63 c)) e do anel de aperto (Figura 63d)) não apresentam grande dificuldade, sendo que no primeiro apenas é necessário a realização de furos nos dois módulos, no segundo é necessário introduzir o inserto do pino e realizar a respetiva ranhura no módulo superior e o último nem requer qualquer alteração na geometria da carcaça. Para além destas soluções, a possibilidade de implementar insertos no módulo inferior da carcaça (Figura 64) que realizasse a dupla funcionalidade de fixar os dois módulos da carcaça e o estator, também foi analisada.

O inserto apresentado na Figura 64 seria previamente colocado sobre a camada interior de PVC e acoplado à estrutura conjunta do módulo inferior da carcaça durante o processo de RTM da casca em fibra de carbono, por intermédio da resina epóxi.

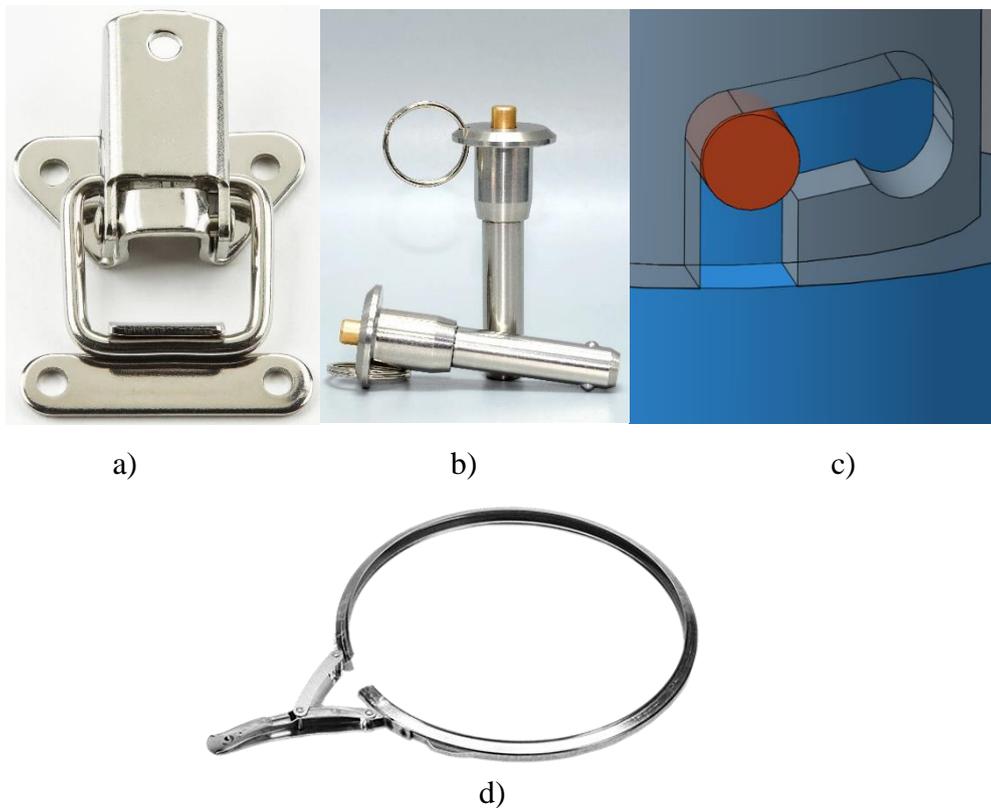


Figura 63-Soluções para a fixação dos módulos da carcaça: a) tranca; b) pino de bloqueio rápido; c) mecanismo de bloqueio por rotação; d) anel de aperto

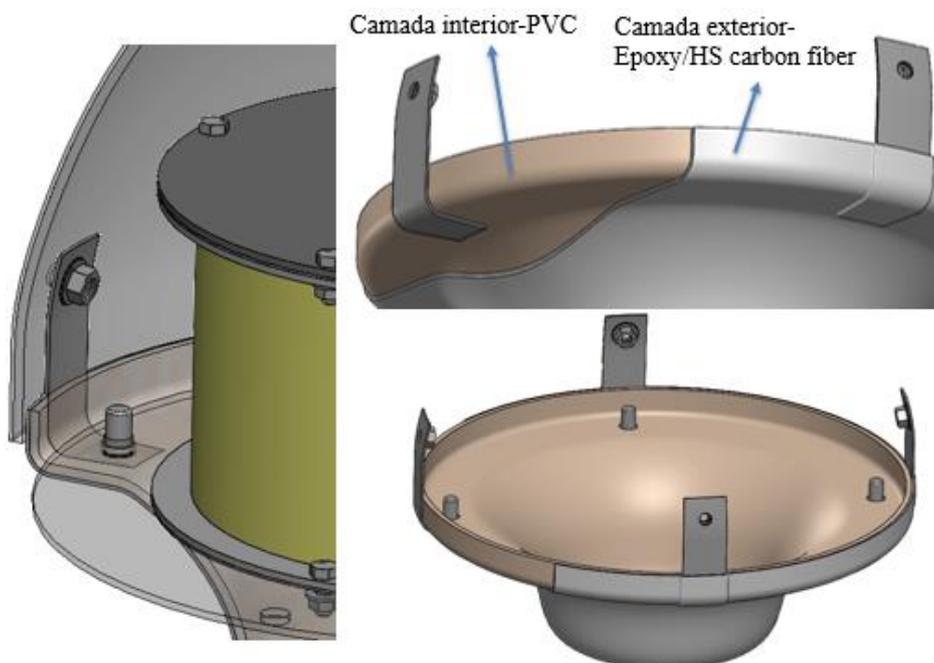


Figura 64-Fixação dos módulos da carcaça e estator através de inserto

Como podemos verificar pela classificação presente na Tabela 23, o inserto com funcionalidade dupla mostrou ser o candidato mais adequado para realizar a fixação dos módulos da carcaça, possuindo ainda a vantagem de também possibilitar o acoplamento do estator. Desta forma, esta forma de fixação foi adotada e outras soluções para a interface carcaça-estator já não foram investigadas.

Tabela 23-Matriz de seleção do sistema de fixação dos módulos da carcaça

Soluções		Tranca	Pino de bloqueio	Mecanismo de bloqueio	Anel de aperto	Inserto dupla função
Influência no comportamento aerodinâmico	15%	4	2	4	3	4
Facilidade de montagem/desmontagem	20%	4	4	3	4	3
Simplificidade de incorporação da interface	20%	2	4	3	5	4
Estabilidade no acoplamento	15%	4	4	3	2	4
Desempenho estrutural	15%	4	5	3	2	5
Aspecto visual	10%	3	2	4	2	4
Custo	5%	4	4	5	4	4
Pontuação final		3,5	3,7	3,4	3,3	4,0

6.3-Interface motor-drone

O conjunto que constitui o motor e as pás do veículo deve ser acoplado ao restante sistema do drone por intermédio de algum sistema de fixação. Como fonte de inspiração para a geração de conceitos da interface motor-drone, analisaram-se os diferentes protótipos de eVTOL em desenvolvimento por empresas internacionais, como os exemplos da Figura 65 do Pop.Up a ser desenvolvido por 3 empresas (Audi, Airbus e Italdesign) e do CityAirbus.



Figura 65-Exemplos de acoplamento entre motor-drone: a) Pop.Up; b) CityAirbus (Drška 2020; Italdesign 2018)

Com base nas diferentes referências, analisaram-se duas formas distintas de acoplamento do motor ao drone. Através de um braço implementado na carcaça, que por sua vez poderia ser fabricado juntamente com o módulo superior (Figura 66 a)), ou aparafusado no mesmo por intermédio de abas internas (Figura 66 b)), e através de um braço conectado diretamente ao estator, por meio de uma estrutura circular tipo braçadeira (Figura 67 a)) ou uma estrutura em U fixada nos topos do estator (Figura 67 b)). A principal diferença entre os dois métodos é o facto de no segundo a carcaça passar a ser um elemento estrutural secundário (tem somente a função de proteção do motor), enquanto no primeiro método tanto o braço como a carcaça constituem elementos estruturais primários.

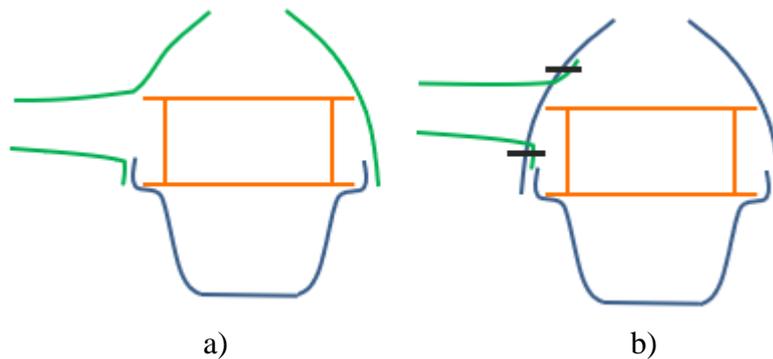


Figura 66- Interface carcaça-drone: a) braço fabricado juntamente com a carcaça; b) braço fixado na carcaça

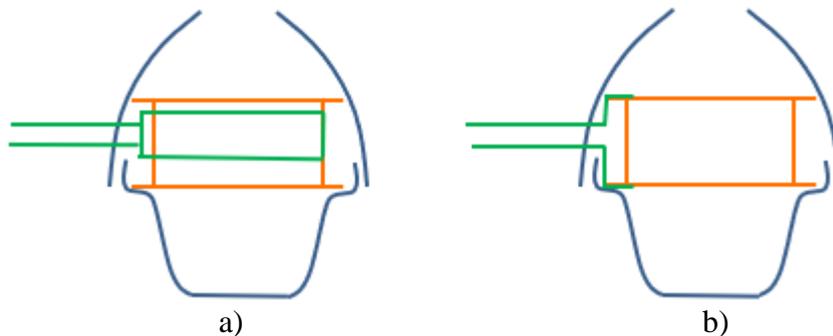


Figura 67-Interface estator-drone: a) braço em estrutura braçadeira; b) braço em estrutura U

De forma similar ao realizado até ao momento, na Tabela 24 encontram-se as avaliações das diferentes soluções, com base nos parâmetros cuja contribuição encontra-se devidamente designada. Tal como é indicado, o conceito da estrutura em braçadeira mostra ser a melhor opção. Este apresenta ainda a vantagem, sobre o segundo melhor candidato, de ser possível implementar qualquer material (metálico ou compósito) para a estrutura, pelo que a solução da Figura 66 a) está limitada ao material da carcaça.

Tabela 24-Matriz de seleção para os conceitos de interface motor-drone

Soluções		Braço-carcaça conjunto	Braço-carcaça fixado	Estrutura em braçadeira	Estrutura em U
Influência no comportamento aerodinâmico	5%	5	4	4	3
Facilidade de montagem/desmontagem	20%	5	3	4	3
Simplificidade de incorporação da interface	20%	2	3	5	4
Estabilidade no acoplamento	25%	5	4	4	4
Desempenho estrutural	30%	4	3	4	3
Pontuação final		4,1	3,3	4,2	3,5

Para efeitos do projeto foi adotada uma estrutura metálica cuja ligação entre a braçadeira e o braço é feita por intermédio de soldadura (Figura 68). A braçadeira contém uma faixa de borracha de forma que possa ser realizada a força de aperto necessária sem consequentes danos na estrutura do estator, para além de também fornecer maior atrito a possíveis deslocamentos axiais do mesmo.

Desta forma, a sequência de montagem resume-se ao seguinte: estator fixo ao inserto do módulo inferior da carcaça, posteriormente o conjunto estator-módulo inferior são fixos no braço por intermédio da braçadeira e finalmente o módulo superior da carcaça é fixo no inserto do módulo inferior.

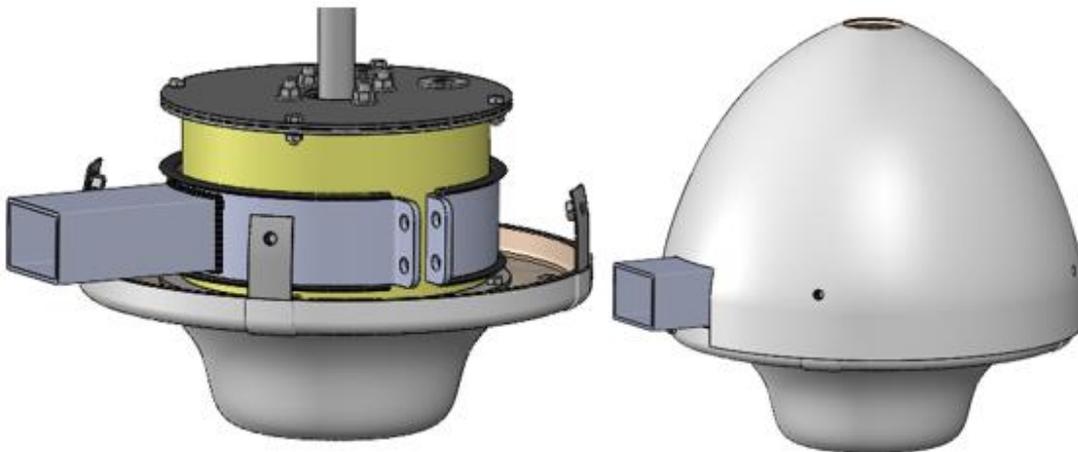


Figura 68-Interface motor-drone

6.4-Sistema de refrigeração

Com base na disponibilidade de meios, configurações de sistema e tecnologias de arrefecimento existentes, a abordagem do arrefecimento dos blocos HTS pode ser categorizada em três grandes classes: arrefecimento em lote (batch cooling), arrefecimento por condução e arrefecimento por recirculação através de bomba (Figura 69), sendo que estes dois últimos requerem a utilização de um cryocooler.

Num sistema de arrefecimento em lote, os blocos supercondutores são imersos no líquido criogénico, neste caso azoto, sendo o calor extraído pela evaporação do líquido (Choi 2004). A baixa complexidade deste sistema (semelhante ao ilustrado na Figura 70) oferece uma alta disponibilidade, porém pode requerer considerável capacidade de armazenamento de líquido criogénico num tanque externo para recarga, uma vez que o líquido é evaporado. De acordo com Haran, et al. (2017), como os voos de aeronaves são limitados em duração, normalmente <16 h e no nosso caso em específico muito menor, esperamos que a indústria seja capaz de aplicar potenciais opções de economia de peso e energia, incluindo o uso de líquidos criogénicos ou sólidos resfriados que podem ser renovados por reabastecimento no solo.

Existem muitas vantagens aparentes em um sistema *open-loop* com azoto líquido evaporando. Os custos de tais sistemas são baixos e a confiabilidade operacional é significativamente mais alta porque nenhum equipamento principal é necessário e é um sistema simples (Kalsi 2011).

Ao longo do voo, a pressão dentro do estator aumentará como consequência de perdas calor. O armazenamento de fluidos criogénicos apresenta riscos de explosão do recipiente que os contém devido às suas grandes taxas de expansão durante evaporação. Para evitar os perigos associados ao gás de alta pressão, é importante garantir a utilização de dispositivos de alívio de pressão. Os reservatórios de baixa pressão costumam operar a pressões superiores a 0,5 psi e inferiores a 22 psi (ProtectoSeal 2020). Desta forma, selecionou-se uma válvula de alívio de pressão ajustada para 20 psi fornecida pela McMaster-Carr (2021) (Figura 71), capaz de suportar temperaturas criogénicas de argon, oxigénio e azoto líquido. À medida que o azoto vai evaporando, a pressão dentro do estator aumenta gradualmente, conservando parte do potencial calorífico. Uma vez atingida a pressão ajustada, a válvula de segurança (alívio de pressão) abre e permanece aberta até que a pressão seja restabelecida.

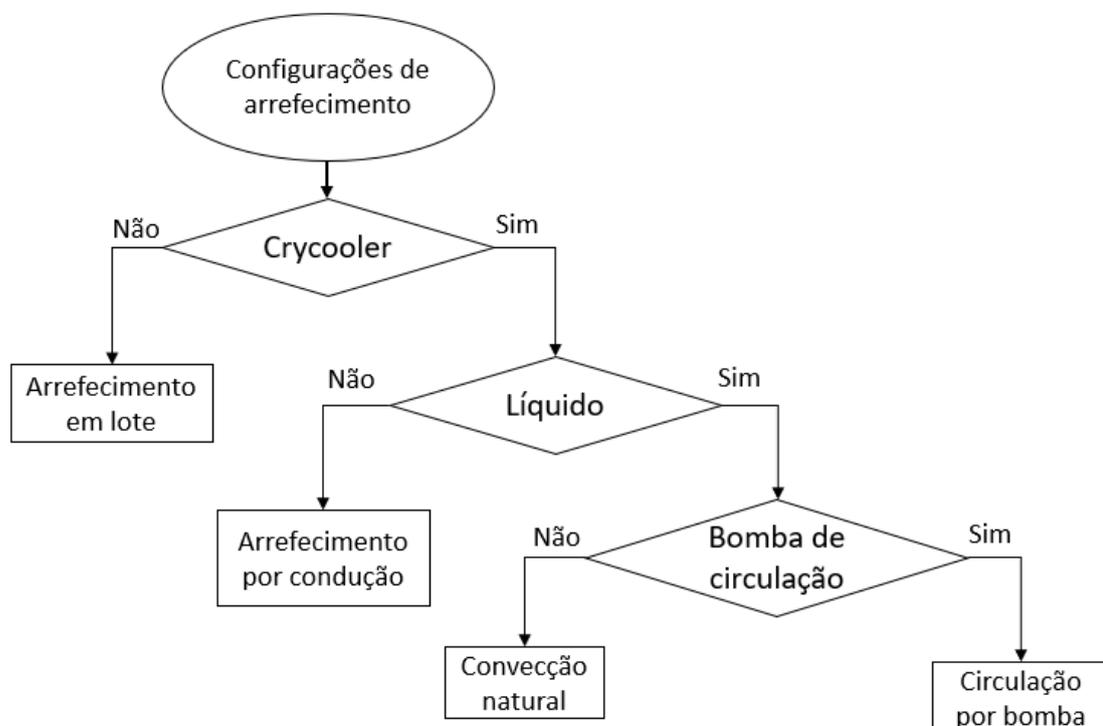


Figura 69-Classificação do arrefecimento dos HTS: Adaptado (Choi 2004)

Para que a quantidade de azoto líquido necessária seja posteriormente restabelecida, é também necessário a utilização de uma válvula on/off que estabeleça uma ligação com o reservatório exterior. Foi então selecionado uma válvula solenoide compacta de latão que suporta as temperaturas criogénicas do azoto, também fornecida pela McMaster-Carr (2021b)(Figura 71).

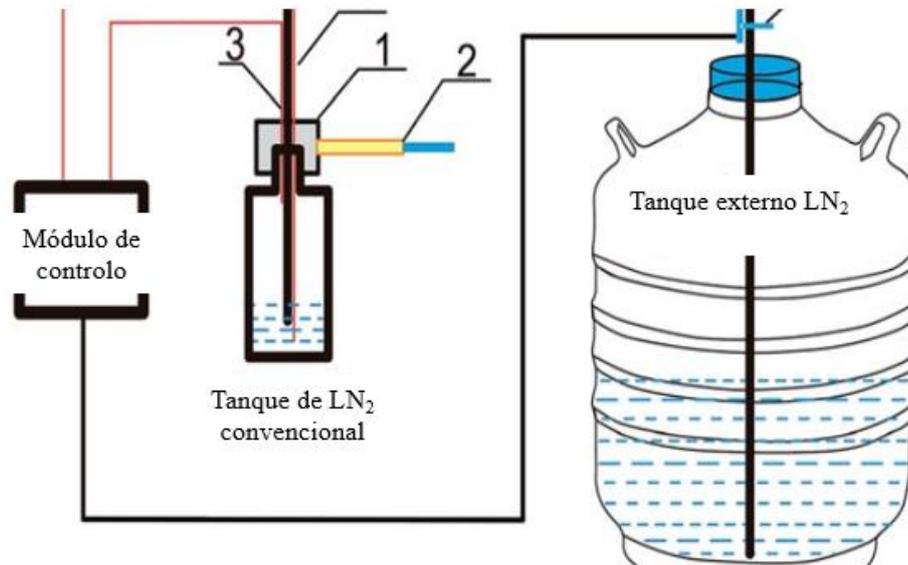


Figura 70-Esquema de sistema automático de recarga de azoto líquido: Adaptado (Zhang, et al. 2018)

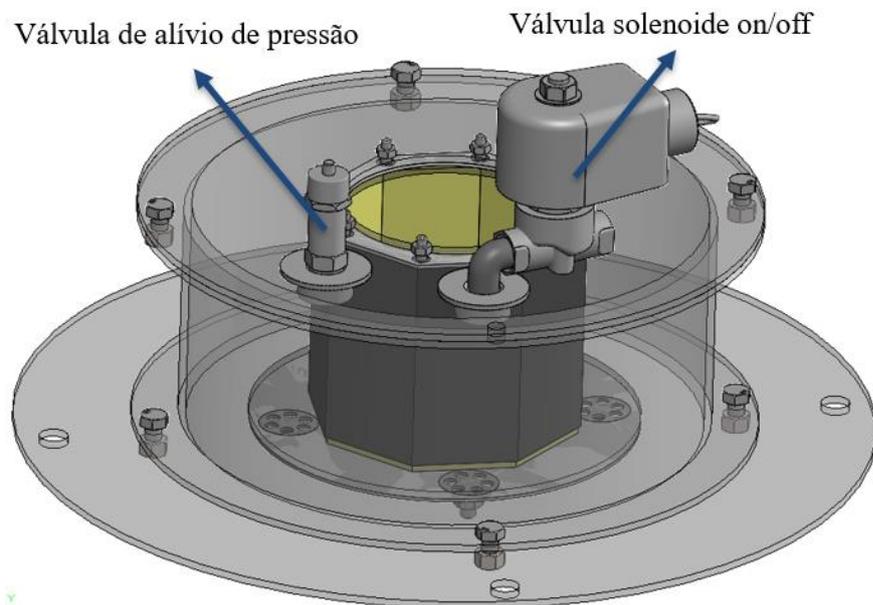


Figura 71- Válvula de alívio de pressão e válvula solenoide on/off

6.5- Interfaces do sistema de transmissão de movimento

Resta agora definir as interfaces que permitirão a conversão do movimento de rotação do rotor para o eixo que irá conseqüentemente movimentar as pás. Para tal recorreu-se a um acoplamento por estrias, como pode ser visto na Figura 72 a). Por sua vez, de forma a acoplar os diferentes módulos e ímanes permanentes que constituem o rotor, e ainda impossibilitar o deslizamento do mesmo ao longo do veio, são utilizados pernos e porcas que exercem uma força de aperto nas extremidades (Figura 72 b)).

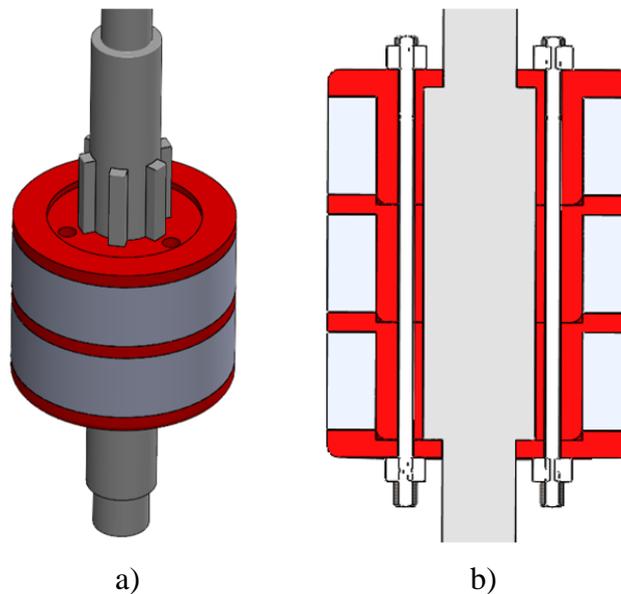


Figura 72-Interface para conversão do movimento de rotação: a) acoplamento estriado; b) sistema de aperto

Em motores sem rolamentos, como é o caso dos BPMSM anteriormente analisados, é uma prática comum a utilização de rolamentos auxiliares nas duas extremidades do veio. Um rolamento auto-compensador e um rolamento radial. O primeiro tem a função de garantir a fixação axial-radial do veio numa das extremidades (principalmente durante a paragem de funcionamento do motor), permitindo ainda que o alinhamento e sustentação do veio seja garantido pelas forças de levitação e guiamento de origem magnética. Por outro lado, o rolamento radial possui uma folga no diâmetro interior relativamente ao diâmetro do veio, com um intuito de garantir um maior grau de segurança, limitando a excentricidade máxima que o veio pode exercer. Tal é necessário, para que na eventualidade das forças radiais geradas pelos ímanes não ser suficiente para suportar as cargas a serem aplicadas, não se verificar a colisão do rotor nos rolamentos. Visto que o nosso motor possui uma configuração vertical e o rolamento superior estará sujeito a elevados esforços axiais devido à sustentação gerada pela rotação das pás, será utilizado um rolamento de rolos cônicos (suportam esforços axiais e radiais) em vez da configuração típica do rolamento radial.

A fixação dos rolamentos poderia, portanto, ser feita de 3 formas distintas. Fixá-los diretamente na estrutura da carcaça por intermédio de um adesivo epóxi (Figura 73 a)), colocá-los no interior do estator, onde estes permanecem assentes entre os ressaltos do veio e a estrutura interior (Figura 73 b)), ou acoplá-los por intermédio de “chapéus”, produzidos no mesmo material que a casca da carcaça (epóxi/fibra de carbono), fixos aos parafusos nos topos do estator (Figura 74).

A primeira solução é bastante simples de implementar, não sendo necessário acrescentar mais componentes ao conjunto. Contudo, a colocação dos rolamentos na carcaça é inviabilizada pelo facto de se pretender reduzir o número de componentes estruturais principais, sendo

preferível que apenas os componentes do estator sejam solicitados pelos esforços principais. Por outro lado, a proximidade dos rolamentos à zona de interação magnética e elétrica na segunda solução, requeria a utilização de rolamentos não magnéticos (por exemplo a gama xiros® produzida pela Igus). Estes para além de terem um valor acrescido em relação a rolamentos magnéticos suportam cargas e velocidades de rotação bem menores (cerca de 10 vezes menores) podendo não ser viáveis para a aplicação em causa.

Desta forma, optou-se pela solução apresentada na Figura 74, com a utilização de “chapéus”, e foi utilizado o rolamento de rolos cônicos SKF 30202 e o rolamento auto-compensador SKF 1204 ETN9.

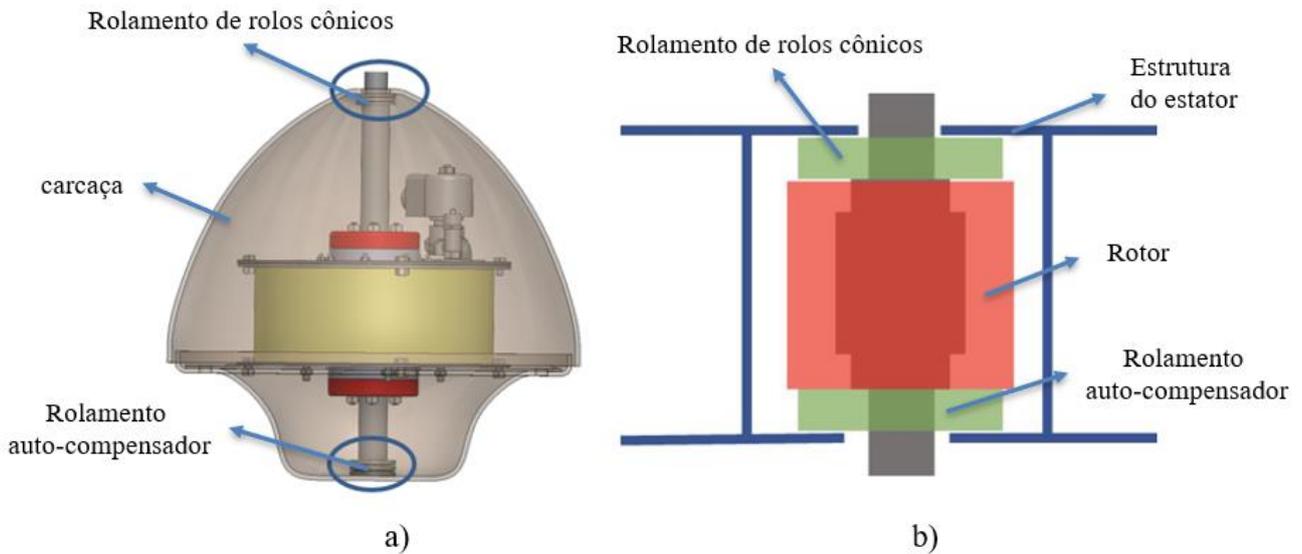


Figura 73-Soluções para a fixação dos rolamentos: a) carcaça; b) interior do estator

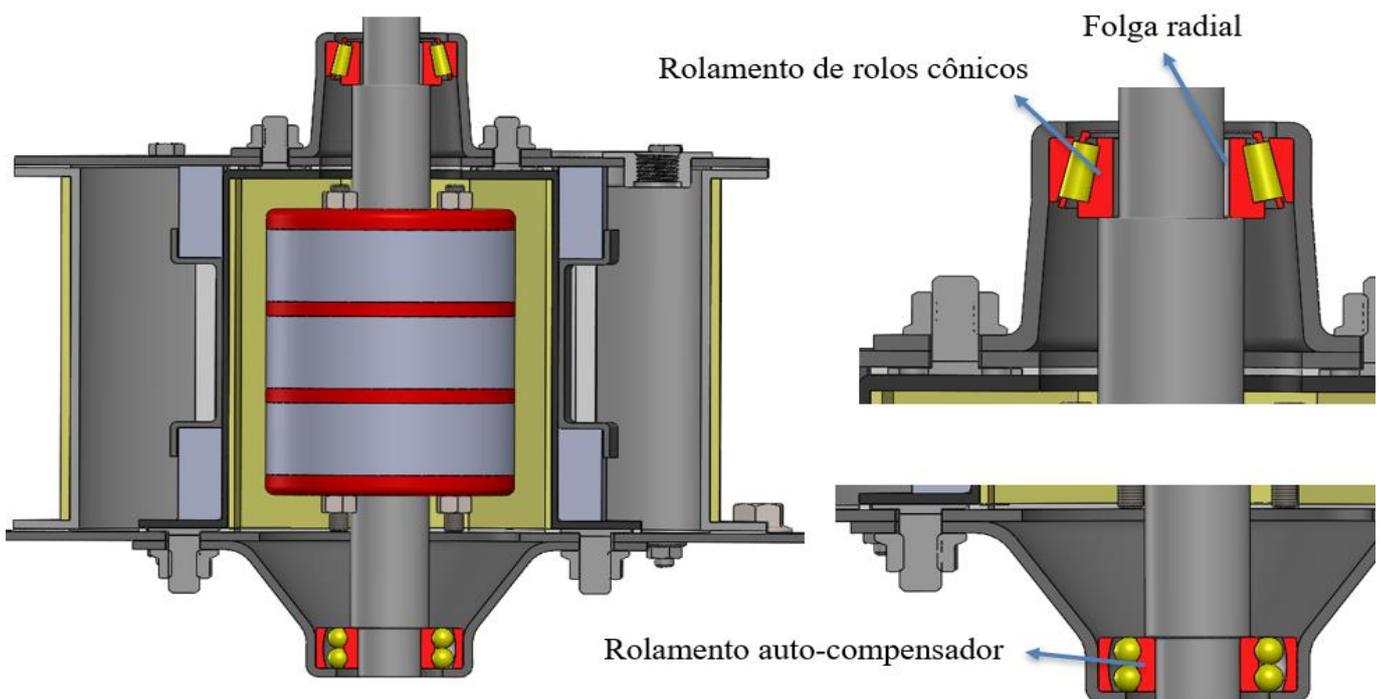


Figura 74-Solução para o acoplamento dos rolamentos em chapéus

7- Análise numérica

De forma a validar a geometria desenvolvida e materiais selecionados para cada um dos componentes, neste capítulo, foram realizados diferentes ensaios de simulação por análise de elementos finitos (CAE/FEA) relevantes para o projeto, nomeadamente a nível térmico e estrutural. Para além destes ensaios permitirem fazer uma primeira avaliação das características do produto desenvolvido, possibilitam ainda realizar um estudo iterativo da geometria dos componentes de forma a obter um dimensionamento assertivo. Ou seja, com o auxílio destas simulações, pretende-se convergir para uma relação ótima entre a dimensão dos componentes e o seu desempenho mecânico e térmico.

7.1- Simulações térmicas

A nível térmico, existem dois aspetos que são importantes de validar no desenvolvimento deste motor:

- Arrefecimento dos blocos HTS: confirmando que a temperatura de equilíbrio é inferior à crítica e quanto tempo leva a atingir esse equilíbrio;
- Processo de vaporização do azoto líquido durante o funcionamento do veículo, estimando a taxa de vaporização.

As simulações foram realizadas utilizando o software ANSYS® FLUENT® 2020 R2.

7.1.1- Arrefecimento e manutenção de temperatura dos blocos HTS

Para além da análise do processo de arrefecimento dos blocos HTS, o tempo que estes permanecem com uma temperatura que garanta o seu estado de supercondutividade também foi analisado. Desta forma, é possível fazer uma melhor avaliação das características térmicas do estator desenvolvido.

Com o intuito de perceber a influencia do isolamento implementado na parte interior e exterior do estator, procedeu-se à realização destas simulações para 3 situações distintas. Uma primeira simulação utilizando 3mm de espessura de isolante (design inicial), uma segunda com 7mm de espessura e finalmente foi avaliado o caso de não aplicar material isolante em torno do estator. Espessuras superiores a 7mm na parte interior do estator seriam inviáveis para o projeto uma vez que já não existiria espaço suficiente para o acoplamento dos enrolamentos e rotor.

Dado a disposição dos blocos HTS em anéis segmentados e a geometria de alguns componentes do estator, a simulação destes processos térmicos requer a utilização de um modelo 3D para melhor retratar a situação real. A aproximação dos processos recorrendo a um modelo 2D axissimétrico sucumbe em algumas omissões importantes relativamente às trocas de calor. A situação ideal seria realizar as diferentes simulações recorrendo a um modelo 3D, contudo, dado à limitação do equipamento de cálculo disponível, a realização das mesmas resultaria em elevados esforços computacionais, tal como se verificou ao efetuar o ensaio referente ao processo de arrefecimento com uma espessura de isolante de 3 mm, apresentado como exemplo neste subcapítulo

Modelação 2D

Construção do modelo e geração de malha:

A aproximação de casos reais por modelos 2D é procura por resultar em menores esforços computacionais. Contudo, nem sempre conseguem ser aproximados de forma eficiente. O modelo 2D axissimétrico foi criado a partir de uma geometria simplificada dos componentes já desenvolvidos (exemplo Figura 75), não considerando aqueles que pouca

influência têm para o problema em causa, nomeadamente os elementos de fixação, sistema de refrigeração, vedantes, rotor, rolamentos e seus suportes.

Para efeitos do ensaio de arrefecimento dos blocos, considerou-se a ocorrência de convecção natural (incluindo um domínio de ar) e assumiu-se que o azoto líquido é mantido a uma temperatura constante de 77K. Ou seja, não se considera o processo de evaporação do mesmo (o que geralmente intensifica o processo de arrefecimento), assemelhando-se a uma situação em que este está constantemente a ser repostado à medida que vai vaporizando, mantendo a sua temperatura aproximadamente constante, tal como se espera que aconteça em condições operacionais. Por sua vez, o outro ensaio corresponde a uma situação em que já não é fornecido aos blocos HTS potência calorífica suficiente para o seu arrefecimento, resultando num aquecimento progressivo. Esta situação foi simulada, partindo-se do estado de equilíbrio atingido durante o arrefecimento dos blocos HTS até ao momento em que estes atingem a temperatura média de 82K. Como já foi referido no capítulo 2.1.2, os blocos de YBCO possuem uma T_c de 86,6K. Uma vez que o critério que será utilizado para monitorização do momento em que estes perdem o seu estado de supercondutividade corresponde a uma média das temperaturas totais, optou-se por utilizar um valor mais conservador de 82K. É de salientar que, tal como anteriormente, esta simulação foi simplificada, não contabilizando o processo de mudança de fase do azoto.

Uma boa solução para o modelo numérico é assegurada se for gerada uma boa malha, que representa a discretização do sistema geométrico em elementos menores com forma mais simples. Foi então aplicada uma malha conformada, para que os nós dos diferentes componentes permanecessem conectados, passando os valores da transferência de calor de uma malha para outra. Procurou-se, sempre que possível, gerar uma malha estruturada utilizando elementos quadriláteros, mas nas regiões do domínio do ar próximas das interfaces com os outros componentes foi realizado um refinamento através de uma malha não estruturada (que também integra elementos triangulares) por forma a melhor captar os fenómenos que aqui ocorrem e a própria curvatura dos componentes (Figura 76). Desta forma foram aplicados elementos de 1 mm para os componentes sólidos e o domínio do nitrogénio, e de 5mm para o domínio do ar. Idealmente seria preferível realizar um estudo de convergência para diferentes refinamentos de malha, determinando desta forma qual seria a mais indicada a utilizar, contudo, devido ao reduzido tempo e recursos disponíveis preferiu-se gerar uma malha com a melhor qualidade possível e um número de elementos aceitável.

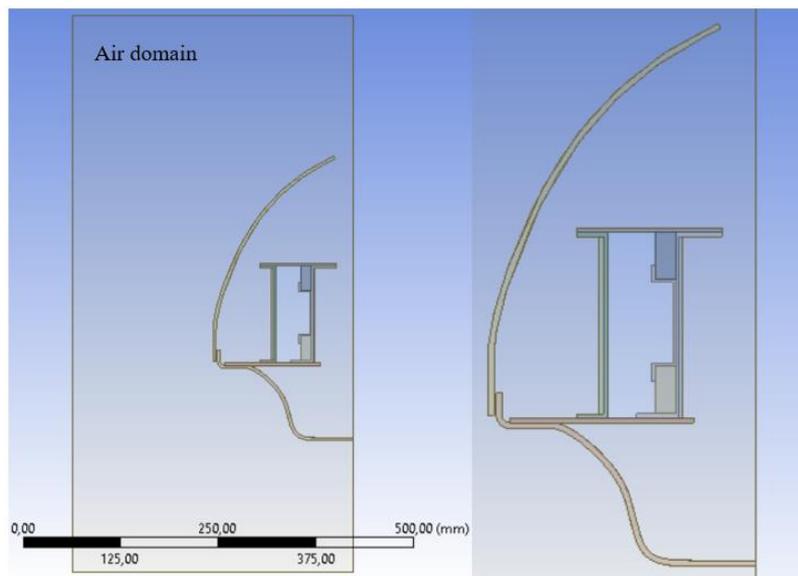


Figura 75-Modelo 2D (3mm de isolante)

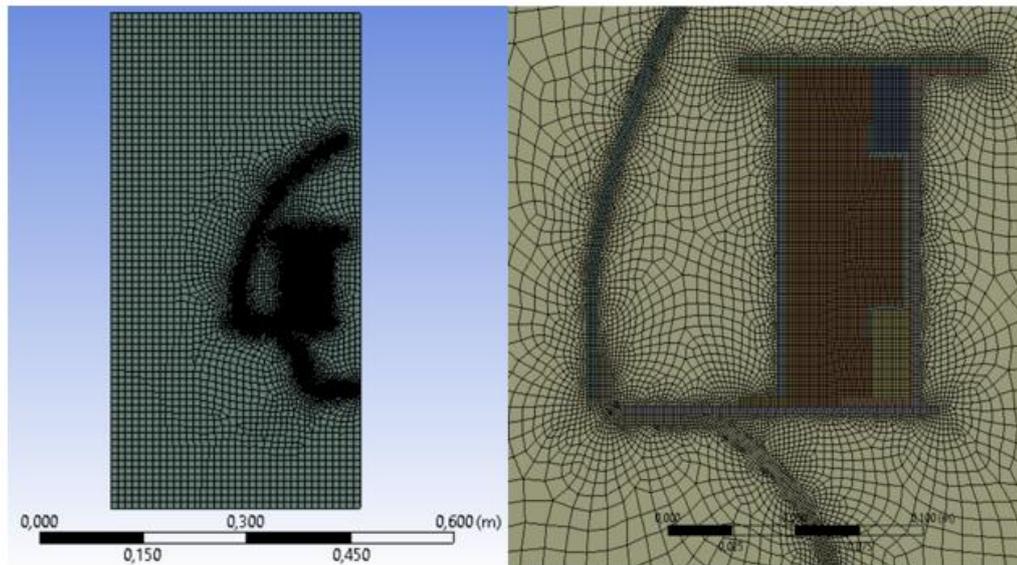


Figura 76-Malha gerada para o modelo 2D

Antes de importar o modelo para o software CFD, a qualidade da malha gerada foi avaliada com base nos parâmetros métricos mais utilizados na indústria: a *skewness*, cuja média deve ser o mais próximo possível de 0 (numa escala de 0 a 1) e o máximo não deve exceder os 0,9, a *orthogonal quality* e a qualidade do elemento, cujos valores médios devem ser próximos de 1. Como pode ser verificado na Tabela 25, os valores dos parâmetros métricos são satisfatórios, tendo-se procedido para a análise numérica com esta malha.

Tabela 25- Qualidade da malha gerada para o modelo 2D

Mesh Metric	Skewness	Orthogonal Quality	Element Quality
<input type="checkbox"/> Min	1,3057e-010	0,21868	0,19223
<input type="checkbox"/> Max	0,82976	1,	0,99947
<input type="checkbox"/> Average	0,11088	0,97586	0,89943
<input type="checkbox"/> Standard Deviation	0,13852	4,4768e-002	0,1286

Set-up do modelo CFD no software ANSYS® FLUENT®:

Atendendo aos processos térmicos em causa, adotou-se o método “*Pressure Based Solver*” para a resolução das equações de fluxo do fluido (Navier-Stokes) e a força gravítica durante a simulação.

Os modelos necessários para descrever os fenómenos físicos são a equação da energia e o modelo viscoso, utilizando a opção de escoamento laminar uma vez que se assumiu convecção natural (número de Reynolds baixos).

No que toca aos materiais, foram atribuídos aos diferentes componentes (Figura 77) valores constantes para as propriedades com base nos catálogos em anexo dos materiais selecionados no capítulo 5 (Tabela 26). Relativamente aos blocos supercondutores, foram utilizadas propriedades de acordo com Krabbes, et al. 2006 e Aravind e Fung 1999, e as propriedades do ar e azoto líquido foram atribuídas diretamente da base de dados do FLUENT®. É importante referir que nestas análises as propriedades dos materiais foram mantidas constantes em função da temperatura (por falta de informação disponível), e como já foi visto anteriormente, as propriedades térmicas dos materiais compósitos em causa tendem a

melhorar com a diminuição da sua temperatura de serviço, pelo que ao utilizar propriedades constantes estamos a realizar uma análise conservadora.

Posteriormente foi estabelecido a única condição de fronteira presente neste processo que consiste na definição da zona onde ocorre o escoamento de saída, sendo que neste caso corresponde a todas as arestas que delimitam o domínio do ar. Ou seja, assume-se que o motor se encontra exposto a ar estagnado, não existindo escoamento de entrada.

Antes de iniciar a simulação foram estipuladas as condições iniciais. No caso do ensaio de arrefecimento dos blocos, todo o domínio encontra-se à pressão atmosférica de 101,325 kPa e o azoto líquido a uma temperatura constante de 77 K, enquanto o ar e todos os restantes componentes estão à temperatura ambiente de 293.15 K. Relativamente à simulação referente ao tempo de manutenção da temperatura crítica dos blocos supercondutores, partiu-se do estado final anteriormente atingido para o seu arrefecimento e a definição de temperatura constante do azoto líquido foi removida. Finalmente foi estipulado um *step time* de 0,05 segundos para ambas simulações.

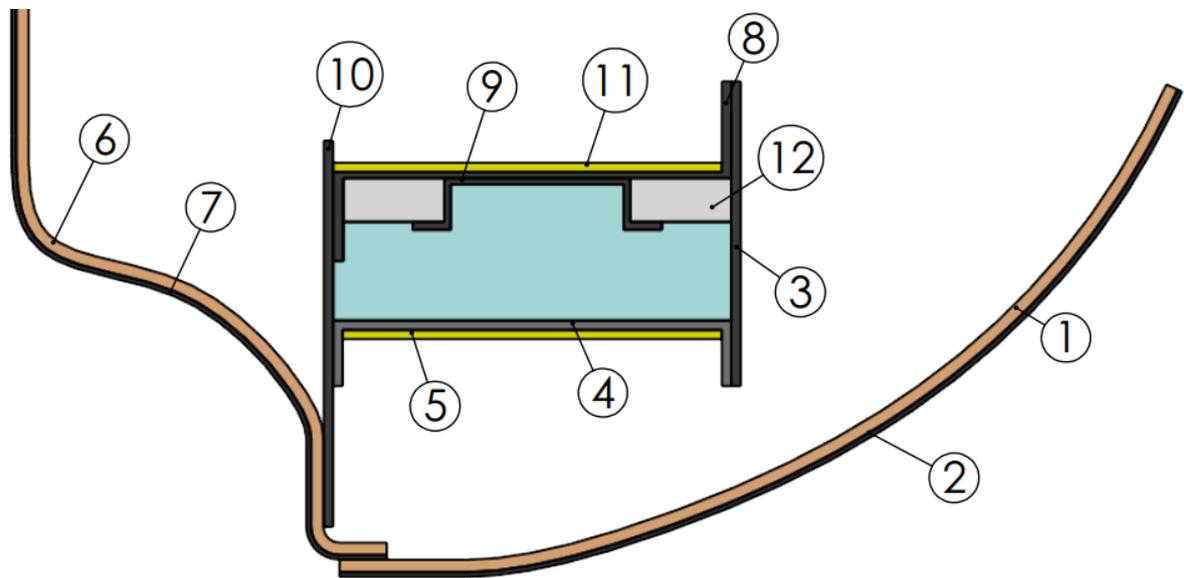


Figura 77-Numeração dos componentes do modelo térmico

Tabela 26-Propriedades atribuídas aos componentes sólidos

	Nº do componente	Massa específica [kg/m ³]	Calor específico [J/kgC]	Condutividade térmica [W/mK]
Nelcote® E-761 Epoxy Prepreg, 7781 E-Glass (fibra-material dos componentes estator)	3,4,8,9,10	1323,14	1070	0,465
LAST-A-FOAM® FR-7104 (isolamento do estator)	5,11	64	1550	0,027
Divinycell HP 250 (espuma da carcaça)	1,6	250	1000	0,048
RTM CYCOM 890-T650 6K-5HS (fibra-material da casca da carcaça)	2,7	1550	1019,5	1,64
YBCO (bulks)	12	5200	236,54	5,16

Solução do modelo CFD no software ANSYS® FLUENT®:

Nesta fase foram selecionados os métodos de solução para a resolução das equações governantes e outros parâmetros da simulação. Na Tabela 27 encontram-se discriminados os métodos adotados para resolver o acoplamento de pressão-velocidade e para passar as equações de um sistema de diferencial para algébrico.

Nos controlos de solução foram configurados fatores de sub-relaxamento (parâmetros ajudam as simulações a chegar à convergência) entre 0,3 e 1, dependendo da propriedade de interesse. Para além disso, para todas as equações a serem resolvidas foram utilizados valores residuais de 1×10^{-6} . Estes monitores são usados para definir o resíduo necessário para a determinação dos critérios de convergência.

Tabela 27-Métodos de solução utilizados para o modelo 2D: arrefecimento dos blocos HTS

Solution methods	
Pressure-velocity coupling	Scheme: SIMPLE
Spatial Discretization	Gradient: Least Squares Cell Based
	Pressure: PRESTO!
	Momentum: QUICK
	Energy: QUICK
Transient Formulation	First Order Implicit

Modelação 3D

Construção do modelo e geração de malha:

Atendendo à geometria do conjunto em análise e visto que existem dois planos de simetria, o processo de arrefecimento pode ser simulado a partir de um modelo 3D de $\frac{1}{4}$ da estrutura total (Figura 78). De igual modo ao que foi realizado para o modelo 2D, apenas os componentes com maior relevância foram considerados, considerou-se a ocorrência de convecção natural e que o azoto líquido é mantido a uma temperatura constante de 77K.

Para este modelo também foi gerada uma malha conformada, procurando novamente gerar uma malha estruturada com elementos hexaédricos para o máximo de componentes possíveis. Foi aplicado um refinamento da malha no domínio do ar nas zonas de interface com os restantes componentes, mas para não aumentar em demasia o número de elementos e consequentemente o custo computacional, para o resto do domínio foi aplicado uma malha mais grosseira com elementos de maior dimensão (Figura 79) (Tabela 28).

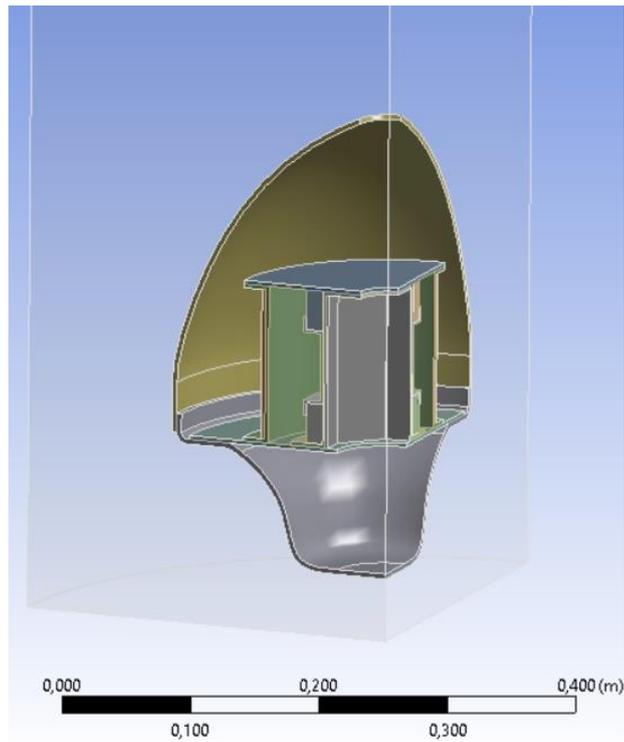


Figura 78-Modelo 3D: arrefecimento dos blocos HTS

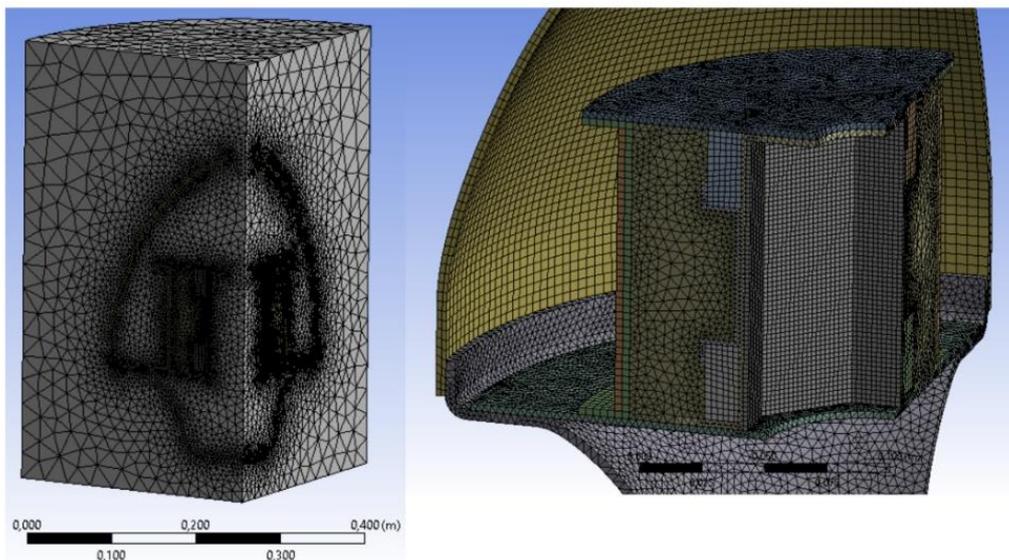


Figura 79-Modelo 3D com malha de elementos finitos aplicada

Tabela 28-Qualidade da malha gerada para o modelo 3D

Mesh Metric	Skewness	Orthogonal Quality	Element Quality
<input type="checkbox"/> Min	3,8741e-005	0,10114	0,14721
<input type="checkbox"/> Max	0,89886	0,99997	0,99998
<input type="checkbox"/> Average	0,23568	0,76087	0,82941
<input type="checkbox"/> Standard Deviation	0,13529	0,1326	0,10726

Set-up e solução do modelo CFD no software ANSYS® FLUENT®:

No que toca ao *set-up* e solução do modelo, foi aqui implementado o mesmo procedimento anteriormente adotado para a simulação do arrefecimento dos blocos utilizando um modelo 2D. Uma vez que o processo a ser simulado é o mesmo, a diferença entre os dois modelos reside somente na geometria e malha gerada.

Resultados obtidos

Comparação entre modelo 2D axissimétrico e 3D:

No gráfico da Figura 80 é esboçado a temperatura média dos blocos HTS em função do tempo, para o modelo base que possui 3mm de espessura de isolamento. Em ambos os ensaios foi atingido um estado de equilíbrio onde os blocos apresentam uma temperatura entre 79 e 78 K, tendo sido assim validado o processo de arrefecimento até uma temperatura abaixo da sua temperatura crítica. Contudo, como previsto, a utilização de um modelo 2D resulta num tempo de arrefecimento dos blocos próximo dos 11 minutos, superior aos 5 minutos necessários quando a análise é realizada recorrendo ao modelo 3D. Este fenómeno deve-se principalmente ao facto de que na situação real o azoto líquido está em contacto com 3 faces dos blocos HTS (como pode ser visto nos contornos da Tabela 30), condição esta que não consegue ser replicada no modelo 2D axissimétrico, e que, devido à maior área de contacto, proporciona um arrefecimento mais rápido.

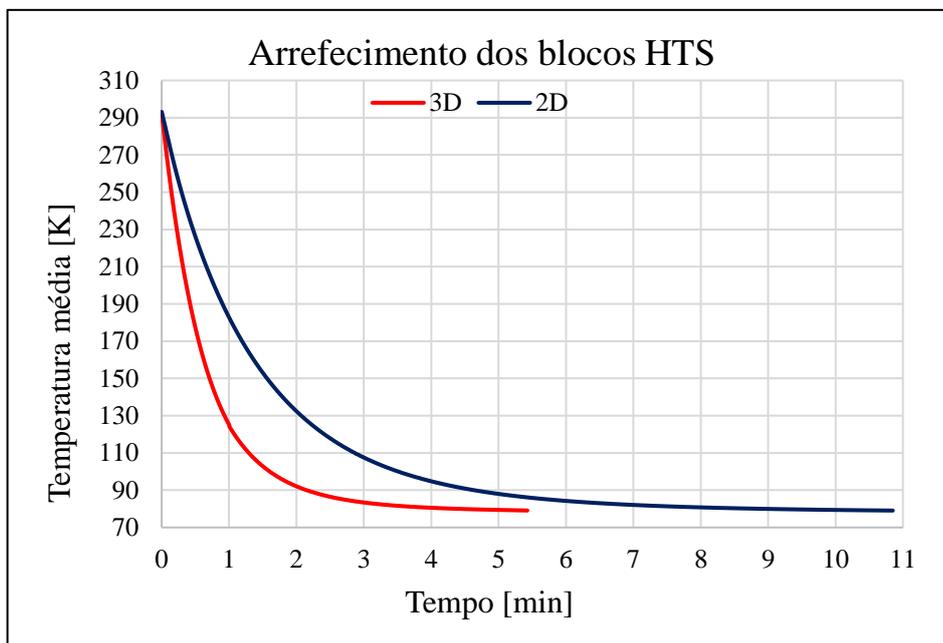


Figura 80-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo

Como pode ser observado nos contornos de temperatura presentes na Tabela 29 e Tabela 30, referentes ao modelo com 3mm de espessura de isolante, a utilização do modelo 3D permite ainda inferir que a temperatura crítica seja atingida antes que se verifiquem grandes perdas de energia para o ar que envolve a carcaça, conservando-se assim o potencial calorífico dentro desta. Por outro lado, somente a análise através do modelo 2D não permite fazer tal conclusão, induzindo em erro. O contorno de temperaturas do domínio do ar do modelo 2D no estado final (Tabela 29) sugere que a espessura de isolante da carcaça deveria ser aumentada com o intuito de apenas se verificar uma contínua perda de energia (arrefecimento) do ar no interior da carcaça, que envolve o estator. O fenómeno agora referido pode até explicar a razão pela qual a temperatura dos blocos HTS na simulação 2D demorou mais tempo a estabilizar.

Apesar de por um lado proceder-se com uma simulação conservadora, uma vez que não foi considerada a diminuição da condutividade térmica dos materiais com a diminuição de temperatura, existem fatores que não foram considerados que iriam contribuir para maiores perdas caloríficas, nomeadamente, os elementos de fixação, braço de acoplamento ao drone, tubagens de refrigeração e fenómeno de vaporização do nitrogénio. Ainda assim, o tempo de arrefecimento mínimo de aproximadamente 5 minutos estipulado na análise com o modelo 3D é bastante razoável face aos 10-15 minutos verificados no estudo experimental de Carvalho (2016).

Tabela 29- Contornos de temperatura dos domínios fluídos ao longo do tempo

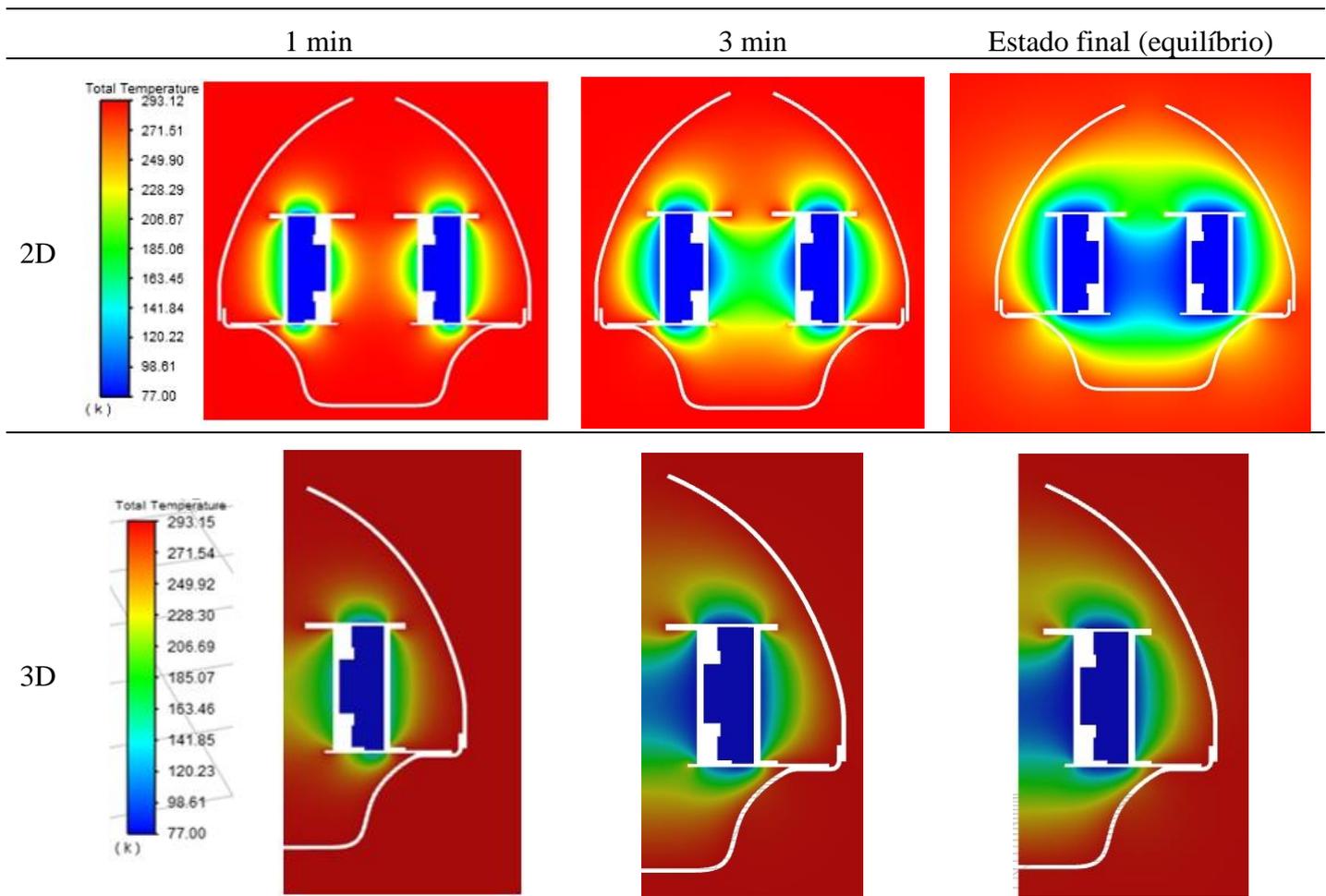
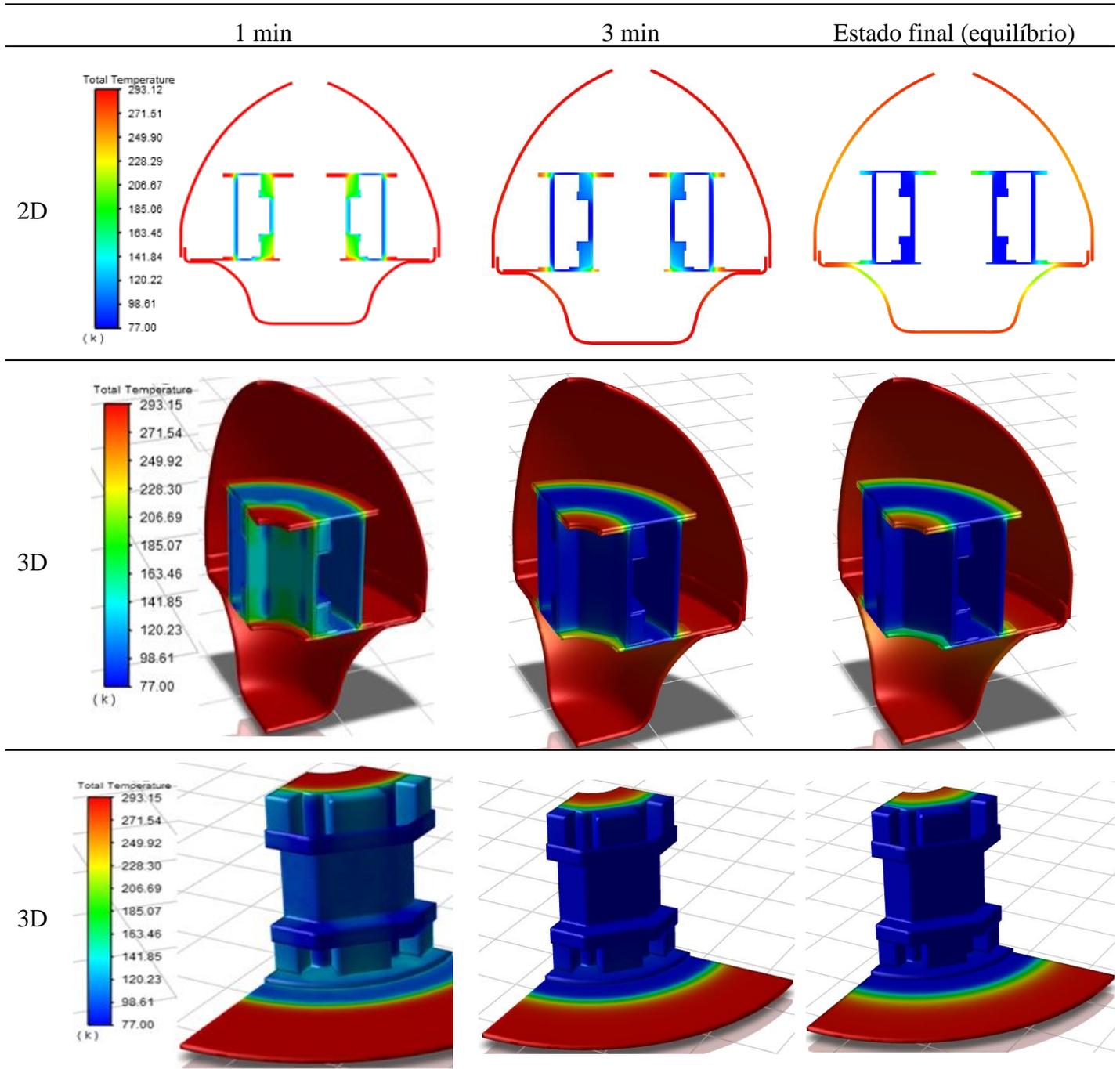


Tabela 30-Contornos de temperatura dos componentes sólidos ao longo do tempo



Influência da espessura de isolamento no estator

Apesar das diferenças evidenciadas entre os resultados obtidos através dos dois modelos, a abordagem simplificada recorrendo ao modelo 2D permite tirar conclusões bastante expeditas relativamente à influência da camada de isolamento no estator.

Nos gráficos da Figura 81, Figura 82 e Figura 83 é esboçado a temperatura média dos blocos HTS em função do tempo, para as diferentes espessuras de isolamento.

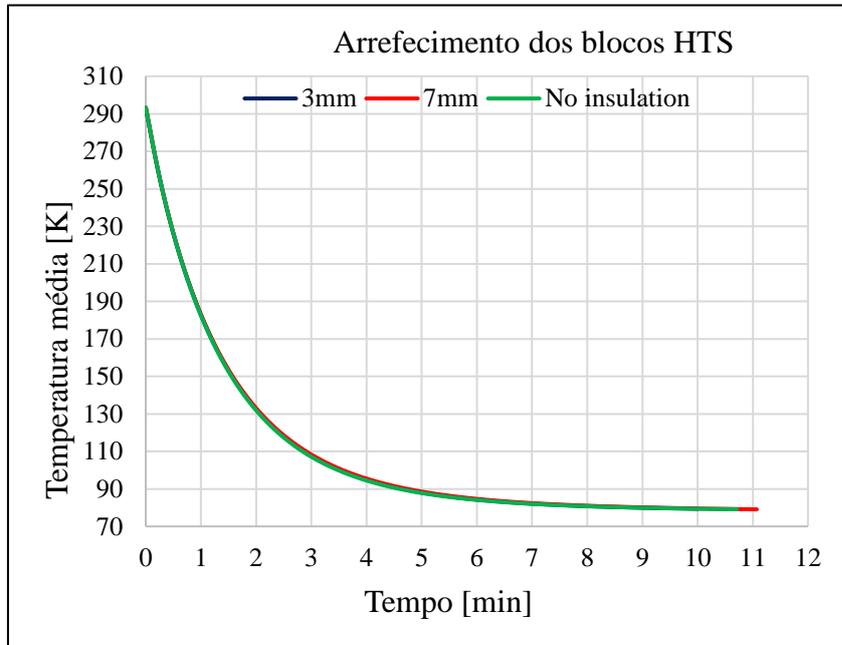


Figura 81-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para diferentes espessuras de isolante-Processo de arrefecimento

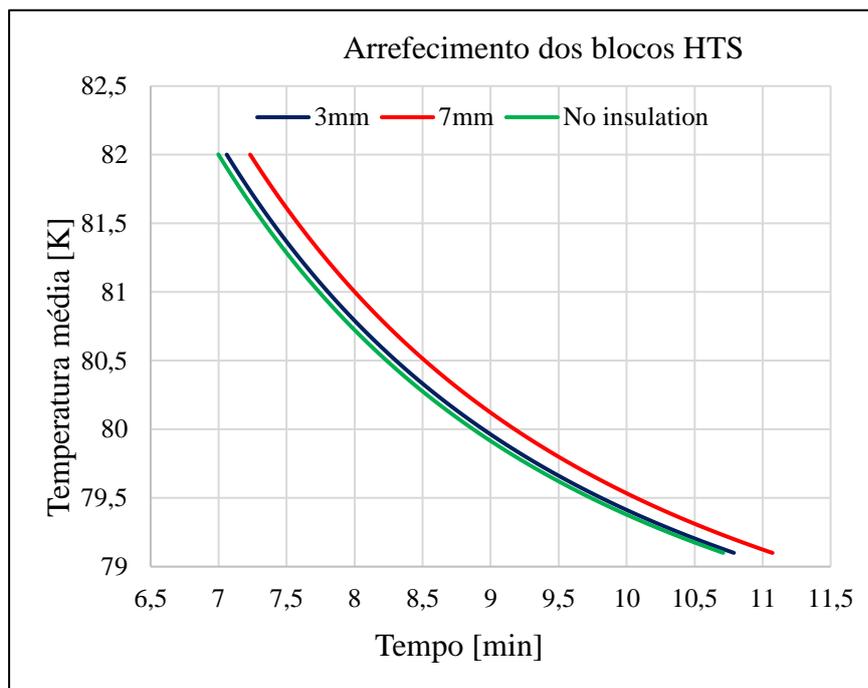


Figura 82-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para diferentes espessuras de isolante (trecho aproximado) -Processo de arrefecimento

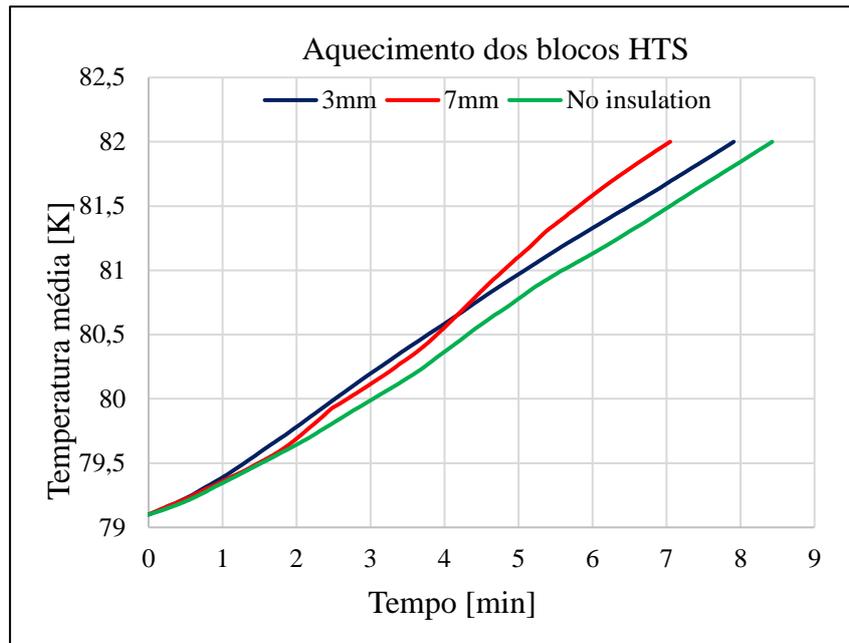


Figura 83-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para diferentes espessuras de isolante-Processo de manutenção de temperatura

Relativamente ao processo de arrefecimento, para as espessuras de isolante consideradas, o seu aumento tem pouca influência no tempo necessário para que os blocos HTS atinjam a temperatura crítica desejada. A diferença de resultados é melhor observada no gráfico da Figura 82, sendo de apenas 18 segundos entre o modelo com 7 mm de isolamento e aquele sem isolamento. No que toca ao processo de manutenção da temperatura, já existe uma maior diferença de resultados, verificando-se que o aumento da espessura do isolamento resulta num menor tempo de retenção da temperatura crítica. Ainda assim, para as 3 situações analisadas verificou-se um período bastante razoável de manutenção de temperatura, registando-se um máximo de 8,4 min para o modelo sem isolamento.

Para que os blocos supercondutores atinjam a temperatura média desejada (estipulada na simulação de arrefecimento como sendo 79 K) é imperativo que as suas fronteiras, ou seja, os componentes que os contactam, estejam a temperaturas equivalentemente baixas, situação esta que é retardada com a implementação de isolamento, em particular a camada no interior do estator. A Figura 84 e Figura 85, onde é feita uma comparação entre as temperaturas do modelo com 7 mm de isolamento e sem isolamento em dois instantes após o início do processo de arrefecimento, permitem evidenciar este fenómeno. Aos 400 segundos, no modelo sem isolamento o meio envolvente no interior do estator encontra-se a temperaturas bem menores do que no caso em que é usado o isolamento com 7 mm de espessura. Este facto possibilita que em apenas 20 segundos se verifique um arrefecimento notável das estruturas dos topos nas zonas assinaladas por círculos e, conseqüentemente, dos blocos HTS. De notar que o limite superior das escalas foi reduzido propositadamente com o intuito de melhor se visualizar os contornos nas zonas desejadas e explicar este fenómeno do arrefecimento.

Dada geometria dos componentes em causa e localização dos blocos supercondutores, a implementação de isolamento retarda o processo de arrefecimento do meio envolvente e componentes do estator. Esta é também a razão pela qual no estado final não são atingidas temperaturas médias tão baixas como na situação em que não é utilizado isolante. Como é visível na Figura 83, este fenómeno reflete-se, posteriormente, de forma negativa na retenção da temperatura crítica dos blocos supercondutores. Como no modelo sem isolamento o ar no

interior da carcaça atingiu temperaturas médias mais baixas, verificou-se uma melhor manutenção de temperatura. Desta forma, verificou-se que a implementação de isolante não traz grandes benefícios.

Expression = 400 [s] \approx 6,6 min

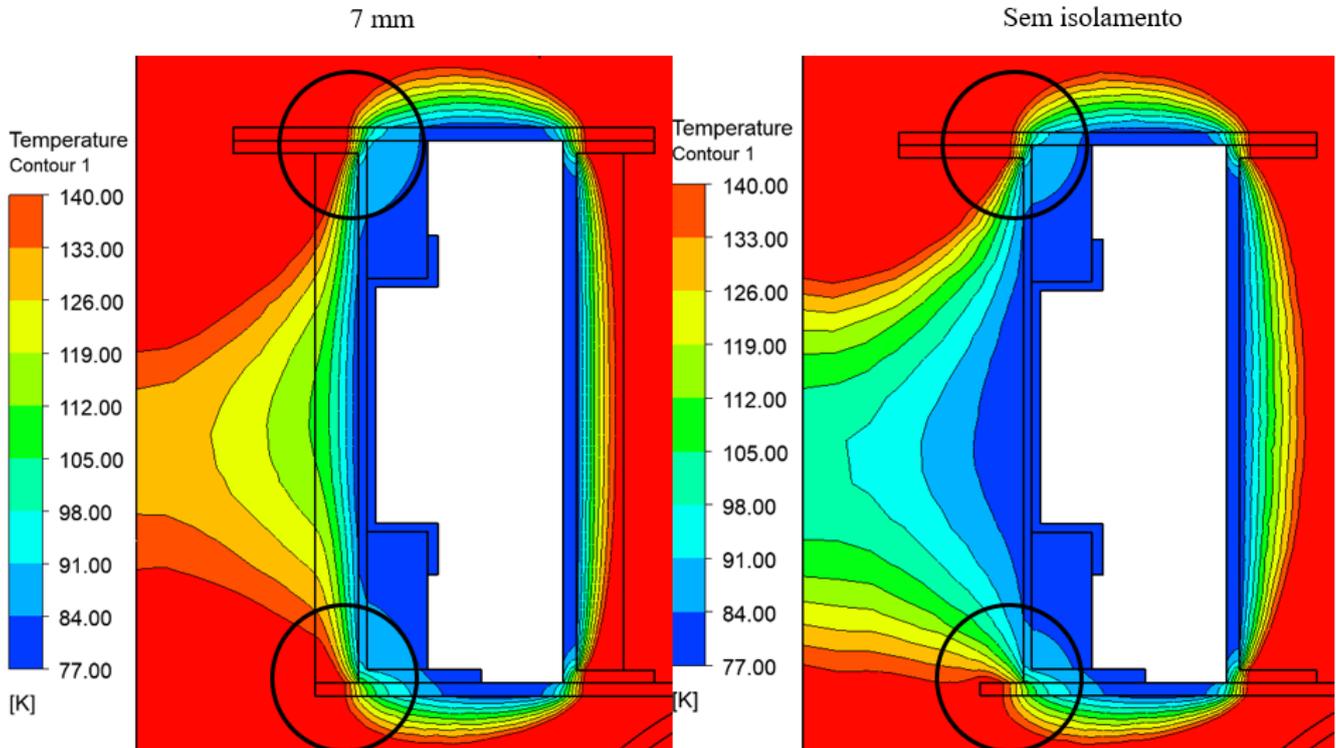


Figura 84-Processo de arrefecimento: contornos de temperatura após 400 segundos

Expression = 420 [s] = 7 min

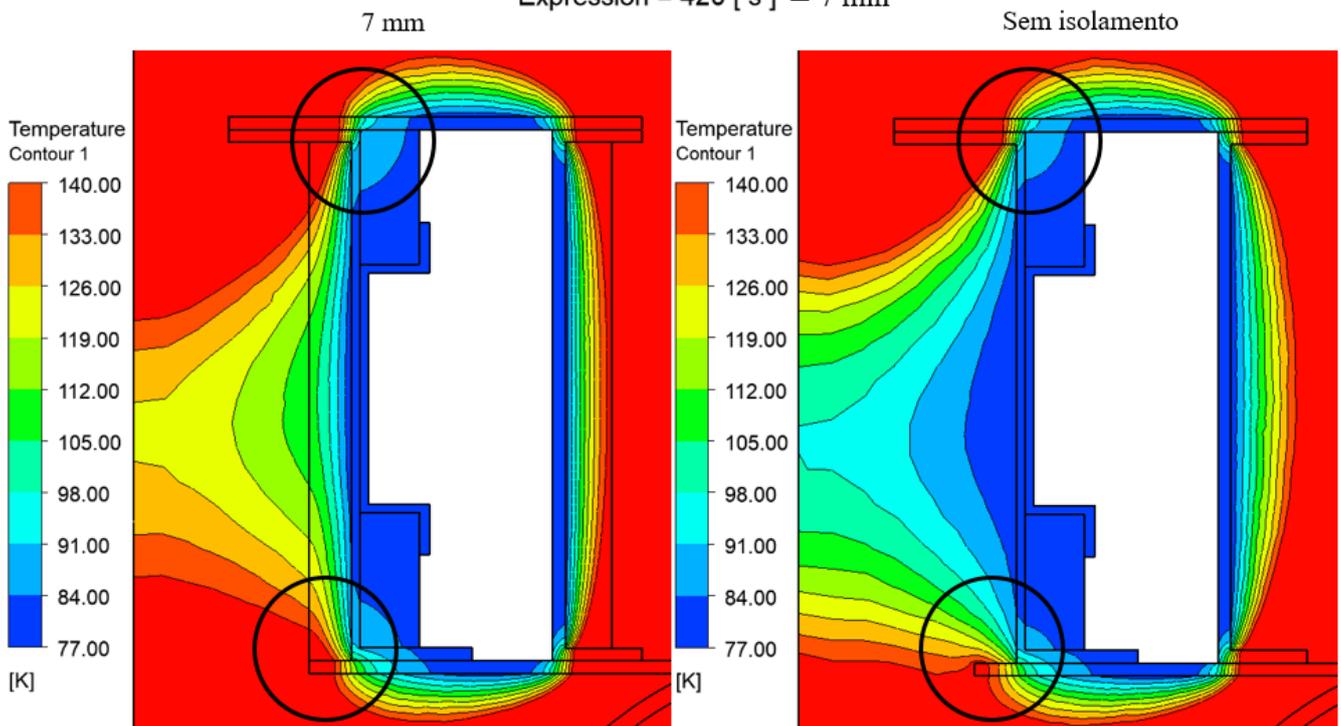


Figura 85-Processo de arrefecimento: contornos de temperatura após 420 segundos

O estudo aqui realizado permite também inferir que a carcaça apresenta um papel térmico fundamental e é necessário garantir que esta é projetada de forma que apenas o ar no seu interior seja continuamente arrefecido pela remoção da sua energia. É, portanto, de grande interesse que no futuro seja realizado um estudo iterativo para a carcaça semelhante ao aqui foi descrito.

Ainda assim, o comportamento descrito pela curva de 7 mm de espessura, sugere que a conclusão de que o aumento da espessura de isolamento resulta num menor tempo de retenção da temperatura crítica não é generalizável para qualquer espessura, mas apenas para aquelas consideradas no estudo.

Apesar de ser impraticável para as dimensões dos componentes em causa, foi também analisado um modelo com 11mm de espessura de isolante, com o intuito de melhor perceber o fenómeno de transferência de calor presente e fornecer informação adicional que pode demonstrar-se relevante para projetos futuros. Como pode ser observado na Figura 86, até aproximadamente 4 minutos verificou-se uma retenção mais eficiente por parte do modelo com 7 mm do que aquele com 3 mm de isolamento. Foi retratado um comportamento semelhante quando a espessura foi aumentada para 11 mm, sugerindo que a partir de um determinado valor é possível contrariar o fenómeno descrito anteriormente da influência da temperatura do meio envolvente.

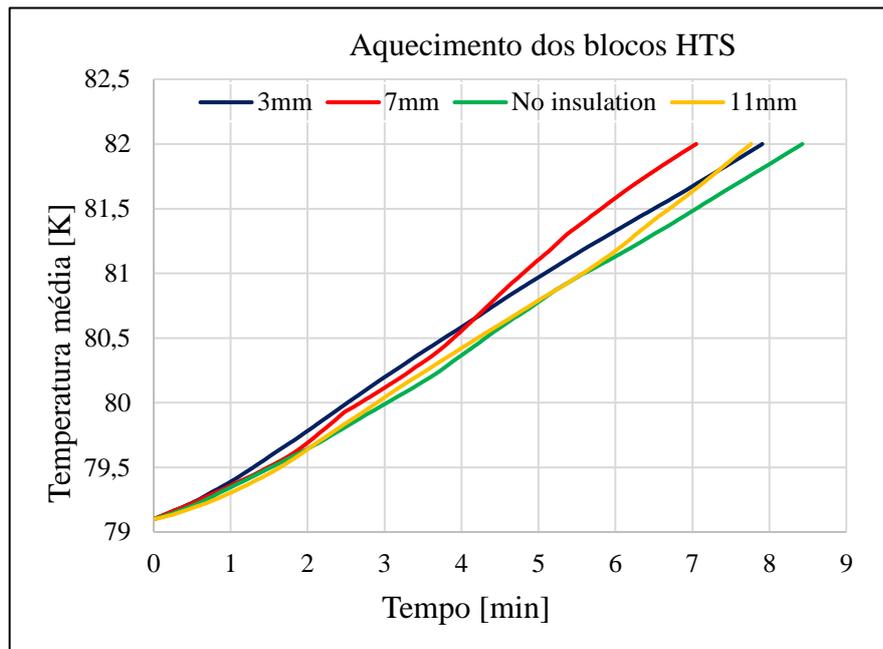


Figura 86-Temperatura média dos blocos HTS em função do tempo para 11 mm de espessura de isolante-Processo de manutenção de temperatura

Apesar das conclusões retiradas, o âmbito desta simulação é apenas de procurar perceber como se sucede o processo de arrefecimento/manutenção de temperatura e a potencial influência da espessura de isolante, não estando a ser avaliada a consequente taxa de evaporação do azoto líquido. Para além disso, o processo de manutenção de temperatura foi simplificado para uma situação de repouso do motor, onde a potência calorífica gerada pelo mesmo quando em funcionamento não foi considerada. Isto, aliado ao facto de a diferença de resultados entre o modelo sem isolamento e o modelo com 7 mm de espessura de isolamento ser de apenas 18 segundos e 83 segundos, para o processo de arrefecimento e manutenção de temperatura, respetivamente, sugere que a possibilidade de implementar isolamento não deve ser descartada, uma vez que ainda pode mostrar-se benéfica.

7.1.2- Processo de vaporização do azoto líquido

Para efetuar a simulação do processo de vaporização é necessário desenvolver um modelo CFD multifásico, de forma a analisar a mudança de fase do azoto e o consequente aumento de pressão no interior do estator. Durante o funcionamento do eVTOL, o fenómeno de evaporação resulta do aumento de temperatura do azoto devido às trocas de calor por convecção forçada com o exterior (ar à velocidade de cruzeiro do veículo) e o calor gerado pelos componentes do motor, principalmente os enrolamentos estatóricos.

Uma vez que realizar a simulação com um modelo 3D resulta num esforço computacional bastante acrescido, optou-se por recorrer novamente a um modelo 2D simplificado. Apesar de não ser uma aproximação tão exata como os resultados que seriam obtidos ao utilizar um modelo 3D, já é possível obter uma primeira avaliação e estipular um valor máximo para a taxa de evaporação do azoto.

Desta forma, foi utilizado a mesma geometria e malha gerada para o modelo 2D com 3 mm de espessura de isolante discriminada no capítulo 7.1.2, existindo apenas diferenciação no set-up e soluções definidas.

Set-up do modelo CFD no software ANSYS® FLUENT®:

Foi selecionado a opção de escoamento transiente, adotando o método “*Pressure Based Solver*” para a resolução das equações de fluxo do fluido (Navier-Stokes) e considerando a força gravítica durante a simulação.

Os modelos necessários para descrever os fenómenos físicos são: equação de energia, modelo viscoso e modelo multifásico. Dado a velocidade de deslocação do veículo estipulada nos conceitos de operação do projeto (120 km/h) e a espontaneidade da mudança de fase do azoto, para a descrição do modelo viscoso foi selecionada a opção de escoamento turbulento, *Realizable k-ε* com *Enhanced Wall treatment*. No que toca ao modelo multifásico optou-se pelo VOF (Volume-of-Fraction), com formulação dos parâmetros da fração de volume explícita e modelo de interfase *sharp*. O modelo VOF é adequado para fluidos imiscíveis, pois representa bem a forma e a evolução da superfície de interface entre as fases. Este assume que cada célula pode conter apenas uma fase ou a interface, que é determinado pela fração de volume α . Assim, em cada célula, as equações conservativas (continuidade, momento, energia e turbulência) são resolvidas usando as propriedades (densidade, calor específico e condutividade térmica) da fase presente.

A utilização do VOF requer a especificação de cada fase e a interação entre elas. Neste caso existem 3 fases distintas, a primeira é a fase de azoto em vapor (fase primária tem que ser um gás), a segunda a de azoto líquido e a terceira corresponde ao ar. Uma vez que apenas existirá interação entre as fases de azoto, para estas foi estipulado o coeficiente de tensão superficial constante de 0,009133 N/m. Relativamente aos mecanismos de transferência de massa utilizou-se o modelo de Lee, que tem em consideração a transferência de calor e massa na interface líquido-vapor devido à evaporação-condensação.

Para aproximar matematicamente o problema, é necessário definir as propriedades do fluido em função dos parâmetros termodinâmicos. No presente trabalho, as propriedades do líquido e do vapor de azoto foram implementadas em função da temperatura (T) para um intervalo de 77 a 120 K, através de funções polinomiais obtidas pela interpolação dos dados termodinâmicos disponíveis em NIST (2018) (Tabela 31). A temperatura de saturação por sua vez foi estabelecida em função da pressão através da *user defined function* (UDF) especificada abaixo. Tal como nos ensaios anteriores, devido à falta de informação disponível, as propriedades dos materiais sólidos foram mantidas constantes e iguais às presentes na Tabela 26.

Solução do modelo CFD no software ANSYS® FLUENT®:

Nesta fase foram selecionados os métodos de solução para a resolução das equações governantes e outros parâmetros da simulação. Na Tabela 32 encontram-se discriminados os métodos adotados para resolver o acoplamento de pressão-velocidade e para passar as equações de um sistema diferencial para algébrico.

Nos controlos de solução foram configurados fatores de sub-relaxamento (parâmetros ajudam as simulações a chegar à convergência) tendo estes valores variado entre 0,3 e 1, dependendo da propriedade de interesse. Para além disso, para todas as equações a serem resolvidas foram utilizados valores residuais de 1×10^{-6} . Estes monitores são usados para definir o resíduo necessário para a determinação dos critérios de convergência.

Tabela 32-Métodos de solução utilizados para o modelo 2D: evaporação do azoto líquido

Solution methods	
Pressure-velocity coupling	Scheme: PISO
	Gradient: Least Squares Cell Based
	Pressure: PRESTO!
	Momentum: QUICK
Spatial Discretization	Volume fraction: Modified HRIC
	Turbulent Kinetic Energy: QUICK
	Turbulent Dissipation Rate: QUICK
	Energy: QUICK
Transient Formulation	First Order Implicit

Para além da condição de potência calorífica elevada, partiu-se de um estado inicial em que apenas os componentes em contacto direto com o azoto líquido se encontravam à temperatura de 77K, estando os restantes à temperatura ambiente de 293,15K. Foram escolhidas condições pouco coservadoras que intensificam o processo de mudança de fase com o intuito de ser determinado um valor máximo para a taxa de evaporação. Finalmente foi estipulado um *step time* de 0,001 segundos.

Resultados obtidos

A simulação foi percorrida até se atingir uma pressão ligeiramente superior à pressão ajustada na válvula limitadora, de 20 psi ($\approx 137,9$ kPa). À medida que o azoto líquido aumenta de temperatura, ocorre evaporação dando origem a vapor com elevada taxa de expansão, que consequentemente aumenta a pressão no interior do estator de forma significativa (Figura 87 **Error! Reference source not found.**).

Pelo gráfico da Figura 88 e os contornos da fração volumétrica de vapor (Tabela 33) é possível observar a evolução do processo de evaporação do nitrogénio. Desta primeira análise conclui-se que a aproximadamente cada 20 segundos de operação do motor, a pressão estipulada na válvula limitadora é atingida e 30% do volume inicial de 1,63l de azoto líquido evapora. Ou seja, caso se pretenda uma reposição contínua e imediata do azoto, para que o veículo possa operar de forma contínua durante 20 minutos, prevê-se que seja necessário que o reservatório exterior que reabastece o estator tenha uma capacidade mínima de 30 litros.

Algo importante a constatar é o facto de que durante estes 20 segundos, a temperatura média do domínio do azoto não ter sofrido grande variação, o que consequentemente resultou

num aumento de apenas 1,46 K (de 77 para 78,46K) na temperatura média dos blocos HTS (Figura 89). Uma vez que este aumento de temperatura não é suficiente para inviabilizar o estado de supercondutividade dos blocos, verifica-se que não é necessário repor a quantidade de azoto evaporada imediatamente após a abertura da abertura da válvula limitadora, economizando-se assim a quantidade de azoto líquido consumida. Contudo, mais estudos teriam que ser efetuados de forma a determinar o período de tempo que os blocos de YBCO conseguem permanecer abaixo da sua temperatura crítica sem que seja reposta a quantidade de azoto líquido. Apesar de semelhante, esta é uma situação distinta da simulada anteriormente no capítulo 7.1.1, uma vez que agora seria necessário considerar o fenómeno de mudança de fase do azoto.

É ainda possível observar que embora a distribuição de temperaturas dos blocos seja semelhante, não é idêntica. Tal deve-se ao facto da geometria da carcaça não ser simétrica em altura e da convecção forçada promover a agitação das partículas de ar no interior da carcaça, resultando numa distribuição de temperatura não uniforme (contornos de temperatura da Tabela 33 e Figura 89).

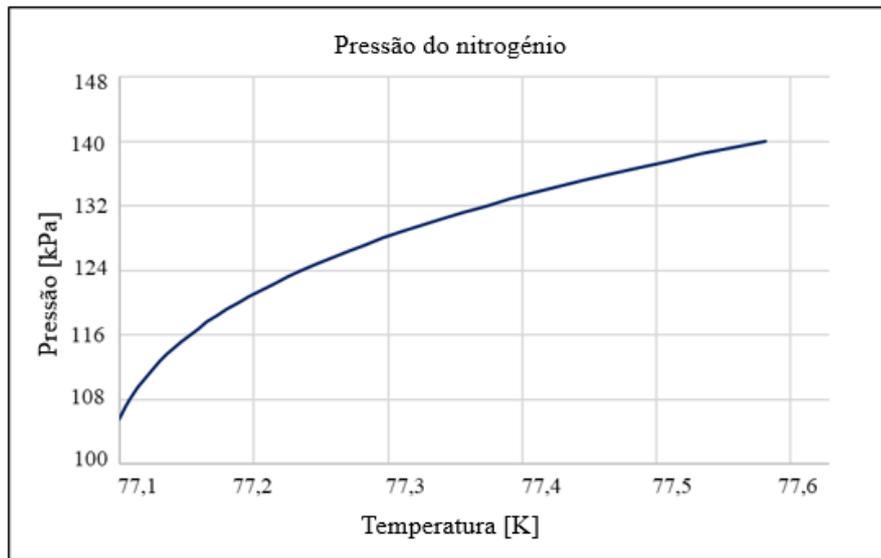


Figura 87- Evolução da pressão em função do aumento da temperatura

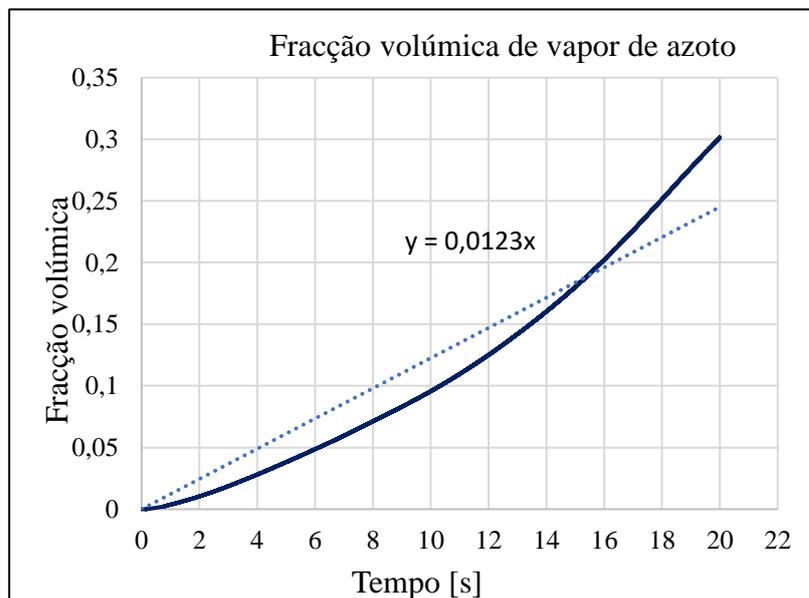


Figura 88- Fração volumétrica de vapor de azoto

Tabela 33-Contornos de temperatura e fração volumétrica de vapor ao longo do tempo

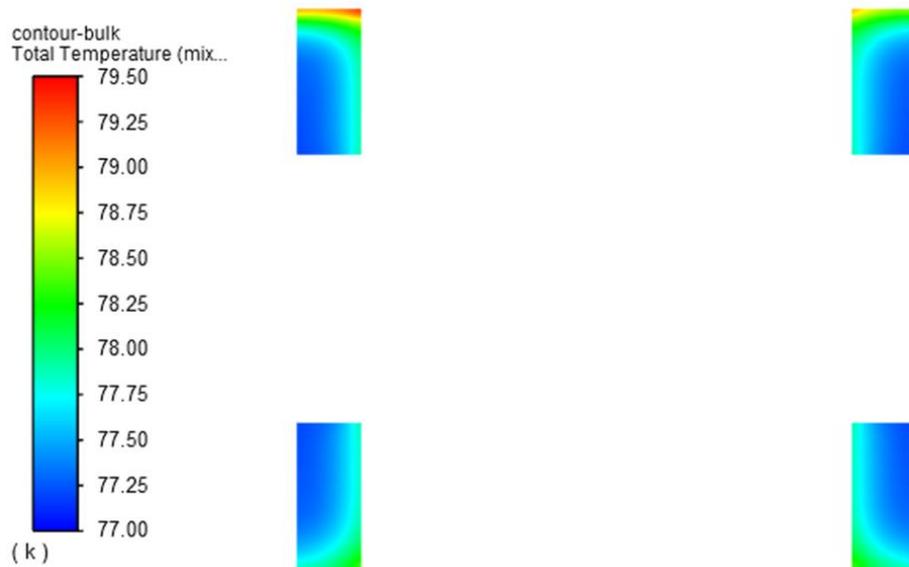
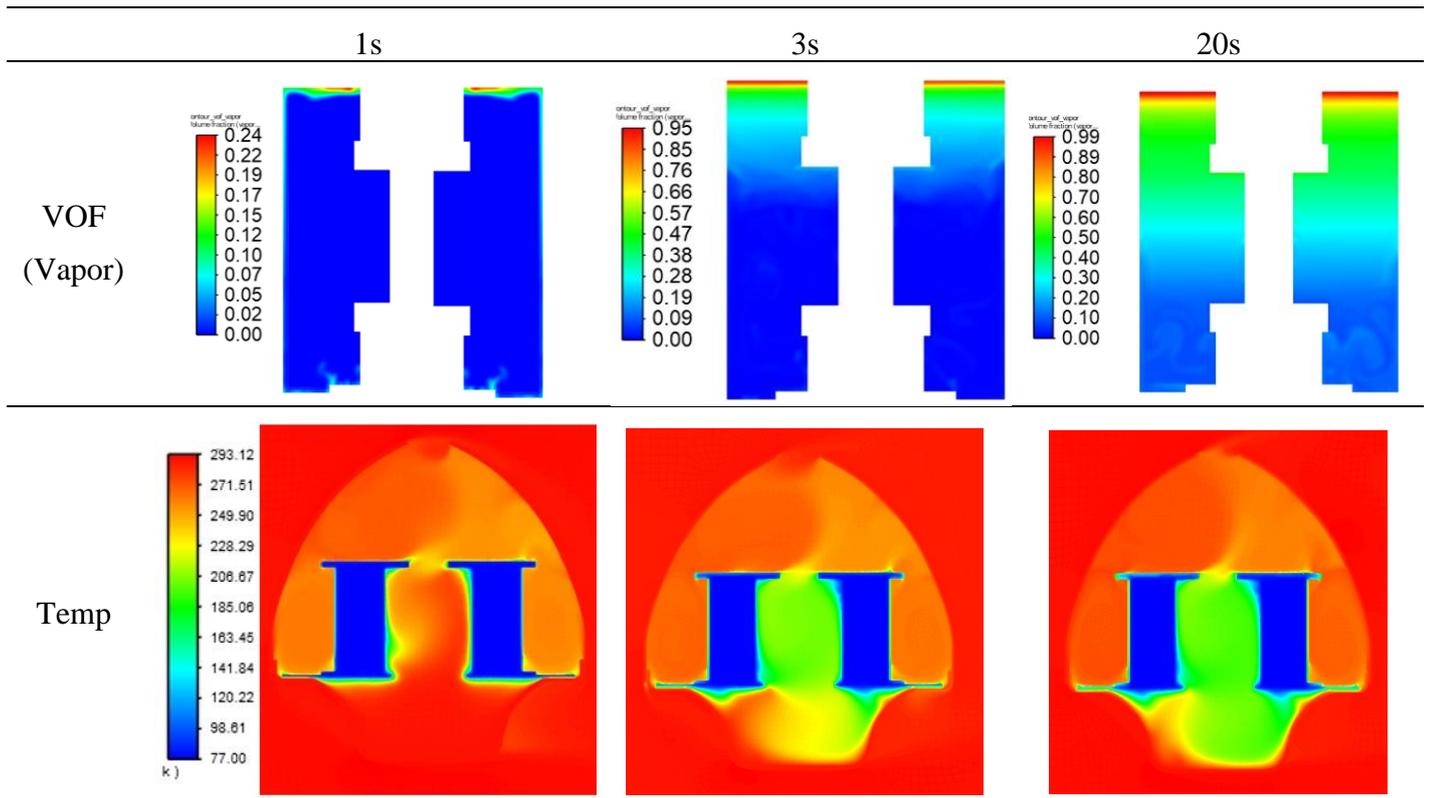


Figura 89-Contorno de temperaturas dos blocos supercondutores após 20 seg

7.2- Simulações estruturais

Ao longo deste capítulo será efetuada uma avaliação estrutural estática aos componentes que constituem o estator. Esta tem como objetivos determinar a pré-carga necessária nos elementos de fixação de forma que se verifique a vedação completa das juntas e garantir que os componentes possuem integridade estrutural suficiente para suportar todas as cargas em causa. Nomeadamente, as forças de compressão dos elementos de fixação, a pressão interna máxima de serviço e ainda as forças exercidas nos suportes dos rolamentos devido ao peso do conjunto pás-rotor e sustentação. Esta é uma análise puramente estrutural pelo que não serão consideradas as expansões térmicas dos materiais face às temperaturas criogénicas a que são sujeitos.

As simulações geradas consistem de 3 fases:

1. Fase inicial de aperto: a pré-carga nos elementos de fixação comprime as abas da estrutura exterior/interior e os topos, resultando numa distribuição de pressão de contacto sobre a junta vedante;
2. Fase de pressurização: aplicação da pressão interna do estator;
3. Fase de aplicação da força sustentação.

Para executar esta análise estrutural estática recorreu-se ao software ANSYS® Mechanical 2020 R2 e ACP (Ansys Composite PrepPost).

Alusivo ao que foi realizado anteriormente para o estudo térmico 3D, de forma a diminuir o esforço computacional foi utilizado apenas $\frac{1}{4}$ do modelo. Elementos que não constituem uma função estrutural, como os blocos YBCO, a sua estrutura de suporte e os espaçadores, não foram consideradas. Em seguimento ao que foi concluído na análise térmica e também por não terem um papel estrutural, as camadas de isolamento na parte exterior e interior do estator já não foi aplicada. Para além disso, no que diz respeito aos componentes compósitos, em todos os modelos foi assumido que os laminados são macroscopicamente homogéneos, elásticos e ortotrópicos, em todas as interfaces e junções é assumido uma adesão perfeita entre camadas e as fibras estão uniformemente distribuídas e perfeitamente alinhadas em cada laminado.

Uma vez que este conjunto é constituído por componentes compósitos e não compósitos (elementos de fixação e vedantes), a geração do modelo é realizada em três etapas distintas. Numa primeira fase os componentes compósitos são gerados no ACP, pela criação do layup das camadas e posterior extrusão do modelo sólido. Na segunda fase segue-se a geração dos elementos não compósitos para posterior acoplamento de todos os componentes no Ansys Mechanical (Figura 90).

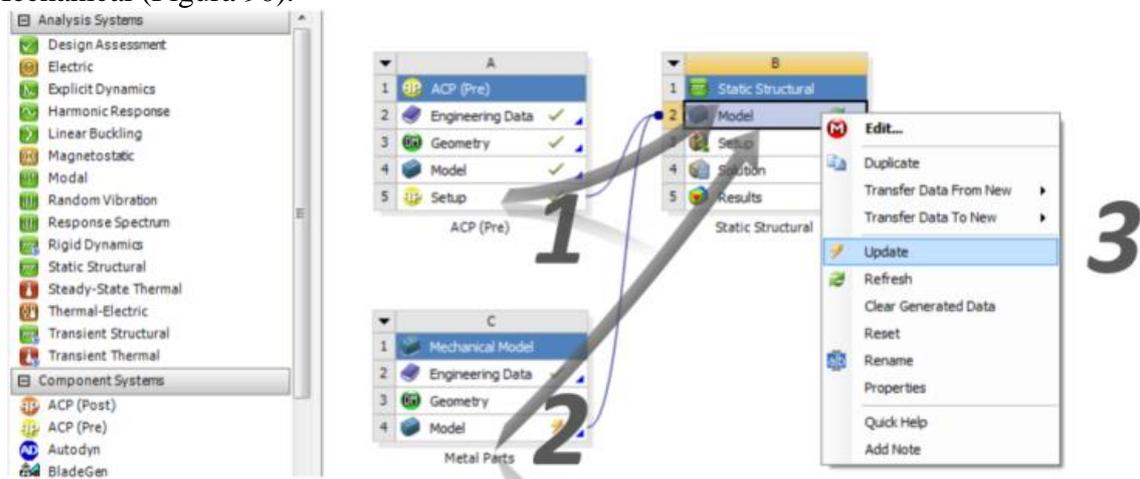


Figura 90-Sequência de geração do modelo

7.2.1- Geração dos componentes compósitos

Para a criação dos componentes compósitos foi necessário que o modelo sólido fosse convertido em componentes de superfície e posteriormente gerado uma malha através de elementos de casca, como é demonstrado na Figura 91. Tal como anteriormente, procurou-se gerar o maior número possível de elementos hexaédricos com o intuito de criar uma malha com boa qualidade, sem ter que usar um número de elementos excessivos.

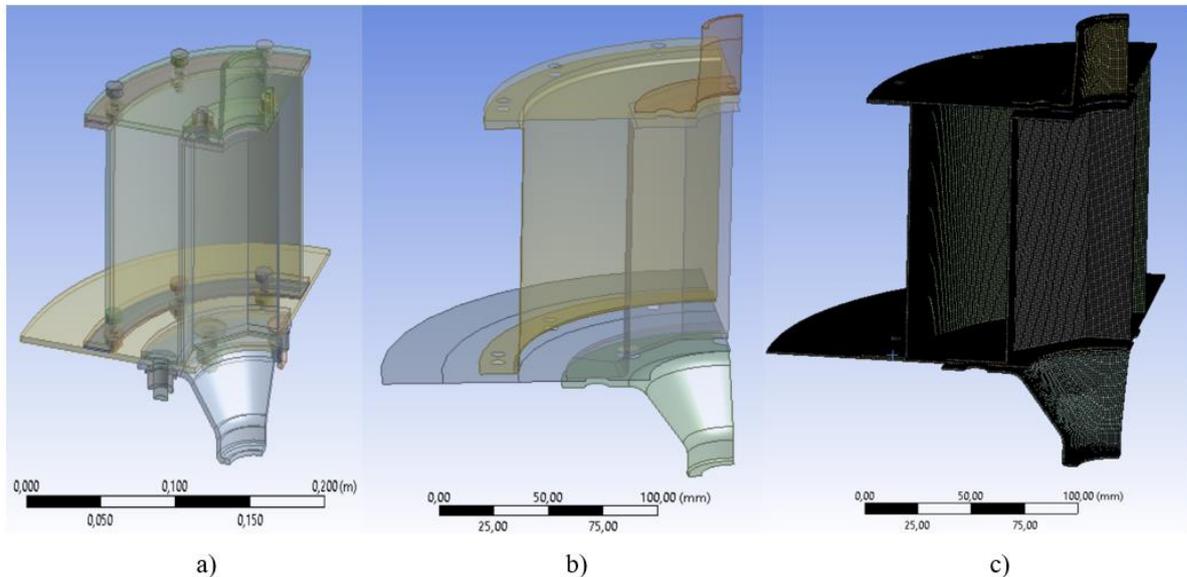


Figura 91-Exemplo de modelo para ensaios mecânicos: a) modelo sólido inicial; b) modelo de casca; c) elementos de casca

As propriedades mecânicas dos materiais foram estipuladas de acordo com o que está evidenciado nos anexos A e E para os laminados a utilizar, Nelcote® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E-Glass Reinforced e Solvay RTM CYCOM 890 T650 6K-5HS, respetivamente. As propriedades relevantes para a análise estrutura que não constavam nas fichas técnicas foram complementadas com valores referentes a materiais compósitos do mesmo tipo presentes na base de dados de materiais do Ansys.

Uma vez definidas a geometria do modelo e as propriedades dos materiais, os componentes compósitos são gerados através do ACP. Inicialmente são criados os tecidos (fabric), a partir dos dois materiais, especificando a sua espessura. Para efeitos da simulação, a espessura de ambos os laminados foi aproximada a 0,25mm.

Antes de ser definido o número de camadas a empilhar, é necessário definir dois parâmetros cruciais. São criadas rosetas para especificar a orientação principal das fibras. Com o intuito de retratar esta direção o melhor possível do que seria a situação real, sempre que necessário, foram definidas múltiplas rosetas por componente (exemplo na Figura 92). Posteriormente são definidas as Oriented Selection Sets, que combinam a zona onde queremos laminar, a orientação da fibra (rosetas) e a direção em que o componente será laminado. Esta direção de empilhamento foi definida tendo em atenção que as superfícies dos diferentes componentes que estão em contacto devem ter a melhor qualidade possível, pelo que a laminação definida para iniciar com estas superfície.

Uma vez definidos todos estes parâmetros, procedeu-se ao processo de laminação de cada um dos componentes, estipulando os diferentes Modeling Groups. Este processo no ACP foi aproximado ao que seria realizado na prática para fabricar a estrutura exterior do estator, adotando-se a mesma metodologia estipulada por L. Sun (1995) para o fabrico de uma junta de flange aparafusada numa única peça. Desta forma, o domínio da estrutura exterior foi dividido em 4 (Figura 93), laminando-se primeiro estas 4 tiras. Posteriormente, é aplicado uma camada

de laminado nas abas e na parede circular, consolidando as anteriormente empilhadas. Este processo é repetido até ser atingida a espessura desejada. Para a geometria peculiar da estrutura interior do estator foi adotado um processo similar (Figura 94). A sobreposição alternada das camadas das abas e das paredes sobre as tiras anteriormente laminadas tem o objetivo de evitar a concentração de tensões de corte nas zonas de descontinuidade.

Dado que ambos os laminados apresentam uma configuração tipo woven, o empilhamento foi realizado definindo uma orientação alternada da direção principal das fibras de $0^\circ/-45^\circ/+45^\circ/90^\circ$, de forma a gerar componentes com propriedades quase isotrópicas.

Finalmente, o modelo compósito sólido é gerado pela extrusão do modelo de casca, sendo assim possível estabelecer posteriormente os diferentes contactos existentes no modelo 3D.

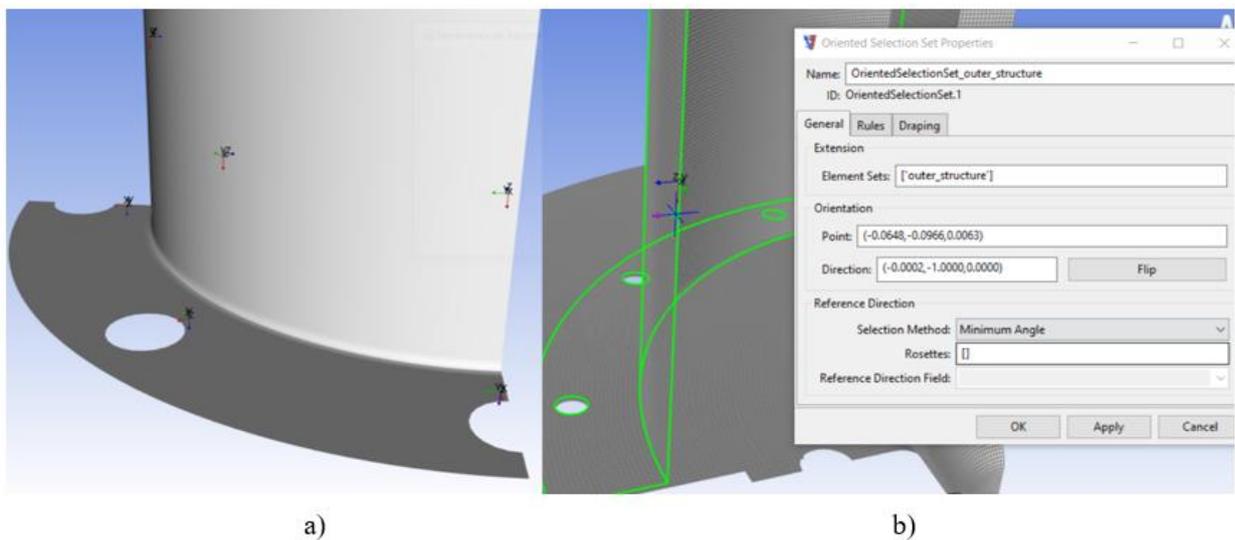


Figura 92- Definição da direção das fibras -rosettes (a) e orientação de laminação - oriented selection set (b)

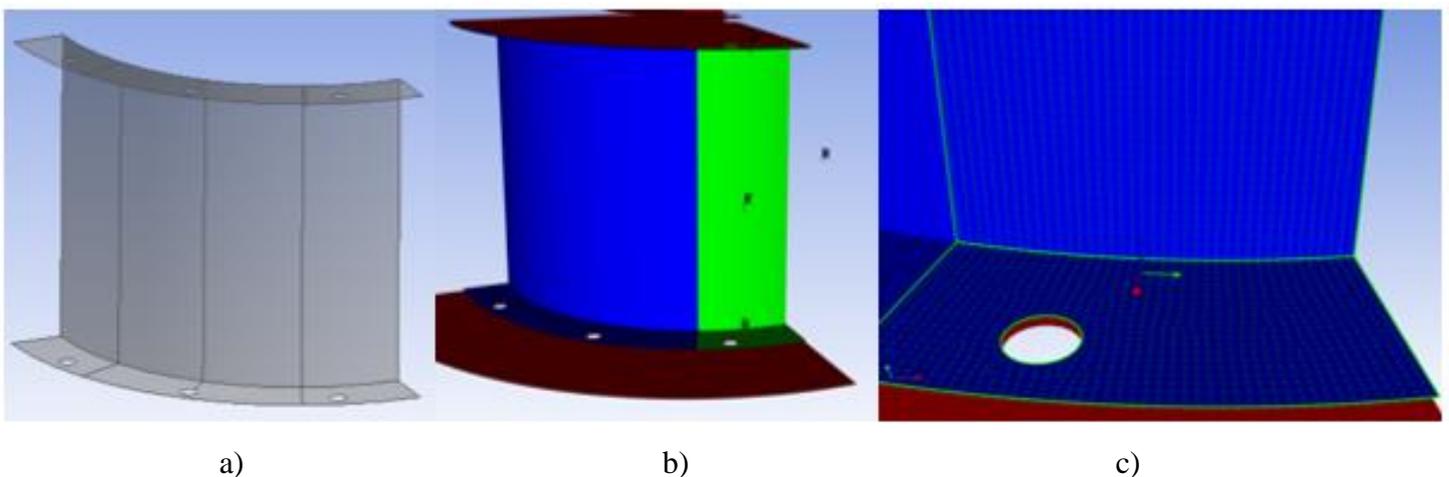


Figura 93- Metodologia adotada para a laminação da estrutura exterior: a) divisão da superfície; b) laminação das tiras; c) orientação das fibras

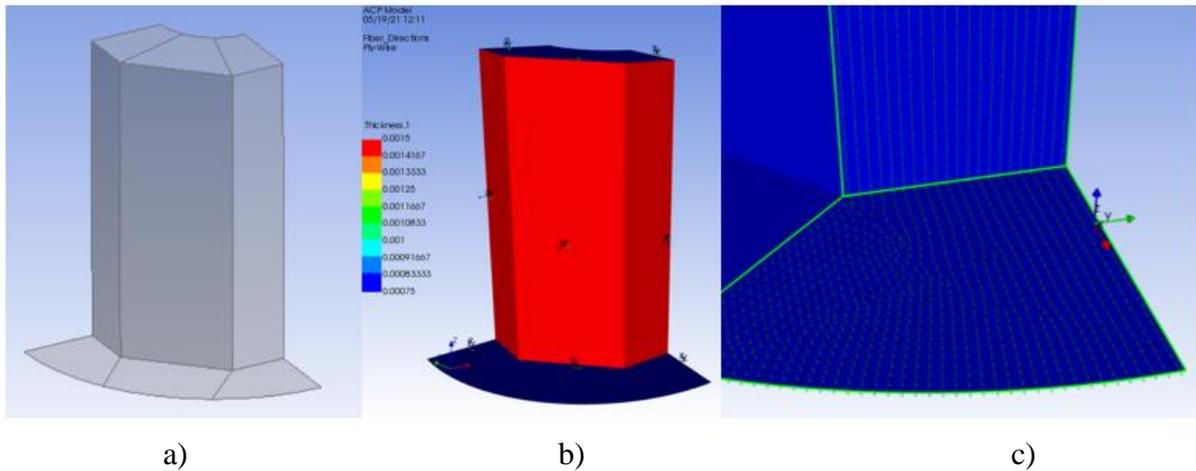


Figura 94-Metodologia adotada para a laminação da estrutura interior: a) divisão da superfície; b) laminação da parede vertical; c) orientação das fibras

7.2.2- Geração dos elementos não compósitos

Na segunda etapa da geração do modelo foram então modelados os componentes não compósitos. A modelação de elementos de fixação para aplicações tridimensionais de elementos finitos sempre foi uma tarefa complicada porque os detalhes e características geométricas dos parafusos geralmente resultam num modelo de grande porte e alto custo computacional. Portanto, foi adotado um método recorrentemente utilizado e mais eficiente para a modelação dos parafusos, porcas e insertos. Este consiste em simplificar os elementos e dividir o seu domínio para serem corpos de revolução (*sweepable*), possibilitando a geração de uma malha hexagonal.

Para todos os componentes que constituem os elementos de fixação foram atribuídas as propriedades referentes a aço estrutural, listadas na Tabela 34.

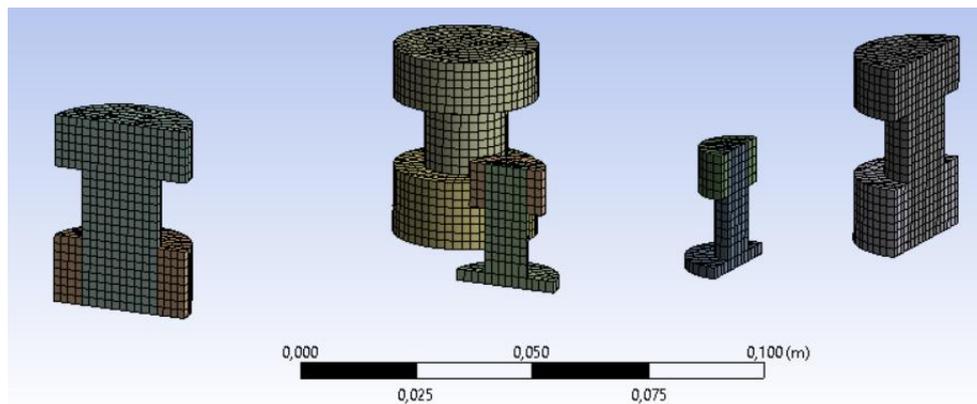


Figura 95-Método simplificado para modelação dos elementos de fixação

Um dos principais fatores para o sucesso da simulação da junta parafusada é a modelação do material da junta. Especialmente no design adotado para os nossos componentes, de flanges de face inteira, a compressão da junta tem uma forte influência na rotação da flange e no desempenho de vazamento. Nestes tipos de flanges, a junta é comprimida de forma desigual e, para resistir à pressão interna do fluido, os parafusos devem ser apertados o suficiente.

Em aplicações criogénicas a utilização de juntas em PTFE (também conhecido por teflon) é bastante recorrente, não só por suportarem temperaturas de serviço bastante baixas,

como possuírem uma baixa condutividade térmica e suportarem elevadas pressões de compressão. Desta forma, o comportamento mecânico da junta de PTFE foi descrito através das curvas não lineares de carga e descarga da Figura 96, obtidas a partir de ensaios força-deslocamento por Khazraianvafadar (2019).

Tabela 34-Propriedades de material dos elementos de fixação

Properties	Value	Unit
Young Modulus	210	GPa
Poisson's ratio	0.3	
Tensile yield strength	250	MPa
Tensile ultimate strength	460	MPa
Density	7,850	kg/m ³

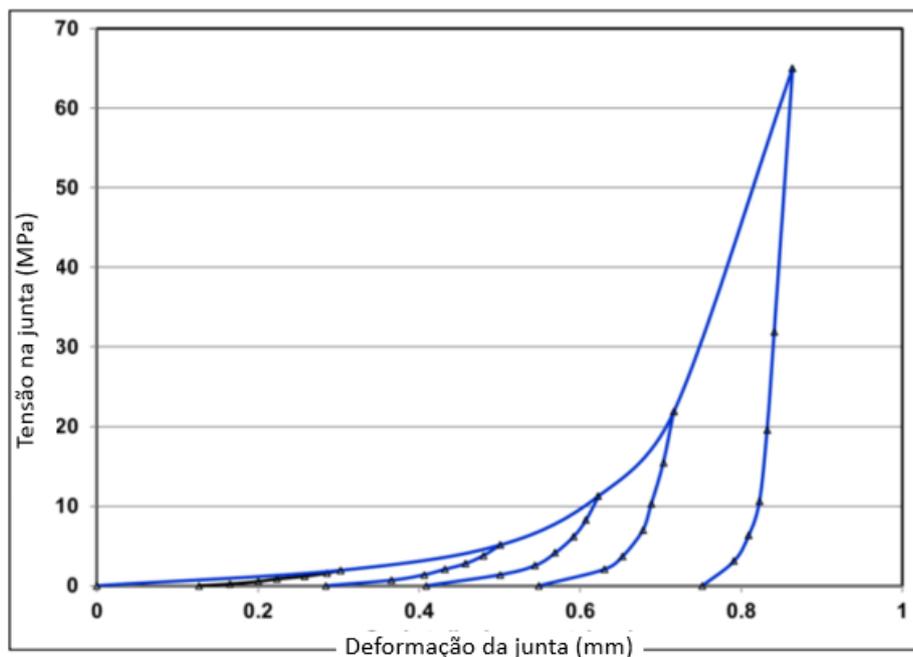


Figura 96-Ensaio de compressão da junta de PTFE: Adaptado (Khazraianvafadar 2019)

7.2.3- Set-up dos modelos

Um dos aspetos fundamentais de uma boa simulação para reproduzir o comportamento real, é a correta atribuição dos tipos de contactos entre as diferentes superfícies, de forma que, posteriormente sejam gerados os elementos corretos por parte do Ansys Mechanical.

Entre as porcas e os parafusos foi definido um contacto unido (bonded). Para as superfícies adjacentes às juntas vedantes foi estipulado um contacto rígido (rough), para que este se possa separar, mas não possa deslizar, representando a física melhor do que se fosse definido apenas um contacto unido (bonded). Entre os furos passantes e os parafusos foi estipulado um contacto sem atrito (frictionless), em que é permitido deslizamento e as superfícies podem estar ou não em contacto. Como intuito de simplificar, a união da base dos inserts à estrutura interior foi estabelecida como contacto unido (bonded). Por forma a representar melhor esta junção,

poderia ter sido adotada a metodologia de cohesive zone material (CZM), estipulando as propriedades do adesivo a utilizar para realizar a união dos componentes. Finalmente, entre as restantes superfícies foi aplicado um contacto rígido.

Nos diferentes modelos de elementos finitos foram aplicados dois tipos de condições de fronteira (Figura 97). Condições de simetria nos planos verticais sob a forma de suportes sem fricção, uma vez que estamos a modelar apenas $\frac{1}{4}$ da geometria total, e um suporte fixo na base da estrutura da extremidade inferior. A face onde é aplicada a condição de suporte corresponde à zona onde o estator é fixo à carcaça. Na situação real, a carga de sustentação que será aplicada no estator é transmitida para o braço acoplado ao corpo do veículo, que irá fletir de acordo com a magnitude desta carga. Para efeitos da simulação, e por forma a restringir o movimento do conjunto, esta condição foi simplificada utilizando o suporte fixo.

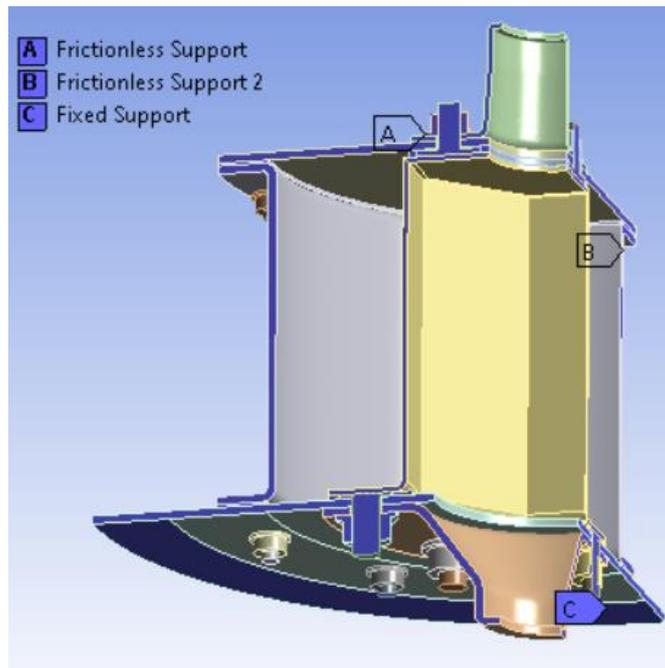


Figura 97-Condições de fronteira aplicadas aos modelos

As cargas a aplicar consistem nas pré-cargas dos parafusos, a pressão interna nas paredes do estator, a força de sustentação e a força resultante do peso do conjunto rotor-pás, que atuam sobre os suportes de rolamentos superior e inferior, respetivamente. Estas duas últimas não são aplicadas em simultâneo uma vez que correspondem a duas situações distintas, sendo a primeira alusiva à situação de funcionamento do motor e a segunda à situação de repouso.

No modelo de EF, a pré-tensão do parafuso é aplicada através do comando *bolt pretension* e, em seguida, a sua posição é bloqueada nos estágios subsequentes. A fim de analisar o comportamento de curto prazo destas estruturas, a carga nos parafusos é considerada constante. É importante realçar que no caso real, pode ocorrer fluência e relaxamento nas abas e nas juntas. Para além desta questão ser complexa de considerar, informação necessária acerca das resinas e dos tecidos não se encontra disponível.

A pré-tensão é o único parâmetro de carga que será variado consoante os resultados obtidos. Os restantes parâmetros serão constantes e iguais ao seu valor máximo, em condições operacionais, multiplicado pelo fator de segurança de 1,5. Este é o fator requerido pela norma CS 27.303 (EASA, CS-27), no que diz respeito à prova de integridade das estruturas.

Após o período de bloqueio dos elementos aparafusados, é aplicada a pressão interna nas paredes do estator. O máximo corresponde ao valor de 20 psi \approx 137,9 kPa, definido na válvula de segurança. Desta forma, a pressão relativa a aplicar multiplicada pelo fator de segurança é de 105,5 kPa

Posteriormente, segue-se a aplicação da força de sustentação ou da força resultante do peso. No que toca à força de sustentação, foi transmitido por parte da equipa de projeto que esta seria aproximadamente igual ao valor calculado pela expressão 7.1, que corresponde ao MTOW a dividir pelos 4 rotores sem pás contra rotativas. Tendo em conta que estamos apenas a modelar $\frac{1}{4}$ da geometria total e que o peso máximo está estipulado para ser 450 kg, a força a ser aplicada corresponde a 413,9 N. Por outro lado, assumindo uma massa de 5 kg para o conjunto veio-hélices, tem-se que a força a aplicar é de 18,4N.

$$F_{lift} = \frac{MTOW}{4} \quad (7.1)$$

$$F_{lift\ model} = \frac{450 \times 9,81}{16} \times 1,5 \approx 413,9N$$

7.2.4-Cálculo estrutural iterativo

Ao longo deste subcapítulo será realizado um estudo iterativo das dimensões dos componentes compósitos (nº de camadas, geometria etc), dos elementos de fixação e ainda da pré-carga aplicada nestes até se atingir um resultado satisfatório. Para que tal situação se verifique, é necessário garantir 3 critérios:

1. Pressão de contacto nas juntas deve ser suficiente para garantir vedação;
2. Elementos de fixação não devem exceder 65% da tensão limite de elasticidade ($250 \times 0,65 = 162,5$ MPa);
3. Estruturas compósitas devem respeitar os critérios de falha: o Ansys Mechanical disponibiliza uma lista relativamente grande de critérios de falha de laminados. Com o intuito de se proceder a um dimensionamento mais conservativo possível, foram utilizados todos os que se aplicam a camadas do tipo woven. Entre os quais, critérios que estão e que não estão associados a modos de falha, destacando-se aqueles que mais utilidade têm a nível industrial, como o de deformação máxima, tensão máxima, Tsai-Hill e Tsai-Wu (Camanho 2002). Para além destes, foram ainda considerados os critérios de Hofmann e Puck e todos os coeficientes utilizados pelos critérios foram deixados com o valor pré-definido pelo ACP. Para todas as simulações executadas foi utilizado o IRF (inverse reserve factor) como medida da falha, sendo que um valor superior ao unitário indica que ocorre falha no laminado.

Na Tabela 35 é exposto, resumidamente, o processo do estudo iterativo realizado até se atingir uma solução satisfatória. Ao longo das linhas são especificadas as principais dimensões e cargas que foram sofrendo alterações durante o processo, enquanto nas últimas 3 é discriminado se o determinado modelo satisfaz ou não os critérios mencionados acima. O incumprimento de apenas um destes critérios é o suficiente para que a solução não seja viável, contudo, para cada situação foi realizada uma análise de todos os critérios por forma a perceber que tipo de alterações poderiam ser efetuadas. Para além disso é ainda utilizada uma coluna para especificar até que fase de aplicação de carga (1-aperto, 2-pressurização e 3-força de sustentação) a simulação foi percorrida. Como é evidente, a partir do momento em que suscitaram incumprimentos dos critérios de projeto, não se procedeu às fases seguintes.

Para melhor se evidenciar as alterações realizadas entre cada iteração, os valores modificados encontram-se a negrito.

Tabela 35-Processo estrutural iterativo

		Modelo iterativo					Nº6	Nº7
		Nº1	Nº2	Nº3	Nº4	Nº5		
Estrutura exterior	FT [mm]	3	3	4,5	6	-	-	-
	WT [mm]	3	3	4,5	6	-	-	-
	Nº parafusos/ tamanho	8/M16	8/M16	8/M18	8/M18	-	-	-
	Pré-carga [kN]	2	3	4	4	-	-	-
Estrutura interior	FT [mm]	2	2	3	-	-	-	-
	WT [mm]	2	2	2	-	-	-	-
	Nº insertos topo/ tamanho	4/M10	4/M10	4/M10	-	-	-	-
	Pré-carga topo [kN]	2	1,5	0,5	-	-	-	-
	Nº insertos inferior/ tamanho	8/M10	8/M10	8/M10	-	-	-	-
	Pré-carga inferior [kN]	2	1,5	1,1	-	-	-	-
Estrutura dos topos	Espessura [mm]	3	3	4,5	6	-	-	-
Suporte de rolamento superior	Espessura [mm]	2	2	2	2	2,5	4	4
Suporte de rolamento inferior	Espessura [mm]	2	2	2	2	2	-	-
Critérios de aceitação	1)	✘	✘	✘	✓	✓	✓	✓
	2)	✓	✓	✓	✓	✘	✓	✓
	3)	✓	✘	✓	✘	✓	✓	✓
	Fase de carregamento	1º	1º	1º	3º	3º	3º	3º

Solução satisfatória para estrutura/modelo;
 Alteração da geometria da estrutura
 FT-Espessura das abas; NT-Espessura das paredes

Iteração 1:

Na primeira iteração verificou-se que a pré-carga estabelecida nos elementos de fixação da estrutura exterior não era suficiente para exercer uma força de compressão que vedasse a junta. Contudo, uma vez que nem os parafusos tinham excedido os limites estipulados para o projeto, nem as estruturas por eles comprimidos tinham ultrapassado os critérios de falha, a pré-carga pôde ser aumentada com intuito de colmatar este problema.

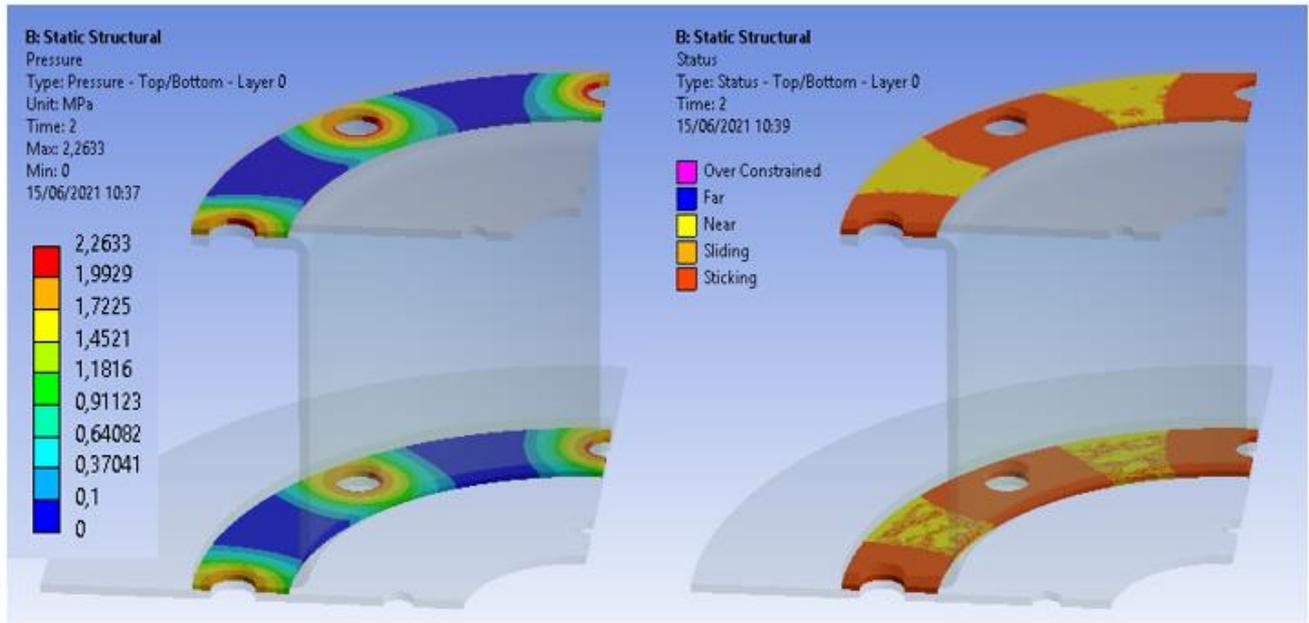


Figura 98-Pressão e estado do contacto nas juntas vedantes exteriores

No que toca à estrutura interna, a topologia inicialmente adotada, em que os insertos seriam unidos às abas por intermédio de um adesivo, não demonstrou ser viável. Não foi possível estabelecer uma pressão de contacto que permitisse vedação completa, apesar da pré-carga aplicada nos insertos ter resultado em tensões excessivas nos mesmos e ter provocado danos na estrutura interior.

Este problema deve-se maioritariamente a dois fatores: elevada área de contacto das juntas vedantes, sendo necessário elevadas cargas para atingir as pressões de contacto desejadas, e dificuldade em garantir uma força de compressão significativa entre as abas, devido à localização do inserto. Com o intuito de colmatar estes dois problemas, foi adotada uma topologia alternativa na segunda iteração, em que os insertos são embutidos na estrutura interna durante o seu fabrico.

O modelo a utilizar nas simulações foi simplificado de acordo com o que é demonstrado na Figura 99. Uma vez que os insertos são maioritariamente solicitados por cargas de tração, as camadas de compósito do lado superior têm uma maior influência no comportamento mecânico da estrutura. Por forma a evitar complexidades na modelação completa da estrutura com insertos embutidos, apenas estas camadas foram consideradas. Esta modificação no design permitiu realizar alterações nas juntas vedantes, diminuindo a sua área de contacto e, consequentemente, a carga necessária para se obter a pressão desejada.

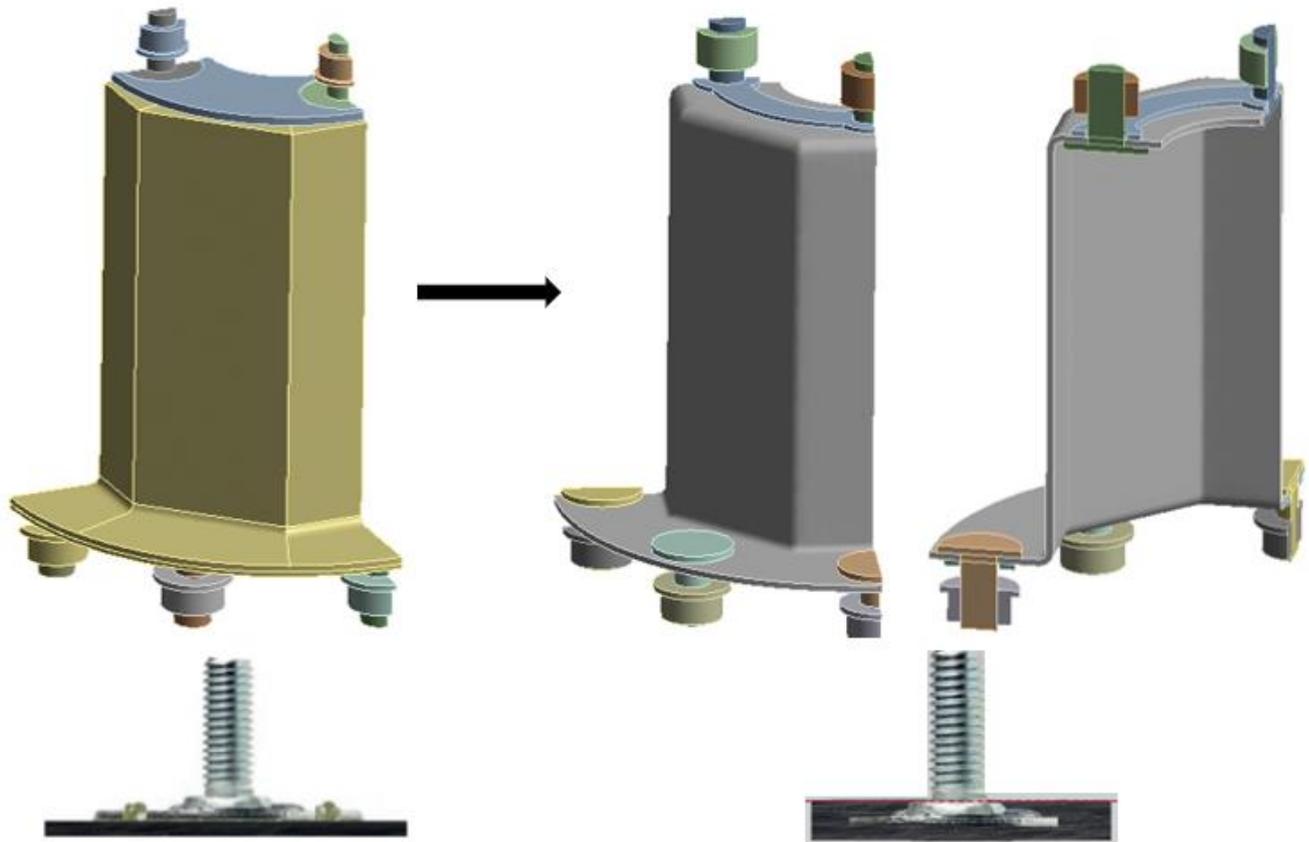


Figura 99-Alteração da topologia da estrutura interna para modelo iterativo 2

Iteração 2:

O aumento da pré-carga nos elementos de fixação exteriores não se verificou benéfico. Não só não foi possível garantir vedação nas juntas, como a zona em que os componentes estavam a ser comprimidos excedeu o IRF para os critérios de falha Tsai-Hill e Hofmann (Figura 100 a)). Ou seja, apesar do limite de tensão estipulado para os elementos aparafusados não ter sido ultrapassado, aumentar a sua pré-carga não é solução.

Este fenómeno deve-se ao facto de a força de compressão aplicada pelos parafusos não estar a ser uniformemente distribuída ao longo das abas. Invés disso, a elevada carga localizada, devido à pequena superfície de contacto do parafuso, provoca uma deformação excessiva nas abas, não havendo contacto total com a junta vedante (Figura 101). Com o intuito de resolver este problema, no modelo iterativo 3 foram utilizados parafusos de tamanho superior e aplicadas mais camadas na estrutura exterior e topos, aumentando a sua resistência à flexão.

Por outro lado, a modificação da topologia da estrutura interna já permitiu exercer uma pré-carga suficiente nos insertos para que se verificasse vedação das juntas. Ainda assim, esta carga resultou em esforços excessivos na estrutura interior (Figura 100 b)), pelo que para além da sua redução na iteração seguinte também se procedeu a um aumento do número de camadas de embutimento dos insertos.

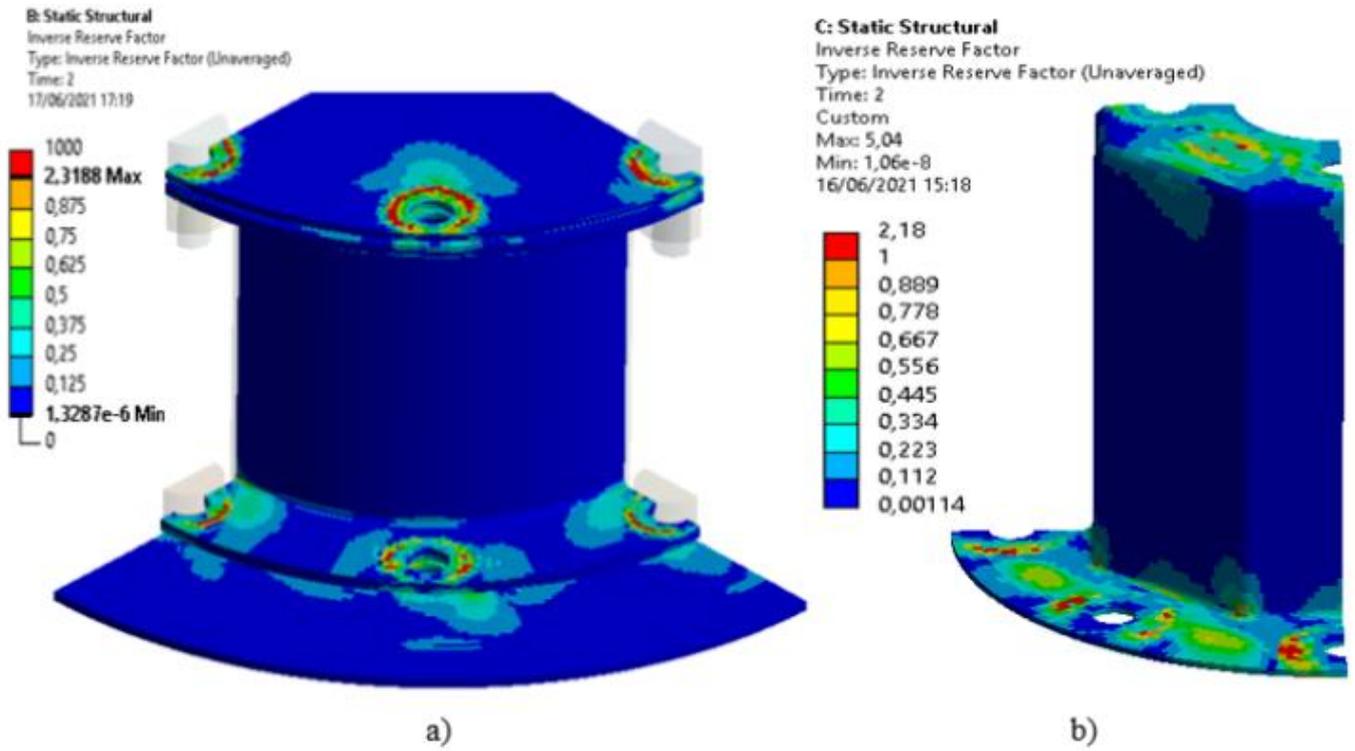


Figura 100-Critérios de falha da estrutura exterior (a) e interior (b) após fase de aperto: modelo iterativo 2

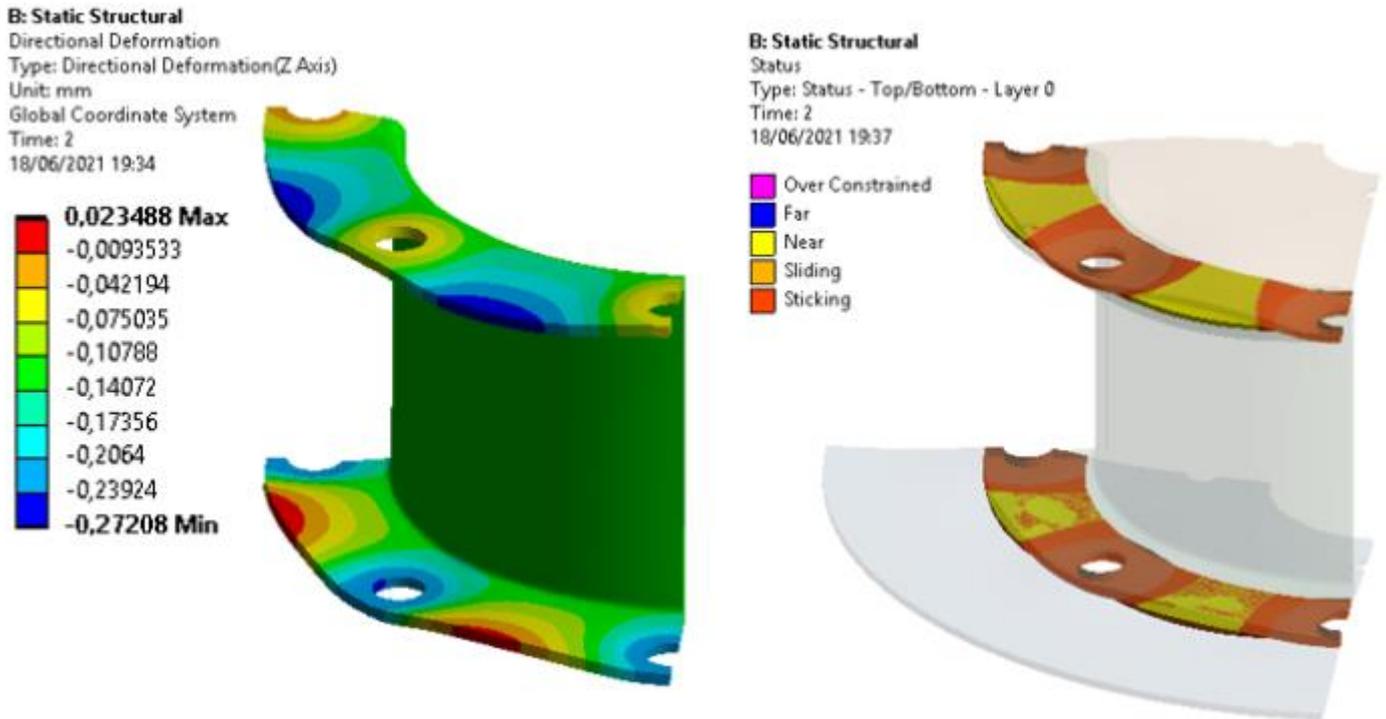


Figura 101-Deformação e estado de contacto na estrutura exterior após fase de aperto: modelo iterativo 2

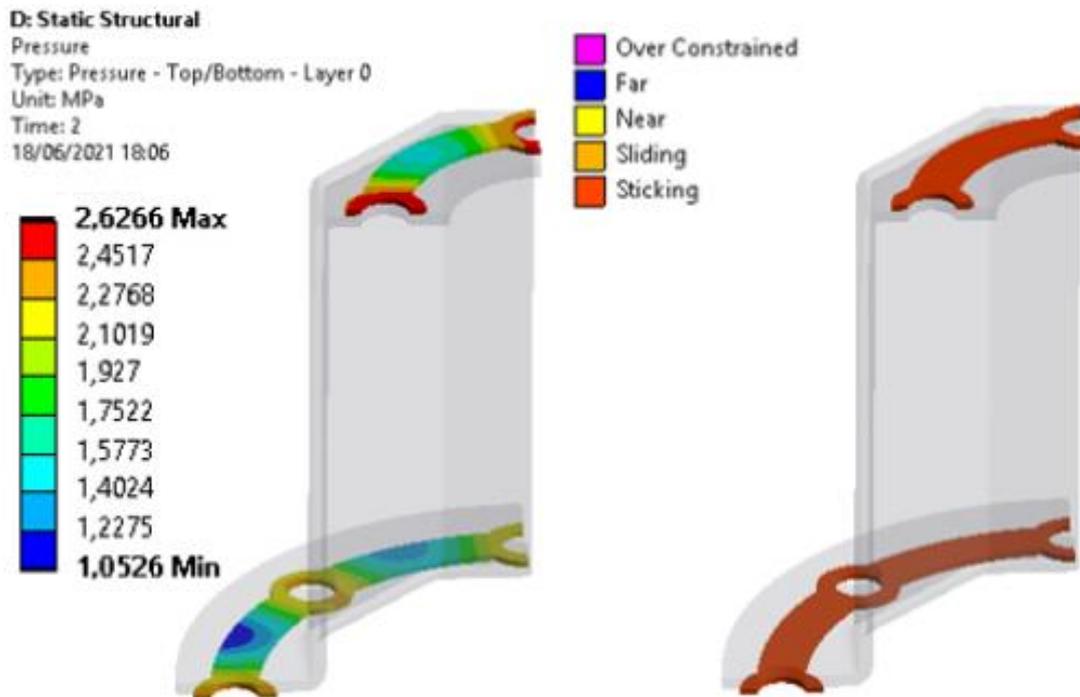


Figura 102-Pressão de contacto após fase de aperto: modelo iterativo 2

Iteração 3:

Face ao aumento da espessura da estrutura exterior e estruturas dos topos para 4,5mm, o problema de deflexão excessiva nas abas prevaleceu, não possibilitando a vedação desejada para as juntas. Contudo, a adoção de elementos de fixação M18 (rosca de 18 mm) já permitiu a aplicação da carga de compressão de forma mais distribuída, não infligindo danos excessivos nos laminados nessa zona.

Por outro lado, as alterações realizadas ao nível da estrutura interior resolveram os problemas estruturais previamente existentes sem sacrificar a pressão de contacto gerada nas juntas vedantes. Desta forma atingiu-se uma solução satisfatória para a estrutura interior e pré-cargas aplicadas nos seus elementos de fixação

Iteração 4:

O aumento da espessura da estrutura exterior e dos topos já possibilitou que a carga de compressão a ser aplicada pelos elementos de fixação fosse uniformemente distribuída pelas abas sem se verificar uma deformação excessiva por parte das mesmas. Desta forma foi possível garantir a selagem das juntas, antes e depois da fase de pressurização. Ainda assim, a estrutura de suporte do rolamento superior não apresentou integridade estrutural suficiente para suportar a força de sustentação, pelo que nas iterações seguintes foram estudadas diferentes possibilidades para esta estrutura.

Iteração 5, 6 e 7:

Apesar da força de sustentação ser suportada pela estrutura do rolamento, a maioria é transmitida diretamente para os inserts, aumentando assim o esforço que nestes é realizado e consequentemente provocando flexão nas abas da estrutura interna e topos. Desta forma, é importante garantir o menor valor possível para estes dois parâmetros, provendo maior segurança estrutural ao conjunto.

No gráfico da Figura 103 e na Figura 104 são especificados os resultados obtidos após a aplicação da carga de sustentação. Como pode ser observado, utilizando a estrutura de suporte

do modelo iterativo 5, a tensão de Von Mises nos insertos excedeu o limite de segurança (1652,5 Mpa) estipulado para o projeto, pelo que no modelo 6 a sua espessura foi aumentada com o intuito de verificar a sua influência no comportamento da estrutura. Esta alteração não só resultou num decréscimo significativo da tensão na base dos insertos, para um valor admissível, como na deformação das abas da estrutura interior.

Ainda assim, procedeu-se a uma posterior alteração de geometria da estrutura de suporte, mantendo o mesmo número de camadas de compósito utilizadas anteriormente. Adotou-se um design em que a força vertical é convertida das paredes da estrutura para as abas ao longo de uma única superfície curva com elevado raio de concordância, diminuindo a concentração de tensões e provendo uma maior resistência à flexão do que a geometria anterior. Desta forma, foi possível reduzir a carga aplicada sobre a base dos insertos, que consequentemente não só reduziu a deflexão das abas da estrutura interna como a deformação total de todo o componente de forma significativa.

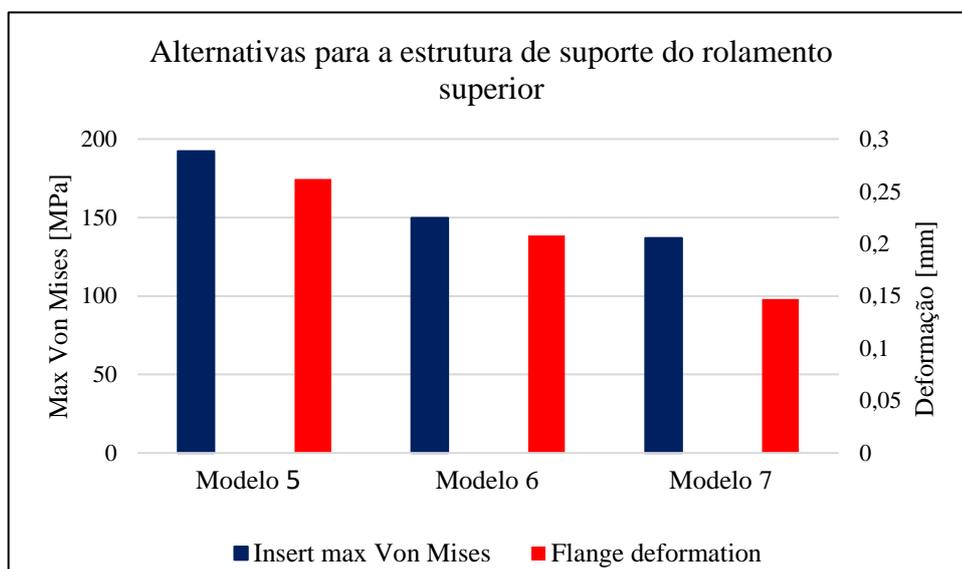


Figura 103-Estudo de otimização da estrutura de suporte do rolamento superior

Resultados do modelo iterativo 7:

O estudo iterativo realizado ao longo deste capítulo culminou com a geração do modelo 7, cujos diferentes resultados são evidenciados na Figura 104 e Figura 105. Como é visível, em toda a estrutura foi assegurado que, mesmo após a aplicação da força de sustentação, os critérios de falha não excedessem o valor unitário tendo sido dimensionado um modelo conservativo com boa integridade estrutural. Para além disso, foi gerada uma pressão de contacto nas juntas suficiente para garantir a vedação do estator. Apenas numa pequena região das juntas exteriores verificou-se uma pressão inferior a 100 kPa, algo que não é relevante dado à sua localização e o facto de que na restante porção da junta ser concebida uma pressão com valor mínimo de 420 kPa.

Apesar de ter sido atingida uma solução satisfatória (Figura 106), a utilização da estrutura de suporte de rolamento para suportar a força de sustentação pode demonstrar-se inconveniente a longo prazo. Uma vez que grande parte da carga que nestes é exercida é suportada pelos insertos, ainda que tenha sido registado um valor relativamente baixo (54,8% da tensão limite de elasticidade) de tensão de Von Mises, a análise estática realizada não é suficiente para prever que esta estrutura é estável em regime operacional, pelo que deve-se

proceder a uma análise dinâmica em que a carga é aplicada de forma cíclica. Embora as desvantagens anteriormente mencionadas no subcapítulo 6.2, a possibilidade de colocar o rolamento superior no interior do estator (assente entre o ressaltos do veio e a estrutura interior do estator) deve ser explorada.

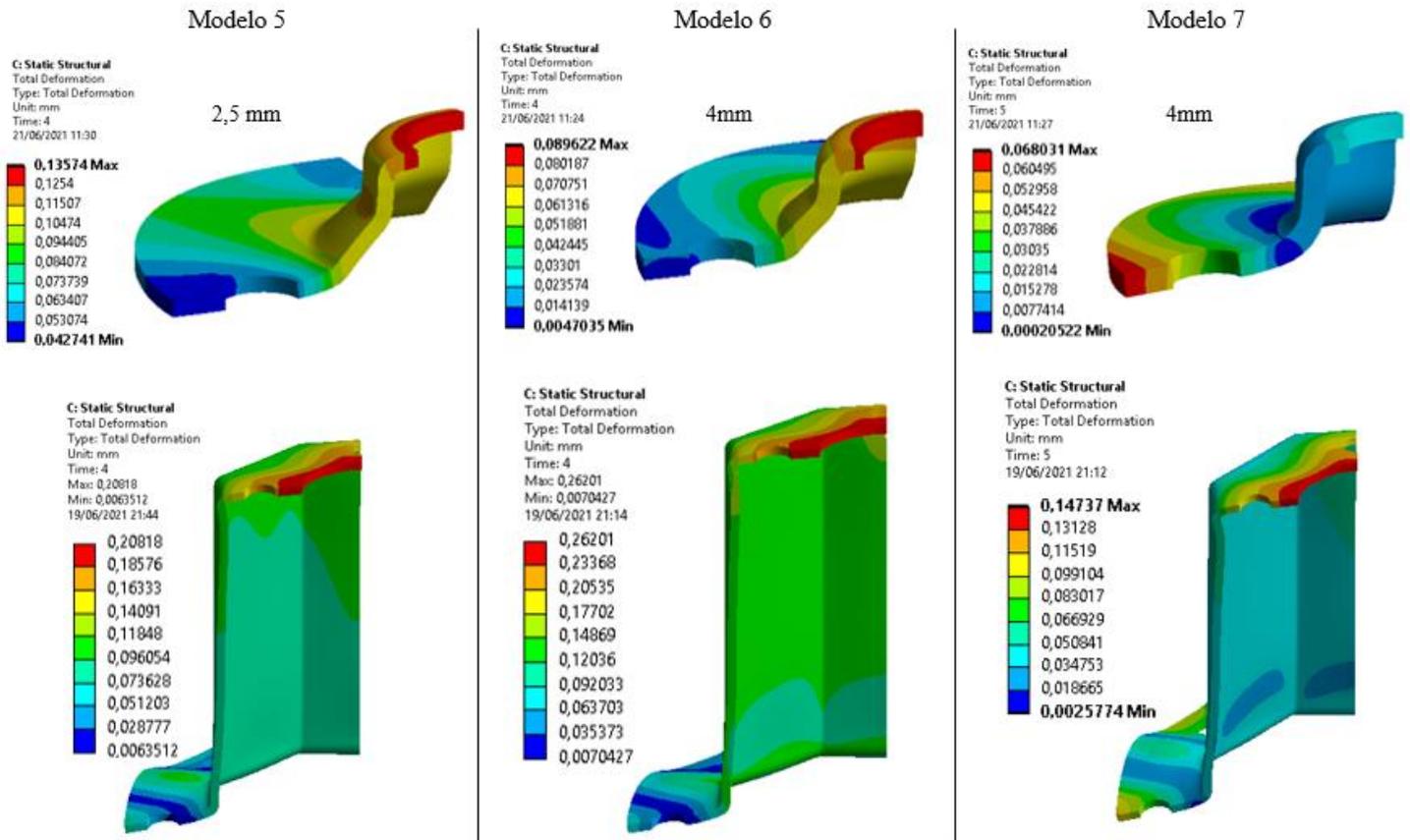


Figura 104-Deformação total da estrutura de suporte do rolamento superior e estrutura interna

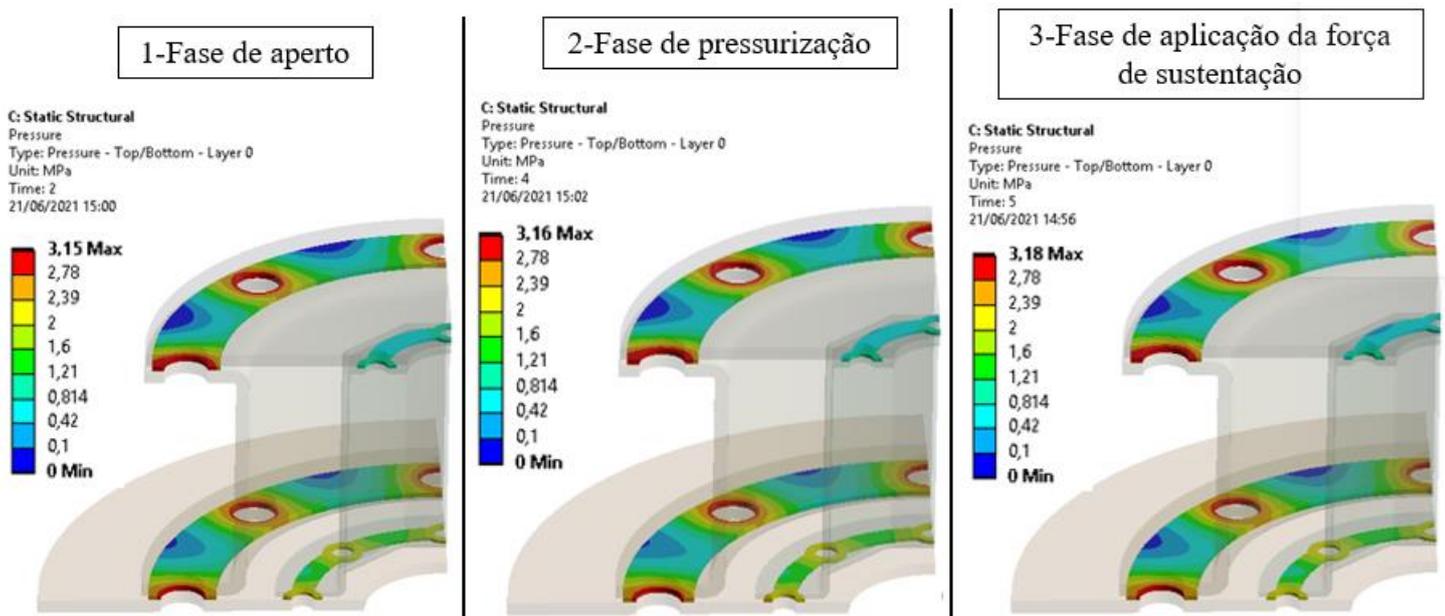


Figura 105-Pressão de contacto nas juntas ao longo das diferentes fases para o modelo 7

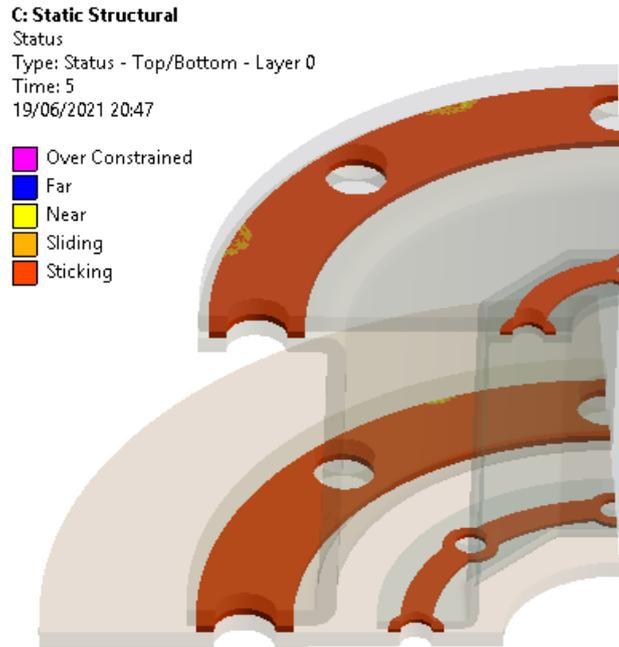


Figura 106-Estado de contacto nas juntas após aplicação da carga de sustentação no modelo 7

Para além dos critérios de falha aqui analisados, existem outras questões que merecem ser investigadas para que possamos concluir com grande segurança que o modelo gerado está apto para a sua aplicação. Deve ser considerado a inclusão de tensões térmicas residuais, o comportamento não linear em corte, modelos de degradação de rigidez para falha do laminado, falhas por delaminação, não homogeneidade do laminado e a divisão/sobreposição de camadas. Relativamente à simplificação adotada para a estrutura interior, apesar de os insertos não serem solicitados por grades cargas de tração, é importante proceder a uma análise detalhada deste componente de forma a verificar se não ocorre delaminação na base dos insertos. De acordo com o estudo realizado por Pottmeyer, et al. (2017), a partir de um certo grau de deformação na base dos insertos esta delaminação é suscetível que ocorra.

É de referir que cada simulação percorrida pelo processador Intel ® Xeon (R) CPU E5-2650 v2 a 2.60GHz e 2 núcleos de CPU demorou aproximadamente 9 horas e meia, dificultando a tarefa de realizar um processo iterativo mais minucioso.

8- Desenho de conjunto

A análise térmica e estrutural realizada no capítulo 7 permitiu gerar um modelo adequado para a produção do primeiro protótipo. Com este mesmo intuito foi realizado um desenho de conjunto do produto final desenvolvido ao longo deste trabalho (anexo F), indicando as principais dimensões de atravancamento, lista de materiais e toleranciamento dimensional.

De forma a complementar a informação omitida no desenho, para os componentes compósitos, são agora especificados dois exemplos da sequência de laminação, orientação das fibras e espessura de laminado para a estrutura interior e exterior. Tal como tinha sido anteriormente referido, adotou-se um layup quase isotrópico, ou seja, durante a laminação as orientações das camadas são equilibradas $[0/90^\circ; +45/-45^\circ]$ de modo que a rigidez e resistência do laminado seja a mesma em cada direção no plano. Para além disso, sempre que possível, procurou-se executar uma configuração simétrica. Diz-se que o laminado é simétrico quando as camadas acima do plano intermédio (meia espessura) são uma imagem espelhada das abaixo do mesmo. Esta configuração ajuda a evitar os fenómenos de torção térmica dos componentes durante o seu arrefecimento pós cura.

Tal como havia sido mencionado no capítulo 7, durante a geração dos componentes compósitos para a análise estrutural, a geometria da estrutura exterior e da estrutura interior requer que o seu domínio seja dividido em várias secções para uma laminação eficiente, evitando a formação de rugas (*wrinkling*). Desta forma, a superfície de laminação das duas estruturas foi subdividida nas diferentes zonas ilustradas na Figura 107 e Figura 108. As tiras são cortadas de acordo com a superfície planificada da zona por forma a evitar a formação de espaços abertos devido ao fenómeno de *warping*. Ambos os materiais são laminados utilizando o pré-impregnado de epóxi/fibra de vidro, Nelcote® E-761 Epoxy Prepreg, 7781 E-Glass Reinforced, e a sua sequência de laminação é especificada na Tabela 36 e Tabela 37.

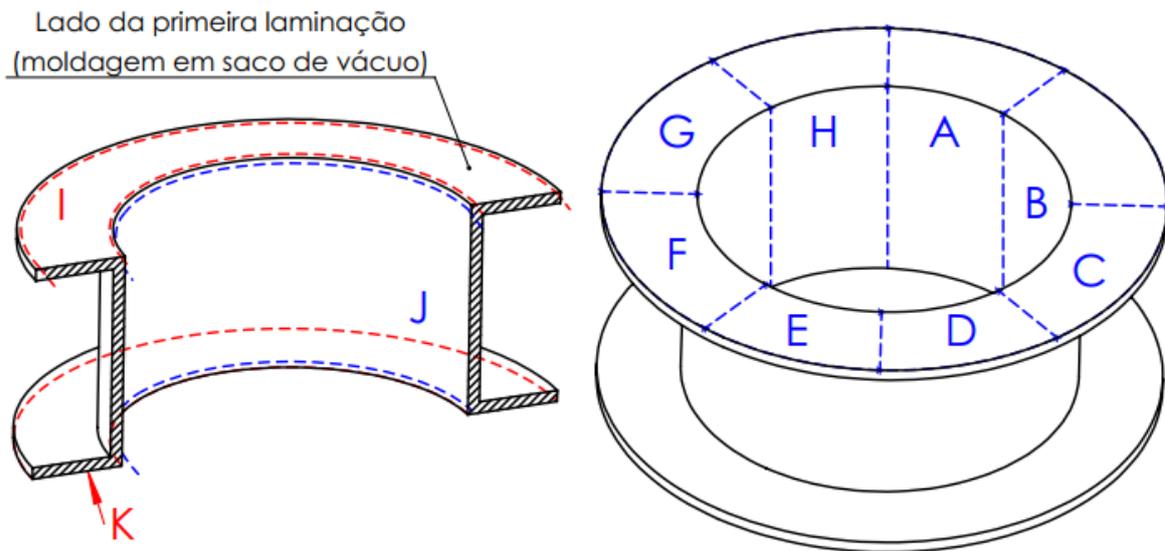


Figura 107- Zonas de laminação da estrutura exterior

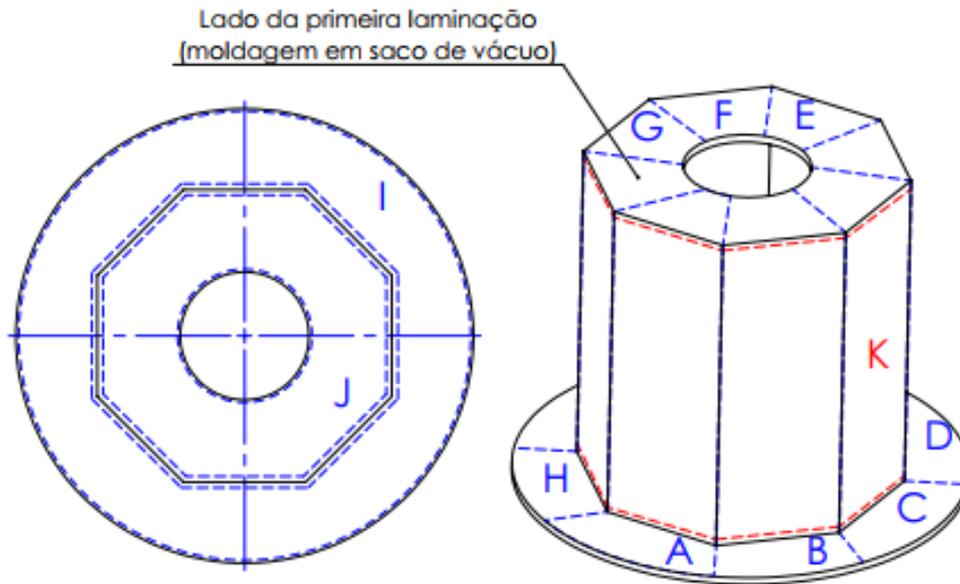


Figura 108-Zonas de laminação da estrutura interior

Tabela 36-Sequência de laminação da estrutura interior

Camada	Zona de laminação	Arquitetura Reforço	Espessura	Orientação
1	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
2	I;J;K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
3	I;J	Woven	0,25mm	(0/90)
4	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
5	I;J;K	Woven	0,25mm	(0/90)
6	I;J	Woven	0,25mm	(+45/-45)
7	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
8	I;J;K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
9	I;J	Woven	0,25mm	(0/90)
10	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
11	I;J;K	Woven	0,25mm	(0/90)
12	I;J	Woven	0,25mm	(+45/-45)
13	I;J	Woven	0,25mm	(0/90)

Tabela 37-Sequência de laminação da estrutura exterior

Camada	Zona de laminação	Arquitetura Reforço	Espessura	Orientação
1	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
2	I; J; K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
3	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
4	I; J; K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
5	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
6	I; J; K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
7	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
8	I; J; K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
9	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
10	I; J; K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
11	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(0/90)
12	I; J; K	Woven	0,25mm	(+45/-45)
13	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
14	I; J; K	Woven	0,25mm	(0/90)
15	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
16	I; J; K	Woven	0,25mm	(0/90)
17	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
18	I; J; K	Woven	0,25mm	(0/90)
19	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
20	I; J; K	Woven	0,25mm	(0/90)
21	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
22	I; J; K	Woven	0,25mm	(0/90)
23	A; B;C;D;E;F;G;H	Woven	0,25mm	(+45/-45)
24	I; J; K	Woven	0,25mm	(0/90)

6mm

É de notar que, para ambos os componentes, na sequência de laminação é adotada uma técnica de sobreposição de camadas evitando que as descontinuidades nas interfaces das diferentes tiras proporcionem problemas para a estrutura consolidada. Na Figura 109 é exemplificado esta técnica de sobreposição, aplicável para ambos os componentes. A continua laminação da camada K após a laminação das tiras na zona A e B permite a sobreposição de camadas, aumentando a sua área de contacto e evitando a concentração de tensões de corte em determinadas áreas, diminuindo os pontos fracos da estrutura.

Para além disso, deve ainda ser mencionado que algumas das camadas utilizadas para laminar a estrutura interior teriam que ser previamente recortadas de acordo com o perfil dos insertos a embutir.

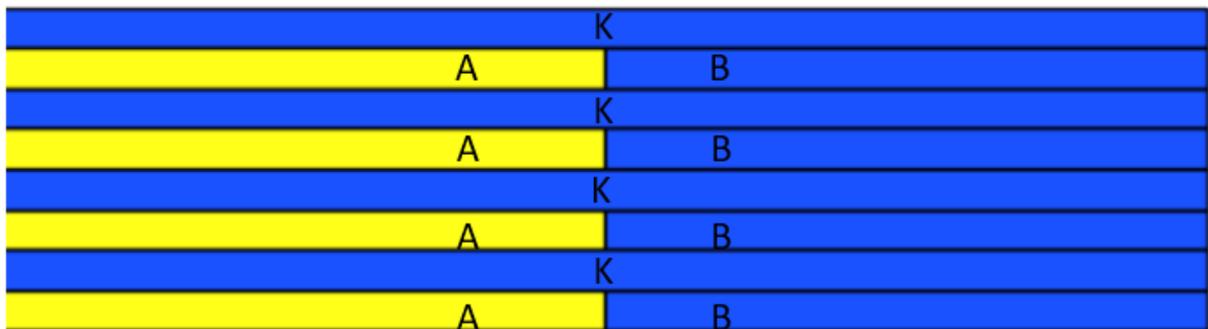


Figura 109-Técnica de sobreposição de camadas

Em continuação ao estudo estrutural anteriormente realizado, seria agora de grande interesse proceder-se a um estudo da otimização das estruturas, procurando minimizar o número de camadas utilizadas em todo o componente, reforçando apenas as zonas em que estes são mais solicitados ou variando a orientação das diferentes camadas consoante a direção das cargas que neles são aplicadas.

9- Conclusões

Face ao crescimento exponencial das cidades e pessoas que nelas habitam, acredita-se que o surgimento e financiamento de projetos como o FLY.PT, na qual esta dissertação se insere, seja de grande relevância para o contínuo trabalho em prol de uma mobilidade sustentável. De uma forma geral, este trabalho pretendeu fazer parte do avanço tecnológico necessário para a comercialização de máquinas supercondutoras, expondo algumas dificuldades e servindo de ponto de partida para o trabalho futuro que será realizado por parte da equipa de engenharia do INEGI, que se focará no desenvolvimento de motores supercondutores recorrendo a materiais compósitos.

Juntamente com alguma literatura necessária para esclarecer determinados conceitos fundamentais para a execução da dissertação, numa fase inicial foi realizado um estado da arte sobre os principais desenvolvimentos de máquinas rotativas supercondutoras. Verificou-se que as diversas vantagens alusivas à implementação de materiais supercondutores em máquinas rotativas, nomeadamente, elevadas densidades de potência e elevadas eficiências têm suscitado um grande movimento de investigação e desenvolvimento das mesmas. Em particular, a configuração de máquinas rotativas totalmente supercondutoras tornou-se alvo de grande interesse na indústria aeronáutica, devido às suas densidades de potência inigualáveis por qualquer outro tipo de motor, podendo ser um fator fundamental para o movimento contínuo de eletrificação de aeronaves de grande porte.

Relativamente ao setor dos eVTOL, apesar do progresso tecnológico possibilitado pelas diversas entidades de mobilidade, o caminho para a implementação destas viagens multimodais é pavimentado por diversos desafios. Esta é ainda uma área em amadurecimento que exige muito trabalho de investigação e desenvolvimento para futura certificação por parte das agências de aviação, sendo também um dos intuitos desta tese.

Dado a disposição e formato dos blocos HTS, a adoção de uma estrutura interior com uma geometria octagonal demonstrou ser a melhor solução para o correto posicionamento e estabilidade dos supercondutores. Apesar do inconveniente do grande número de componentes do conceito gerado para o estator, a simplicidade de fabrico de cada um deles resulta numa solução prática e sem grande valor acrescido de produção. Por outro lado, para além do design simples adotado para a carcaça fornecer liberdade na escolha do processo que é utilizado para o seu fabrico, esta constitui uma solução estável para o acoplamento com o estator.

Face às condições extremas a que os materiais estão sujeitos quando expostos a temperaturas criogénicas, verificou-se que os compósitos de matriz epóxi reforçada com fibras de vidro são os que possuem as melhores características para serem utilizados nos componentes do estator. O estudo efetuado permitiu clarificar que, de uma forma geral, as temperaturas criogénicas têm um efeito positivo sobre estes materiais compósitos e as suas restantes propriedades estão em concordância com os requisitos impostos. No que toca à carcaça, acredita-se que uma configuração estrutural semelhante à dos capacetes permite atender às necessidades requeridas para este componente. O estudo realizado evidenciou que compósitos de matriz epóxi reforçada com fibras de carbono de alta resistência (HS) são os mais indicados para constituir a camada exterior, de forma a suportar elevados impactos e resistir à penetração de objetos desconhecidos. Por outro lado, espumas de PVC semirígidas apresentam ser a melhor solução para a estrutura interior, possibilitando a absorção de elevadas energias de impacto e operando simultaneamente como bom isolador térmico.

Numa fase procedente, as análises térmicas realizadas permitiram validar o processo de arrefecimento dos blocos HTS, verificando-se um período bastante aceitável de retenção de temperatura abaixo da sua T_c . Dada a geometria dos componentes, a disposição dos blocos HTS

e as condições impostas para o estudo iterativo realizado, verificou-se que a implementação de isolamento não traz benefícios, quer para o processo de arrefecimento, quer para a retenção de temperatura dos blocos. A implementação da camada de isolamento interior retarda o processo de arrefecimento do meio envolvente na zona central do estator, dificultando o arrefecimento dos restantes componentes, condição esta que é fundamental para garantir o arrefecimento dos HTS. Esta análise permitiu ainda clarificar que a carcaça possui um papel térmico fundamental, sendo de grande interesse que no futuro seja realizado um dimensionamento otimizado da espessura de PVC que nesta é aplicado, por forma a garantir que apenas o ar no seu interior é continuamente arrefecido. Ainda assim, devido às simplificações praticadas nestas simulações, a possibilidade de implementar isolamento não deve ser descartada, uma vez que ainda pode mostrar-se benéfica. Desta forma, para efeito de trabalhos futuros e por forma a melhor estudar esta possibilidade, deve-se procurar colmatar as limitações e simplificações impostas nas simulações, considerando a variação das propriedades dos materiais em função da temperatura de serviço, o calor gerado pelos enrolamentos do estator e o fenómeno de mudança de fase do azoto.

O cálculo estrutural iterativo, realizado na fase final deste trabalho, permitiu a geração de um modelo adequado para a produção do primeiro protótipo. Foi validada a integridade estrutural dos seus componentes face às cargas a que estarão sujeitas em condições normais de operação e feito o dimensionamento do elementos de fixação, estipulando a sua pré-carga necessária para que fosse gerada uma pressão de contacto nas juntas suficiente para garantir a impermeabilidade do estator. Apesar de ter sido atingida uma solução satisfatória, as forças de sustentação aplicadas sobre a estrutura de suporte de rolamento (“chapéus”) exercem demasiados esforços sobre os insertos interiores do estator, pelo que para um trabalho futuro seria de grande interesse analisar as outras soluções apontadas para a integração dos rolamentos auxiliares.

Apesar das dificuldades impostas na execução desta dissertação, pela falta de documentação referente ao procedimento para o dimensionamento de motores supercondutores e utilização de materiais compósitos para os seus componentes, de uma forma geral, os objetivos estabelecidos para este trabalho foram cumpridos com sucesso. Com o intuito de elevar o nível de prontidão da tecnologia (TRL-Technology Readiness Level) deste motor, numa etapa seguinte seria necessário proceder ao fabrico dos componentes e executar os respetivos testes de validação.

Referências

- Aravind, M., e P. C. W. Fung. 1999. "Thermal parameter measurements of bulk YBCO superconductor using PVDF transducer." *Measurement Science and Technology* 10(11), 979.
- Arsénio, A. J., M. L. Roque, M. V. Carvalho, C. Carneira, R. Melicio, e P. J. Branco. 2018. "Implementation of a YBCO Superconducting ZFC-Magnetic Bearing Prototype." *IEEE Transactions on Industry Applications* 55(1), 327-335.
- Arsénio, A. J., M. Roque, C. Carneira, P. J. C. Branco, e R. Melicio. 2018. "Prototype of a zero-field-cooled YBCO bearing with continuous ring permanent magnets." *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 28(4), 1-7.
- Arsénio, A. J., M. V. Carvalho, C. Carneira, P. C. Branco, e R. Melicio. 2016. "Viability of a frictionless bearing with permanent magnets and HTS bulks." *IEEE International Power Electronics and Motion Control Conference (PEMC)* (pp. 1231-1236).
- Ashby, M. F. 2005. *Materials selection in mechanical design*. Amsterdam: Butterworth-Heinemann.
- Bednorz, J. G., e K. A. Muller. 1986. "Possible high T_c superconductivity in the Ba-La-Cu-O system." *Z. Physik B - Condensed Matter* 64, 189-193.
- Bird, E. T., A. E. Bowden, M. K. Seeley, e D. T. Fullwood. 2018. "Materials selection of flexible open-cell foams in energy absorption applications." *Materials & Design* 137, 414-421.
- Brewer, G. D. 2017. *Hydrogen aircraft technology*. Routledge.
- C40. 2019. "Transportation and urban planning initiative: Mass Transit." *C40 Cities*. Acedido em 22 de junho de 2021. <https://www.c40.org/networks/mass-transit>.
- Camanho, P. P. 2002. *Failure criteria for fibre-reinforced polymer composites*. Secção de Mecânica Aplicada, Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Cao, X., H. Yang, L. Zhang, e Z. Deng. 2016. "Compensation strategy of levitation forces for single-winding bearingless switched reluctance motor with one winding total short circuited." *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 63(9), 5534-5546.
- Carvalho, M. L. M. V. 2016. *Levitating Bearings using Superconductor Technology*. (Master thesis, Instituto Superior Técnico).
- Castilho, T. S. R. 2014. *Impact Resistance of Marine Sandwich Structures*. Master thesis, Lisboa: Instituto Superior Técnico.
- Chen, Z. K., J. P. Yang, Q. Q. Ni, S. Y. Fu, e Y. G. Huang. 2009. "Reinforcement of epoxy resins with multi-walled carbon nanotubes for enhancing cryogenic mechanical properties." *Polymer* 50(19), 4753-4759.
- Choi, Y. S. 2004. "Cryogenic cooling system by natural convection of subcooled liquid nitrogen for HTS transformers." Master thesis.
- Coleman, E. 2015. *How Super Is Superconductivity?* 24 de junho. Acedido em 18 de fevereiro de 2021. <https://www.spaldinghigh.lincs.sch.uk/newspaper/article.asp?id=787>.
- Darkow, N., A. Fischer, H. Scheufler, H. Hellmann, e J. Gerstmann. 2019. "Concept Development of a Cryogenic Tank Insulation for Reusable Launch Vehicle." *8th EUROPEAN CONFERENCE FOR AERONAUTICS AND SPACE SCIENCES (EUCASS)*. Madrid.

- Ding, Q., T. Ni, X. Wang, e Z. Deng. 2017. "Optimal winding configuration of bearingless flux-switching permanent magnet motor with stacked structure." *IEEE Transactions on Energy Conversion* 33(1), 78-86.
- Disdier, S., J. M. Rey, P. Pailler, e A. R. Bunsell. 1998. "Helium permeation in composite materials for cryogenic application." *Cryogenics* 38(1), 135-142.
- Divinycell-PVC. s.d. *Diab*. Acedido em 10 de abril de 2021. <https://www.diabgroup.com/products/divinycell-pvc/#>.
- Drska, M. 2020. *NEOFEED*. 28 de julho. Acedido em 14 de abril de 2021. <https://neofeed.com.br/blog/home/taxis-voadores-o-novo-plano-de-decolagem-da-airbus/>.
- Duffy, K. P., e R. H Jansen. 2018. "Turboelectric and Hybrid Electric Aircraft Drive Key Performance Parameters." *AIAA/IEEE Electric Aircraft Technologies Symposium (EATS)* (pp. 1-19).
- EASA. 2010. *AMC 20-29 Composite Aircraft Structure*. Cologne: European Aviation Safety Agency.
- EASA. 2017. *Certification Specifications and Acceptable Means of Compliance for Normal, Utility, Aerobatic, and Commuter Category Aeroplanes: Amendment 5*. Cologne: European Aviation Safety Agency.
- EASA. 2020. *CS-27 Small Rotorcraft: Amendment 7*. Cologne: European Aviation Safety Agency.
- EASA. 2019. *Special Condition for small-category VTOL aircraft*. Cologne: European Aviation Safety Agency.
- ERG, materials & aerospace. s.d. *Duocel® Foam Energy Absorption*. Acedido em 8 de março de 2021. <http://ergaerospace.com/technical-data/duocel-foam-energy-absorption/>.
- European Commission. 2011. "Flightpath 2050 Europe's Vision for Aviation: Report of the High Level Group on Aviation Research." <https://ec.europa.eu/transport/sites/default/files/modes/air/doc/flightpath2050.pdf>.
- Farag, M. M. 2020. *Materials and process selection for engineering design*. CRC Press.
- Felder, J., G. Brown, e J. Chu. 2011. "Turboelectric Distributed Propulsion in a Hybrid Wing Body Aircraft."
- Gamble, B., G. Snotchler, e T. MacDonald. 2010. "Full Power Test of a 36.5 MW HTS Propulsion Motor." *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 21(3), 1083-1088.
- Gieras, Jacek F. 2009. "Superconducting Electrical Machines State of the Art." *Organ* 12(9).
- Giunchi, G., S. Ceresara, G. Ripamonti, A. Di Zenobio, S. Rossi, S. Chiarelli, M. Spadoni, R. Wesche, e P. L. Bruzzone. 2003. "High performance new MgB₂ superconducting hollow wires." *Superconductor Science and Technology* 16(2), 285.
- Grilli, F, e A. Kario. 2016. "How filaments can reduce AC losses in HTS coated conductors: a review." *Superconductor Science and Technology* 29(8), 083002.
- Grilli, F., T. Benkel, J. Hanisch, M. Lao, T. Reis, E. Berberich, S. Wolfstadter, C. Schneider, P. Miller, e C. Palmer. 2020. "Superconducting motors for aircraft propulsion: the Advanced Superconducting Motor Experimental." *Journal of Physics: Conference Series* (Vol. 1590, No. 1, p. 012051). IOP Publishing.

- Han, Y. H., B. J. Park, S. Y. Jung, e S. C. Han. 2012. “Study of superconductor bearings for a 35 kWh superconductor flywheel energy storage system.” *Physica C: Superconductivity* 483, 156-161.
- Han, Y., B. Park, S. Y. Jung, e S. C. Han. 2012. “Study of superconductor bearings for a 35 kWh superconductor flywheel energy storage system.” *Physica C: Superconductivity* 483, 156-161.
- Haran, K., S. Kalsi, T. Arndt, H. Karmaker, R. Badcock, B. Buckley, T. Haugan, et al. 2017. “High power density superconducting rotating machines—development status and technology roadmap.” *Superconductor Science and Technology* 30(12), 123002.
- Hedayati, R., e M. Sadighi. 2015. *Bird strike: an experimental, theoretical and numerical investigation*. Woodhead Publishing.
- Hirschberg, M. 2019. *EASA takes the first shot at eVTOL regulations. Did they miss the mark?* 30 de agosto. Acedido em 27 de fevereiro de 2021. <https://evtol.com/opinions/easa-first-shot-evtol-regulations/>.
- Ichihara, T., K. Matsunaga, M. Kita, I. Hirabayashi, M. Isono, M. Hirose, K. Yoshii, et al. 2005. “Fabrication and evaluation of superconducting magnetic bearing for 10 kW h-class flywheel energy storage system.” *Physica C: Superconductivity* 426, 752-758.
- ItalDesign. 2018. *ItalDesign*. Acedido em 14 de abril de 2021. <https://www.italdesign.it/project/pop-up-next/>.
- Jiang, Y., R. Pei, W. Xian, Z. Hong, e T. A. Coombs. 2008. “The design, magnetization and control of a superconducting permanent magnet synchronous motor.” *Superconductor Science and Technology* 21(6), 065011.
- Kalsi, Swarn S. 2011. *Applications of high temperature superconductors to electric power equipment*. IEEE Press.
- Keim, T. A., T. E. Laskaris, J. A. Fealey, e P. A. Rios. 1985. “Design and Manufacture of 20 MVA superconducting generator.” *IEEE transactions on power apparatus and systems* 1474-1483.
- Khazraiyavafadar, A. 2019. “Analysis of fiber reinforced plastic bolted flange joints.” Doctoral dissertation, École de technologie supérieure.
- Kichhannagari, S. 2004. “Effects of extreme low temperature on composite materials.” Master thesis.
- King, F. 2008. “Finding the critical temperature of a YBCO superconductor using a voltage probe.” *Physics Department, The College of Wooster*.
- Klaus, G., M. Wilke, J. Fraunhofer, W. Nick, e H. Neumuller. 2007. “Design challenges and benefits of HTS synchronous machines.” *IEEE Power Engineering Society General Meeting* (pp. 1-8).
- Kovalev, K. L. 2019. *MAI Tested a Superconducting Engine for a Promising Aircraft*. 24 de outubro. Acedido em 15 de fevereiro de 2021. <https://en.mai.ru/media/news/detail.php?ID=109046>.
- Kovalev, K., N. Ivanov, J. Nekrasova, e S. Zhuravlev. 2019. “Design of All-Superconducting Electrical Motor for Full Electric Aircraft.” *International Conference on Electrotechnical Complexes and Systems (ICOECS)* (pp. 1-5).

- Krabbes, G., G. Fuchs, W. R. Canders, H. May, e R. Palka. 2006. *High temperature superconductor bulk materials: fundamentals, processing, properties control, application aspects*. John Wiley & Sons.
- Kummeth, P., G. Ries, W. Nick, e H. W. Neumuller. 2004. “Development and characterization of magnetic HTS bearings for a 400 kW synchronous HTS motor.” *Superconductor Science and Technology* 17(5), S259.
- Lee, P. 2018. *Engineering Critical Current Density vs. Applied Field for Superconductors Available in Long Lengths*. 11 de abril. Acedido em 13 de fevereiro de 2021. <https://nationalmaglab.org/magnet-development/applied-superconductivity-center/plots>.
- Lembke, T. A. 2005. *Design and analysis of a novel low loss homopolar electrodynamic bearing*. (Doctoral dissertation, KTH).
- Li, G. Z., M. D. Sumption, J. B. Zwyer, M. A. Susner, M. A. Rindfleish, C. J. Thong, M. J. Tomsic, e E. W. Collings. 2013. “Li, G. Z., Sumption, M. D., Zwyer, J. B., Susner, M. A., Rindfleisch, M. A., Thong, C. J., ... & Collings, E. W. (2013). Effects of carbon concentration and filament number on advanced internal Mg infiltration-processed MgB₂ strands.” *Superconductor Science and Technology* 26(9), 095007.
- Li, G. Z., M. D. Sumption, M. A. Susner, Y. Yang, K. M. Reddy, M. A. Rindfleish, M. J. Tomsic, C. J. Thong, e E. W. Collings. 2012. “The critical current density of advanced internal-Mg-diffusion-processed MgB₂ wires.” *Superconductor Science and Technology* 25(11), 115023.
- Li, W., K. T. Chau, T. W. Ching, Y. Wang, e M. Chen. 2014. “Design of a high-speed superconducting bearingless machine for flywheel energy storage systems.” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 25(3), 1-4.
- Ma, Q., M. R. Rejab, J. P. Siregar, e Z. Guan. 2021. “A review of the recent trends on core structures and impact response of sandwich panels.” *Journal of Composite Materials* 0021998321990734.
- Maiti, S. K., L. J. Gibson, e M. F. Ashby. 1984. “Deformation and energy absorption diagrams for cellular solids.” *Acta metallurgica* 32(11), 1963-1975.
- Martins, Flávio G. R. 2014. *Projeto de um motor linear supercondutor com fitas de segunda geração*. Dissertação de Mestrado, (Doctoral dissertation, Universidade Federal do Rio de Janeiro).
- Masson, P. J., K. Ratelle, P. Delobel, A. Lipardi, e C. Lorin. 2013. “Development of a 3D sizing model for all-superconducting machines for turbo-electric aircraft propulsion.” *IEEE transactions on applied superconductivity* 23(3), 3600805-3600805.
- McMaster-Carr. 2021b. *Brass Body Solenoid On/Off Valve for Cryogenic Liquids, 1/4 NPT Female, ref 50585K23*. Acedido em 10 de abril de 2021. <https://www.mcmaster.com/50585K23/>.
- . 2021. *Fast-Acting Pressure-Relief Valve for Cryogenic Liquids, 1/4 NPT Male, ref 9137K11*. Acedido em 10 de abril de 2021. <https://www.mcmaster.com/9137K11-9137K62/>.
- Meissner, W., e W. Ochsenfeld. 1933. “Ein neuer effekt bei eintritt der supraleitfähigkeit.” *Naturwissenschaften (Naturwissenschaften)* 21(44), 787-788.

- Muelaner, J. 2019. *Fully Superconducting Motor Prepares for Testing*. 20 de agosto. Acedido em 13 de fevereiro de 2021. <https://www.engineering.com/story/fully-superconducting-motor-prepares-for-testing>.
- Nariki, S., N. Sakai, e M. Murakami. 2004. "Melt-processed Gd–Ba–Cu–O superconductor with trapped field of 3 T at 77 K." *Superconductor Science and Technology* 18(2), S126.
- Naseh, M., e H. Heydari. 2016. "Sensitivity analysis of rotor parameters in axially magnetized radial HTS magnetic bearings using an analytical method." *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 26(8), 1-11.
- NIST. 2018. *National Institute of Standards and Technology*. Acedido em 14 de maio de 2021. <https://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi?ID=C7727379&Action=Page>.
- Noe, M. 2013. *Superconductivity as a key technology from small electronics to large magnet applications*. Academia-Industry Matching Event-Fostering Collaborations in Superconductivity, Madrid, Spain: <https://indico.cern.ch/event/234471/contributions/495938/>.
- Oberhauser, C. J., e H. R. Kinner. 1995. "Some Considerations in the Design of a Superconducting Alternator." *Advances in Cryogenics Engineering* (pp. 161-167). Springer, Boston, MA.
- Pina, J. M. M. 2010. *Desenho e Modelização de Sistemas de Energia Empregando Materiais Supercondutores de Alta Temperatura*. Dissertação de doutoramento, Lisboa: Universidade Nova de Lisboa.
- Pottmeyer, F., J. Bittner, P. Pinter, e K. A. Weidenmann. 2017. "In-situ CT damage analysis of metal inserts embedded in carbon fiber-reinforced plastics." *Experimental Mechanics* 57(9), 1411-1422.
- ProtectoSeal. 2020. Acedido em 15 de abril de 2021. <https://www.protectoseal.com/resources/understanding-tank-safety/storage-tank-venting/>.
- Qiu, Z., J. Dai, J. Yang, X. Zhou, e Y. Zhang. 2015. "Research on rotor eccentricity compensation control for bearingless surface-mounted permanent-magnet motors based on an exact analytical method." *IEEE Transactions on Magnetics* 51(11), 1-4.
- Reed, R. P., e M. Golda. 1994. "Cryogenic properties of unidirectional composites." *Cryogenics* 34(11), 909-928.
- Sápi, Z., e R. Butler. 2020. "Properties of cryogenic and low temperature composite materials—A review." *Cryogenics* 103190.
- Satapathy, S. 2020. *HCL*. 31 de janeiro. Acedido em 22 de junho de 2021. <https://www.hcltech.com/blogs/evtol-sustainable-solution-towards-rapid-urbanization-urban-mobility>.
- Schutz, J. B. 1998. "Properties of composite materials for cryogenic applications." *Cryogenics* 38(1), 3-12.
- Serieiro, Hugo M. B. 2017. *Utilização de Materiais Supercondutores no Circuito Magnético de Geradores Eléctricos Adaptados a Fontes de Energia Renováveis*. Dissertação de Mestrado, Lisboa: Instituto Superior Técnico.
- Shimada, Y., Y. Kubota, S. Hata, K. Ikeda, H. Nakashima, A. Matsumoto, K. Togano, e H. Kumakura. 2011. "Electron microscopy observations of MgB₂ wire prepared by an internal Mg diffusion method." *Physica C: Superconductivity and its applications* 471(21-22), 1137-1141.

- Shuaeib, F. M., A. M. S. Hamouda, M. M. Hamdan, R. R. Umar, e M. S. J. Hashmi. 2002. "Motorcycle helmet: Part II. Materials and design issues." *Journal of materials processing technology* 123(3), 422-431.
- Simões, M. F. D. O. 2013. *Estudo do gerador síncrono com excitação em enrolamentos supercondutores*. (Doctoral dissertation, Faculdade de Ciências e Tecnologia).
- Sinervo, A., e A. Arkkio. 2013. "Rotor radial position control and its effect on the total efficiency of a bearingless induction motor with a cage rotor." *IEEE Transactions on Magnetism* 50(4), 1-9.
- Sivasubramaniam, K., E. Laskaris, M. R. Shah, J. W. Bray, e N. R. Garrigan. 2006. *HTS HIA generator and motor for naval applications*. XVII International Conference on Electrical Machines.
- Smith, R. J. 1962. *Thermal Analysis of a Superconducting Generator*. EUA: Flight Accessories Laboratory, Aeronautical Systems Division.
- Soller, H. 2017. "Soller, H. (2017). Superconductor Hybrids-Electronic Paths to Quantum Computing." *Journal of Applied Mathematics and Physics* 5(3), 606-622.
- Sun, L. 1995. "Bolted flanged connections made of fiber reinforced plastic materials." (Doctoral dissertation, Concordia University).
- Sun, X., L. Chen, e Z. Yang. 2012. "Overview of bearingless permanent-magnet synchronous motors." *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 60(12), 5528-5538.
- Sun, X., Z. Xue, J. Zhu, Y. Guo, Z. Yang, L. Chen, e J. Chen. 2016. "Suspension force modeling for a bearingless permanent magnet synchronous motor using Maxwell stress tensor method." *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 26(7), 1-5.
- Sung, T. H., S. C. Han, Y. H. Han, J. S. Lee, N. H. Jeong, S. D. Hwang, e S. K. Choi. 2002. "Designs and analyses of flywheel energy storage systems using high-Tc superconductor bearings." *Cryogenics* 42(6-7), 357-362.
- Susner, M. A., e T. J. Haugan. 2018. "A Review of the State-of-the-Art Superconductor Technology for High Power Applications." *AIAA/IEEE Electric Aircraft Technologies Symposium (EATS)* pp. 1-17.
- Susner, M. A., T. W. Daniels, M. D. Sumption, M. A Rindfleisch, C. J. Thong, e E. W. Collings. 2012. "Drawing induced texture and the evolution of superconductive properties with heat treatment time in powder-in-tube in situ processed MgB₂ strands." *Superconductor Science and Technology* 25(6), 065002.
- Takeda, T., F. Narita, Y. Shindo, e K. Sanada. 2015. "Cryogenic through-thickness tensile characterization of plain woven glass/epoxy composite laminates using cross specimens: Experimental test and finite element analysis." *Composites Part B: Engineering* 78, 42-49.
- Thome, R. K., W. Creedon, e M. Reed. 2002. "Homopolar motor technology development." *IEEE Power Engineering Society Summer Meeting* (Vol. 1, pp. 260-264).
- Thongam, J. S., M. Tarbouchi, A. F Okou, D. Bouchard, e R. Beguenane. 2013. "Trends in naval ship propulsion drive motor technology." *IEEE Electrical Power & Energy Conference* (pp. 1-5).
- Tixador, P., Y. Brunet, P. Vedrine, Y. Laumond, e J. L. Sabrie. 1991. "Electrical tests on a fully superconducting synchronous machine." *IEEE Transactions on Magnetism* (IEEE Transactions on Magnetism) vol.27, issue: 2, 2256-2259.

- Tomita, M., e M. Murakami. 2003. “High-temperature superconductor bulk magnets that can trap magnetic fields of over 17 tesla at 29 K.” *Nature* 421(6922), 517-520.
- Uglietti, D. 2019. “Uglietti, D. (2019). A review of commercial high temperature superconducting materials for large magnets: from wires and tapes to cables and conductors.” *Uglietti, D. (2019). A review of commercial high temperature superconducting materials for large magnets: from wires and tapes to cables and conductors* 32(5), 053001.
- Van der Laan, D. C., L. F Goodrich, P. Noyes, U. P. Trociewith, A. Godeke, D. Abraimov, A. Fancis, e D. C. Larbalestier. 2015. “Engineering current density in excess of 200 A mm⁻² at 20 T in CORC® magnet cables containing RE-Ba₂Cu₃O_{7- δ} tapes with 38 μ m thick substrates.” *Superconductor Science and Technology* 28(12), 124001.
- Verstraete, D., P. Hendrick, P. Pilidis, e K. Ramsden. 2010. “Hydrogen fuel tanks for subsonic transport aircraft.” *International journal of hydrogen energy* 35(20), 11085-11098.
- Verstraete, D., P. Hendrick, P. Pilidis, e K. Ramsden. 2010. “Hydrogen fuel tanks for subsonic transport aircraft.” *International journal of hydrogen energy* 35(20), 11085-11098.
- Wang, Wei. 2014. *An investigation into high temperature superconducting flux pump technology with the circular type magnetic flux pump devices and YBaCuO films*. Thesis, (Doctoral dissertation, University of Cambridge).
- Werfel, F. N., U. Floegel-Delor, R. Rothfeld, T. Riedel, D. Wippich, P. Schirrmeister, e R. Koenig. 2014. “HTS bulk magnetic application in flywheel energy storage systems FESS and MAGLEV transportation.” *Proc Int Conf on MAGLEV*.
- Woodson, H., H. Stekly, e J. Halas. 1966. “A study of alternators with superconducting field windings I-Analysis.” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* (3), 264-274.
- Wu, P. S., M. F. Hsieh, W. L. Cai, J. H. Liu, Y. T Huang, J. F. Caceres, e S. W. Chang. 2019. “Heat Transfer and Thermal Management of Interior Permanent Magnet Synchronous Electric Motor.” *Inventions* 4(4), 69.
- Yazdani-Asrami, M., M. Zhang, e W. Yuan. 2021. “Yazdani-Asrami, M., Zhang, M., & Yuan, W. (2021). Challenges for developing high temperature superconducting ring magnets for rotating electric machine applications in future electric aircrafts.” *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 522, 167543.
- Yu, Z., G. Zhang, Q. Qiu, D. Zhang, X. Sun, S. Wang, Y. Liu, W. Feng, W. Li, e L. Ai. 2019. “Electromagnetic and rotational characteristics of a superconducting flywheel energy storage system utilizing a radial-type high-temperature superconducting bearing.” *Journal of Superconductivity and Novel Magnetism* 32(6), 1605-1616.
- Zhang, W., X. Xia, Y. Zhang, T. Peng, e Q. Yang. 2018. “A novel sample preparation method for ultra-high vacuum (UHV) secondary ion mass spectrometry (SIMS) analysis.” *Journal of Analytical Atomic Spectrometry* 33(9), 1559-156.
- Zheng, J., Z. Deng, L. Wang, L. Liu, Y. Zhang, S. Wang, e J. Wang. 2007. “Stability of the maglev vehicle model using bulk high T_c superconductors at low speed.” *IEEE Transactions on applied superconductivity* 17(2), 2103-2106.
- Zhou, D., K. Xu, S. Hara, B. Li, Z. Deng, K. Tsuzuki, e M. Izumi. 2012. “MgO buffer-layer-induced texture growth of RE-Ba-Cu-O bulk.” *Superconductor Science and Technology* 25(2), 025022.

Zhu, H., e H. Li. 2015. “Magnetic field equivalent current analysis-based radial force control for bearingless permanent magnet synchronous motors.” *Energies* 8(6), 4920-4942.

Anexo A: Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E glass Reinforced



E-761 Epoxy Prepregs

Park's E-761 is a versatile self-adhesive epoxy matrix for use in aerospace and commercial application where ease of processing and cost are key considerations.

Key Features & Benefits

- Controlled flow for ease of processing
- Self adhesive for honeycomb or foam sandwich laminates without the use of film adhesive
- Flexible cure temperature 180°F to 250°F
- Good electrical properties
- Flame and fire retardant per FAR 25.853
- Wet service temperatures up to 160°F

Product Forms

- Available on a wide variety of reinforcements, including fiberglass, quartz (including Astroquartz), graphite and aramid (including Kevlar®)
- Solution coated fabrics up to 60 inches wide
- Also available on aluminized fiberglass (TEF-7)
- Compatible with Autoclave, Vacuum Bag/Oven or Press Cure processes

Applications / Qualifications

- Radomes
- Aircraft Interiors
- Secondary Aircraft Structures
- Sandwich Panels
- MRI Resonators
- Widely specified on commercial and military aircraft programs

- Tested in accordance with BMS-8-79 upon request

Global Availability

For Information about Park's materials:

North America

Waterbury, CT +1.203.755.1344

Newton, KS +1.316.281.6231

Asia Pacific +656.861.7117

Europe +33-562-985290

info@parkelectro.com

www.parkelectro.com

E-761 Epoxy Prepregs

Prepreg and Laminate Physical Properties - Glass Reinforced

Reinforcement	7781 E-Glass	120 E-Glass	6781 S2-Glass	4581 Quartz
Fabric Area Weight (Oz/SqYd)	8.95	3.16	8.97	8.5
Prepreg Resin Content (%)	39	45	32	38
Resin Flow (275°F, 50 psi) (%)	14	14	14	18
Volatiles (275°F, 8 min) (%)	1.5	1.5	1.5	1.5
Gel Time (sec)	240	350	240	350
Per Ply Thickness (inches)	.009	.004	.010	.010
Tg (dry, by DMA)	115°C / 240°F			

Prepreg and Laminate Physical Properties – Non-Glass Reinforcements

Reinforcement	3K PW Carbon	3K 8HS Carbon	285 Kevlar®	Spectra® 951 - PT
Fabric Area Weight (Oz/SqYd)	5.69	10.91	5.0	2.9
Prepreg Resin Content (%)	42	42	53	50
Resin Flow (275°F, 50 psi) (%)	10	12	20	6
Volatiles (275°F, 8 min) (%)	2%	2%	2.0	1.0
Gel Time (sec)	360	375	350	490
Per Ply Thickness (inches)	.007	.014	.009	.010
Tg (dry, by DMA)	115°C / 240°F			

Selected Laminate Electrical Properties

	Frequency	Dielectric Constant (Dk)	Loss Tangent (Df)
E-761 w/ E-Glass	9.375 GHz	4.20	0.013
	18 GHz	4.20	0.013
E-761 w/ Quartz	9.375 GHz	3.30	0.009
	18 GHz	3.15	0.008
E-761 w/ Spectra® 951	5 – 18 GHz	2.6 – 2.8	0.010

Sandwich Properties (7781 reinforcement)

	Mold Surface	Bag Surface
Climbing Drum Peel (in-lb/3 in) ASTM-D-1781, room temp	14.7	14.8
Flatwise Tensile Strength (psi)	840	693 / 549
Long Beam Flexure Strength (lbs)	205	157 / 130
Long Beam Flexure (P/Y lb/in)	201	152 / 124

All test data provided are typical values and not intended to be specification values. For review of critical specification tolerances, please contact a Park representative directly. Park reserves the right to change these typical values as a natural process of refining our testing equipment and techniques.

Park Advanced Composite Materials

E-761 Epoxy Prepregs

Laminate Mechanical Properties - Glass Reinforced

Reinforcement	7781 E-Glass	120 E-Glass	6781 S2-Glass	4581 Quartz
Tensile Strength, 0° (Ksi) ASTM-D-638				
-65°F Dry	95	83	--	108
70°F Dry	72	66	88	86
160°F Dry	65	60	--	72
200°F Dry	47	53	--	--
70°F Wet	59	50	86	86
160°F Wet	52	42	--	72
Tensile Modulus (Msi) ASTM-D-638				
-65°F Dry	3.5	3.1	--	3.0
70°F Dry	3.7	3.0	--	3.6
160°F Dry	3.7	3.2	--	2.9
200°F Dry	3.9	3.2	--	--
70°F Wet	3.4	3.2	--	2.9
160°F Wet	3.3	2.9	--	--
Compressive Strength (Ksi) ASTM-D-695				
-65°F Dry	84	90	--	74
70°F Dry	66	70	74	65
160°F Dry	55	60	--	59
200°F Dry	52	52	--	--
70°F Wet	56	58	66	--
160°F Wet	47	47	--	34
Compressive Modulus (Msi) ASTM-D-695				
-65°F Dry	3.7	3.2	--	3.3
70°F Dry	3.6	3.2	--	2.9
160°F Dry	3.5	3.1	--	3.1
200°F Dry	3.5	2.9	--	--
70°F Wet	3.6	3.3	--	--
160°F Wet	3.5	3.1	--	3.0
Flexural Strength (Ksi) ASTM-D-790				
-65°F Dry	117	110	--	98
70°F Dry	95	86	118	92
160°F Dry	77	78	--	70
200°F Dry	66	66	--	--
70°F Wet	80	72	--	--
160°F Wet	65	60	--	31
Flexural Modulus (Msi) ASTM-D-790				
-65°F Dry	3.2	2.8	--	2.7
70°F Dry	3.2	2.8	--	3.2
160°F Dry	2.9	2.7	--	2.4
200°F Dry	2.8	2.5	--	--
70°F Wet	3.0	2.7	--	--
160°F Wet	2.7	2.5	--	2.2
Short Beam Shear (Ksi) ASTM-D-2344				
-65°F Dry	11.5	11.6	--	9.0
70°F Dry	9.0	8.0	8.6	7.0
160°F Dry	6.5	6.3	--	5.3
200°F Dry	5.2	5.4	--	2.2
70°F Wet	8.0	7.0	--	--
160°F Wet	6.0	5.2	--	--

All test data provided are typical values and not intended to be specification values. For review of critical specification tolerances, please contact a Park representative directly. Park reserves the right to change these typical values as a natural process of refining our testing equipment and techniques.

Anexo B: Polyglas Polyester Class F-155



Liberty Pultrusions - East
1575 Lebanon School Road
West Mifflin, PA 15122-3464
T: 412.466.8611
F: 412.466.8640
sales@libertypultrusions.com
www.libertypultrusions.com

Liberty Pultrusions - West
T: 760.744.6371
F: 760.744.0201

Export Sales
280 State Street Suite 202
North Haven, CT 06473 USA
T: +1.203.230.4130
sales@exportdept.com

Pultruded Rod

Product Availability List - Metric (millimeters)

Features and benefits of Polyglas Pultruded Rod:

- Corrosion resistant
- Non-conductive thermally and electrically
- Non-magnetic electromagnetic transparency
- Lightweight
- High strength
- Dimensional stability
- Long life cycle
- Low maintenance

Stocked Grades:

Class "F"
Polyglas Polyester
Listed in UL approved transformer insulation systems for 130°, 155° and 180°C.

Class "H"
Polyglas Supersil 200
Listed in UL approved transformer insulation systems for 180° and 220°C.

Polyglas EHS - Extra high strength

Stocked Length:

8 foot (96 inches)

Other Grades:

Polyglas FR and TR - Flame retardant, track resistant, UL Yellow Card Listed - file E55403

Polyglas C - Corrosion Resistant - Vinyl Ester

Available Round

Polyglas Polyester and Polyglas EHS



3.17 mm
4.76 mm
6.35 mm
7.94 mm
9.52 mm
12.70 mm
15.87 mm
19.05 mm
20.64 mm
22.23 mm
25.40 mm

Non-Stocked Round

11.11 mm
14.29 mm
28.58 mm
31.75 mm
38.10 mm

Non-Stocked Round Polyglas Supersil

3.17 mm
4.76 mm
6.35 mm
7.94 mm
9.52 mm
11.11 mm
12.70 mm
14.29 mm
15.87 mm
19.05 mm
20.64 mm
22.23 mm
25.40 mm

Stocked "A" and Trapezoid

Polyglas Polyester and Polyglas Supersil



6.35 x 28.57 x 22.23T
9.52 x 7.94 x 6.35T
12.70 x 9.52 x 6.35A
15.87 x 12.70 x 6.35A
19.05 x 17.46 x 6.35A

Stocked Dogbone

Polyglas Polyester and Polyglas Supersil



6.35 x 8.73 x 3.97
9.52 x 9.52 x 3.17
9.52 x 12.70 x 3.97
9.52 x 15.87 x 3.97
4.52 x 19.05 x 11.11
12.70 x 12.70 x 6.35
12.70 x 15.87 x 6.35
12.70 x 19.05 x 11.11
12.70 x 25.40 x 11.11
15.87 x 19.05 x 7.14
15.87 x 22.22 x 11.11
18.00 x 14.00
20.00 x 16.00

Stocked Square and Rectangular

Polyglas Polyester and Polyglas Supersil



6.35 x 6.35
6.35 x 9.52
6.35 x 12.70
6.35 x 15.87
6.35 x 19.05
6.35 x 34.92
7.93 x 7.93
7.93 x 12.70
9.50 x 9.50
9.50 x 12.70
9.50 x 15.87
9.50 x 19.05
11.11 x 12.70
12.70 x 12.70
12.70 x 15.87
12.70 x 19.05
12.70 x 34.92
14.28 x 25.40
19.05 x 25.40

Non-Stocked Square and Rectangular

3.17 x 6.35
3.17 x 12.70
4.76 x 31.75
6.35 x 7.93
6.35 x 25.40
6.35 x 34.92
7.93 x 9.52
7.93 x 11.11
7.93 x 14.28
7.93 x 25.40
9.52 x 14.28
9.52 x 30.16
11.11 x 25.40
12.70 x 25.40
15.87 x 19.05
15.87 x 38.10
19.05 x 19.05
19.05 x 34.92
22.22 x 38.10
25.40 x 25.40
31.75 x 31.75
38.10 x 38.10

Anexo C: LAST-A-FOAM® FR-7104 Rigid Polyurethane Foam



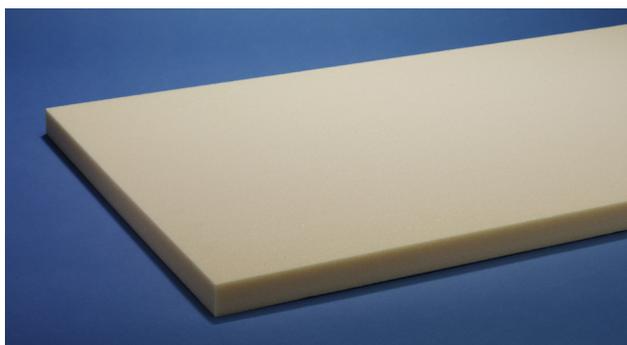
LAST-A-FOAM® FR-7100 RIGID POLYURETHANE FOAM (Metric Units)

Property	Test Method	FR-7104	FR-7105	FR-7106	FR-7108	FR-7110	FR-7112	FR-7115	FR-7118	FR-7120	FR-7125	FR-7130	FR-7135	FR-7140
Density (kg/m ³)	ASTM D-1622	64	80	96	128	160	192	240	288	320	400	481	561	641
Compressive Strength (kPa)														
Parallel to Rise														
24°C	ASTM-D-1621	750	900	1,050	1,650	2,150	2,750	3,500	4,550	7,300	12,100	16,300	23,100	29,100
71°C		300	400	550	850	1,150	1,450	1,850	2,750	4,000	6,400	8,200	11,700	14,700
Perpendicular to Rise														
24°C	ASTM-D-1621	500	900	1,150	1,650	2,100	2,600	3,450	3,800	6,950	11,700	15,400	22,800	29,400
71°C		300	500	600	950	1,200	1,500	2,000	2,200	3,650	6,100	7,800	11,700	15,100
Compressive Modulus (kPa)														
Parallel to Rise														
24°C	ASTM-D-1621	16,200	24,800	29,300	51,400	69,300	86,200	112,000	239,000	257,000	423,000	624,000	686,000	786,000
71°C		11,000	16,200	19,700	33,100	44,500	55,800	73,000	117,000	137,000	225,000	241,000	379,000	379,000
Perpendicular to Rise														
24°C	ASTM-D-1621	13,100	25,900	36,500	49,600	64,100	81,400	105,000	113,000	194,000	325,000	436,000	627,000	800,000
71°C		9,000	16,500	23,800	33,400	43,100	55,800	72,500	88,000	110,000	172,000	229,000	293,000	359,000
Tensile Strength (kPa)														
Parallel to Rise	ASTM D-1623 Type A Specimens	600	850	1,050	1,400	1,700	2,150	2,700	3,850	5,150	7,600	9,650	13,100	16,000
Perpendicular to Rise		600	850	1,100	1,400	1,650	2,000	2,500	3,050	4,900	7,200	8,700	13,100	17,100
Shear Strength (kPa)														
Parallel to Rise	ASTM C-273 in Compression *Modified sample size = 0.64cm x 2.54cm x 7.62cm	300	450	700	1,050	1,400	1,650	2,750	3,800	4,300	6,550	8,800	10,700	11,900
Shear Modulus (kPa)														
Parallel to Rise	ASTM C-273 in Compression *Modified sample size = 0.64cm x 2.54cm x 7.62cm	6,550	8,950	11,000	16,200	21,000	25,900	37,900	45,200	50,000	62,100	73,800	84,100	90,300
Flexural Strength (kPa)														
Rise Parallel to Test Span	ASTM D-790 Method 1-A	700	1,050	1,150	2,050	2,750	3,450	4,550	5,140	7,050	10,700	13,400	18,600	23,400
Rise Parallel to Beam Thick.		700	1,050	1,150	2,050	2,850	3,500	4,600	4,750	6,850	10,700	13,400	19,300	24,100
Flexural Modulus (kPa)														
Rise Parallel to Test Span	ASTM D-790 Method 1-A	21,000	33,400	42,700	62,700	80,000	101,000	131,000	154,000	229,000	382,000	495,000	710,000	896,000
Rise Parallel to Beam Thick.		21,000	33,400	42,700	62,400	79,300	101,000	130,000	151,000	229,000	380,000	487,000	703,000	896,000
Hardness, Shore-D (cut foam surface)	ASTM D-2240	3.5	5.5	7.5	11.6	15.7	19.7	25.8	31.9	36.0	46.1	56.3	66.4	77.0
Water Absorption (kg/m ²)	ASTM D-2842	0.091	0.087	0.084	0.076	0.070	0.064	0.056	0.049	0.045	0.036	0.029	0.023	0.018
Thermal Conductivity: (W/m-k)	ASTM C-518 at 24°C mean temp.	2.7 x 10 ⁻²	2.9 x 10 ⁻²	3.1 x 10 ⁻²	3.4 x 10 ⁻²	3.8 x 10 ⁻²	4.2 x 10 ⁻²	4.7 x 10 ⁻²	5.2 x 10 ⁻²	5.6 x 10 ⁻²	6.5 x 10 ⁻²	7.4 x 10 ⁻²	8.3 x 10 ⁻²	9.2 x 10 ⁻²
Coefficient of Thermal Expansion: (m/m-k)	From -46 to +93°C, GP Method	56 x 10 ⁻⁶												
Poisson's Ratio:	Literature (Gibson & Ashby)	~0.3												
Glass Transition Temperature, Tg (°C)	ASTM E-1824	116												
Max Use Temperature (°C)		104												
Fire Safety	Self-extinguishing via FAR 25.853 (A) App. F (a)(1)(i) & (ii) tested vertically on 1.27cm thick specimen using 12- and 60- second ignition with a Bunsen burner													

07/19/2019

This data is subject to revision and changes due to development of and changes to the material. The data is derived from tests and historical usage. The data is averaged data and should be treated as such. These values do not constitute a sales specification. Calculations should be verified by actual tests. The data is furnished without liability for the company and does not constitute a warranty or representation in respect to the material or its use. The company reserves the right to release new data sheets in replacement.

Anexo D: Divinicell ® HP250



TECHNICAL DATA

Divinycell HP

THE HIGH PERFORMANCE SANDWICH CORE

Divinycell HP has been developed to meet demands in high temperature systems, and low temperature prepreg systems. The unique IPN chemical structure, yields impressive mechanical performance to a low weight. Divinycell HP's elevated temperature performance also extends to its 'in service' life as it will retain a high percentage of its mechanical properties despite exposure to high ambient temperatures.

It offers high properties in all significant areas including mechanical performance, elongation to break, ductility, adhesion/peel strength, fracture toughness and dimensional stability. Other key features of Divinycell HP include excellent chemical resistance, low water absorption and good thermal/acoustic insulation

MECHANICAL PROPERTIES DIVINYCELL® HP

Property	Test Procedure	Unit		HP60	HP80	HP100	HP130	HP200	HP250
Compressive Strength ¹	ASTM D 1621	MPa	Nominal	0.95	1.5	2.0	3.0	5.4	7.2
			Minimum	0.85	1.2	1.65	2.4	4.5	6.1
Compressive Modulus ¹	ASTM D 1621-B-73	MPa	Nominal	80	105	135	170	310	400
			Minimum	58	90	115	145	265	350
Tensile Strength ¹	ASTM D 1623	MPa	Nominal	1.8	2.8	3.5	4.8	7.1	9.2
			Minimum	1.5	2.2	2.5	3.5	6.3	8.0
Tensile Modulus ¹	ASTM D 1623	MPa	Nominal	75	100	130	175	250	320
			Minimum	57	80	105	135	210	260
Shear Strength	ASTM C 273	MPa	Nominal	0.85	1.25	1.6	2.2	3.5	4.5
			Minimum	0.75	1.0	1.4	1.9	3.2	3.9
Shear Modulus	ASTM C 273	MPa	Nominal	20	28	35	50	73	97
			Minimum	18	22	28	40	65	81
Shear Strain	ASTM C 273	%	Nominal	23	38	40	40	45	45
Density	ISO 845	kg/m ³	Nominal	65	80	100	130	200	250

All values measured at +23°C

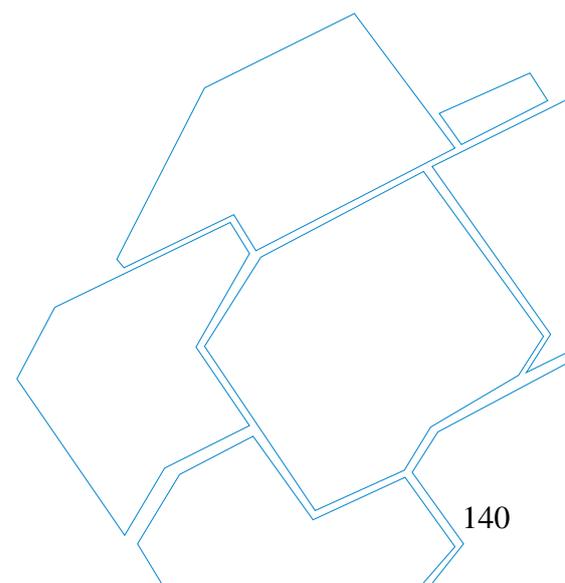
1. Properties measured perpendicular to the plane

Nominal value is an average value of a mechanical property at a nominal density

Minimum value is a minimum guaranteed mechanical property a material has independently of density

PRODUCT CHARACTERISTICS

- Low water absorption
- High temperature resistance
- High strength and stiffness to weight ratio
- Low water absorption
- Superior damage tolerance
- Fast and easy to process
- Good chemical resistance
- Acoustic and thermal insulation
- Consistent and homogenous material
- Low resin uptake



TECHNICAL CHARACTERISTICS

TECHNICAL CHARACTERISTICS DIVINYCELL® HP

Characteristics ¹	Unit	HP60	HP80	HP100	HP130	HP200	HP250	Test method
Density variation	%	± 10	± 10	± 10	± 10	± 10	± 10	-
Thermal conductivity ²	W/(m·K)	0.035	0.037	0.037	0.038	0.045	0.048	EN 12667
Coeff, linear heat expansion	x10 ⁻⁶ /°C	40	40	40	40	40	40	ISO 4897
Heat Distortion Temperature	°C	+125	+125	+125	+125	+125	+125	DIN 53424
Continuous temp range	°C	-200 to +80	-					
Max process temp	°C	+145	+145	+145	+145	+145	+145	-
Dissipation factor	-	0.0003	0.0005	0.0006	0.0009	0.0015	0.0019	ASTM D 2520
Dielectric constant	-	1.07	1.09	1.11	1.15	1.23	1.29	ASTM D 2520
Poissons ratio ³	-	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	ASTM 638

1. Typical values
2. Thermal conductivity at +10°C
3. Standard deviation is 0.045

Continuous operating temperature is typically -200°C to +80°C. The foam can be used in sandwich structures, for outdoor exposure, with external skin temperatures up to +100°C. For optimal design of applications used in high operating temperatures in combination with continuous load, please contact Diab Technical Services for detailed design instructions. Normally Divinycell HP can be processed at up to +145°C with minor dimensional changes.

Maximum processing temperature is dependent on time, pressure and process conditions. Therefore users are advised to contact Diab Technical Services to confirm that Divinycell HP is compatible with their particular processing parameters.

PHYSICAL CHARACTERISTICS DIVINYCELL® HP

Format		Unit	HP60	HP80	HP100	HP130	HP200	HP250
Plain sheets	Length	mm	2440	2070	2135	1935	1705	1615
	Width	mm	1220	1020	1045	945	825	775
GS sheet	Length	mm	1220	1220	1030	1067	967	852
	Width	mm	813	1220	1020	1045	945	825

Divinycell HP is type approved by:



Disclaimer:

This data sheet may be subject to revision and changes due to development and changes of the material. The data is derived from tests and experience. If not stated as minimum values, the data is average data and should be treated as such. Calculations should be verified by actual tests. The data is furnished without liability for the company and does not constitute a warranty or representation in respect of the material or its use. The company reserves the right to release new data sheets in replacement.

All content in this publication is protected by international copyright laws. Copyright © Diab May 2020.

Diab Group

Drottninggatan 7, 5th floor
SE-252 21 Helsingborg, Sweden
Tel +46 (0) 430 163 00
E-mail: info@diabgroup.com

Anexo E: RTM CYCOM 890 T650 6K-5HS

CYCOM[®] 890 RTM Resin System

DESCRIPTION

CYCOM[®] 890 RTM is a one-part liquid epoxy resin system. It has one month out-life at room temperature which reduces the time required for the freeze-thaw-storage processes in a production environment. Its frozen storage shelf-life is 12 months at -18°C (0°F).

CYCOM 890 RTM's viscosity is low enough at 80°C (175°F) to allow injection without excessive heating of either the resin or the transfer pipework. When the resin is heated to cure temperature its viscosity is further reduced, helping to ensure full wet-out of the reinforcing fibers.

CYCOM 890 RTM is fully cured after two hours at 180°C (355°F) after which it will have a continuous dry service performance of 170°C (338°F) and a continuous hot/wet service performance of 160°C (320°F) If needed, an optional free-standing postcure for two hours at 200°C (390°F) can be used. After postcure the resin will have a continuous dry service performance of 195°C (383°F) and a continuous hot/wet service performance of 170°C (338°F).

CYCOM 890 RTM is compatible with the range of reinforcing fibers used in manufacturing composite components, i.e., carbon, glass, aramid, etc.

A fully compatible binder system, CYCOM[®] 7720 has been developed for use with CYCOM 890 RTM. The binder is available pre-coated onto fabric. A separate datasheet for CYCOM 7720 is available on request.

FEATURES & BENEFITS

- One-part system
- 30 day out-life at room temperature
- 12 month shelf-life at -18°C (0°F)
- Injectable at 80°C (175°F) with a 24-hour pot-life
- 250 cps initial injection viscosity
- Less than 10 cps minimum viscosity
- Two hours at 180°C (355°F) cure
- 170°C (350°F) continuous dry service performance [195°C (383°F) after optional post-cure]
- 160°C (320°F) continuous hot/wet service performance [170°C (338°F) after optional post-cure]
- Fully compatible with CYCOM 7720 binder coating and CYCOM[®] 890-1 low resin content (LRC) film for tack enhancing fabrics
- Low reactivity; No special shipping requirements

SUGGESTED APPLICATIONS

Infusion applications requiring low viscosity and extended pot-life

- Control surfaces
- Nacelle casing
- Large surface fairings
- Hinges/brackets/fittings

PROPERTIES

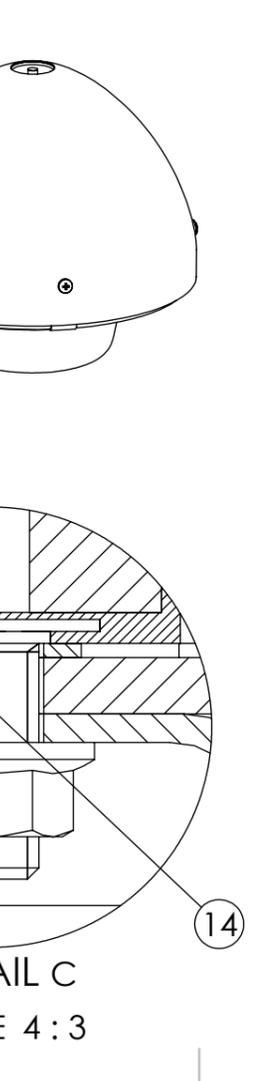
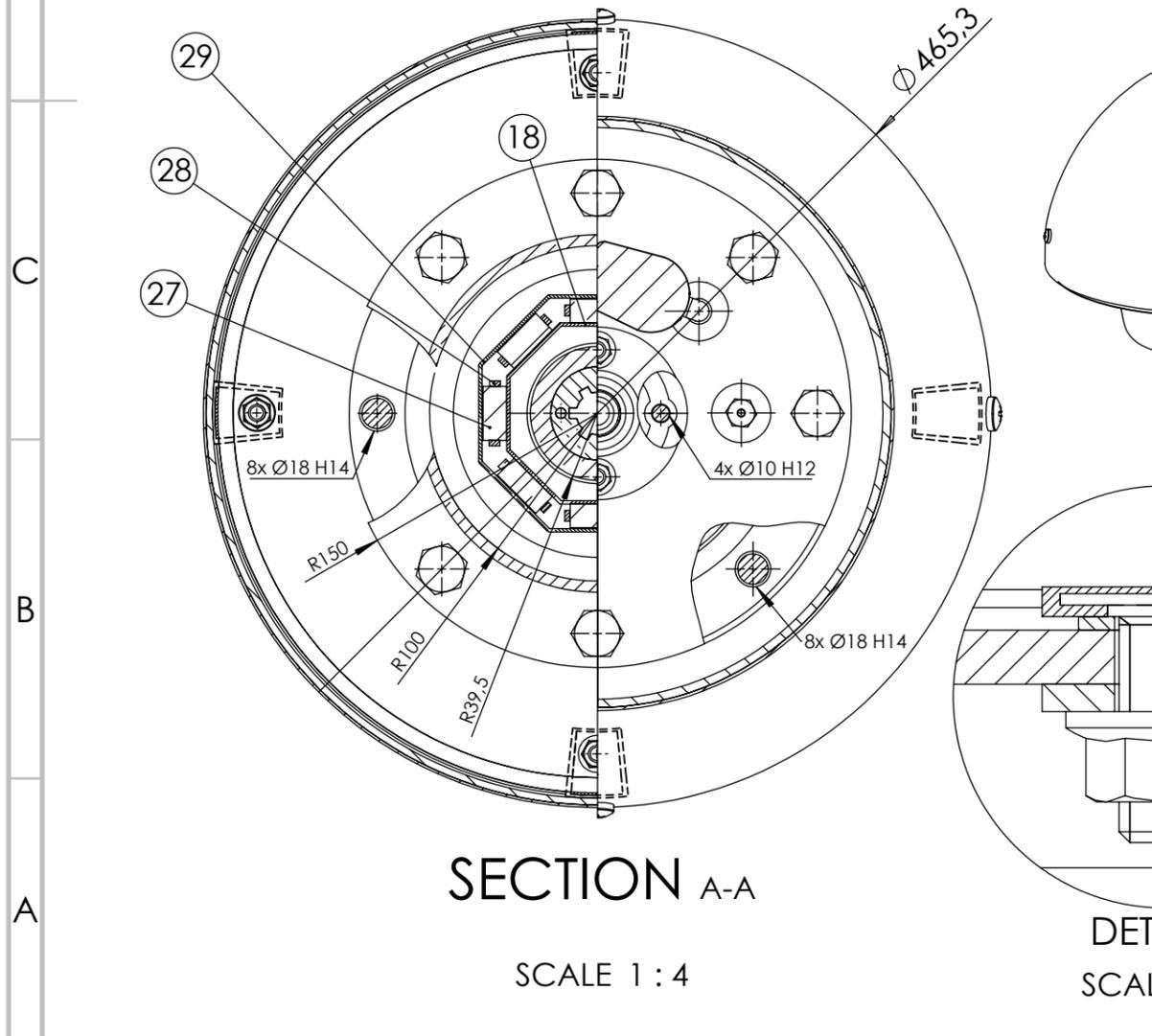
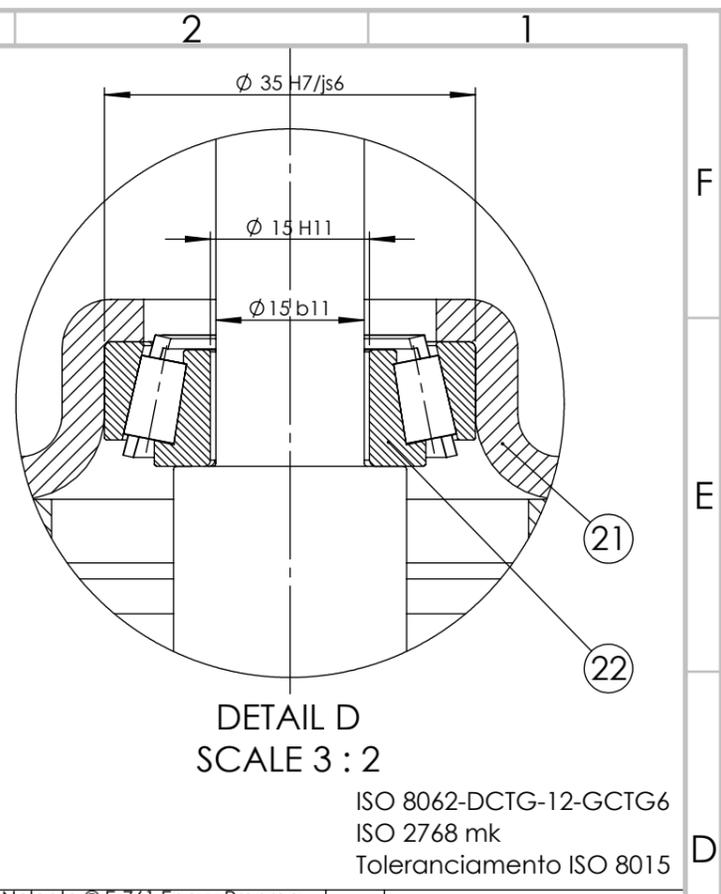
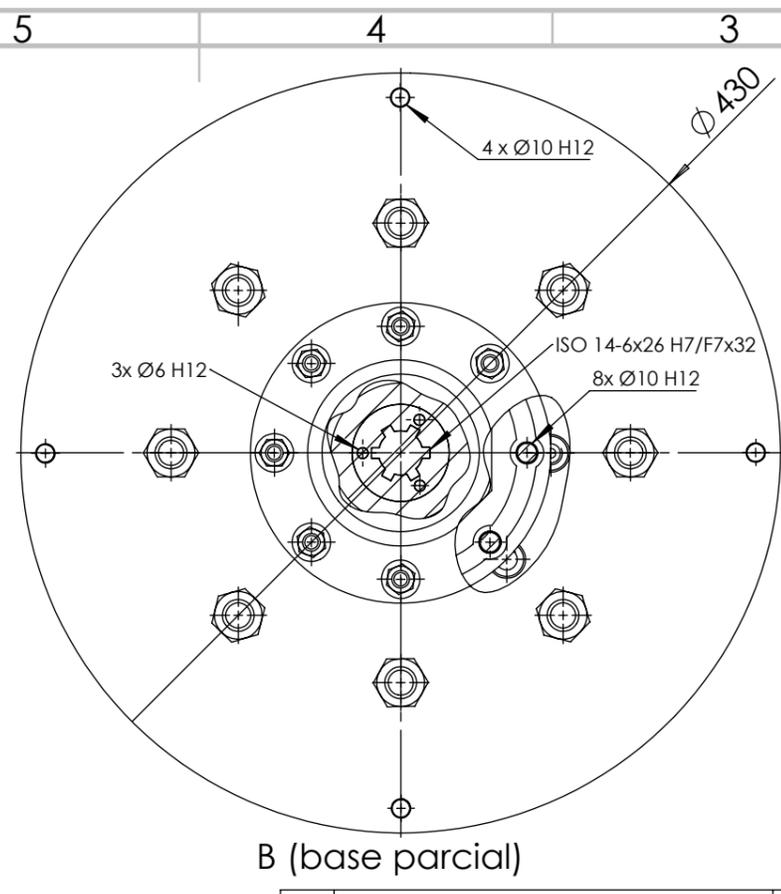
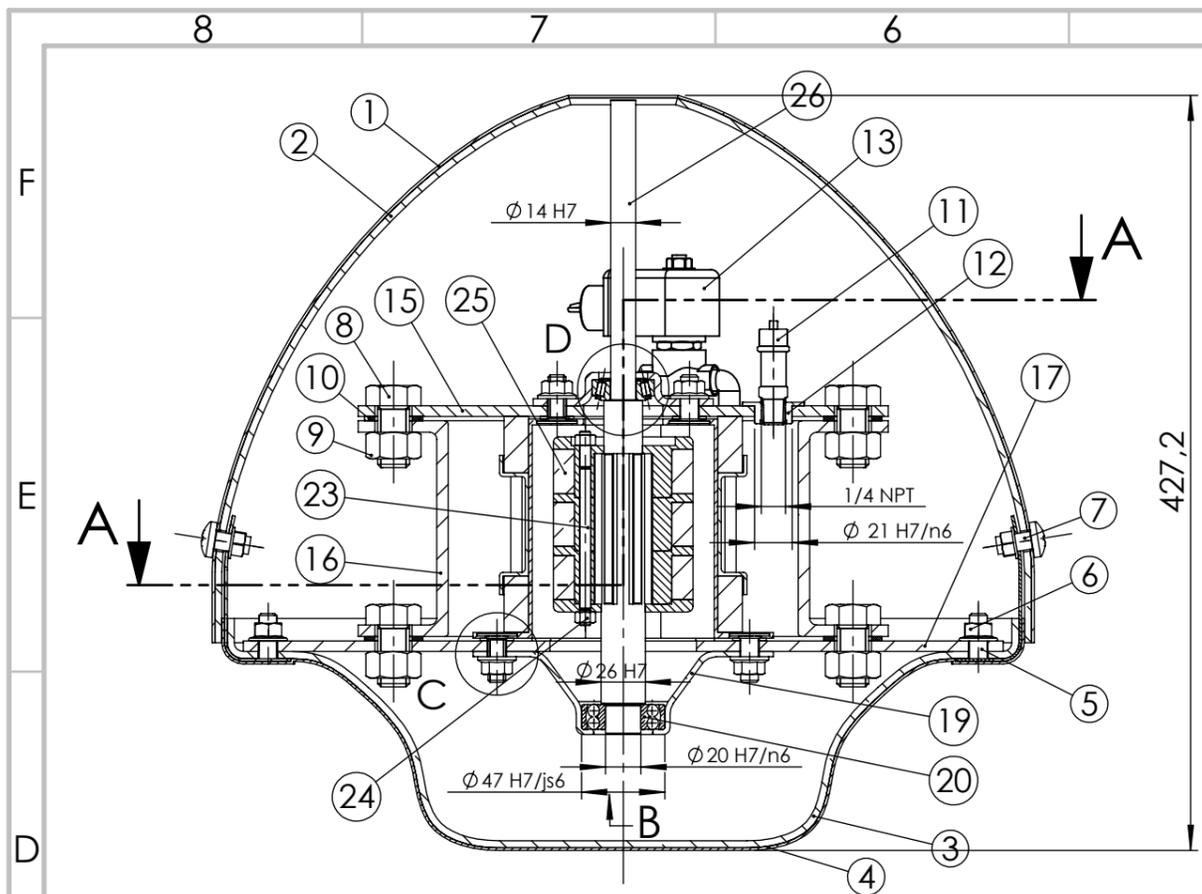
Table 2 | Mechanical Properties: CYCOM 890 RTM/T650 6K-5HS woven carbon fabric ¹

Property	Test Method	-55°C, Dry ² (-65°F, Dry)	24°C, Dry (75°F, Dry)	82°C, Wet ³ (180°F, Wet)
Warp Tensile Strength, MPa (ksi) ¹	ASTM D638 (SACMA SRM-4)	–	866.2 (125.6)	–
Warp Tensile Modulus, GPa (msi) ¹	ASTM D638 (SACMA SRM-4)	–	71.8 (10.4)	–
Weft Tensile Strength, MPa (ksi) ¹	ASTM D638 (SACMA SRM-4)	755.3 (109.5)	801.8 (116.3)	872.7 (126.6)
Weft Tensile Modulus, GPa (msi) ¹	ASTM D638 (SACMA SRM-4)	66.8 (9.68)	66.7 (9.67)	70.4 (8.76)
Warp Compression Strength, MPa (ksi) ¹	SACMA SRM-1	–	663.4 (96.2)	–
Warp Compression Modulus, GPa (msi) ¹	SACMA SRM-1	–	63.5 (9.21)	–
Weft Compression Strength, MPa (ksi) ¹	SACMA SRM-1	720.0 (104.4)	702.3 (101.9)	652.7 (94.7)
Weft Compression Modulus, GPa (msi) ¹	SACMA SRM-1	59.9 (8.69)	58.9 (8.54)	60.4 (8.76)
Weft Flexural Strength, MPa (ksi)	ASTM D790	–	886.4 (128.6)	–
Weft Flexural Modulus, GPa (msi)	ASTM D790	–	51.2 (7.43)	–
Warp Interlaminar Shear Strength, MPa (ksi)	EN 2563	–	71.9 (10.4)	–
Weft Interlaminar Shear Strength, MPa (ksi)	EN 2563	–	69.5 (10.1)	–
In-plane Shear Strength, MPa (ksi)	EN 6031	116.1 (16.8)	110.3 (16.0)	94.3 (13.7)
In-plane Shear Modulus, GPa (msi)	EN6031	4.8 (0.70)	4.2 (0.61)	3.8 (0.55)
Un-Notched Tensile Strength, MPa (ksi) ¹	prEN6035	570.1 (82.7)	603.2 (87.5)	619.3 (89.8)
Un-Notched Compression Strength, MPa (ksi) ¹	prEN6035	458.1 (66.4)	417.1 (60.5)	349.2 (50.6)
Open Hole Tensile Strength, MPa (ksi) ¹	SRM 5	344.0 (49.9)	352.0 (51.1)	368.2 (53.4)
Open Hole Compression Strength, MPa (ksi) ¹	SRM 3	306.5 (44.5)	268.1 (38.9)	225.7 (32.7)
Compression Strength After Impact, MPa (ksi) ¹	SRM 2	246.4 (38.3)	226.6 (32.9)	190.7 (27.6)

¹ Values are normalized to 57% fiber volume² Dry = As Received³ Wet = Equilibrium at 70°C (160°F) and 85% RH

Note: Additional fluid soak data is available upon request

Anexo F: Desenho de conjunto



QNT.	Designação	Norma	Material	Nº	Observações
1	Estrutura de suporte dos blocos		Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E-glass Reinforced	29	Fornecedor: Park Aerospace
32	Espaçadores		Polyglas Polyester Class F-155	28	Perfil retangular: 3,17x6,35 mm Fornecedor: Liberty Pultrusions
16	Blocos supercondutores		YBCO	27	
1	Veio estriado 6x25x31-6	ISO 14		26	
1	Iman permanente em anel		NdFeB	25	
3	Porca H M6	ISO 4032	ABS	24	
3	Perno M6x100	DIN 835	ABS	23	
1	Rolamento de rolos cônicos			22	SKF 30202
1	Estrutura de suporte do rolamento superior		RTM CYCOM 890-1650 6K-5HS	21	epóxi/fibra de carbono
1	Rolamento auto-compensador			20	SKF 1204 ETN9
1	Estrutura de suporte do rolamento inferior		RTM CYCOM 890-1650 6K-5HS	19	epóxi/fibra de carbono
1	Estrutura interior		Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E-glass Reinforced	18	Fornecedor: Park Aerospace
1	Estrutura de topo inferior		Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E-glass Reinforced	17	Fornecedor: Park Aerospace
1	Estrutura exterior		Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E-glass Reinforced	16	Fornecedor: Park Aerospace
1	Estrutura de topo superior		Nelcote ® E-761 Epoxy Prepreg 7781 E-glass Reinforced	15	Fornecedor: Park Aerospace
12	Perno de montagem adesiva M10 x 25 x 1,5		Aço inoxidável 316	14	Base com Ø23 mm
1	Válvula solenóide on/off para líquidos criogénicos		Latão	13	Rosca 1/4 NPT Fornecedor: McMaster-Carr
2	Inserto roscado do sistema de refrigeração		Latão	12	Rosca 1/4 NPT
1	Válvula de alívio de pressão para líquidos criogénicos		Corpo de latão e vedante de PTFE	11	Rosca 1/4 NPT Fornecedor: McMaster-Carr
2	Junta vedante exterior		PTFE	10	
16	Porca H M18-8	ISO 4032		9	
16	Parafuso de cabeça H-M18X35-8.8	ISO 4017		8	
4	Parafuso de cabeça cilíndrica M10X20-4.8	ISO 7045		7	
16	Porca hexagonal com flange M10-8	DIN 6923		6	
4	Inserto da carcaça			5	
1	Espuma da parte inferior da carcaça		PVC semirígida-Divinycell ® HP 250	4	Fornecedor: Diab
1	Casca da parte inferior da carcaça		RTM CYCOM 890-1650 6K-5HS	3	epóxi/fibra de carbono
1	Espuma da parte superior da carcaça		PVC semirígida-Divinycell ® HP 250	2	Fornecedor: Diab
1	Casca da parte superior da carcaça		RTM CYCOM 890-1650 6K-5HS	1	epóxi/fibra de carbono

Dissertação de Mestrado 2020-2021 Designação: Estator e carcaça em compósito para motor criogénico à base de supercondutores Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto - MIEM	Data: 26/06/2021 Nome: MVSR
	Escala: 1:4
	Desenho nº: 1