



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

THIAGO FINOTTI DE MORAES

**IMPLEMENTAÇÃO DE PROTÓTIPO DE RESFRIADOR
TERMOELÉTRICO POR EFEITO *PELTIER* APLICADO A
DISPOSITIVOS SEMICONDUTORES DE POTÊNCIA**

UBERLÂNDIA – MINAS GERAIS

2014

THIAGO FINOTTI DE MORAES

**IMPLEMENTAÇÃO DE PROTÓTIPO DE RESFRIADOR TERMOELÉTRICO
POR EFEITO *PELTIER* APLICADO A DISPOSITIVOS
SEMICONDUCTORES DE POTÊNCIA**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de concentração: Eletrônica de Potência

Orientador: Prof. Dr. João Batista Vieira Júnior

Coorientador: Prof. Dr. Adriano Alves Pereira

UBERLÂNDIA – MINAS GERAIS

2014

THIAGO FINOTTI DE MORAES

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

M827i
2014

Moraes, Thiago Finotti de, 1984-
Implementação de protótipo de resfriador termoelétrico por efeito
Peltier aplicado a dispositivos semicondutores de potência / Thiago
Finotti de Moraes. - 2014.
215 f. : il.

Orientador: João Batista Vieira Júnior.
Coorientador: Adriano Alves Pereira.
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Eletrônica de potência - Teses. 3.
Chaves semicondutoras - Teses. I. Vieira Júnior, João Batista. II. Pereira,
Adriano Alves. III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

CDU: 621.3

**IMPLEMENTAÇÃO DE PROTÓTIPO DE RESFRIADOR TERMOELÉTRICO
POR EFEITO *PELTIER* APLICADO A DISPOSITIVOS
SEMICONDUCTORES DE POTÊNCIA**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de concentração: Eletrônica de Potência

Uberlândia, 27 de novembro de 2014

Orientador:

Prof. Dr. João Batista Vieira Júnior

Coordenador do Programa de Pós Graduação:

Edgard Afonso Lamounier Júnior

Banca Examinadora:

Prof. Dr. João Batista Vieira Júnior

Prof. Dr. Adriano Alves Pereira

Prof. Dr. Luiz Carlos Gomes de Freitas

Prof. Dr. Admarço Vieira da Costa

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, que possibilitaram meu caminho e sempre me incentivaram em minhas escolhas. Sacrificaram muitas vezes suas condições pessoais para que os filhos pudessem ter do melhor que puderam. Acima de tudo, deram os exemplos que ecoam por toda a vida.

Aos meus avôs e avós, que sempre acreditaram em mim e sempre tiveram o carinho de me direcionar e instruir o melhor que a experiência da vida pode ensinar.

À Marcella Nunes de Freitas, por ter estado ao meu lado nos momentos mais difíceis.

Aos meu orientador, Prof. Dr. João Batista Vieira Júnior, que tornou possível todo este trabalho e disponibilizou todos os recursos ao seu alcance para o desenvolvimento dessa pesquisa. Sem sua confiança em meu trabalho e seus conselhos, nada disto teria sido possível. O valor dos seus exemplos e suas atitudes ensinam sobre a vida e não somente sobre soluções.

Ao meu coorientador Prof. Dr. Adriano Alves Pereira, pelos inúmeros ensinamentos e correções, pela paciência em me ensinar – esforço que no ano da conclusão deste trabalho completa uma década! Agradeço-lhe pelos vários anos de amizade. Sua competência apenas não está além do respeito humano com o qual sempre me tratou.

Ao Prof. Dr. Luiz Carlos Gomes de Freitas pelo apoio que precisei na condução da dissertação e pelos recursos conseguidos para este trabalho.

Ao Prof. PhD. Edgard Afonso Lamounier Junior, por ter sempre batalhado pelos recursos necessários nesta pesquisa e pelas palavras de incentivo.

Ao Prof. Dr. Aristeu da Silveira Neto, pela valiosa contribuição na solução de dificuldades técnicas durante o desenvolvimento dessa dissertação.

Ao colega de profissão e amigo Leandro Villefort, que me ajudou em vários momentos durante esse trabalho.

À todos os meus colegas do NUPEP da Universidade Federal de Uberlândia, pelo apoio e pelo agradável ambiente de trabalho.

À todas as pessoas queridas, amigos e parentes, que fazem parte da minha vida ou estiveram juntas em momentos especiais.

À todos que colaboraram de forma direta ou indireta na elaboração deste trabalho.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo apoio financeiro.

À Universidade Federal de Uberlândia, pela estrutura que possibilitou esse desenvolvimento e meu crescimento.

RESUMO

Em qualquer circuito elétrico ou eletrônico, a energia térmica é uma grandeza que está sempre presente e em geral deve ser levada em conta nas especificações de qualquer aplicação. Em vários casos, o calor decorrente do efeito *joule*, bem como de outras perdas internas e irreversíveis, representam a parcela mais impactante da quantidade de calor limítrofe que um sistema consegue dissipar em operação normal.

São de particular importância em Eletrônica de Potência o estudo e a aplicação de chaves semicondutoras. Várias soluções têm sido desenvolvidas ao longo dos anos no sentido de mitigar as perdas elétricas em chaves semicondutoras, bem como o aumento de temperatura nas mesmas durante operação.

É importante frisar que atualmente a quantidade de pesquisas disponíveis ao público acadêmico e geral sobre os efeitos térmicos em chaves semicondutoras não é tão ampla quanto sobre as aplicações dessas chaves. É particularmente reduzida a quantidade de trabalhos ligados ao resfriamento ativo de chaves e componentes elétricos, assim como de trabalhos voltados ao comportamento de chaves e componentes mediante resfriamento ativo.

Sendo assim, existe uma carência de estudos que objetivem a investigação do comportamento de chaves semicondutoras mediante distintas cargas térmicas. Diante desta carência, o foco deste trabalho é apresentar uma proposta de equipamento que atue termicamente, seja aquecendo ou resfriando, sobre chaves semicondutoras utilizadas em eletrônica de potência, particularmente aquelas comumente usadas em fontes elétricas chaveadas.

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um equipamento para uso em bancada baseado na tecnologia *Peltier* que resfrie ativamente chaves semicondutoras, possibilitando a avaliação de comportamento das mesmas mediante diferentes exposições térmicas e temperaturas. Primeiramente a tecnologia *Peltier* foi investigada e, posteriormente, foi desenvolvida uma solução que permite a utilização desta tecnologia em dispositivos semicondutores de distintos encapsulamentos. Uma descrição detalhada e os cálculos de dimensionamento do sistema termoelétrico desenvolvido são apresentados.

Os resultados deste trabalho são apresentados em forma de estudo comparativo sobre o comportamento e limites de desempenho de MOSFETs em conversores CC-CC *Boost* mediante resfriamento ativo frente aos tradicionais dissipadores passivos. Durante resfriamento ativo o

MOSFET foi resfriado à temperatura subambiente e constante, garantindo sua a segurança térmica relacionada à temperatura do encapsulamento. Os resultados experimentais confirmam a operação do protótipo conforme a proposta deste trabalho. As principais vantagens confirmadas foram maior potência dissipada, aumento da margem térmica e capacidade de transferir ativamente calor de uma área sobrecarregada para outro local.

Palavras-chave: *Peltier*, termoelétrico, carga térmica, margem térmica, chaves semicondutoras, resfriamento ativo.

ABSTRACT

In any electrical or electronic circuit, thermal energy is a quantity that is always present and generally must be considered in the specifications of any application. In many cases, the heat from the Joule effect, as well as from other internal and irreversible losses, represent the biggest share of maximum heat that a system can dissipate under normal operation.

In Power Electronics, the study and application of semiconductor power switches are particularly important. Many solutions have been developed over the years aiming to mitigate electrical losses and heat built-up in semiconductor power switches.

It is important to state that the current amount of research available to academics and the general public into thermal effects on semiconductor power switches is not as wide as that concerning the applications of those switches. It is remarkably reduced the amount of work concerning active cooling of semiconductor power switches and components, as well as concerning the behavior of semiconductor power switches and components under active cooling.

Thus, there is a lack of studies aiming the investigation of the behavior of electric switches under different thermal loads. Because of this lack, this work is focused on a proposal of an equipment actively cools semiconductor power switches used in Power Electronics, particularly those usually found in switched mode power supplies.

The main purpose of this work is to develop an equipment for being used on a lab bench based on Peltier technology that sets thermal action on semiconductor power switches, making possible the evaluation of the behavior of these switches under different thermal exposures and temperatures. First, the Peltier technology was investigated and, later on, a solution was developed allowing the usage of this technology on semiconductor power switches. A detailed description and the calculations of the developed thermoelectric system are presented.

The results of this work are presented as a comparative study of the behavior and limits of performance of MOSFETs in DC-DC Boost converters under active cooling compared to traditional passive heat sinks. During active cooling the MOSFET was cooled below ambient temperature, assuring its external thermal safety. The experimental results confirm the operation as intended. The main confirmed advantages were greater dissipated power, increase of thermal margin and capacity of actively transferring heat to an overloaded area to another place.

Keywords: *Peltier*, thermoelectric, thermal load, thermal margin, semiconductor power switches, active cooling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Módulo termoeletrico de um estágio.	4
Figura 2: Jean Charles Athanase Peltier.	10
Figura 3: Gustav Magnus.	12
Figura 4: William Thomson – Lord Kelvin.	13
Figura 5: Missões dos EUA utilizando Geradores Termoeletricos Radioisótopos (RTG) para alimentação elétrica.	17
Figura 6: Desenho dos Geradores Termoeletricos Radioisótopos (RTG) utilizados nas Voyager 1 e 2.	17
Figura 7: Ilustração do efeito Seebeck entre metais dissimilares.	26
Figura 8 Ilustração de par termoeletrico, tipo n (elétrons, bola preta) e tipo p (buracos, circunferência).	27
Figura 9: Circuito termoeletrico fechado para análise do coeficiente Seebeck relativo.	29
Figura 10: Circuito termoeletrico fechado para análise de fenômenos térmicos.	32
Figura 11: Termopar – Modelo ideal.	37
Figura 12: Curvas de COP normalizadas para módulos <i>Peltier</i>	45
Figura 13: Potência térmica de saída de módulo Peltier operando como aquecedor. Temperatura do lado frio a 25°C.	47
Figura 14: COP _{aq} de módulo Peltier operando como aquecedor. Temperatura do lado frio a 25°C.	48
Figura 15: Módulo termoeletrico comercial de estágio simples.	51
Figura 16: Módulos termoeletricos comerciais multiestágios.	52
Figura 17: Diagrama SOA.	54
Figura 18: Fios de ligação internos no CI.	56
Figura 19: Fios de ligação internos no CI.	56
Figura 20: Função de transferência do MOSFET BSC010NE2LS.	60
Figura 21: Esquerda: Curva de variação da resistência dreno-source (RDS) vs. T _j	61
Figura 22: V _{BR(DSS)} vs. T _j do MOSFET BSC010NE2LS.	63
Figura 23: Ilustrações das diferentes topologias de sistemas <i>Peltier</i>	70
Figura 24: Acima: Máximo ΔT vs. Potência de Entrada Normalizada (P _{in} /P _{max}). Abaixo: Máximo ΔT vs. COP.	72
Figura 25 Mapa de algumas famílias de montagens comercialmente disponíveis.	73
Figura 26 Curva típica de performance vs. entrada elétrica para dispositivos termoeletricos.	75
Figura 27 Curvas típicas de potência térmica Q _c vs. I.	76
Figura 28 Esquerda: Q _c vs. I; parâmetro: ΔT. Direita: V vs. I; parâmetro: ΔT.	78
Figura 29 Ampliação da Figura 28. Curva Q _c vs. I para corrente de 8,3 A.	79
Figura 30 Ampliação da Figura 28. Curva Q _c vs. I para corrente de 22,4 A.	80
Figura 31 WBA-3.0-0.85-CU-01, trocador de calor <i>water block</i> , da empresa Custom Thermoelectric.	84
Figura 32 Desenho do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01, trocador de calor <i>water block</i> , da empresa Custom Thermoelectric.	85
Figura 33 Resistência térmica vs. Taxa de fluxo de água do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01.	85
Figura 34: Perda de carga vs. Taxa de fluxo de água do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01.	86
Figura 35: Trocador de calor com módulos termoeletricos e tampas de acrílico. Vista isométrica.	87
Figura 36 Trocador de calor com módulos termoeletricos e tampa de acrílico. Vista frontal.	88

Figura 37: Trocador de calor com módulos termoeletricos e tampa de acrílico. Vista isométrica.	88
Figura 38: Trocador de calor com módulos termoeletricos e tampa de acrílico. Vista frontal, lateral, superior e projetada. Dimensões em milímetros.	88
Figura 39: Tampas de acrílico. Vista frontal, projetada e trimétrica.	89
Figura 40: Tampas de acrílico. Dimensões em milímetros. Vista frontal, lateral e projetada.	89
Figura 41: Trocador de calor de cobre. Dimensões em milímetros. Vistas superior, frontal, lateral e isométrica.	91
Figura 42 Trocador de calor de cobre acoplado à base de LDPE. Dimensões em milímetros, exceto onde indicado. Vistas lateral e superior.	92
Figura 43: Câmara de distribuição.	93
Figura 44: Engastes inferiores, nas bordas, não considerados nas simulações no <i>SimulationXpress</i>	96
Figura 45: Resultado da simulação de estresse mecânico. Tipo: von Mises.	97
Figura 46: Resultado da simulação de estresse mecânico. Tipo: deslocamento.	97
Figura 47: Intervalo entre as placas do trocador (aletas) e corpo do LDPE. Vista lateral.	99
Figura 48: Barra de cobre sendo esquadrada.	100
Figura 49: Barra de cobre sendo fresada.	100
Figura 50: Verificação de nivelamento de superfície com “relógio”.	100
Figura 51: Construção das placas do trocador principal.	100
Figura 52: Placas do trocador principal completas, vista inferior. Acima: corpo do trocador de LDPE com usinagem interna pronta.	101
Figura 53: Placas do trocador principal completas, vista inferior lateral.	101
Figura 54: Fresagem do baixo-relevo para encaixe dos módulos termoeletricos.	101
Figura 55: Fresagem interna da barra de LDPE.	101
Figura 56: Dissipador de calor do sistema. Dimensões em milímetros. Vistas lateral, frontal, superior, e projetada.	102
Figura 57: <i>Datasheet</i> do dissipador para a face quente.	103
Figura 58: Resistência térmica do dissipador modelo HS-2.5-5.4-1.4-01 para vários valores de fluxo de ar.	104
Figura 59: Ampliação da Figura 28. Curva Q_c vs. I para Q_c de 60W.	107
Figura 60: Dissipadores aplainados e lixados.	109
Figura 61: Espelhamento de superfície conseguido após polimento final.	109
Figura 62 Fixação do trocador secundário à carga com plataforma de alumínio.	111
Figura 63 Acoplamento do CI em sanduíche com o sistema proposto.	111
Figura 64: Vazão volumétrica vs. pressão da bomba Swiftech MCP35X.	112
Figura 65: Vazão volumétrica vs. pressão, unidades convertidas para [gpm] vs. [PSI].	113
Figura 66: Trocador de calor de placas. Vista isométrica. Dissipadores parcialmente visíveis.	114
Figura 67: Trocador de calor de placas. Vistas frontal e lateral. Dissipadores parcialmente visíveis.	114
Figura 68: Trocador de calor de placas. Dimensões em milímetros. Vistas frontal e superior.	115
Figura 69: Limpeza do trocador principal de cobre com ácido cítrico após lixamento e polimento.	116
Figura 70: Aplicação de pasta térmica nos módulos termoeletricos.	117
Figura 71: Detalhe da aplicação de pasta térmica nos módulos termoeletricos.	117
Figura 72: Aplicação de pasta térmica no trocador principal – face fria.	118
Figura 73: Todos os módulos termoeletricos instalados e com pasta térmica. Isolação térmica da face superior do trocador principal com <i>neoprene</i>	118

Figura 74: Instalação dos dissipadores de alumínio nas faces quentes dos módulos termoeletrônicos.	119
Figura 75: Montagem final, com bomba à esquerda e mangueiras. Ventoinhas não exibidas.	120
Figura 76: Conversor <i>boost</i> montado para avaliação dos resultados.	122
Figura 77: À esquerda: PCB contendo um sensor TMP100. Ao fundo, copo com água destilada congelada e <i>neoprene</i> fornecendo isolamento térmica do sistema. À direita: Sensor TMP100 em contato direto com a massa térmica de referência.	123
Figura 78: Resultado da medição de um dos sensores TMP100 da água destilada congelada.	124
Figura 79: Dissipadores passivos no MOSFET e diodo e sensores TMP100 acoplados aos dissipadores.	125
Figura 80: Curva de temperatura do MOSFET a 50kHz. Resfriamento passivo.	127
Figura 81: Imagens térmicas de início e fim da operação a 50kHz. Resfriamento passivo. ..	127
Figura 82: Formas de onda de voltagem e corrente no MOSFET (CH1 e CH2) e no diodo (CH3 e CH4) no fim da operação a 50kHz. Resfriamento passivo.	128
Figura 83: Curva de temperatura do MOSFET a 75kHz. Resfriamento passivo.	128
Figura 84: Imagens térmicas de início e fim da operação a 75kHz. Resfriamento passivo. .	129
Figura 85: Curva de temperatura do MOSFET a 100kHz. Resfriamento passivo.	129
Figura 86: Imagens térmicas de início e fim da operação a 100kHz. Resfriamento passivo. 130	
Figura 87: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre reduzido acoplado ao MOSFET a 50kHz. Resfriamento ativo.	130
Figura 88: Imagens térmicas de início e fim da operação a 50kHz. Resfriamento ativo.	131
Figura 89: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre acoplado ao MOSFET a 75kHz. Resfriamento ativo.	131
Figura 90: Imagens térmicas de início e fim da operação a 75kHz. Resfriamento ativo.	132
Figura 91: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre acoplado ao MOSFET a 100kHz. Resfriamento ativo.	132
Figura 92: Imagens térmicas de início e fim da operação a 100kHz. Resfriamento ativo.	133
Figura 93: Medições da temperatura dos pontos mais quentes nos dissipadores das faces quentes.	134
Figura 94: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre reduzido acoplado ao MOSFET a 50Hz. Resfriamento ativo, experimento destrutivo.	135
Figura 95: Curvas de corrente e potência de saída a 50kHz. Resfriamento ativo, experimento destrutivo.	135
Figura 96: Imagens térmicas de início e fim da operação a 50kHz. Resfriamento ativo, experimento destrutivo.	136
Figura 97: Montagem de módulos termoeletrônicos por compressão.	145
Figura 98: Posições típicas dos parafusos para montagem por compressão.	146
Figura 99: Materiais para montagem por compressão.	147
Figura 100: TEC danificado por sobrecarga unilateral.	149

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Comparação qualitativa de tecnologias alternativas de refrigeração.

Tabela 2: Coeficientes Seebeck absolutos de alguns elementos.

Tabela 3: Levantamento de algumas chaves utilizadas em conversores estáticos de potência.

Tabela 4: Especificações do modulo termoelétrico HTC 62-28-24.1.

Tabela 5: Cálculos de torque de instalação para módulos termoelétricos.

Tabela 6: Cálculo de dilatação térmica do trocador principal de cobre.

Tabela 7: Conversão entre tamanhos e diâmetros de parafusos.

LISTA DE SIGLAS

ΔT_{jmax} Máxima variação de temperatura na junção

A Amper

A_n Seção transversal de área da derivação negativa do termopar

A_p Seção transversal de área da derivação positiva do termopar

ASC – *Absolute Seebeck Coefficient*, Coeficiente Seebeck Absoluto

ASE – *Absolute Seebeck Effect*, Efeito Seebeck Absoluto

CFC Clorofluorcarboneto

CFM Metros cúbicos de ar por minuto

CI Circuito Integrado

COP – *Coefficient of Performance*, Coeficiente de Performance

COP_{aq} Coeficiente de Performance em operação de aquecimento

COP_n Coeficiente de Performance do enésimo módulo termoeletrico

COP_{total} Coeficiente de Performance total

CPU *Central Processing Unit*, Unidade central de processamento

dB *Decibéis*

DC *Direct Current*, Corrente Contínua

EUA – Estados Unidos da América

F Energia livre termodinâmica do sistema

FEM Força Eletromotriz

GPM *Gallons per Minute*, Galões por minuto

GHz *Gigahertz*

Hz *Hertz*

I Corrente elétrica

I_{Dmax} Máxima corrente contínua no dreno

I_{DS} Corrente dreno-source

IGBT *Insulated-Gate Bipolar Transistor*, Transistor Bipolar de Porta Isolada

ITS – International Thermoelectric Society

k *kilo*

K *Kelvin*

kHz *kilo Hertz*

kN *kilo Newton*

kW *kilo Watt*

lbs Libras

lbf Libras-força

L_n Comprimento da derivação negativa do termopar

L_p Comprimento da derivação positiva do termopar

LDPE – *Low-Density Polyethylene*

m Metro

mm Milímetro

Max Máxima

MOSFET Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor, Transistor de Efeito de Campo Metal-Óxido-Semicondutor

NASA National Aeronautics and Space Administration

NUPEP Núcleo de Pesquisa em Eletrônica de Potência

Pa *Pascal*

$P_{dissipada}$ Potência dissipada

P_{gerada} Potência gerada

PC *Personal Computer*, Computador Pessoal (padrão IBM)

PCB *Printed Circuit Board*, Placa de Circuito Impresso

P_D Máxima potência dissipada

P_{in} Potência elétrica de entrada

PID *Proportional Integral Derivative*, Proporcional Integral Derivativo

P_{max} Potência elétrica de entrada máxima do módulo termoeletrico

pol Polegada

PSI *Pound Force per Square Inch*, Libra Força por Polegada Quadrada

PWM *Pulse Width Modulation*, Modulação por Largura de Pulso

Q_c Potência térmica útil

Q_{cmax} Potência térmica útil máxima

q_h Potência térmica emitida na face quente do módulo *Peltier*

$R_{DS(ON)}$ Resistência total entre o dreno e o source de um MOSFET durante operação

RSC *Relative Seebeck Coefficient*, Coeficiente Seebeck Relativo

RSE Relative Seebeck Electromotive force

RTG Gerador Termoeletrico Radioisótopo

R_{thjc} Resistência térmica entre a junção e o encapsulamento do MOSFET

S Entropia

RSE *Relative Seebeck Electromotive Force*, Força Eletromotiva Seebeck relativa

SOA *Safe Operating Area*, Área de Operação Segura

T Temperatura absoluta

T_{amb} Temperatura ambiente

T_{case} Temperatura do encapsulamento

TEC *Thermoelectric Cooler*, Resfriador Termoeletrico

TED *Thermoelectric Device*, Dispositivo termoeletrico

T_h Temperatura na face quente do módulo termoeletrico

TIM *Thermal Interface Material*, Material de Interface Térmica

T_j Temperatura na junção interna do MOSFET

TJB Transistor de Junção Bipolar

U Energia interna do sistema

UFU Universidade Federal de Uberlândia

V Volt

$V_{BR(DSS)}$ Voltagem de ruptura do MOSFET

V_{DS} Voltagem entre dreno e source em um MOSFET

V_{DSS} Máxima voltagem entre dreno e source

V_{GS} Voltagem entre o *gate* o source do MOSFET

W Watt

Wh Watt-hora

Z_{thjc} Impedância térmica entre a junção e o encapsulamento do MOSFET

Z Figura de mérito

ZT Figura de mérito adimensional

ZTC *Zero Temperature Coefficient*, Coeficiente Zero de Temperatura

LISTA DE SÍMBOLOS

σ Coeficiente *Seebeck*

λ Condutividade térmica

Δ *Delta*

Π Coeficiente *Peltier*

\dot{q}_{comp} Taxa de geração de energia térmica por unidade de comprimento

$^{\circ}\text{C}$ Graus *Celsius*

β Condutividade elétrica

ρ Resistividade elétrica

μ *micro*

Φ COP – *Coefficient of Performance*, Coeficiente de Performance

Ω *Ohm*

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA

1.1 Objetivo Principal

1.2 Objetivos Secundários/Específicos

1.3 Organização desta Dissertação

CAPÍTULO 2 ESTADO DA ARTE

2.1 Considerações iniciais

2.2 Termoeletricidade

2.2.1 Contexto histórico

2.3 Revisão bibliográfica de trabalhos encontrados na literatura

CAPÍTULO 3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DA TERMOELETRICIDADE

3.1 Princípios e fundamentos termoeletricos básicos

3.2 Fundamentos matemáticos termodinâmicos da termoeletricidade

3.3 Dispositivo *Peltier* – Modelo Ideal

3.4 Figura de mérito

3.5 Eficiência de conversão e coeficiente de performance

3.6 Configuração multiestágio

3.7 Limites térmicos em MOSFETs

3.7.1 Linhas limite encontradas no SOA

3.7.1.1 Limite $R_{DS(ON)}$

3.7.1.2 Limite do encapsulamento

3.7.1.3 Limite máximo de potência

3.7.1.4 Limite de estabilidade térmica

3.7.1.5 Limite de voltagem de ruptura

3.7.2 Conclusão

3.8 Considerações finais

CAPÍTULO 4 METODOLOGIA DE CONSTRUÇÃO E SIMULAÇÕES

4.1 Considerações iniciais

4.2 Definição do escopo do projeto do equipamento desenvolvido

4.3 Definição da topologia do sistema

4.4 Estágio simples / Multiestágio

4.5 Performance típica de módulos termoeletricos

4.6 Técnica e procedimento de montagem de módulos

4.7 Considerações finais

CAPÍTULO 5 PROJETO, SIMULAÇÃO E MANUFATURA DO EQUIPAMENTO

5.1 Considerações iniciais

5.2 Trocador térmico principal – Face fria

5.3 Cálculo de torque de instalação

5.4 Simulação de estresse mecânico no trocador de cobre principal

5.5 Manufatura do trocador de calor principal

5.6 Trocador de calor da face quente

5.7 Trocador de calor secundário – carga

5.8 Bomba

5.9 Montagem final

5.10 Considerações finais

CAPÍTULO 6 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

6.1 Conversor CC-CC boost

6.2 Metodologia

6.3 Resultados

6.3.1 Primeira etapa – resfriamento passivo

6.3.2 Segunda etapa – resfriamento ativo

6.3.3 Medição da temperatura dos dissipadores das faces quentes

6.3.4 Terceira etapa – experimento destrutivo

6.3.5 Eficiência do conversor

CAPÍTULO 7 CONCLUSÃO GERAL

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANEXO A –Técnica de montagem de módulos termoeletrônicos por compressão

ANEXO B – Resultados das simulações realizadas no *SimulationXpress*

ANEXO C – Código fonte para medição de temperatura

CAPÍTULO 1

1 INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA

Em qualquer circuito elétrico ou eletrônico, a energia térmica é uma grandeza que estará sempre presente e em geral deve ser levada em conta nas especificações de toda aplicação. Em vários casos, o calor decorrente do efeito *joule*, bem como perdas internas e irreversíveis, representam a parcela mais impactante da quantidade de calor limítrofe que um sistema consegue dissipar em operação normal.

Durante o desenvolvimento de uma solução eletroeletrônica, o delineamento da arquitetura e a escolha de componentes deverão ser capazes de lidarem com as especificações térmicas em questão. Se em qualquer instante essas especificações não forem atendidas, torna-se necessário buscar outra abordagem.

Diversos parâmetros estão entrelaçados com as características térmicas de um sistema, tendo todos eles uma correlação imediata com o custo de produção e com a viabilidade de que um projeto seja concretizado e torne-se útil à sociedade. Alguns desses parâmetros são:

- eficiência sistêmica;
- vida útil;
- ventilação natural ou forçada;
- resfriamento passivo e/ou ativo¹;
- espaço físico disponível;
- escolha de encapsulamentos de componentes mais robustos (termicamente);
- presença de alívios térmicos;
- dissipadores térmicos e dimensões dos mesmos;
- utilização de *snubbers*;
- quantidade de camadas (*layers*) nas placas de circuito impresso (*printed circuit board*) - PCB's;
- espaço físico disponibilizado em PCB's;
- espaçamento entre PCB's

¹ Um sistema de resfriamento passivo é aquele que não envolve a utilização de energia para atingir o resfriamento, ao passo que um sistema de resfriamento ativo utiliza alguma forma de energia para ativamente remover energia térmica de um corpo, local ou massa térmica.

- furos metalizados e vias em PCB's como fatores de dissipação térmica.

Dessa forma, é notável a influência da energia térmica movimentada nas soluções eletroeletrônicas. Nesta área de atuação, destaca-se a Eletrônica de Potência, a qual, segundo Rashid (2001), “envolve o estudo de circuitos eletrônicos feitos para controlar o fluxo de energia elétrica. Estes circuitos lidam com fluxo de potências em níveis muito maiores do que as especificações individuais”.

Assim, é foco desse estudo uma proposta de equipamento que permita resfriar ativamente chaves semicondutoras utilizadas em eletrônica de potência, particularmente aquelas comumente utilizadas em fontes elétricas chaveadas. À partir daí, tornar-se-á possível a avaliação de comportamento dessas chaves mediante diferentes exposições térmicas.

É importante frisar que atualmente a quantidade de pesquisas disponíveis ao público acadêmico e geral sobre os efeitos térmicos em chaves semicondutoras não é tão amplo quanto o universo de aplicações dessas chaves. É particularmente reduzida a quantidade de trabalhos ligados ao resfriamento ativo de chaves e componentes elétricos, assim como de trabalhos focados no comportamento de chaves e componentes mediante resfriamento ativo. A análise matemática térmica relativa à chaves em projetos e pesquisas normalmente está restrita ao dimensionamento de dissipadores passivos e, se necessário, ventilação.

Pouco se sabe sobre metodologias e equipamentos que permitam o monitoramento associado ao controle térmico de chaves semicondutoras, trazendo a possibilidade de avaliação do comportamento destas em distintos cenários de carga e temperatura. Uma característica importante desses equipamentos é a mobilidade, a fim de que possa ser aplicado em chaves semicondutoras distintas e com restrições de espaço, por exemplo, em uma PCB montada.

A presença de motor/compressor compromete parcialmente o conceito de mobilidade. A necessidade de orientação correta também contribui para a redução de mobilidade, ou seja, não é aconselhável que um sistema de refrigeração por compressão de vapor opere de cabeça para baixo ou rotacionado verticalmente. Sendo ainda o refrigerante em circulação um gás, o sistema torna-se menos tolerante à pequenos desajustes na implementação que podem ocorrer durante montagem de protótipo e posterior utilização, levando à vazamentos e necessitando de recargas nem sempre acessíveis.

Foram consideradas várias tecnologias de ação térmica a fim de se encontrar aquela que, ao mesmo tempo em que atende às condições de projeto, é possível de ser aplicada na construção de um equipamento com o acesso tecnológico e financeiro atual. Dentre as

tecnologias inicialmente consideradas para avaliação, além da conhecida refrigeração por compressão de vapor, podem-se citar outras, conforme a Tabela 1 indica:

Tabela 1: Comparação qualitativa de tecnologias alternativas de refrigeração.

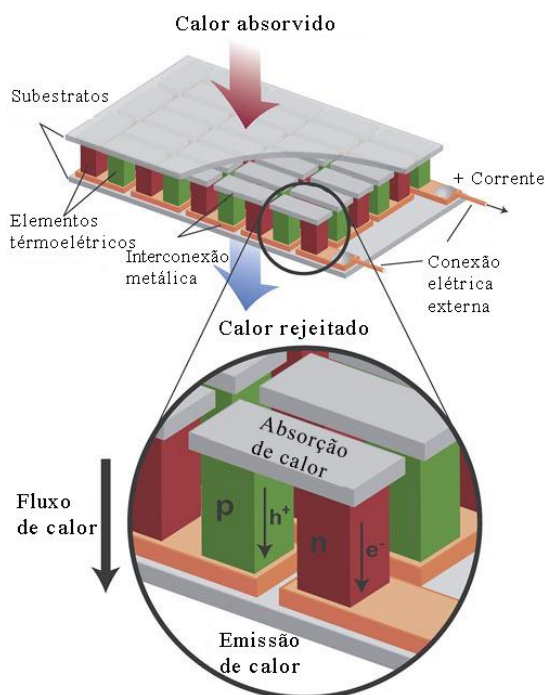
Tecnologia	Potencial de eficiência energética	Estado de pesquisa e desenvolvimento	Riscos técnicos (baixo, médio, alto)	Tempo para comercializar (anos)
Termoacústica	Pobre	Atividade limitada	Alto	Longo prazo
Termoelétrica	Promissor	Bem estabelecido, pesquisa sobre materiais em andamento	Médio	Médio prazo
Termotunelamento	Pobre	Sem atividades recentes	Alto	Longo prazo
Magnética	Promissor	Forte atividade	Médio	Longo prazo
Ciclo Stirling	Pobre	Dificuldades de manufatura	Médio	Longo prazo
Refrigeração Pulso tubo (PTR)	Pobre	Desenvolvido	Médio	Longo prazo
Ciclo Malone	Teoricamente bom desempenho	Sem atividades reportadas	Alto	Longo prazo
Absorção	Nenhum, exceto quando integrado com energia renovável	Bem estabelecido	Médio	Curto prazo
Adsorção	Nenhum, exceto quando integrado com energia renovável	Em andamento	Médio	Médio prazo
Hidreto de metal movido à compressor	Pobre	Sem atividades recentes	Médio	Longo prazo
Bomba de calor aquecedora de água usando CO ₂	Alta	Alta	Baixo	Curto prazo
Bombas de calor integradas	Alta	Em andamento limitado	Baixo	Curto a médio prazo

Fonte: Bansal *et al.* 2012, modificada pelo autor.

“Refrigeração termoelétrica é conseguida quando uma corrente DC flui através de um ou mais pares de semicondutores tipo p e tipo n” (RIFFAT; MA, 2003).

A Figura 1 mostra um módulo termoelétrico de 1 estágio e seu funcionamento básico.

Figura 1: Módulo termoeletrico de um estágio.



Fonte: California Institute of Technology.
Modificada pelo autor.

Coolers termoeletricos, assim como todos os dispositivos termoeletricos, são dispositivos de estado sólido. São implementados com a utilização de módulos *Peltier*, que possuem dimensões reduzidas e são bastante leves. Não necessitam de gás CFC ou qualquer outro gás refrigerante em sua arquitetura e por isso são considerados amigáveis ao meio ambiente (RIFFAT; MA, 2003).

Dispositivos termoeletricos (TEDs) convertem energia elétrica em um gradiente de temperatura. Trata-se da aplicação prática do efeito *Peltier*, através da qual um TED torna-se uma bomba de calor. A implementação dos módulos *Peltier* com performance suficiente para realização de tarefas apenas tornou-se possível após o desenvolvimento de materiais semicondutores (RIFFAT; MA, 2003).

Além disto, elementos *Peltier* atuam como bombas de calor bidirecionais, ou seja, ao se inverter o sentido de corrente, pode-se aquecer ao invés de resfriar. Os pontos fortes da tecnologia termoeletrica *Peltier* estão na escalabilidade dos elementos térmicos, independência de localização dos elementos, confiabilidade e precisão de controle. Além disso, elementos *Peltier* não têm partes móveis, tornando-os em essência livres de vibração e ruído – apesar de o sistema como um todo necessitar de ventiladores, bombas ou outros dispositivos integrados.

Também traz a vantagem sobre os compressores convencionais de não necessitar de refrigerantes complexos, de difícil acesso, inflamáveis e/ou agressores ao meio ambiente. Por outro lado, deve ser levado em conta que o máximo desempenho e eficiência de sistemas *Peltier* são significativamente menores do que sistemas à compressão. Por isto, não se espera que a tecnologia *Peltier* venha a substituir compressores em aplicações como refrigeradores domésticos ou ares-condicionados de grande porte (THIELMANN, [s.d.]).

Apesar disto, estudos comparativos já demonstraram que mediante uma correta especificação sistêmica, em várias situações sistemas *Peltier* são tão ou mais eficientes que sistemas à compressão. Uma das principais razões para isso é que um sistema à compressão não incorpora proporcionalidade em sua operação, ou seja, atua apenas como ligado em potência nominal ou desligado, em geral associado à histerese. De outra forma, sistemas *Peltier* atuam rapidamente frente à variações na carga térmica e, mais importante, proporcionalmente ao necessário (SMYTHE, 2009).

Todas essas características apontaram para a tecnologia termoelétrica como a principal escolha.

Os principais atributos que motivaram a pesquisa foram o aspecto inovador da proposta, sua utilidade prática, a carência de suporte relacionada ao tema e o estabelecimento de *know-how* nacional, com origem dentro da UFU.

Todo esse contexto levou ao desenvolvimento de um equipamento que permite atuação térmica ativa, bem como possibilite medição de temperatura, facilitando pesquisas futuras acerca de novas possibilidades de comportamento de chaves semicondutoras aplicadas à conversores estáticos de potência.

Com o intuito de contribuir para o entendimento do comportamento térmico e elétrico de componentes elétricos mediante atuação térmica ativa, vários temas foram pesquisados, a fim de melhor projetar como a tecnologia *Peltier* pode ser empregada nesta aplicação.

1.1 Objetivo Principal

Desenvolver um equipamento para uso em bancada baseado na tecnologia *Peltier* que permita resfriar ativamente chaves semicondutoras, possibilitando o estudo das mesmas sob distintas cargas térmicas² e temperaturas.

² Define-se carga térmica, para os fins deste trabalho, como a quantidade de energia térmica transportada por um dispositivo ou corpo por unidade de tempo.

1.2 Objetivos Secundários / Específicos

A fim de que a premissa acima seja testada, uma série de outros objetivos foi necessária, dando suporte à evolução da pesquisa, conforme a seguir:

- Estabelecer as condições do projeto do equipamento: definir o limite máximo de carga térmica e resistência térmica do sistema;
- estudar e avaliar as diferentes possibilidades de arquitetura e construção do equipamento;
- definir os materiais usados na montagem de acordo com a arquitetura e construção escolhidas;
- avaliar a solução de construção do *hardware* mediante simulação por *software*;
- estudar as possíveis formas de interface entre o equipamento e a carga térmica – foco em chaves semicondutoras;
- definir o método de medição de temperatura da carga térmica;
- estudar o fluxo de energia térmica interna de MOSFETs e seus limites térmicos;
- aplicar o equipamento em situações reais, mediante montagem de conversor estático de potência e avaliação de comportamento em diferentes níveis de carga e pontos de operação;
- avaliar e concluir os resultados experimentais;
- definir pontos de melhoria e trabalhos futuros.

1.3 Organização desta Dissertação

No Capítulo 2 é explicado o estado da arte, inicialmente através de uma retomada histórica que mostra os principais eventos e personagens envolvidos no descobrimento dos principais efeitos termoeletrônicos. Posteriormente, várias publicações foram avaliadas e criticadas, permitindo uma visão geral sobre o estado atual da arte.

No Capítulo 3 a fundamentação teórica da termoeletricidade é revista. Os 3 principais fenômenos termoeletrônicos – o efeito *Seebeck*, o efeito *Peltier* e o efeito *Thomson* - são explicados, assim como a fundamentação física de cada um deles. A figura de mérito, a

eficiência de conversão e o coeficiente de performance são apresentados e explicados, assim como as configurações de estágio simples e multiestágio de módulos *Peltier*.

Ao final do Capítulo 3 é feita uma revisão sobre os limites térmicos encontrados em MOSFETs e sobre o diagrama SOA.

No Capítulo 4 a metodologia de construção é detalhada. O escopo do projeto é definido através das principais características do equipamento desenvolvido, bem como através das especificações das temperaturas e potência requeridas.

O Capítulo 5 mostra a evolução do projeto através do dimensionamento dos elementos térmicos do sistema.

As principais dificuldades de implementação dos trocadores são explicadas, assim como as soluções encontradas.

No Capítulo 6 são demonstrados os resultados experimentais através da aplicação do equipamento em um conversor DC-DC *Boost* com comutação *hard*, operando em malha aberta com entrada de 130V e saída de 260V, mediante carga de 50ohms, puramente resistiva.

Neste Capítulo é feita uma análise comparativa entre a utilização de dissipadores passivos e o resfriamento ativo proposto neste trabalho. A metodologia do experimento é então detalhada.

O experimento para coleta de dados é composto de três etapas.

Na primeira etapa do experimento, foi acoplado um dissipador passivo tradicional no MOSFET, de dimensões próximas das dimensões do MOSFET. Esta parte do experimento consistiu em operação em ponto de operação com voltagem de entrada fixa de 130V, saída de 260V e carga de 50ohms, puramente resistiva. Na primeira etapa do experimento, primeiramente o conversor foi ligado na frequência de chaveamento de 50kHz e a temperatura do MOSFET foi monitorada, até se atingir um valor dentro de 10% da temperatura absoluta do componente. O mesmo procedimento foi repetido variando a frequência de chaveamento para 75kHz e depois para 100kHz.

Na segunda parte do experimento, o sistema de resfriamento desenvolvido foi acoplado, mantendo-se todo o resto do conversor e ponto de operação como anteriormente.

A terceira parte do experimento é destrutiva e nesta etapa o MOSFET foi levado ao extremo, através de gradual variação da razão cíclica a fim de se verificar qual o novo valor máximo de potência mediante resfriamento ativo. Na terceira parte, além das imagens termográficas e gráfico de temperaturas, serão apresentados os valores obtidos de corrente e potência de saída.

Por fim, o Capítulo 7 apresenta as conclusões gerais da dissertação, suas contribuições e, ainda, sugestões de possíveis trabalhos futuros que continuem a pesquisa realizada.

CAPÍTULO 2

2. ESTADO DA ARTE

2.1 Considerações iniciais

O presente trabalho visa desenvolver um equipamento baseado na tecnologia *Peltier* capaz de resfriar ativamente chaves semicondutoras. Dessa forma, neste capítulo é feita uma retomada histórica que permite entender o contexto e o desenvolvimento da termoeletricidade.

2.2 Termoeletricidade

2.2.1 Contexto histórico

Em 1834, o francês Jean Charles Athanase Peltier (1785–1845) descobriu que, quando uma corrente flui através de uma junção entre dois condutores diferentes, energia térmica pode ser adicionada ou removida nesta junção. Este fenômeno define o efeito *Peltier* como a presença de aquecimento ou resfriamento em uma junção eletrificada de dois condutores distintos (L. MICHALSKI, K. ECKERSDORF, J. KUCHARSKI, 2001). A Figura 2 é um retrato desenhado de Jean Charles Athanase Peltier.

Para uma correta contextualização do efeito *Peltier*, é interessante uma retomada histórica de sua descoberta.

Em 1821, o físico Germano-Báltico Thomas Johann Seebeck (1770–1831) descobriu que uma agulha de um compasso era defletida por um *loop* fechado formado por dois metais unidos em dois pontos, uma vez que uma diferença de temperatura fosse aplicada entre as junções. Na ocasião, Seebeck não percebeu a correlação com uma corrente elétrica e equivocadamente denominou o fenômeno de efeito termomagnético, buscando uma correlação entre o magnetismo terrestre e a diferença de temperatura entre o Equador e os Polos. Apesar do equívoco, Seebeck investigou este efeito em diversos materiais – incluindo nos quais hoje sabemos serem semicondutores – e os ordenou de acordo com o produto $\alpha \cdot \beta$, sendo α o coeficiente *Seebeck* e β a condutividade elétrica (ROWE, 1995).

O coeficiente *Seebeck* (absoluto) é expresso em volts por grau, ou mais comumente em microvolts por grau $\mu\text{V/K}$. A série de *Seebeck* formada desta forma é bastante parecida com a série termoelétrica atual e, se Seebeck tivesse empregado o primeiro e o último membros da sua série em um termopar, ele

poderia ter convertido energia térmica em eletricidade em 1821, com uma eficiência de aproximadamente 3%, o que se compara muito favoravelmente com o motor a vapor mais eficiente da época (ROWE, 1995).

Interessante notar que o coeficiente *Seebeck* é muito baixo para metais, apenas alguns $\mu\text{V/K}$ e é muito maior para semicondutores. Como a lei de Ohm foi formulada por Georg Simon Ohm nos anos de 1825 e 1826 e apenas publicada em 1827, não foi possível a análise quantitativa, tampouco a formulação do fenômeno então observado (ENCYCLOPEDIA OF MATERIALS: SCIENCE AND TECHNOLOGY, 2002; L. MICHALSKI, K. ECKERSDORF, J. KUCHARSKI, 2001).

Cerca de doze anos depois, Peltier descobriu outro efeito: ocorriam mudanças de temperatura nas junções entre condutores diferentes quando uma corrente elétrica fluía. Calor seria absorvido ou liberado na junção, a depender do sentido do fluxo de corrente elétrica.

Tal como ocorreu com Seebeck – que acreditou que a causa da deflexão da agulha do compasso era uma forma de magnetismo induzido pela diferença de temperatura – Peltier falhou em explicar o fenômeno, bem como em explicar a correlação das suas observações com as descobertas de Seebeck. Apesar disto, o efeito foi creditado à Peltier, que primeiro observou o fato descrito no parágrafo anterior (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.], ENCYCLOPEDIA OF MATERIALS: SCIENCE AND TECHNOLOGY, 2002; ROWE, 1995).

Figura 2: Jean Charles Athanase Peltier.



Fonte: California Institute of Technology.

Curiosamente, a despeito de registros dos prolíferos trabalhos nos quais esteve envolvido no campo da física, incluindo a introdução de conceitos de importância cardinal e inúmeras publicações de artigos, Peltier nunca foi físico de formação, tendo sido treinado em sua juventude como construtor de relógios e posteriormente comerciante de relógios. Aposentou-se aos trinta anos de idade e dedicou os outros trinta restantes de sua vida à experimentos físicos (“Encyclopædia Britannica,” [s.d.], “Florida State University,” [s.d.], “Kryotherm - Historical Background,” [s.d.]).

A explicação da real natureza do efeito Peltier e sua correlação com a corrente elétrica foi explicada e demonstrada por Heinrich Friedrich Emil Lenz em 1838, ao perceber que, a depender da direção da corrente elétrica, calor é absorvido ou gerado na junção entre dois condutores. Ele então demonstrou o fenômeno congelando água na proximidade de uma junção de bismuto e derreteu o gelo ao reverter o sentido de corrente elétrica (ROWE, 1995).

Historicamente, nesta mesma época, houve uma diminuição de atividades ou pesquisas diretamente ligadas à termoeletricidade e aos efeitos recém-descobertos. A inatividade nesse campo é compreensível se recordarmos as proporções das investigações e descobertas contemporâneas. Nesta mesma época foi formulado o eletromagnetismo, desde as descobertas de Oersted e sucessivas pesquisas, destacando as de Ampere, Biot, Savart e Laplace e culminando na formulação das leis de indução eletromagnética de Faraday (“Kryotherm - Historical Background,” [s.d.]; ROWE, 1995).

Na década de 1850 houve uma breve retomada à termoeletricidade, devido ao desenvolvimento da termodinâmica, quando houve um foco em todas as formas de conversão de energia, inclusive para fins militares. Em 1851, Gustav Magnus descobriu que a voltagem de *Seebeck* não depende da distribuição de temperatura ao longo dos metais entre as junções, o que indica que o coeficiente *Seebeck* é uma função de estado termodinâmica. Essa importante descoberta constitui desde então a base de aplicações modernas da voltagem de *Seebeck* e é o argumento físico que fundamenta o termopar, comumente usado como um dos principais métodos de medição de temperatura (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.]).

A Figura 3 é um retrato de Gustav Magnus.

Interessante ressaltar que o coeficiente *Seebeck* também é conhecido como constante de proporcionalidade e é comumente referenciado na literatura como S ou α . Para não incorrer em confusão, ao longo deste trabalho será utilizada a nomenclatura α para coeficiente *Seebeck* e S para entropia.

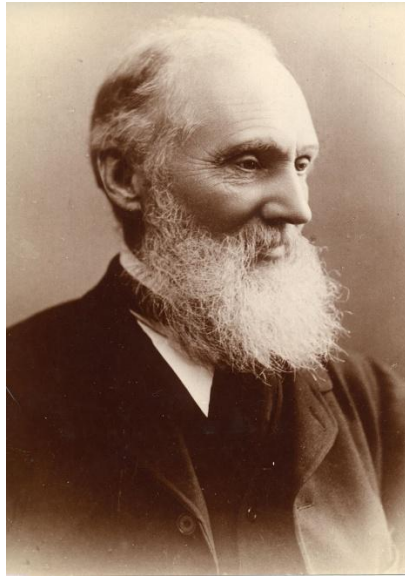
Figura 3: Gustav Magnus.



Fonte: California Institute of Technology,
<http://www.thermoelectrics.caltech.edu/thermoelectrics/history.html>

Quase vinte anos após as descobertas de *Peltier*, em 1851, William Thomson, mais conhecido como Lord Kelvin, previu e observou um terceiro efeito termoeletrico. Este efeito consiste no fato de que em muitos materiais o coeficiente *Seebeck* não é constante ao longo da variação de temperatura, ou seja, um gradiente de temperatura pode resultar no efeito *Thomson*. Assim, o efeito *Thomson* está relacionado ao aquecimento ou resfriamento em um único condutor homogêneo quando uma corrente flui pelo mesmo na presença de um gradiente de temperatura. A energia térmica é proporcional ao gradiente de temperatura e à corrente elétrica. O efeito *Thomson* estabeleceu a relação entre os coeficientes *Seebeck* e *Peltier*, sendo que o coeficiente *Peltier* é simplesmente o coeficiente *Seebeck* multiplicado pela temperatura absoluta (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.]; DM, [s.d.]). A Figura 4 é um retrato de William Thomson.

Figura 4: William Thomson – Lord Kelvin.



Fonte: <http://www.aip.org/history/newsletter/fall2008/photos.html>

Em 1909, Edmund Altenkirch foi o primeiro a desenvolver um modelo para derivar a máxima eficiência de um gerador termoeletrico, bem como em 1911 um modelo para calcular o desempenho do resfriador, quando o projeto e as condições de operação destes estão totalmente otimizados. Com uma teoria satisfatória de geração e refrigeração termoeletrica, Altenkirch demonstrou que bons materiais termoeletricos, devem possuir altos coeficientes *Seebeck* (α), com baixa condutividade térmica (λ) – para reter a o fluxo de energia térmica na junção e minimizar perdas caloríficas – e baixa resistência elétrica para reduzir as perdas por efeito *Joule*. Este desenvolvimento e estas propriedades desejáveis foram incorporadas posteriormente na ‘figura de mérito’ Z , que se tornou uma importante referência de eficiência de materiais termoeletricos. A figura de mérito pode ser escrita da forma: (MIN; ROWE, 2001; ROWE, 1995; ZHAO *et al.*, 2014).

$$Z = \alpha^2 * \sigma / \lambda \quad (1)$$

Onde:

- α é o coeficiente *Seebeck*;
- σ é a condutividade elétrica e

- λ é a condutividade térmica.

Uma análise dimensional da equação para Z retorna a equação dimensional analítica:

$$[Z] = \frac{1}{K} \quad (2)$$

Uma vez que Z pode variar com T, sendo T um valor de temperatura absoluta, uma figura de mérito útil e adimensional é ZT (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.], ENCYCLOPÆDIA BRITANNICA, [s.d.]; ROWE, 1995; ZHAO *et al.*, 2014).

Apesar de que naquela época, as propriedades favoráveis para aplicações termoelétricas já eram conhecidas, os pesquisadores não atentaram para as significativas vantagens encontradas nos semicondutores minerais que *Seebeck* havia encontrado e focaram-se em metais e ligas metálicas. Para os metais e ligas metálicas, a proporção de condutividade térmica e elétrica é constante (Lei de *Wiedemann-Franz-Lorenz*) e, desta forma, não é possível reduzir uma enquanto aumenta-se a outra (ROWE, 1995).

Foi após o desenvolvimento dos semicondutores sintéticos, no fim da década de 1930, que o interesse por termoeletricidade retomou força. Esses materiais possuíam coeficientes *Seebeck* maiores que $100\mu\text{V/K}$, enquanto nos metais e ligas metálicas o valor gira em torno de unidades ou, em temperaturas bastante elevadas, de algumas dezenas de $\mu\text{V/K}$, o que resulta em eficiência menor que 1% na geração termoelétrica (KASAP, 2001).

A Tabela 2 traz o ASC para alguns metais em diferentes temperaturas, segundo Pollock (1990).

Tabela 2: Coeficientes *Seebeck* absolutos de alguns elementos.

Temp. [K]	ASC [$\mu\text{V/K}$]						
-	Cu	Ag	Au	Pt	Pd	W	Mo
100	1.19	0.73	0.82	4.29	2.00	—	—
200	1.29	0.85	1.34	− 1.27	− 4.85	—	—
273	1.70	1.38	1.79	− 4.45	− 9.00	0.13	4.71
300	1.83	1.51	1.94	− 5.28	− 9.99	1.07	5.57
400	2.34	2.08	2.46	− 7.83	− 13.00	4.44	8.52
500	2.83	2.82	2.86	− 9.89	− 16.03	7.53	11.12

600	3.33	3.72	3.18	– 11.66	– 19.06	10.29	13.27
700	3.83	4.72	3.43	– 13.31	– 22.09	12.66	14.94
800	4.34	5.77	3.63	– 14.88	– 25.12	14.65	16.13
900	4.85	6.85	3.77	– 16.39	– 28.15	16.28	16.86
1000	5.36	7.95	3.85	– 17.86	– 31.18	17.57	17.16
1100	5.88	9.06	3.88	– 19.29	– 34.21	18.53	17.08
1200	6.40	10.15	3.86	– 20.69	– 37.24	19.18	16.65
1300	6.91	—	3.78	– 22.06	– 40.27	19.53	15.92
1400	—	—	—	– 23.41	– 43.30	19.60	14.94
1600	—	—	—	– 26.06	– 49.36	18.97	12.42
1800	—	—	—	– 28.66	– 55.42	17.41	9.52
2000	—	—	—	– 31.23	– 61.48	15.05	6.67
2200	—	—	—	—	—	12.01	4.30
2400	—	—	—	—	—	8.39	2.87

Fonte: POLLOCK, 1990

Após algumas evoluções centradas na antiga União Soviética, outro platô ocorreu. Na década de 50, geradores termoeletricos chegaram a marca dos 5% de eficiência e resfriamento abaixo de 0°C. Até então os materiais termoeletricos encontrados possuíam ZT da ordem de 0,5 ou abaixo. Após isso, a possibilidade de aplicações militares fomentou uma busca de grandes proporções por novos materiais termoeletricos, o que resultou em alguns semicondutores com ZT próximo de 1,5 (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.]; GOLDSMID, 2014; POUDEL *et al.*, 2008; ROWE, 1995).

No início dos anos 60, a necessidade de fontes autônomas de energia elétrica surgiu da exploração espacial e de avanços na física médica e na exploração de recursos terrestres em locais hostis e inacessíveis. Geradores termoeletricos são ideais para tais aplicações, dado que a confiabilidade, ausência de partes móveis e operação absolutamente silenciosa (*per se*), inerentes ao seu mecanismo de operação superam seu custo relativamente alto e baixa eficiência (tipicamente abaixo de 5%) (ROWE, 1995).

Existem diversas vantagens da tecnologia termoeletrica comparada à dispositivos de conversão termomecânicas. No capítulo 1 foi feito um estudo comparativo sobre este tema. De forma breve, pode-se lembrar que a confiabilidade e simplicidade da termoeletricidade

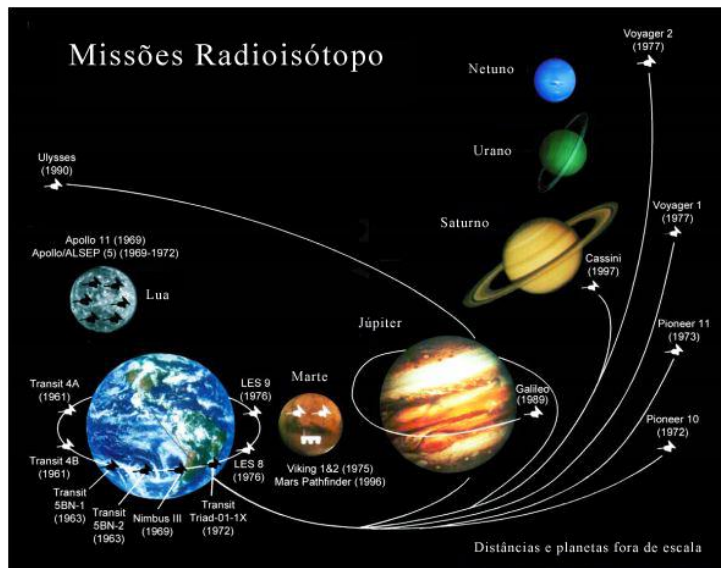
possibilitam nichos de aplicações mesmo quando processos outros, mais convencionais, são mais eficientes.

Recentemente módulos termoeletrônicos multiestágios têm sido desenvolvidas com até seis estágios, possibilitando temperaturas abaixo de 170K com dispositivos disponíveis comercialmente. No entanto, a figura de mérito de ligas baseadas no telureto de bismuto, o material mais comum utilizado em módulos termoeletrônicos comerciais atualmente, diminui com a redução de temperatura. Neste contexto, um renovado interesse em outros materiais tem sido observado, incluindo materiais cuja performance termoeletrica pode ser aperfeiçoada por meio da aplicação de um campo magnético. É importante frisar que, até os dias atuais, o resfriamento termoeletrico encontra restrições práticas de atingir temperaturas abaixo de 150K devido à indisponibilidade de materiais com figura de mérito razoáveis, aparte o antimônio de bismuto tipo n. Verdadeiramente, o desenvolvimento da exploração comercial de dispositivos termoeletricos depende, em muito, de um aumento na figura de mérito de materiais (BANSAL; VINEYARD; ABDELAZIZ, 2012; ROWE, 1995).

O processo de amadurecimento da ciência, tecnologia e uso comercial da termoeletricidade levou ao surgimento de inúmeras organizações com foco científico para tal, em particular podemos destacar a *International Thermoelectric Society* – ITS, com atividades internacionais significativas desde 1970. Pesquisas futuras sobre termoeletricidade, tanto em sua modalidade de resfriamento quanto na geração termoeletrica, estão de certa forma garantidas com a continuidade de projetos espaciais nos EUA e com o crescente interesse e investimentos do Japão (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.]; ROWE, 1995).

Em explorações espaciais, especialmente além do planeta Marte, a luz solar é muito fraca para alimentar aeronaves com painéis solares e, devido a esta limitação, a NASA optou por utilizar fonte de alimentação termoeletrica, proveniente da conversão de calor à partir de Pu^{238} . Esse tipo de gerador (conversor) de energia elétrica é chamado de Gerador Termoeletrico Radioisótopo (RTG) e sua utilização em missões espaciais indica o grau de confiabilidade geral do sistema. Várias foram as missões da NASA que empregaram esse funcionamento e, sem partes móveis, a alimentação das *Voyager* ainda está operando, permitindo que as sondas sigam fazendo descobertas científicas após mais de 35 anos de operação (CALIFORNIA INSTITUTE OF TECHNOLOGY, [s.d.]) A Figura 5 ilustra as missões realizadas pela NASA até 1997 nas quais foram utilizados RTG's.

Figura 5: Missões dos EUA utilizando Geradores Termoelétricos Radioisótopos (RTG) para alimentação elétrica.



Fonte: California Institute of Technology,
<http://thermoelectrics.caltech.edu/thermoelectrics/history.html>, modificada pelo autor.

A Figura 6 traz o desenho dos RTG's utilizados nas *Voyager 1* e 2, nos quais a fonte de calor é radioativa, através do óxido de plutônio IV (PuO_2).

Figura 6: Desenho dos Geradores Termoelétricos Radioisótopos (RTG) utilizados nas *Voyager 1* e 2.



Fonte: California Institute of Technology,
<http://thermoelectrics.caltech.edu/thermoelectrics/history.html>, modificada pelo autor.

2.3 Revisão bibliográfica de trabalhos encontrados na literatura

O estado da arte referente aos estudos relacionados à aplicações diretas da tecnologia *Peltier* demonstra que estudos nesta área são, ainda, escassos. Além disso, é possível analisar que, dentre os estudos descritos, a principal linha de pesquisa está voltada para o melhoramento da figura de mérito ou da eficiência de conversão.

Parte dessas pesquisas foca-se em estudos relacionados à engenharia nanoestrutural aplicada à materiais elétricos, buscando melhoras na figura de mérito. Outra parte das pesquisas são voltadas para o aumento do COP (*Coefficient of Performance* - Coeficiente de Performance) dos dispositivos, em geral através do melhoramento de soluções térmicas envolvidas em sistemas termoeletricos, porém sem alteração dos materiais termoeletricos utilizados comercialmente.

Snyder et al, 2008 (SNYDER; TOBERER, 2008) propuseram a utilização da tecnologia Peltier convertendo energia térmica perdida, especialmente à partir de aquecimento residencial, exaustão automotiva e processos industriais. O estudo estima que esta aplicação da tecnologia Peltier pode representar uma melhora da sustentabilidade da matriz elétrica.

Neste trabalho, são apresentadas formas de se melhorar a figura de mérito ZT de materiais termoeletricos. É explicado que a necessidade de se otimizar vários parâmetros físicos conflitantes é fundamental na melhoria da figura de mérito de materiais termoeletricos. Entre essas propriedades, é desejável encontrar alto coeficiente absoluto Seebeck, alta condutividade elétrica e baixa condutividade térmica.

Foram revistos os conceitos e de concentração de condutores, massa efetiva, condutividade térmica eletrônica e condutividade térmica da rede (*lattice*).

O vidro exibe uma das menores condutividade térmica da rede, dando origem à expressão ‘fônon-vidro’ (*phonon-glass*). O vidro, porém, é um material termoeletrico pobre porque não possui as propriedades denominada ‘elétron-cristal’ (*electron-crystal*), ou seja, alta mobilidade eletrônica, baixo espalhamento eletrônico e alta massa efetiva. Essas propriedades ‘elétron-cristal’ são melhor encontradas em semicondutores cristalinos. Assim, a termoeletricidade requer materiais não usuais, que apresentem as propriedades denominadas na literatura de ‘fônon-vidro elétron-cristal’. A elaboração de materiais com essas características, que apresentem os maiores coeficiente *Seebeck* e condutividade elétrica, ao mesmo tempo que apresentem a menor condutividade térmica da rede, é objeto de estudo no campo da termoeletricidade.

Neste trabalho também são explicadas as dificuldades de se efetuar medições confiáveis em termoeletricidade. A figura de mérito ZT tipicamente é determinada mediante medições das propriedades coeficiente *Seebeck*, resistividade elétrica e condutividade térmica do material. No entanto, dificuldades inerentes à essas medições causam incertezas que podem facilmente chegar à 50%. Algumas dessas dificuldades estão ligadas à gradientes de temperatura no material sendo avaliado e no próprio sistema de medição, falta de padrões de calibração do coeficiente *Seebeck* e sensibilidade dos materiais à impurezas e heterogeneidades. Pouco foi apresentado, no entanto, sobre formas alternativas de se medir a figura de mérito ZT . Também não foram observadas sugestões de melhorias referentes à essas dificuldades.

Por fim, o trabalho apresenta os avanços encontrados em materiais complexos nanoestruturados. A principal melhora é a diminuição de condutividade térmica da rede mediante espalhamento de fônons. No entanto, são necessários avanços no contato térmico e elétrico desses materiais para que sejam utilizados em dispositivos práticos.

Gould, C.a., *et al* (GOULD *et al.*, 2011) demonstra a aplicação prática da tecnologia *Peltier* refrigerando computadores e gerando energia elétrica na faixa de micropotência. O resfriamento em computadores é focado na CPU e na placa de vídeo, que são os componentes que mais se aquecem e que mais dissipam calor durante operação. A CPU utilizada é um *Pentium 4* 1,8GHz e a placa de vídeo é uma *Radeon 7500*. São comparados o emprego de dissipador com ventilação forçada padrão nos computadores PC e a utilização de módulos termoeletricos. Durante a utilização de módulos termoeletricos, foram avaliadas a refrigeração do módulo termoeletrico a ar e refrigeração líquida. Também foi proposto o controle da temperatura da CPU utilizando um módulo termoeletrico associado a um controlador PID, mediante distintos valores alvo para a temperatura. 4 condições de operação computacional foram utilizados: jogos para computador, *Powerpoint*, descanso de tela e estado de espera. Em todos os casos, o módulo termoeletrico foi conectado diretamente na CPU ou na placa de vídeo.

Os resultados mostraram que, exceto na condição de utilização de jogos, a utilização de um módulo termoeletrico resfriado a ar trouxe redução da temperatura da CPU e placa de vídeo entre 10°C e 30°C comparado ao dissipador com ventilação forçada padrão. No caso de jogos, os módulos termoeletricos utilizados não foram capazes de resfriar além da ventilação forçada padrão.

A utilização de controlador PID associado a um módulo termoeletrico resfriado a água permitiu que as temperaturas da CPU e placa de vídeo fossem mantidas a 10°C, 20°C, 30°C e 40°C.

A geração de energia elétrica utilizando módulos *Peltier* resfriados à água e conectados à CPU resultou no melhor caso quando jogos estavam em andamento. Um valor típico de 4mW de potência elétrica foi conseguido. Nos outros 3 cenários de utilização da CPU, valores de até 2,5mW foram conseguidos.

Apesar dos resultados comparativos apresentarem melhora frente à ventilação forçada padrão em quase todos os casos, não foram realizados testes com CPUs e placas de vídeo modernas, que são especificadas para dissipação de potência maior do que as que foram utilizadas neste estudo.

Outra crítica é que não foi considerado utilizar módulos termoeletrônicos que estivessem resfriando um reservatório de fluido refrigerante, o que permitiria maior liberdade de instalação. Isto ocorre porque o espaço disponível para se instalar módulos termoeletrônicos em CPUs e placas de vídeo é restrito e inviabiliza um dimensionamento satisfatório do sistema. O fluido refrigerante que tenha sido resfriado por um sistema *Peltier* pode circular em um bloco térmico, resfriando então a CPU.

Vián *et al*, 2007 (VIÁN; ASTRAIN, 2007) estudaram a melhora na resistência térmica entre a face fria de um dispositivo Peltier e o ambiente refrigerado através do desenvolvimento de um termossifão com mudança de fase e ação capilar.

O experimento utiliza módulo termoeletrônico otimizado para temperatura ambiente de 26°C. Os resultados indicam que a utilização do termossifão proposto na face fria trouxe melhora na resistência térmica quando comparado com utilização de dissipadores aletados com ventilação forçada através de ventoinha de pequeno porte (0,75W).

Este trabalho, no entanto, não considerou a resistência térmica típica da associação de dissipadores e ventoinhas de alto desempenho. Valores de resistência térmica de dissipadores de alumínio extrudados³, de dimensões de aproximadamente 190cm² com aletas de 3,5cm são tipicamente de 0,38K/W para um volume de ar de 10CFM e de 0,110K/W para um volume de ar de 100CFM. A térmica de dissipadores de alumínio de aletas coladas, de dimensões de aproximadamente 100cm² com aletas de 5,8cm chegam a valores de 0,093K/W para um volume de ar de 100CFM (“Custom Thermoelectrics Heatsinks,” [s.d.]; WILLIAMS, 2004).

Anatychuk (ANATYCHUK, 2001) apresenta um modelo matemático alternativo de conversão de energia termoeletrônica baseada nas propriedades dos campos termoeletrônicos de *Eddy* e nas correntes termoeletrônicas de *Eddy*. Essa abordagem é feita através da utilização de

³ Extrusão de um corpo é conseguida através de processos mecânicos de produção de componentes de forma semicontínua, onde o material é forçado através de uma matriz adquirindo assim a forma predeterminada pela forma da matriz projetada para a peça. O produto final possui, portanto, o perfil da matriz.

generalizações das leis de *Faraday* e *Maxwell* de indução eletromagnética em meios não isotermos e possibilita a investigação de novos materiais termoelétricos baseada em modelos computacionais.

Goennenwein *et al*, 2012 (GOENNENWEIN; BAUER, 2012) investigam o *spin* do elétron como uma forma de se melhorar a eficiência termoelétrica, além das propriedades eletrônicas de transporte de carga e calor. É explicado que existe uma correlação direta entre o transporte do *spin* (o momento angular intrínseco dos elétrons) e o transporte de calor em materiais ferromagnéticos. Focados na nanotecnologia, explicam que os elétrons que carregam a corrente de carga são partículas *spin-1/2*, o que quer dizer que esses elétrons podem estar em um estado de *spin* dentre dois possíveis. Como esses 2 estados possuem momento angular opostos, a corrente de carga convencional usualmente apresenta momento angular resultante nulo. A proposta de se conseguir, através da nanotecnologia, correntes com *spin* puro, ou seja, *spin* em apenas um estado, visa viabilizar refrigeração e geração termoelétrica altamente especializada. No entanto, a intensidade desses efeitos é pequena e não há condição tecnológica prática para se utilizar este princípio.

Zhou *et al*, 2013 (ZHOU *et al.*, 2013) desenvolveram um modelo matemático de geradores termoelétricos (TEG) que leva em conta os efeitos do aquecimento *Joule*, *Seebeck*, *Peltier* e *Thomson*. À partir desse modelo, propuseram um micro TEG capaz de alimentar um CI em um sistema de monitoramento de gás doméstico. Utilizando o modelo desenvolvido, foram capazes de variar diversos parâmetros relacionados conversão termoelétrica através de simulações. Os valores de geração termoelétrica previstas pelo modelo estiveram dentro de uma margem de 8% de erro.

Bansal *et al* (BANSAL; MARTIN, 2000) faz um estudo comparativo entre as tecnologias de compressão de vapor, termoelétrica e de refrigeração por absorção. O enfoque foi a aplicação destas tecnologias no resfriamento de alimentos e foi voltada para a aplicabilidade dessas tecnologias pela indústria hoteleira.

Para os testes, foram utilizados contêineres com alimentos frescos, que deveria ser mantido a temperatura de 3°C. Os sistemas implementados com cada uma 3 tecnologias foram utilizados ao mesmo tempo. Assim, a temperatura ambiente, que variou durante os testes, representou o ambiente de uma cozinha regular.

O teste aplicado para se comparar o ‘coeficiente total de transferência de calor multiplicado pela área’ foi realizado inserindo uma carga térmica conhecida (25W) dentro do contêiner, enquanto os refrigeradores foram mantidos desligados. Essa situação foi mantida até

a temperatura dentro do contêiner entrar em equilíbrio térmico com a temperatura ambiente. O resultado mostrou que o resfriamento por absorção apresentou a melhor isolamento térmica, seguida da tecnologia termoeétrica e depois da compressão de vapor.

O consumo energético foi monitorado por 24 horas e revelou que o compressor de vapor consumiu 110Wh, o dispositivo termoeétrico consumiu 330Wh e o refrigerador por absorção de calor chegou aos 410Wh de consumo. No entanto, o consumo de dispositivos termoeétricos pode ser mitigado se o dimensionamento e o ponto de operação favorecerem um COP elevado, mediante uma relação de compromisso entre eficiência, volume e custo.

O melhor COP foi conseguido pelo compressor de vapor (2,59), seguido pelo dispositivo termoeétrico (0,69) e pelo refrigerador por absorção de calor (0,47). Esse resultado é esperado, já que a figura de mérito dos dispositivos termoeétricos atuais é baixa e a eficiência de conversão desses dispositivos aplicada para o resfriamento é notavelmente inferior à da eficiência do compressor de vapor. Refrigeração por absorção de calor geralmente está associada a eficiências reduzidas.

Os níveis de ruído produzidos pelo compressor de vapor foi de 30,5dB, pelo dispositivo termoeétrico de 30,1dB e pelo refrigerador por absorção de calor foi de 24,8dB. O ruído associado ao refrigerador é proveniente das ventoinhas utilizadas para resfriar seu lado quente. Contudo, caso a aplicação necessite de níveis baixos de ruído, a utilização de sistemas termoeétricos resfriados por fluidos pode representar uma melhoria frente às ventoinhas. Ainda assim, podem ser escolhidas ventoinhas com ruído sonoro reduzido, se os dissipadores associados à elas estiverem dimensionados corretamente.

Dados os custos de cada uma das soluções térmicas avaliadas, os autores avaliaram que o compressor de vapor apresenta a melhor relação entre o custo e o benefício para o cenário hoteleiro.

Os estudos citados indicam que a termoeletricidade é um tema multidisciplinar. Avanços estão sendo realizados para se melhorar a figura de mérito de materiais termoeétricos. Diversas pesquisas estão voltadas para o melhoramento desses materiais em escala manométrica. Também se conclui que existe uma carência de pesquisas relacionadas à aplicação de dispositivo *Peltier* em instrumentos utilizados em estudos na Engenharia.

Sobre a confiabilidade de chaves semicondutoras, Shenai *et al* (SHENAI; DUDLEY; DAVIS, 2014) e Shenai *et al* (SHENAI et al., 2012) mostram que MOSFETs de silício com correntes de fuga (*leakage*) maiores tendem a exibir mais falhas em operação no campo em conversores de alta densidade de potência. Propõem uma metodologia de teste denominada

single-event burnout ou SEB (queima por evento único, em tradução literal). O estudo mostra que essa metodologia está correlacionada com as falhas em campo de MOSFET's de silício. Também aplicam essa proposta para dispositivos de potência de carboneto de silício (*silicone carbide*), ou SiC, e nitreto de gálio (*gallium nitride*), ou GaN. Assim, recomendam uma abordagem voltada para a confiabilidade na fabricação de dispositivos de potência.

No entanto, o trabalho de Shenai *et al* enfoca defeitos na estrutura cristalina recorrentes no processo de fabricação. Não há investigação sobre procedimentos para melhorar a confiabilidade em chaves semicondutoras já fabricadas.

Shenai *et al* (SHENAI et al., 2011) indicam que em conversores elétricos presentes que alimentam dispositivos de telecomunicações e computadores, os MOSFETs de potência representam o elo mais frágil no circuito, ainda que a falha tenha se originado em outros componentes. Os autores propuseram um novo conceito de *safe operating area*, ou SOA (área de operação segura) que leva em conta a degradação no campo causada por estresses eletrotérmicos.

Também se nota a conclusão de que os *hot spots*, ou pontos quentes em chaves semicondutoras são bastante pontuais na sua estrutura física, podendo se elevar a centenas de graus acima da temperatura do sistema. Essa observação indica que não existe provisão adequada para remoção de calor desde o interior dos *chips* e que pode haver uma falha na metodologia e design das chaves semicondutoras atuais. O trabalho prossegue com recomendações metodológicas para a fabricação de MOSFET's e indica a superioridade das chaves semicondutoras de banda larga feitos de carboneto de silício – SiC frente aos tradicionais componentes de silício e de banda larga de GaN.

Entretanto, apesar de Shenai *et al* notarem a necessidade de uma melhor gestão térmica do componentes para que se atinjam níveis superiores de confiabilidade, não investigam soluções para aplicações já existentes.

CAPÍTULO 3

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DA TERMOELETRICIDADE

3.1 Princípios e fundamentos termoelétricos básicos

Existe grande confusão quanto aos três mais conhecidos efeitos termoelétricos que ocorrem na natureza. Como fundamentação para dispositivos que foram usados nesse trabalho, é de grande importância o correto entendimento destes fenômenos.

Uma voltagem elétrica é desenvolvida dentro de qualquer material condutor, isolado, que seja submetido à um gradiente de temperatura. É importante notar que esse fenômeno não prevê junção de distintos materiais, mas ocorrência dentro de um único e qualquer material nas condições acima. Este é o chamado efeito absoluto de *Seebeck*. Define-se o coeficiente absoluto de *Seebeck* como a taxa instantânea de variação do efeito absoluto de *Seebeck* com relação à temperatura em uma dada temperatura. O efeito absoluto de *Seebeck* e o coeficiente absoluto de *Seebeck* são denominados como ASE e ASC, respectivamente, seguindo a nomenclatura internacional e são acrônimos para *Absolute Seebeck Effect* e *Absolute Seebeck Coefficient*. Assim:

$$ASC = \left(\frac{d(ASE)}{dT} \right)_T \quad (3)$$

É mais simples compreender este fenômeno quando as extremidades de dois condutores diferentes são unidos e formam um termopar. Quando se submete um gradiente – ou diferença, para este fim – de temperatura entre as extremidades dos condutores, é possível notar o aparecimento de uma voltagem nas extremidades livres que é a função da distribuição de temperatura (POLLOCK, 1993; ROWE, 1995).

Essa voltagem resultante é chamada FEM (força eletromotriz) *Seebeck* relativa, ou RSE (acrônimo para *Relative Seebeck Electromotive force*) no padrão internacional e resulta da diferença entre os potenciais internos individuais, os chamados ASE envolvidos. Da mesma forma, o *coeficiente Seebeck relativo*, RSC, é definido como a taxa instantânea de variação da RSE com a temperatura em uma dada temperatura (POLLOCK, 1993):

$$RSC = \left(\frac{d(RSE)}{dT} \right)_T \quad (4)$$

Outra forma de se visualizar o conceito de ASC é considerar um termopar feito de um supercondutor e um condutor metálico normal. Sabe-se que supercondutores não apresentam mudanças na entropia dos elétrons e, dessa forma, não se vê nenhum efeito termoelétrico absoluto abaixo da temperatura de transição para supercondução. Logo, as propriedades termoelétricas de um termopar dessa natureza só podem ter origem no condutor metálico normal. O que se vê, o RSE resultante deste termopar, é simplesmente a FEM absoluta (ASE) do condutor metálico (POLLOCK, 1993).

É importante entender que o efeito *Seebeck*, não surge como resultado da junção entre materiais distintos e sequer é afetado pelos efeitos *Peltier* ou *Thomson* – esses dois últimos apenas estão presentes quando existe fluxo de corrente elétrica e não correspondem a tensões elétricas. Ao contrário, o efeito *Seebeck* existe enquanto um gradiente de temperatura for mantido, independentemente de corrente elétrica. Em análise mais profunda, a voltagem relativa *Seebeck* é a força motriz para a corrente elétrica que é responsável pelos efeitos *Peltier* e *Thomson* em circuitos termoelétricos na ausência de tensões externas aplicadas (ROWE, 1995).

Por convenção, o sinal do ASE representa o potencial de voltagem do lado frio com relação ao lado quente. Se a difusão dos elétrons se der do lado quente para o lado frio, então o lado frio é negativo em relação ao lado quente e o coeficiente *Seebeck* é negativo. Interessante observar que, no caso de semicondutores, os buracos (*holes*) difundir-se-iam do lado quente para o frio. Assim, o lado frio seria positivo em relação ao quente e com isso o ASE teria um sinal positivo.

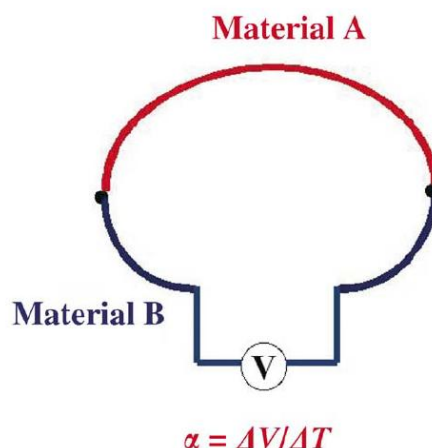
Igualmente importante como fundamentação desses principais efeitos termoelétricos é atentarmos para o fato de que é bastante frequente na literatura o equívoco de descrever a RSE como uma consequência de potenciais de contatos externos, essencialmente cargas eletrostáticas desbalanceadas. De acordo com Pollock (1990), o potencial de contato externo não tem relação alguma com qualquer fenômeno termoelétrico.

Um potencial de contato externo é induzido quando dois materiais diferentes são colocados suficientemente próximos, porém não chegam a estabelecer contato físico, de forma tal que se dá transferência de elétrons resultando em um nível energético Fermi comum em cada material. Esse mecanismo é independente da temperatura e se encerra praticamente instantaneamente, com duração da ordem aproximada de femtossegundo (10^{-15} s), uma vez que os materiais tenham feito contato físico (ROWE, 1995).

Como já mencionado anteriormente, a mais utilizada aplicação do efeito Seebeck está na termometria (termoelétrica), uma vez que circuitos termoelétricos convertem energia térmica em energia elétrica. A FEM em circuito aberto obtida através destes circuitos (sensores) é a RSE, que é então usada para medir temperatura (ROWE, 1995).

A Figura 7 demonstra uma diferença de potencial (ΔV) proporcional ao gradiente de temperatura (ΔT) é gerada entre as extremidades do par.

Figura 7: Ilustração do efeito Seebeck entre metais dissimilares.



Fonte: Encyclopedia of Materials: Science and Technology, 2002.

Peltier demonstrou que energia térmica é absorvida ou emitida quando uma corrente elétrica flui por uma interface entre dois condutores diferentes. Trata-se de uma mudança reversível do conteúdo térmico em uma interface entre condutores dissimilares que resulta do fluxo de corrente que a atravessa (ENCYCLOPEDIA OF MATERIALS: SCIENCE AND TECHNOLOGY, 2002; KIM, [s.d.]; ROWE, 1995).

Define-se o coeficiente *Peltier* Π_{AB} como a variação do conteúdo térmico reversível na junção de condutores A e B quando uma corrente elétrica flui por ela em um período de tempo, sendo:

$$\Pi_{AB} = \Pi_A + \Pi_B \quad (5)$$

Define-se também Π_A e Π_B como os respectivos *coeficientes absolutos Peltier* dos condutores. O que determina a energia térmica que será emitida ou absorvida é a direção da corrente elétrica e os valores de Π_A e Π_B (ROWE, 1995).

O calor absorvido ou emitido em função do efeito *Peltier* por unidade de tempo, \dot{Q} , é:

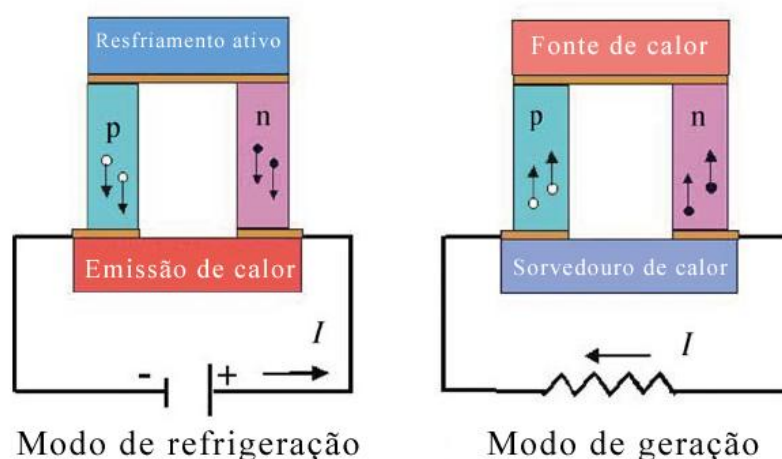
$$\dot{Q} = (\Pi_A - \Pi_B) * I \quad (6)$$

Onde I é a corrente elétrica de A para B.

Para uma corrente constante, o efeito *Peltier* é proporcional ao RSC e, ainda, em qualquer junção à temperatura constante é proporcional à corrente. Estes efeitos reversíveis são independentes da forma ou dimensão da junção. É interessante notar que essas características são absolutamente contrastantes com o aquecimento por efeito *Joule*, que por sua vez é função das dimensões e não requer junção alguma, bem como também não muda seu sentido e é definitivamente irreversível (ROWE, 1995).

As duas grandes aplicações do efeito *Peltier* estão na geração de energia elétrica e nos dispositivos de refrigeração. A Figura 8 mostra o diagrama básico de funcionamento dessas 2 aplicações.

Figura 8 Ilustração de par termoeletrico, tipo n (elétrons, bola preta) e tipo p (buracos, circunferência).



Fonte: Encyclopedia of Materials: Science and Technology, 2002, modificada pelo autor.

O efeito *Thomson* é a mudança reversível de conteúdo térmico que ocorre dentro de qualquer condutor homogêneo que esteja submetido a um gradiente de temperatura, quando uma corrente elétrica flui por ele. O efeito *Thomson* também é a manifestação da direção do fluxo de portadores elétricos com relação ao gradiente de temperatura em um condutor. Os portadores elétricos absorvem energia térmica quando fluem na direção oposta ao gradiente térmico, aumentando seu potencial energético, e emitem (liberam) energia térmica quando seu fluxo está na mesma direção do gradiente térmico, diminuindo seu potencial energético (ROWE, 1995).

3.2 Fundamentos matemáticos termodinâmicos da termoeletricidade

Esta seção é dedicada aos fundamentos matemáticos básicos da termodinâmica dentro do escopo da termoeletricidade. O entendimento das relações termodinâmicas na termoeletricidade é importante para se compreender os fenômenos básicos desse contexto, vários deles utilizados na implementação do equipamento desta pesquisa.

Quando se explora, em profundidade, as explicações sobre os fenômenos termoelétricos básicos, mais cedo ou mais tarde, necessariamente, encontram-se tratamentos quânticos que fundamentam ocorrências macroscópicas. Não objetiva-se com este estudo aprofundar-se nos aspectos quânticos do tema, no entanto serão feitas algumas citações que podem responder alguns questionamentos sobre a natureza da termoeletricidade e, em particular, do efeito *Peltier*.

Neste trabalho, para o embasamento das relações matemáticas da termoeletricidade fundamentais, optou-se por seguir a linha de raciocínio e de equacionamento proposta por Rowe (1995).

“Um circuito termoelétrico pode ser tratado como uma aproximação muito próxima de um ‘motor térmico reversível’” (ROWE, 1995). As perdas *por* efeito *Joule*, irreversíveis por natureza, podem ser negligenciadas para este estudo e mesmo no caso de termometria, conforme será demonstrado a seguir. A corrente em um circuito termométrico é da ordem de miliampères (10^{-3}A). A resistência elétrica dos termoelementos é pequena – propositalmente minimizadas com o intuito de maximizar a sensibilidade – em geral bem menor que 10Ω . A potência decorrente do efeito *Joule* ($I^2 * R$), perdida e irreversível, é consideravelmente menor que 10^{-5}W (ROWE, 1995). Convém acrescentar a crítica que, em vários casos de termometria que necessitam de maior exatidão, algumas técnicas de excitação de sensores termoelétricos

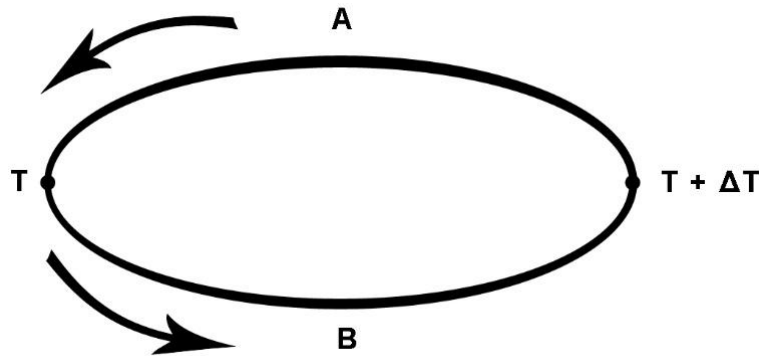
preveem minimização da corrente de excitação com a finalidade de diminuir os erros por auto aquecimento (BAKER, 1998; KESTER, 1999).

Em outro momento, Rowe (1995), revê este mesmo conceito, explicando que os efeitos térmicos *Peltier* e *Thomson* podem introduzir pequenos erros de temperatura em termometria, ainda que as perdas de voltagem resultantes do produto $R * I$ – conhecidas como *IR drop* na literatura – possam gerar erros de exatidão (acurácia) muito maiores. Justamente por isso os dispositivos de termometria termoelétrica muitas vezes utilizam medições à balanço nulo, com corrente nula.

Para equacionamento, consideram-se os condutores dissimilares, A e B, formando um circuito fechado, conforme Figura 9. Ainda, consideram-se:

- T é a temperatura na junção fria;
- $T + \Delta T$ é a temperatura na junção quente;
- E_{AB} é a RSE gerada pela diferença de temperatura;
- ambas as junções são mantidas constantes por reservadores térmicos.

Figura 9: Circuito termoelétrico fechado para análise do coeficiente Seebeck relativo.



Fonte: Autoria própria.

A RSC (que representa a variação da FEM por grau *Kelvin*) é dE_{AB} / dT e a energia elétrica é:

$$I * E_{AB} = \frac{I dE_{AB}}{dT} * \Delta T \quad (7)$$

Para corrente unitária:

$$E_{AB} = \frac{dE_{AB}}{dT} * \Delta T \quad (8)$$

Também deve-se considerar no circuito termoeétrico os outros efeitos já discutidos, *Peltier* e *Thomson*, representando mudanças no conteúdo térmico na junção e mudança no conteúdo térmico em condutores individuais, respectivamente. É possível representá-los:

Efeito *Peltier*: (9)

- Energia térmica absorvida na junção quente = $\Pi_{AB} * (T + \Delta T)$
- Energia térmica emitida na junção fria = $-\Pi_{AB} * (T)$

Efeito *Thomson*: (10)

- Energia térmica absorvida no condutor B = $\beta_B * (\Delta T)$
- Energia térmica emitida no condutor A = $-\beta_A * (\Delta T)$

Onde Π e β são os coeficientes *Peltier* e *Thomson*, respectivamente.

“Um circuito termoeétrico aproxima-se de um motor térmico reversível, tal que as energias podem ser equacionadas” (ROWE, 1995). Para corrente unitária:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} * \Delta T = \Pi_{AB} * (T + \Delta T) - \Pi_{AB} * (T) + (\beta_B - \beta_A) * \Delta T \quad (11)$$

Dividindo Equação 11 por ΔT :

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \frac{\Pi_{AB} * (T + \Delta T) - \Pi_{AB} * (T)}{\Delta T} + (\beta_B - \beta_A) * \Delta T \quad (12)$$

Por exame visual, a fração à direita é um quociente de diferenças. Assim, tem-se a taxa de variação instantânea do efeito *Peltier* com relação à temperatura, para a condição em que ΔT se aproxima de zero. Diferenciando em relação à temperatura:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \frac{d\Pi_{AB}}{dT} + (\beta_B - \beta_A) \quad (13)$$

Com a Equação 13, chega-se no teorema termodinâmico fundamental para circuitos termoeletricos. O teorema mostra a relação energética entre o efeito elétrico Seebeck e os efeitos térmicos *Peltier* e *Thomson*. Os componentes da Equação 13 representam os fenômenos térmicos distintos que são induzidos pela RSE – que surgem, simplesmente, por um gradiente de temperatura (energia) nos condutores A e B. Enquanto os efeitos *Peltier* e *Thomson* podem ser expressos em unidades envolvendo voltagem elétrica, estes são de natureza puramente térmica.

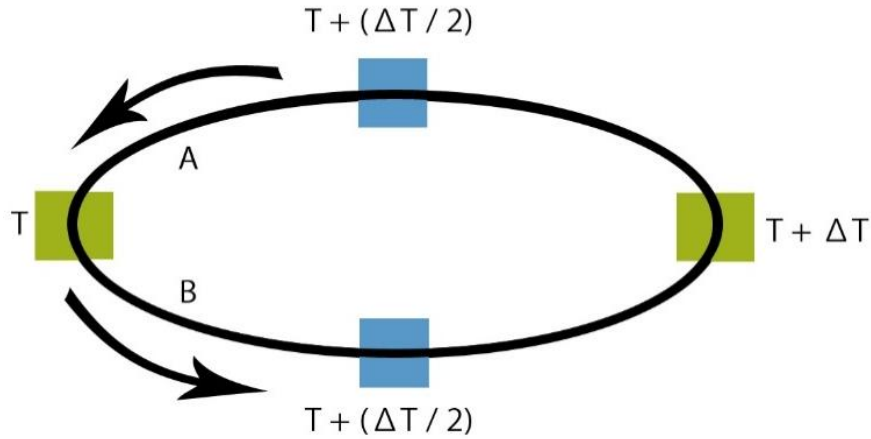
Como foi mencionado anteriormente, a dedução feita para a Equação 13 considera um circuito termoeletrico fechado e sem fontes de corrente elétrica. No caso de circuitos termoeletricos abertos, teremos ao menos duas extremidades não conectadas fisicamente e por isso o RSC, representado por dE_{AB}/dT não é nulo, enquanto as mudanças de energia térmica pelos efeitos *Peltier* e *Thomson* são nulas. Isto ocorre porque, ao se estar em circuito aberto, a corrente é nula e os coeficientes não são alterados. Isso mostra que a Equação 13 não se aplica ao caso em que exista fluxo de corrente elétrica e, ao mesmo tempo, demonstra que o RSE não deve ser considerado a consequência física dos efeitos *Peltier* e *Thomson*. De acordo com (ROWE, 1995), isso equivale a dizer que os termos térmicos na Equação 13 “não podem ser convertidos para seus equivalentes elétricos para ‘explicar’ o efeito Seebeck”.

“O efeito elétrico *Seebeck* é a força motriz para as correntes que, por sua vez, dão origem aos efeitos *Peltier* e *Thomson* em circuitos fechados” (ROWE, 1995).

A aproximação de que circuitos termoeletricos podem ser tratados como termodinamicamente reversíveis simplifica a análise das relações físicas e matemáticas, e possibilita o desenvolvimentos de modelos matemáticos e computacionais. Tomando por base essa aproximação, a variação líquida da entropia do entorno de um circuito termoeletrico é zero. Com isto, torna-se possível abordagens que simplificam o entendimento termodinâmico do tema, conforme será feito a seguir. Apesar de não se tratar da abordagem a mais rigorosa possível, os resultados práticos são fortemente alinhados com a sua estruturação.

Considere que dois reservatórios são posicionados no centro dos condutores A e B, conforme Figura 10. Cada um desses reservatórios centrais é mantido em uma temperatura correspondente à média de outros dois reservatórios, nas junções quente e fria. Com esse arranjo, pode-se calcular a variação média da entropia do entorno dos termoelementos do circuito individualmente (ROWE, 1995).

Figura 10: Circuito termoeétrico fechado para análise de fenômenos térmicos.



Fonte: Autoria própria.

Consideremos uma quantidade unitária de eletricidade fluindo pelo circuito. Uma vez que a aproximação da reversibilidade foi assumida, a variação líquida da entropia, ΔS , de todos os quatro reservatórios é zero:

$$\Delta S \approx \frac{-\Pi_{AB} * (T + \Delta T)}{T + \Delta T} + \frac{\Pi_{AB} * (T)}{T} - \frac{\beta_B * (\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} + \frac{\beta_A * (\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} = 0 \quad (14)$$

Multiplicando os dois termos da Equação 14 por $\Delta T / \Delta T$:

$$\Delta S \approx \left[\frac{-\Pi_{AB} * (T + \Delta T)}{T + \Delta T} + \frac{\Pi_{AB} * (T)}{T} \right] * \Delta T - \frac{\beta_B * (\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} + \frac{\beta_A * (\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} = 0 \quad (15)$$

No limite, ΔT tende a zero e o quociente das diferenças dentro dos colchetes é $\frac{-d}{dT} \left(\frac{\Pi_{AB}}{T} \right)$.

Substituindo na Equação 15:

$$\Delta S \approx - \frac{d}{dT} \left(\frac{\Pi_{AB}}{T} \right) * \Delta T - \frac{\beta_B * (\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} + \frac{\beta_A * (\Delta T)}{T + \frac{\Delta T}{2}} = 0 \quad (16)$$

Utilizando a definição do coeficiente de *Thomson*, $\Delta T = 1K$. Dado que T é muito maior que $1K$:

$$T + \frac{\Delta T}{2} = T + \frac{1}{2} \approx T \quad (17)$$

Com a aproximação da Equação 17, simplifica-se a Equação 16:

$$\frac{d}{dT} \left(\frac{\Pi_{AB}}{T} \right) \cong \frac{\beta_A}{T} - \frac{\beta_B}{T} \quad (18)$$

A derivada reduz-se para:

$$\frac{T \cdot \frac{d}{dT} \left(\frac{\Pi_{AB}}{T} \right) - \Pi_{AB}}{T^2} \cong \frac{\beta_A}{T} - \frac{\beta_B}{T} \quad (19)$$

Rearranjando a Equação 19:

$$\frac{\Pi_{AB}}{T} \cong \frac{d}{dT} (\Pi_{AB}) + \beta_A - \beta_B \quad (20)$$

A Equação 20 representa a variação de entropia em uma junção termoelétrica em um circuito. Isso ocorre uma vez que Π_{AB} , como foi visto acima, representa a variação de conteúdo térmico na junção. Ao dividir esta quantidade pela temperatura absoluta, o resultado é a variação de entropia na junção para uma dada temperatura, de acordo com a definição clássica de Nernst (ROWE, 1995).

O teorema fundamental da termodinâmica, a Equação 13, é agora aplicada na Equação 20:

$$\frac{\Pi_{AB}}{T} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} \quad (21)$$

A Equação 21 mostra que, ao medir-se a RSC de um termopar, o resultado é a medida direta da variação da entropia em uma junção termoelétrica (em um circuito fechado). É possível reescrevê-la assim:

$$\Pi_{AB} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} * T \quad (22)$$

A Equação 22 expressa a lógica de operação de dispositivos *Peltier* e mostra de forma clara porque a combinação de elementos com efeitos *Peltier* grandes devem ser empregados

em uma aplicação: tanto para resfriamento/aquecimento quanto para geração de energia. Com os materiais disponíveis em mercado na data da pesquisa, em qualquer aplicação destas a eficiência é relativamente baixa.

Agora será dada sequência a algumas operações matemáticas que visam explicar a relação entre a termoeletricidade com base na entropia dos materiais envolvidos. Esse entendimento é muito importante porque fundamenta a explicação para a recorrente pergunta: “Mas como, efetivamente, a passagem de corrente elétrica em dispositivos *Peltier* atua como uma bomba de calor?”.

Derivando a Equação 22:

$$\frac{d\Pi_{AB}}{dT} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} + T * \frac{d^2E_{AB}}{dT^2} \quad (23)$$

Para efeito de clareza, pode-se reescrever a Equação 23:

$$\frac{d\Pi_{AB}}{dT} - \frac{dE_{AB}}{dT} \cong T * \frac{d^2E_{AB}}{dT^2} \quad (24)$$

De forma similar, rearranjando a Equação 13:

$$\frac{d\Pi_{AB}}{dT} - \frac{dE_{AB}}{dT} = -(\beta_B - \beta_A) \quad (25)$$

Igualando as equações 24 e 25:

$$T * \frac{d^2E_{AB}}{dT^2} \cong -(\beta_B - \beta_A) \quad (26)$$

Reescrevendo a Equação 26:

$$\frac{d^2E_{AB}}{dT^2} \cong \frac{\beta_A - \beta_B}{T} \quad (27)$$

A integração da Equação 27 provê a relação que se está buscando, da seguinte forma:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} \cong \oint_0^T \frac{\beta_A - \beta_B}{T} * dT \cong \oint_0^T \frac{\beta_A}{T} * dT - \oint_0^T \frac{\beta_B}{T} * dT \quad (28)$$

A Equação 28 é integrável porque as quantidades β/T são entropias. Assim, com base na terceira lei da termodinâmica, as mesmas aproximam-se de zero quando a temperatura tende a zero. Além disso, é impossível que atinjam o valor exato de zero em um número finito de operações. Logo, a Equação 28 mostra que a energia termoelétrica de um termopar em um circuito fechado simples é responsável pela diferença entre as entropias dos componentes que o compõe. Da mesma forma que foi observado para a Equação 13, nota-se pela Equação 28 que o efeito *Seebeck* não pode ser descrito pela diferença algébrica dos efeitos *Thomson* (ROWE, 1995).

Aplicando a Equação 28 na Equação 22, outra importante relação entre os coeficientes *Thomson* e *Peltier* surge, considerando circuitos termoelétricos fechados:

$$\Pi_{AB} \cong \frac{dE_{AB}}{dT} * T \cong \left(\oint_0^T \frac{\beta_A}{T} * dT - \oint_0^T \frac{\beta_B}{T} * dT \right) * T \quad (29)$$

Simplificando:

$$\Pi_{AB} \cong \Pi_A - \Pi_B \quad (30)$$

Conclui-se com a Equação 30 que, uma vez que as integrais na Equação 28 são entropias, Π_A e Π_B são as entropias dos componentes individuais envolvidos na junção termoelétrica. Assim, o efeito *Peltier* aparece como o resultado da diferença de entropia entre os componentes que compõem a junção. Energia térmica é desenvolvida quando os portadores fluem desde um componente com maior entropia para um com menor entropia. Calor é absorvido no caso dos portadores fluírem no percurso inverso (ROWE, 1995).

A Equação 30 é outra pilastra para a afirmação anterior que o efeito *Peltier* não tem nenhuma relação com potenciais de contato. Já a Equação 28 permite que o RSC de um termopar em um circuito fechado seja expresso em termos da diferença de entropia de seus componentes. Ainda mais, é a base termodinâmica para o conceito já colocado de que o RSC de um termopar é a soma algébrica dos coeficientes *Seebeck* absolutos (ASC) dos componentes. Importante enfatizar que, tal como explicado para a Equação 13, a Equação 28 não se aplica para medições de FEM de circuitos abertos, pois já que não existe corrente, as variações devido ao efeito *Thomson* são zero, enquanto o RSC não é nulo nesta situação (ROWE, 1995).

Essa independência do RSC com o efeito *Thomson* tem causa somente no fato de que a diferença de potenciais absolutos (ASE) que existe em cada elemento compondo um termopar sob gradiente de temperatura está presente em circuitos abertos. Analogamente à Equação 28, o RSC de um termopar em circuito aberto é:

$$\frac{dE_{AB}}{dT} = \alpha_A - \alpha_B \quad (31)$$

Sendo α_A e α_B os ASC dos respectivos elementos. A Equação 31 é especialmente importante porque permite o estudo e avaliação das propriedades de elementos térmicos individuais sem a necessidade de recorrer à outros termoelementos. Atualmente a platina com alto grau de pureza é geralmente usada como elemento térmico de referência. Ainda que já tenham sido expostas neste trabalho formas de se entender o ASE, a natureza de α_A e α_B são melhor explicadas pela mecânica quântica do que pela termodinâmica clássica, devido à certas propriedades especiais dos condutores elétricos envolvidos (POLLOCK, 1991; ROWE, 1995).

Essa fundamentação abordando o efeito *Seebeck* e as entropias envolvidas facilitam o entendimento sobre porque, no caso do efeito *Peltier*, elétrons fluem de um local supostamente com menor energia para um local com maior energia, absorvendo energia térmica de um meio e levando-a a outro. A lógica comum sugere que os elétrons deveriam fluir para um estado com menor energia e liberar energia para o entorno, como ocorre com a condução elétrica em condutores normais e com o efeito *Joule*. O que ocorre é que, em verdade, o fluxo natural não é sempre direcionado ao local ou estado com menor energia. Considerando F a energia livre termodinâmica de um sistema, ou a energia livre de *Helmholtz*. Na natureza, o fluxo das coisas se dá à partir do local com maior energia livre F para o local com menor energia livre F. Considerando U a energia interna de um sistema. F leva em conta tanto a energia interna U de um sistema quanto a entropia do sistema, denominada S. Em termodinâmica F é uma função de estado (assim como a energia interna) e é equacionada de acordo com Hermann von Helmholtz (1821- 1894) por:

$$F = U - T * S \quad (32)$$

Onde:

- F é a energia livre termodinâmica do sistema;
- U é a energia interna do sistema;

- T é a temperatura absoluta na qual os processos em questão ocorrem e
- S é a entropia do sistema

De acordo com Ludwig Boltzmann (1844-1906), S é a medida de quantos estados microscópicos diferentes estão disponíveis, ou seja, possíveis em relação ao estado macroscópico do sistema. Assim, se um local com maior energia interna é também um local no qual, ao se adicionar elétrons, tem-se um aumento suficiente de S em relação ao local de menor energia, os elétrons fluirão em sentido decrescente em relação à F e crescente em relação à U . Para que isto ocorra, é necessária a junção de dois materiais termoelétricos com entropias distintas (“Dept. of Physics of Illinois,” [s.d.]).

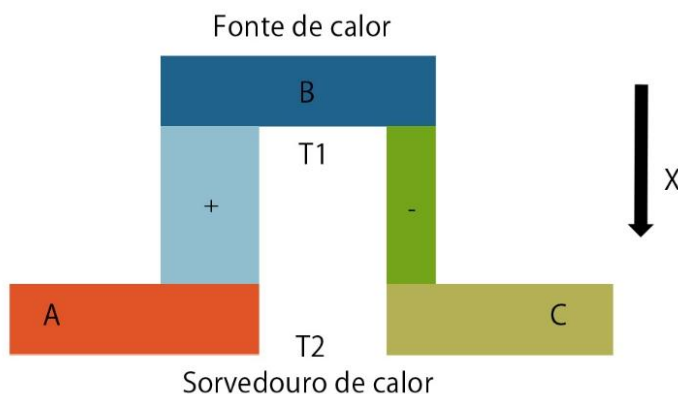
Estendendo essa abordagem um pouco mais, a tendência natural das coisas é que elas fluirão comumente para uma diminuição de U . Isto ocorre porque a regra geral é que a natureza busca explorar a maior quantidade possível de estados, maximizando o S total. Se o fluxo é no sentido de diminuir U , energia é liberada ao meio, aquecendo-o e aumentando o S do meio. Minimizar F pode ser entendido como maximizar o total de S para o sistema e o entorno (DEPT. OF PHYSICS OF ILLINOIS, [S.D.].)

3.3 Dispositivo *Peltier* - Modelo Ideal

A fim de se avaliar quantitativamente a capacidade de atuação térmica através de dispositivos *Peltier*, é imprescindível um modelo que permita um equacionamento matemático.

Neste estudo, opta-se por lançar mão de um modelo ideal de um único termopar para facilidade de entendimento e equacionamento, conforme Figura 11:

Figura 11: Termopar – Modelo ideal.



Fonte: Autoria própria.

O modelo ideal de termopar consiste de uma derivação positiva e outra negativa, cada uma delas associada com um termoelemento e indicadas por ‘+’ e ‘-’. Cada uma delas está conectada a condutores metálicos A, B e C ideais, ou seja, com resistência elétrica nula. Cada termopar possui comprimento L_p e L_n e seção transversal de área A_p e A_n . As relações L_p / A_p e L_n / A_n são diferentes entre si. Segundo Rowe (1995), “apesar de haver citação contrária na literatura, o estado estacionário não é afetado pela forma (geometria) das derivações”. Desse modo, a Figura 11 exibe seção transversal constante apenas por conveniência. Uma consideração importante é que energia térmica é transferida da fonte de calor B para os sorvedouros em A e C apenas por condução ao longo das derivações do termopar. Igualmente importante é o esclarecimento de que qualquer número de pares associados eletricamente em série e termicamente em paralelo – constituindo assim a vasta maioria de módulos termoeletrônicos *Peltier* disponíveis no mercado – altera a potência do dispositivo, porém em nada muda sua eficiência (ROWE, 1995).

Nesse modelo ideal e para o presente estudo assume-se que o coeficiente *Seebeck* não depende da temperatura. Logo, o efeito *Thomson* não está presente. Em estudos de caráter mais específico ou voltado para aplicação que necessite considerar o efeito *Thomson*, esta condição pode ser reconsiderada e equacionada.

Como qualquer dispositivo *Peltier*, esse termopar pode ser utilizado como uma bomba de calor (resfriando ou aquecendo) ou como um gerador de energia elétrica – rigorosamente um conversor de energia térmica para energia elétrica. Se uma fonte de voltagem é aplicada entre A e C, de modo que uma corrente elétrica flua pelo termopar, este atua como uma bomba de calor por causa do efeito *Peltier*. Nesse caso, se A for negativo e C positivo, o dispositivo age como um resfriador. Se A for positivo e C negativo, age como um aquecedor. De outra forma, se uma carga resistiva é disposta entre A e C, e se existe fornecimento de energia térmica em B e retirada de energia térmica em C, através do efeito *Seebeck*, uma corrente elétrica flui pelo circuito e o dispositivo atua como um conversor de energia térmica para elétrica - um gerador elétrico, em outras palavras.

É importante levantar a observação de que tanto o efeito *Seebeck* quanto o *Peltier* são efeitos (fenômenos) de massa, ou seja, são relativos à massa, ao corpo dos materiais em questão, ao invés de serem relativos às superfícies dos mesmos. Uma vez que uma corrente flua de um material termoeletrônico para outro com diferente propriedade de condução termoeletrônica, energia térmica é liberada ou absorvida. No modelo ideal acima, pode-se equacionar a energia térmica transportada desde a fonte até o sorvedouro de calor (ROWE, 1995):

$$\left. \begin{aligned} q_p &= \alpha_p * I * T - \lambda_p * A_p * \frac{dT}{dx} \\ q_n &= -\alpha_n * I * T - \lambda_n * A_n * \frac{dT}{dx} \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

Onde:

- α é o coeficiente *Seebeck* absoluto,
- I é a corrente,
- T é a temperatura absoluta,
- λ é a condutividade térmica,
- dT / dx é o gradiente de temperatura.

A segunda lei de *Kelvin* relaciona o coeficiente *Peltier* com o coeficiente *Seebeck* e a temperatura absoluta, o que foi uma importante contribuição na teoria termoelétrica, já que exige a necessidade de se ter um segundo material de referência e sua Equação é:

$$\Pi = \alpha * T \quad (34)$$

Deve ser notado que α_p é positivo e α_n é negativo. Assim, conforme pode ser visto na Equação 33 em ambos os casos, o fluxo térmico devido ao efeito *Peltier* $\alpha * I * T$ é oposto à condução de calor $\lambda * A * dT/dx$ (ROWE, 1995).

Importante ter em mente também que o efeito *Peltier* e o efeito *Joule* em nada se excluem, possuindo bases físicas distintas e coexistindo nesse caso. A taxa de geração de energia térmica por unidade de comprimento em cada derivação devido ao efeito *Joule* é:

$$\dot{q}_{\text{comp}} = I^2 * \rho / A \quad (35)$$

Onde:

- I é a corrente pelo condutor,
- ρ é a resistividade elétrica (recíproca da condutividade elétrica σ) e

- A é a área da seção transversal.

Este equacionamento para geração de calor por efeito *Joule* implica a consideração de que o gradiente de temperatura é não uniforme, de onde se equaciona:

$$\left. \begin{aligned} -\lambda_p * A_p \frac{d^2T}{dx^2} &= \frac{I^2 * \rho_p}{A_p} \\ -\lambda_n * A_n \frac{d^2T}{dx^2} &= \frac{I^2 * \rho_n}{A_n} \end{aligned} \right\} \quad (36)$$

Definindo a condição de contorno $T = T_1$ em $x = 0$ (ou seja, na fonte de calor) e $T = T_2$ em $x = L_p$ ou L_n (ou seja, no sorvedouro de calor), resolve-se a Equação 36 encontrando-se:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_p * A_p * \frac{dT}{dx} &= \frac{I^2 * \rho_p \left(x - \frac{L_p}{2}\right)}{A_p} + \frac{\lambda_p * A_p * (T_2 - T_1)}{L_p} \\ \lambda_n * A_n * \frac{dT}{dx} &= \frac{I^2 * \rho_n \left(x - \frac{L_n}{2}\right)}{A_n} + \frac{\lambda_n * A_n * (T_2 - T_1)}{L_n} \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

Em $x = 0$, Equações 33 e 37 são combinadas para obter-se o fluxo de calor em $x = 0$:

$$\left. \begin{aligned} q_p(x=0) &= \alpha_p * I * T_1 - \frac{\lambda_p * A_p * (T_2 - T_1)}{L_p} - \frac{I^2 * \rho_p * L_p}{2 * A_p} \\ q_n(x=0) &= -\alpha_n * I * T_1 - \frac{\lambda_n * A_n * (T_2 - T_1)}{L_n} - \frac{I^2 * \rho_n * L_n}{2 * A_n} \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

Considerando a atuação de ambos q_p e q_n em $x = 0$ e somando-os, a potência de resfriamento na fonte de calor é obtida:

$$q_c = (\alpha_p - \alpha_n) * I * T_1 - K * (T_2 - T_1) - I^2 * \frac{R}{2} \quad (39)$$

Onde:

- A condutância térmica de ambas as derivações em paralelo é:

$$K = \frac{\lambda_p * A_p}{L_p} + \frac{\lambda_n * A_n}{L_n} \quad (40)$$

- E a resistência elétrica das duas derivações em série é:

$$R = \frac{L_p * \rho_p}{A_p} + \frac{L_n * \rho_n}{A_n} \quad (41)$$

A Equação 38 demonstra interessantemente que metade da potência térmica advinda do efeito *Joule*, que é $(I^2 * R / 2)$ chega até a fonte de calor, enquanto a outra metade presumivelmente de acordo com a lei da conservação da energia, chega até o sorvedouro de calor. Essa constatação é em geral assumida sem a demonstração apresentada (GOLDSMID, 2010; ROWE, 1995).

3.4 Figura de mérito

Por inspeção visual da Equação 39, vê-se que o fator de resfriamento *Peltier*, que é $(\alpha_p - \alpha_n) * I * T_1$ varia linearmente com a corrente elétrica, enquanto o fator de aquecimento por efeito *Joule*, que é $I^2 * R/2$ varia proporcionalmente ao quadrado da corrente elétrica. Naturalmente, ao longo da curva dos possíveis valores de I , existe uma corrente particular I_q na qual a potência de resfriamento é máxima. Encontra-se esse valor ao se derivar a Equação 39 em relação a corrente e igualá-la a zero, quando se encontra:

$$\frac{dq_c}{dI} = 0 \xrightarrow{\text{então}} I_q = \frac{(\alpha_p - \alpha_n) * T_1}{R} \quad (42)$$

E nesse caso a potência de resfriamento máxima é:

$$q_{c \max} = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2 * T_1^2}{2 * R} - K * (T_2 - T_1) \quad (43)$$

A Equação 43 revela que a capacidade de resfriamento está diretamente ligada à diferença das temperaturas entre as junções e, de fato, qualitativamente não se atinge um efeito

de resfriamento positivo caso a diferença das temperaturas seja muito alta. É importante notar que é informação básica nos *datasheets* dos vários modelos de módulos *Peltier* o valor de ΔT , $(T_2 - T_1)$, máximo, que sempre ocorre quando a capacidade térmica é igual a zero e é equacionado por (ROWE, 1995; TELLUREX, [s.d.]):

$$\Delta T_{\max} = (T_2 - T_1)_{\max} = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2 * T_1^2}{2 * K * R} \quad (44)$$

Já mencionada no capítulo 2.2.1, a figura de mérito do termopar é formalmente definida por:

$$Z = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2}{K * R} \quad (45)$$

Deste modo, pode-se reescrever a Equação 44 como:

$$(T_2 - T_1)_{\max} = \frac{1}{2} * Z * T_1^2 \quad (46)$$

Apesar de não ser escopo deste trabalho, segundo Rowe (1995), é possível mostrar que a mesma figura de mérito se aplica para geração termoelétrica.

Nesse ponto da fundamentação, duas considerações de grande impacto prático devem ser notadas. A primeira é que, da Equação 43 se pode constatar que a refrigeração termoelétrica não se torna prática ou sequer realizável a menos que se enquadre em uma diferença de temperatura entre as junções que seja uma fração do máximo ΔT especificado pelo fabricante, onde ΔT é a diferença de temperatura entre a face quente e a face fria de um dispositivo termoelétrico. A segunda é que, observando a Equação 46, vê-se que a refrigeração termoelétrica apenas é factível se a máxima diferença de temperatura ΔT for uma fração significativa da temperatura absoluta. Por exemplo, considerando uma situação usual em que a temperatura T_1 da fonte de calor (face fria) seja 0°C (273K), e a temperatura T_2 do sorvedouro de calor (face quente ou dissipador) seja 25°C (298K) e substituindo esses valores na Equação 46, resulta uma figura de mérito $Z = 0,67 * 10^{-3} [K^{-1}]$.

Conforme citado no capítulo 2.2.1, é útil utilizar a figura de mérito adimensional ZT ao invés de Z e, a fim de se tornar qualquer aplicação prática, o projetista deve procurar valores de ZT da ordem de grandeza da unidade ou maior (ROWE, 1995). Módulos termoelétricos comerciais possuem $ZT = 1$ e já foi estabelecida a prova de conceito para $ZT = 2$ em materiais

termoelétricos em nano escala (BHUSHAN, 2010). Valores de ZT de aproximadamente 2.2 a aproximadamente 642°C foram conseguidos em pesquisas de ponta, demonstrando atuações térmicas mais eficientes nessa temperatura e um prospecto realístico na recuperação de energia térmica desperdiçada, já que cerca de dois terços de toda a energia utilizada em escala global é perdida na forma de calor (BISWAS *et al.*, 2012).

Ao contrário do que foi estabelecido no modelo ideal, nota-se que as características dimensionais e geométricas dos termoelementos influem no valor de Z e, assim, Z não é característica de qualquer par de materiais, mas de cada par em particular. Além disso, por inspeção do denominador da Equação 45, para um dado par, o maior valor de Z é atingido quando o produto $R * K$ é minimizado. A fim de encontrar uma equação que tenha a representação da figura de mérito e que se aplique a pares de materiais, algumas considerações devem ser feitas. Naturalmente R - de natureza elétrica - aumenta à medida que a razão entre o comprimento e a área aumenta e K - de natureza térmica - diminui. Diante disso, um dispositivo *Peltier* pode ser composto de termopares projetados para uma dada potência de resfriamento e corrente elétrica, alterando-se a razão dimensional em ambas as derivações. O mais importante, no entanto, é manter uma relação preferencial L/A entre um “braço” (derivação) e outro. O valor do produto $R * K$ é minimizado quando (ROWE, 1995):

$$\frac{L_n * A_p}{L_p * A_n} = \left(\frac{\rho_p * \lambda_n}{\rho_n * \lambda_p} \right)^{1/2} \quad (47)$$

Se a Equação 47 é satisfeita, então pode-se considerar uma figura de mérito para um par de materiais, na forma:

$$Z = \frac{(\alpha_p - \alpha_n)^2}{[(\lambda_p * \rho_p)^{1/2} + (\lambda_n * \rho_n)^{1/2}]^2} \quad (48)$$

A Equação 48 incorpora propriedades relevantes e de senso comum: os efeitos *Peltier* e *Seebeck* devem ser grandes e ter sinais opostos. A condutividade térmica e a resistividade elétrica devem ser baixas. Atendendo a estes pontos, a atuação dos efeitos termoelétricos (reversíveis) tendem a dominar sobre os efeitos das perdas por efeito *Joule* (irreversíveis) e da condução de calor (ROWE, 1995).

Uma última consideração deve ser feita sobre a utilização encontrada na literatura de se fazer a média dos valores de Z para as duas derivações e atribuí-la ao par. Teoricamente, apenas

em casos especiais isto ocorreria com acórdância, um deles quando os materiais do tipo p e n são exatamente equivalentes um ao outro em módulo e opostos pelo sinal do coeficiente *Seebeck*, ou seja:

$$\alpha_p = - \alpha_n \wedge \lambda_p * \rho_p = \lambda_n * \rho_n \quad (49)$$

Nesse caso $Z = Z_p = Z_n$ e chega-se na Equação 50: (ROWE, 1995)

$$Z_{p,n} = \frac{\alpha_{p,n}^2}{\rho_{p,n} * \lambda_{p,n}} \quad (50)$$

“Felizmente essa situação ocorre, ao menos aproximadamente, para os materiais usados em refrigeração termoelétrica em temperaturas ordinárias” (ROWE, 1995).

Ainda assim, a prática comum de se tomar a figura de mérito do par termoelétrico como a média dos valores de cada derivação pode levar a erros significativos, mas como já mencionado a figura de mérito é largamente usada na literatura e, apesar da inexatidão quantitativa, não há dúvida acerca do seu valor conceitual. Segundo Rowe (1995), “aparentemente não existe qualquer quantidade melhor para se empregar quando lidando com apenas um material”.

3.5 Eficiência de conversão e coeficiente de performance

Uma vez que qualquer dispositivo *Peltier* é um conversor de energia bidirecional termoelétrico, deve existir uma forma de se avaliar sua performance e quais parâmetros influenciam a mesma.

A performance de qualquer refrigerador é usualmente avaliada através de uma quantia denominada coeficiente de performance, conhecida na literatura pelo acrônimo COP (*coefficient of performance*) ou por Φ e definida como:

$$COP = \Phi = \frac{q_c}{W} \quad (51)$$

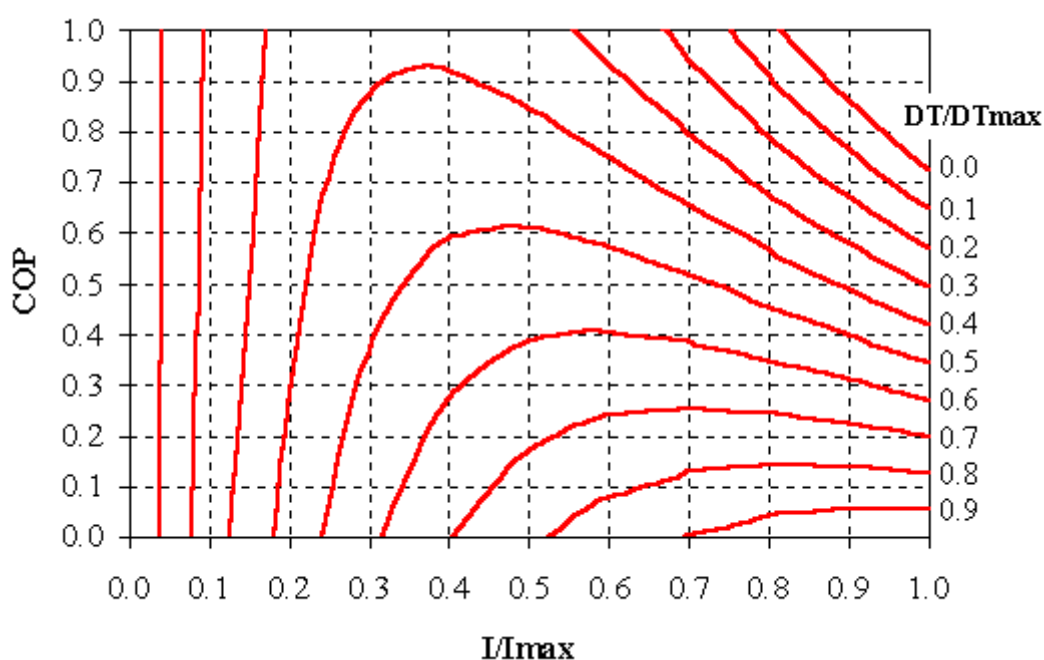
Onde:

- q_c é o calor útil absorvido pelo efeito *Peltier* ou o calor removido na face fria e
- W é a potência elétrica entregue ao dispositivo.

Para fins de denominação, as menções ao acrônimo COP ao longo do trabalho se referirão ao COP de um dispositivo termoelétrico operando como resfriador.

Na Figura 12 um exemplo de gráfico representando o COP de um módulo *Peltier* padrão atuando como resfriador. O gráfico representa a disposição geral e ordem de grandeza das curvas de COP. Naturalmente cada módulo possui individualmente suas curvas características.

Figura 12: Curvas de COP normalizadas para módulos *Peltier*.



Fonte: TE Technology, <https://ttech.com/faqs/>.

Pode-se enfatizar que COP's maiores que a unidade de módulos operando como resfriadores podem ser atingidos especialmente quando o módulo está bombeando calor contra um gradiente positivo de temperatura, ou seja, quando o lado frio está mais quente que a temperatura ambiente. Em aplicações práticas, o COP está tipicamente entre 0,3 e 0,7 para configurações de estágio simples.

No caso de se avaliar o COP de um dispositivo termoelétrico operando como aquecedor, basta utilizar o q_h no numerador, ou seja, equacionar a razão do calor útil emitido ao meio pela potência elétrica fornecida:

$$\text{COP}_{\text{aq}} = \frac{q_h}{W} \quad (52)$$

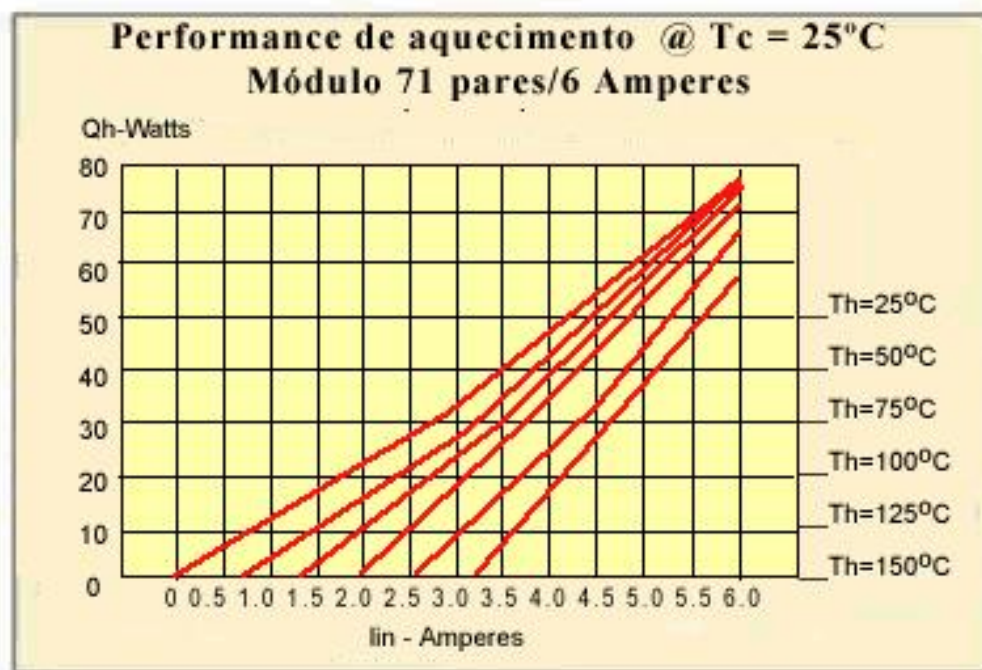
Onde:

- COP_{aq} é o COP de um dispositivo termoelétrico operando como aquecedor,
- q_h é a potência térmica emitida na face quente do módulo *Peltier* e
- W é a potência elétrica entregue ao dispositivo.

Interessante enfatizar que o COP_{aq} de um aquecedor termoelétrico é quase sempre maior do que a unidade. Isto ocorre porque a potência elétrica é dividida nas perdas por efeito *Joule*, irreversíveis mas que aquecem, enquanto no trabalho realizado na conversão termoelétrica, o bombeamento de energia térmica também favorece o aumento do COP_{aq} . Assim, quase sempre dispositivos *Peltier* são mais eficientes na conversão eletrotérmica do que resistores. Esse conceito não fere a lei da conservação de energia, pois no caso de operar como aquecedor, além da potência por efeito *Joule*, o módulo bombeia ativamente energia térmica de uma face a outra, conseguindo um valor quantitativo de aquecimento superior ao caso de simples dissipação.

A Figura 13 mostra a performance de aquecimento de um módulo *Peltier* padrão disponível em mercado, especificado para corrente máxima de 6 Amperes e com 71 termopares, à 25°C.

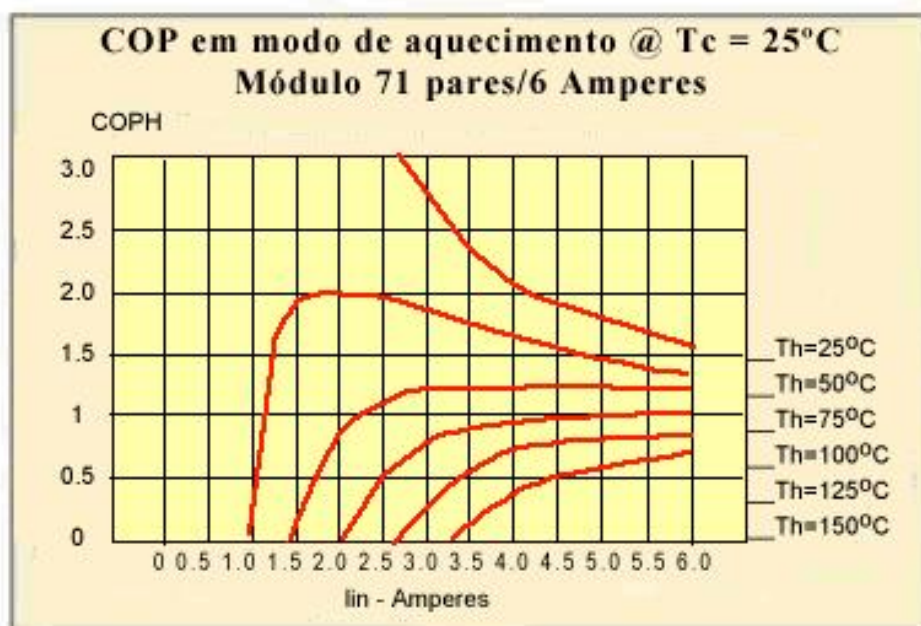
Figura 13: Potência térmica de saída de módulo Peltier operando como aquecedor. Temperatura do lado frio a 25°C.



Fonte: Ferrotech Technology, <https://thermal.ferrotec.com/technology/thermoelectric/thermalRef11>, modificada pelo autor.

A Figura 14 mostra curvas de COP_{aq} à várias temperaturas para módulo *Peltier* operando como aquecedor.

Figura 14: COP_{aq} de módulo Peltier operando como aquecedor. Temperatura do lado frio a 25°C.



Fonte: Ferrotech Technology, <https://thermal.ferrotec.com/technology/thermoelectric/thermalRef11>, modificada pelo autor.

A explicação para a estreita condição de operação em que o COP_{aq} é menor que a unidade está no fato de que, conforme visto no capítulo 3.3 Dispositivo Peltier - Modelo Ideal, metade da potência dissipada por efeito *Joule* irreversivelmente é direcionada para uma derivação ou face do módulo, enquanto a outra metade chega na derivação oposta. Nas condições em que a potência de bombeamento térmico por efeito *Peltier* não é capaz de ao menos igualar-se à metade da potência por efeito *Joule* – a metade que é direcionada à face fria e não contribui para o aquecimento da carga –, a razão definida pelo COP_{aq} será menor que a unidade. Interessante notar que isso só ocorre quando a potência elétrica de entrada é muito baixa e/ou o ponto de operação está ligado a uma eficiência extremamente baixa. Observando a Figura 14, também é possível constatar que quanto maior o ΔT , ou seja, quanto maior a diferença de temperatura entre a face quente e a face fria de um módulo termoeletrônico atuando como aquecedor, maior é a área na qual o COP_{aq} é menor do que a unidade, reafirmando a característica de que tanto a eficiência quanto o desempenho diminuem com o aumento de ΔT . O mesmo é válido para módulos termoeletrônicos atuando como resfriadores.

Retornando ao equacionamento, considerando ainda o modelo ideal e olhando para as derivações separadamente:

$$\left. \begin{aligned} W_p &= \alpha_p * I * (T_2 - T_1) + \frac{I^2 * \rho_p * L_p}{A_p} \\ W_n &= -\alpha_n * I * (T_2 - T_1) + \frac{I^2 * \rho_n * L_n}{A_n} \end{aligned} \right\} \quad (53)$$

A potência elétrica total é:

$$W = (\alpha_p - \alpha_n) * I * (T_2 - T_1) + I^2 * R \quad (54)$$

O coeficiente de performance é:

$$COP = \phi = \frac{q_c}{W} = \frac{(\alpha_p - \alpha_n) * I * T_1 - \frac{1}{2} * I^2 * R - K * (T_2 - T_1)}{(\alpha_p - \alpha_n) * I * (T_2 - T_1) + I^2 * R} \quad (55)$$

Para encontrar-se a corrente ótima, ou seja, que entrega o melhor COP, resolve-se a derivada do COP em relação a corrente igualando-a a zero, resultando conforme a Equação 56:

$$I_\phi = \frac{(\alpha_p - \alpha_n) * (T_2 - T_1)}{R [(1 + Z * T_M)^{1/2} - 1]} \quad (56)$$

Onde:

- T_M é a média de T_1 e T_2 , ou $[(T_1 + T_2) / 2]$.

Para essa corrente, o COP correspondente é:

$$\phi_{\max} = \frac{T_1 * [(1 + Z * T_M)^{1/2} * T_2 / T_1]}{(T_2 - T_1) * [(1 + Z * T_M)^{1/2} + 1]} \quad (57)$$

Ainda que o desenvolvimento dos equacionamentos acima, que conduz às Equações 56 e 57 seja relevante, nesse trabalho a corrente de projeto não foi determinada através desse procedimento de cálculo. Mais sobre esta decisão de projeto será visto no 5.6 Trocador de calor

da face quente. O cálculo da corrente ótima teórica da Equação 56 necessita dos parâmetros α_p , α_n , T_1 , T_2 , R e Z . Dentre esses, os parâmetros α_p , α_n , R e Z são característicos de cada dispositivo individualmente e, na condição de mercado atual, os fabricantes em geral não mencionam esses valores em *datasheets*. Existem essencialmente dois métodos consagrados na literatura para se medir a figura de mérito de um dispositivo, denominados métodos Harman e RCA. (MIN; ROWE, 2001; ROWE *et al.*, 2006) Ainda assim, muitas vezes existe variação significativa desses métodos para *softwares* simuladores de módulos *Peltier* fornecidos por alguns fabricantes. Além disso, uma grande parte dos fabricantes não oferece *softwares* simuladores, como foi o caso desse trabalho. Para a potência especificada e o objetivo do trabalho, encontra-se em data presente apenas um único fornecedor nacional, Danvic. Então, a solução que mais se torna acessível é trabalhar com as curvas básicas de performance fornecidas pelos fabricantes, tendo em conta uma discrepância também entre as curvas básicas fornecidas e os resultados experimentais. Essa discrepância ocorre porque as curvas básicas fornecidas nos *datasheets* refletem uma média ou um resultado esperado para os materiais envolvidos na fabricação, mas medições não são feitas para todos os dispositivos individualmente. Simulações utilizando *softwares* de terceiros com parâmetros semelhantes para os módulos podem ser um guia inicial. Ainda, conforme foi apresentado nesta fundamentação, os parâmetros α_p , α_n , R , K e Z são dependentes da temperatura e, assim, são dinâmicos por natureza. As curvas básicas de performance, apesar de serem especificadas em geral apenas para algumas poucas temperaturas, são um recurso acessível, especialmente nas estimativas iniciais do projeto (ELECTRONICS COOLING, [s.d.]).

3.6 Configuração multiestágio

Durante a fundamentação teórica foi mostrado que existe um gradiente de temperatura máximo que pode ser atingido com um refrigerador de estágio simples, ou seja, utilizando apenas um módulo termoelétrico. A Figura 15 mostra um módulo termoelétrico de estágio simples disponível comercialmente:

Figura 15: Módulo termoeletrico comercial de estágio simples.



Fonte: Ferrotech Technology, <https://www.ferrotec.com/products/thermal/modules/highPower>, modificada pelo autor.

Para se ter uma ideia de um valor provável do COP_{total} , pode-se assumir que cada um dos estágios opera em um COP determinado. Assim, o COP_{total} será:

$$COP_{total} = \frac{1}{(1 + 1 / COP_n) * (1 + 1 / COP_{n-1}) * (...) * (1 + 1 / COP_1) - 1} \quad (58)$$

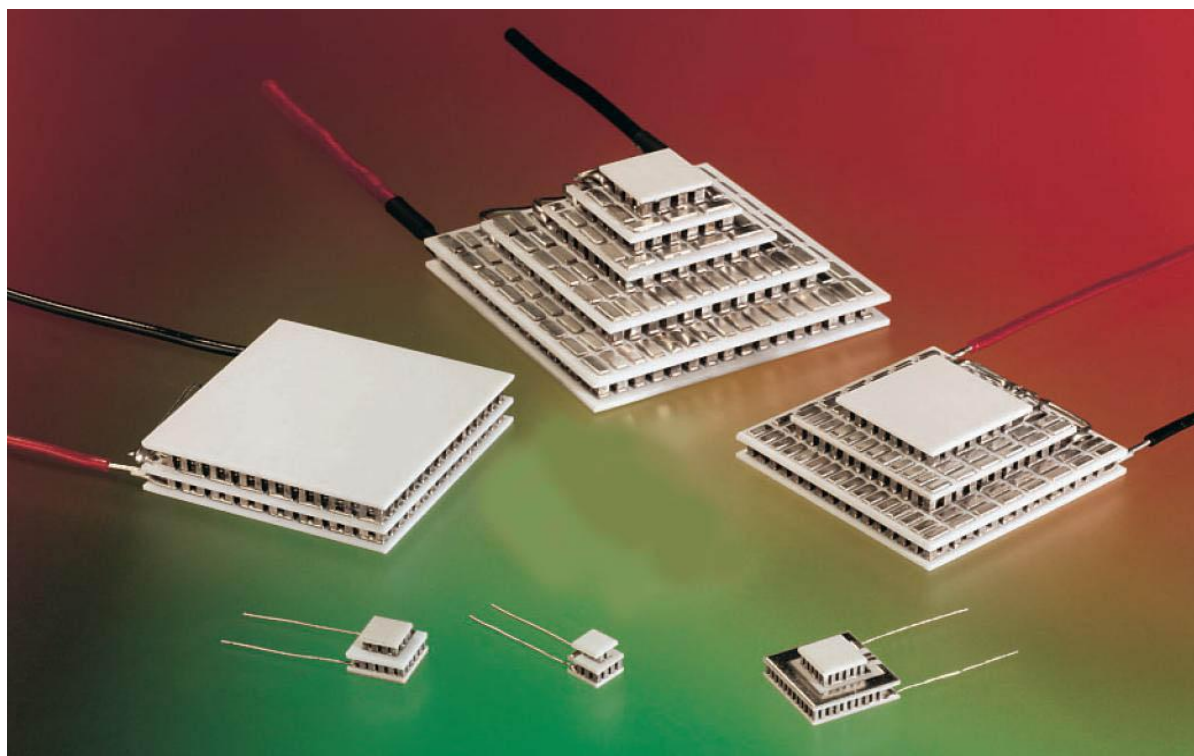
Segundo Rowe, 1995, demonstra-se utilizando a Equação 58 que o COP_{total} será baixo sempre que a diferença de temperatura é maior que o máximo para um estágio simples

Através da configuração multiestágio, da qual teoricamente poder-se-ia inicialmente atingir qualquer valor de temperatura, guardada a condição de que a temperatura final esteja acima do zero absoluto, utilizando refrigeradores em cascata. Apesar de existirem vários refrigeradores multiestágio disponíveis prontamente no mercado, essa situação não é verdadeira, uma vez que a eficiência diminui sempre que um estágio é adicionado. Ainda assim, refrigeradores multiestágios conseguem atingir os maiores gradientes de temperatura possíveis dentro da tecnologia *Peltier*. Também podem ser empregados para se conseguir algum ganho sobre o COP quando a diferença de temperatura é próxima do limite para uma configuração em estágio simples. (ROWE, 1995)

Uma característica comum para todos os refrigeradores multiestágio disponíveis em mercado em data atual é seu formato piramidal. O n -ésimo estágio consiste, normalmente, de até dois termopares. Então, se a mesma corrente é utilizada em todo o circuito elétrico dos módulos termoeletricos, estágios subsequentes necessitam de um número de termopares cada vez maior a fim de conseguir bombear a energia térmica que aumenta de estágio a estágio.

A Figura 16 exibe alguns módulos termoeétricos disponíveís em mercado na data desta pesquisa. Pode-se verificar que existem módulos que apresentam diferente número de estágios, buscando diferentes valores máximos de variação de temperatura ΔT .

Figura 16: Módulos termoeétricos comerciais multiestágios.



Fonte: Wolfgang Knap.

3.7 Limites térmicos em MOSFETs

Neste tópico será avaliada a influência do resfriamento ativo em chaves semicondutoras proposto nesse trabalho nos limites térmicos encontrados em MOSFETs. Os limites térmicos em MOSFETs são representados por um diagrama chamado SOA (acrônimo para *Safe Operating Area*) e composto por cinco curvas limite. Cada uma delas está relacionado com um aspecto ligado à construção do MOSFET. É importante o entendimento do funcionamento desses limites térmicos, a fim de se avaliar quais serão os ganhos ao se aplicar um resfriamento ativo nas chaves MOSFET.

Esta seção é uma tradução de parte do documento *Linear Mode Operation and SOA Power MOSFETs*, segundo Schoiswohl, 2010 e foi modificado pelo autor. Este documento traz

explicações sobre cada uma das linhas limite. Algumas informações foram introduzidas de outras fontes, a fim de melhor se entender o tema.

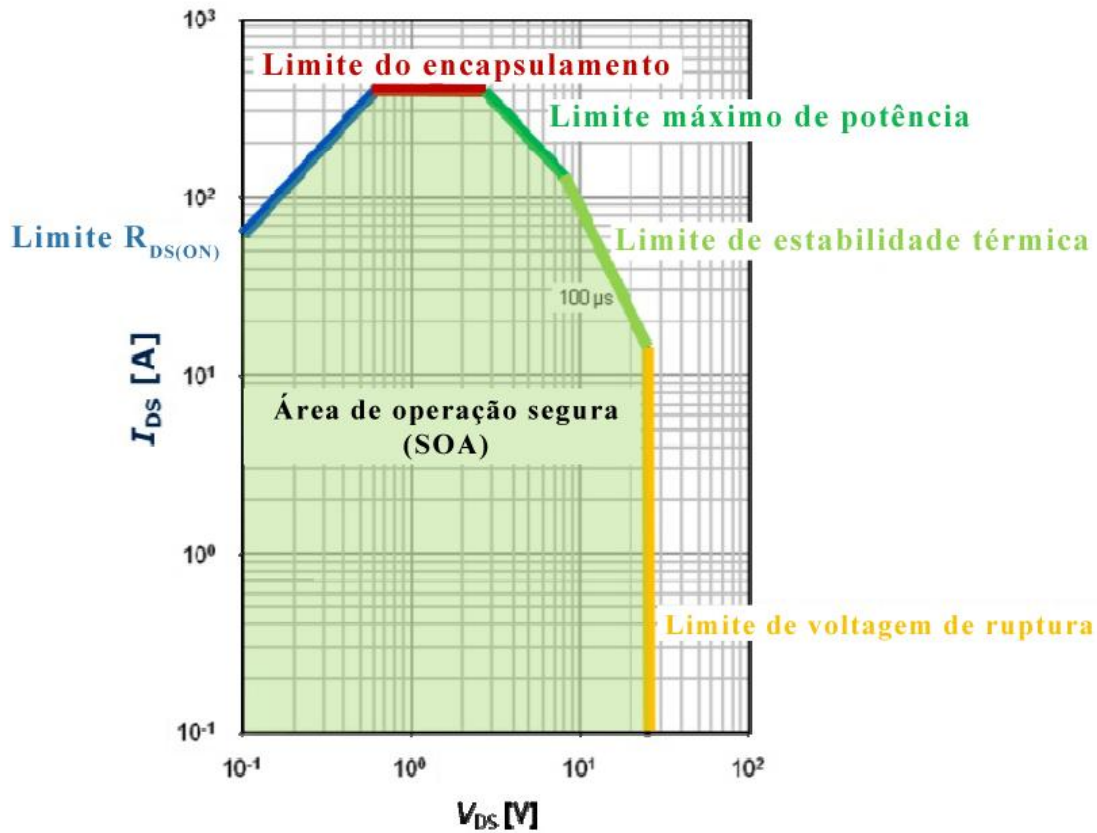
3.7.1 Linhas limite encontradas no SOA

É comum em *datasheets* de MOSFETs, TJBs, tiristores e IGBTs a publicação do diagrama SOA, ou diagrama de área de operação segura. A SOA é definida como as condições de voltagem e corrente elétrica nas quais pode-se esperar que o dispositivo opere sem causar danos a si próprio (WILLIAMS, 2004). O diagrama combina várias limitações do dispositivo em uma só curva, facilitando a análise do componente no projeto e as proteções necessárias.

A Figura 17 é o diagrama SOA do MOSFET BSC010NE2LS. As cinco linhas limite que compõem o diagrama são:

- Limite $R_{DS(ON)}$ – Azul
- Limite do encapsulamento – Vermelho
- Limite máximo de potência – Verde escuro
- Limite de estabilidade térmica – Verde claro
- Limite de voltagem de ruptura – Amarelo

Figura 17: Diagrama SOA.



Fonte: Infineon - Application Note – Power MOSFETs - OptiMOS - Linear Mode Operation and SOA Power MOSFETs, modificada pelo autor.

A área interna delimitada por essas curvas, em verde, informa as condições nas quais o MOSFET pode operar com segurança. Nota-se que o diagrama foi construído para o caso do encapsulamento à temperatura constante T_{case} de 25°C e a utilização de um único pulso de entrada de duração de 100µs (SCHOISWOHL, 2010). Esse é o caso mais comum nos *datasheets* de MOSFETs.

A seguir será avaliada a relação individual entre cada uma das linhas limite e a temperatura. Essa visão é importante, uma vez que relaciona quais parâmetros são influenciados diretamente pela ação do equipamento sob enfoque deste trabalho.

3.7.1.1 Limite $R_{DS(ON)}$

Pode-se notar na Figura 17 que a linha limite $R_{DS(ON)}$ é determinada por uma relação linear entre V_{DS} e I_{DS} . A inclinação desta reta é simplesmente a máxima $R_{DS(ON)}$ do MOSFET

a temperatura $T_j = 150^\circ\text{C}$ e, neste caso, $V_{GS} = 10\text{V}$. A linha limite por $R_{DS(ON)}$ pode ser equacionada por:

$$I_{DS} = \frac{V_{DS}}{R_{DS(ON)} (@V_{GS}=10\text{V}, T_j=150^\circ\text{C})} \quad (59)$$

Analisa-se que:

- Para voltagens V_{GS} mais baixas a linha limite $R_{DS(ON)}$ será mais baixa, já que o valor de $R_{DS(ON)}$ aumenta com voltagens V_{GS} menores. Essa dependência de $R_{DS(ON)}$ e V_{GS} em geral pode ser encontrada no *datasheet* do MOSFET.
- Se T_j for menor do que 150°C a linha limite $R_{DS(ON)}$ sobe no diagrama, uma vez que o valor de $R_{DS(ON)}$ diminui quando se diminui T_j .

Assim, a linha limite $R_{DS(ON)}$ pode ser recalculada se necessário utilizando a Equação 59 e parâmetros para $R_{DS(ON)}$ e T_j encontrados no *datasheet* (SCHOISWOHL, 2010).

Analisa-se que a curva da linha limite $R_{DS(ON)}$ pode ser deslocada para baixo ou para cima se o valor de V_{GS} for menor ou maior, respectivamente. Isto ocorre porque existe uma dependência entre $R_{DS(ON)}$ e V_{GS} . Esta dependência não está relacionada diretamente à temperatura.

No entanto, a curva da linha limite é resultado do $R_{DS(ON)}$ do MOSFET com a temperatura T_j a 150°C . Então, se T_j for menor do que 150°C , curva da linha limite sobe no diagrama. Portanto, o limite $R_{DS(ON)}$ é estendido proporcionalmente a temperatura T_j . Conclui-se que quanto melhor a refrigeração do MOSFET, menor será a temperatura T_j e maior será a extensão da limite $R_{DS(ON)}$.

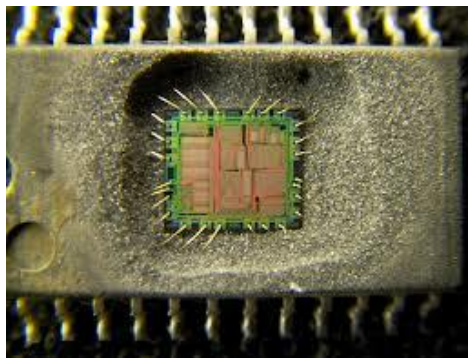
3.7.1.2 Limite do encapsulamento

Seguindo a linha limite de operação devido ao $R_{DS(ON)}$, rumo à correntes e tensões mais elevadas, encontra-se o limite de corrente. Este limite é em geral definido pela máxima corrente que o encapsulamento pode suportar. Desta forma, este limite é fortemente dependente das características do encapsulamento. Encapsulamentos com fios de ligação (*bond wires*), por exemplo, suportarão correntes máximas relacionadas com esta tecnologia de ligação.

O tamanho da pastilha interna do componente (*die*) também terá influência na corrente máxima do encapsulamento, já que determinará a configuração das ligações internas (número e bitola dos fios de ligação). De grande valor notar que a literatura aponta para o fato de que o limite térmico do encapsulamento não muda com variações de temperatura (SCHOISWOHL, 2010).

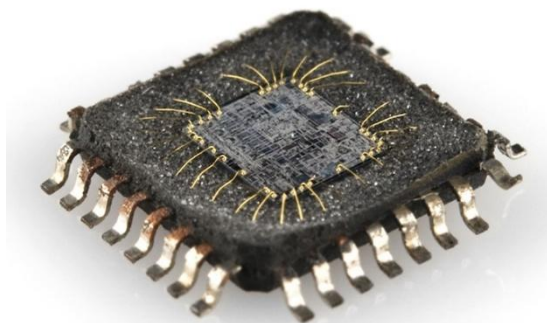
As Figuras 18 e 19 mostram fios de ligação internos em CIs reais.

Figura 18: Fios de ligação internos no CI.



Fonte: <http://electronics.stackexchange.com/questions/109916/how-does-soldering-affect-the-internal-bonding-between-the-ic-die-and-its-packag>.

Figura 19: Fios de ligação internos no CI.



Fonte: <https://learn.sparkfun.com/tutorials/integrated-circuits/inside-the-ic>.

De grande valor notar que a literatura aponta para o fato de que o limite térmico do encapsulamento não muda com variações de temperatura (SCHOISWOHL, 2010). Desta forma, não se observa influência de ação térmica sobre o limite do encapsulamento.

3.7.1.3 Limite máximo de potência

Esta linha é calculada à partir da máxima potência que o sistema pode desempenhar para atingir uma temperatura estável na junção, T_j , de 150°C em equilíbrio térmico e $T_{case} = 25^\circ\text{C}$. Importante notar que a escolha do resfriamento aplicado e variáveis térmicas como temperatura T_{case} e impedância térmica Z_{thjc} terão grande impacto nesse limite (SCHOISWOHL, 2010). Esta linha pode ser calculada como se segue, considerando equilíbrio térmico:

$$P_{dissipada} = P_{gerada} \quad (85)$$

Considerando a Equação 60 para T_j no modelo sugerido por Schoiswohl (2010):

$$T_j = T_{case} + Z_{thjc} * P_{dissipada} \quad (60)$$

Onde:

- Z_{thjc} é a impedância térmica transiente da junção até o encapsulamento para um valor especificado de razão cíclica. Logo, Z_{thjc} é função de t_p e D , sendo t_p o tempo ligado do pulso e D a razão cíclica (SCHOISWOHL, 2010; TECHNOLOGIES, 1999, 2014).

A corrente I_{DS} em função de V_{DS} é dada por:

$$I_{DS} = \frac{\Delta T_{jmax}}{Z_{thjc}(t_p, D) * V_{DS}} \quad (61)$$

Onde:

- ΔT_{jmax} é o máximo aumento de temperatura permitido para T_j .

A Equação 61 indica importantes relações:

- A corrente I_{DS} depende do máximo aumento de temperatura permitido para T_j . O máximo aumento de temperatura permitido, ΔT_{jmax} , dependerá de T_{case} e do máximo T_j que é permitido ao dispositivo sustentar. Praticamente todas as estratégias de resfriamento atuam nesta relação de compromisso e são em geral limitadas à distintas formas de se remover calor do encapsulamento. As formas de resfriamento passivo apenas possuem a capacidade de agir diretamente sobre T_{case} e então influenciam parcialmente T_j através de T_{case} , de acordo com a Equação 60. No entanto, qualquer que seja o mecanismo de resfriamento passivo adotado, a temperatura T_{case} sempre estará acima da temperatura ambiente ou, no limite da eficiência ao infinito, estará à temperatura ambiente.
- O valor de I_{DS} é influenciado pelo valor da impedância térmica Z_{thjc} . Para pulsos curtos o valor de Z_{thjc} depende do comprimento do pulso e da razão cíclica. É possível visualizar no diagrama SOA e na Equação 61 que um aumento na duração do pulso desloca a linha de limite máximo de potência para baixo. Trata-se do reflexo da maior impedância térmica para pulsos mais longos e/ou maior razão cíclica.

As características desse limite sugerem que a utilização do sistema desenvolvido como estratégia de resfriamento estenderá a utilização das chaves MOSFET à valores de potência mais próximos deste limite mediante potência térmica ativamente transferida, quando comparado com a estratégia de resfriamento passivo. Todos os outros limites estão mais ligados com aspectos arquiteturais e de construção interna do componente do que o limite máximo de potência. Pouco ou nada pode ser feito em relação aos outros limites, sendo definidos na fabricação. As formas de resfriamento mais comuns, no entanto, geralmente permitem apenas que o dispositivo opere bem abaixo do limite máximo de potência, por não conseguirem remover energia térmica suficientemente para manter o valor de temperatura T_j em condição aceitável.

As formas de resfriamento mais comuns geralmente permitem apenas que o dispositivo opere bem abaixo do limite máximo de potência, por não conseguirem remover energia térmica suficientemente para manter o valor de temperatura T_j em condição aceitável.

3.7.1.4 Limite de estabilidade térmica

Seguindo a linha do limite máximo de potência chega-se em um ponto no qual a inclinação da reta muda. Esse ponto indica o início da linha de estabilidade/instabilidade térmica.

Um MOSFET, ou qualquer sistema em geral, é considerado termicamente instável se a potência gerada cresce mais rapidamente do que a potência dissipada sobre a temperatura (SCHOISWOHL, 2010). Ou seja:

$$\frac{\partial P_{\text{gerado}}}{\partial T} > \frac{\partial P_{\text{dissipado}}}{\partial T} \quad (62)$$

Nessa condição a temperatura do sistema é instável e o sistema não está em equilíbrio térmico, como considerado no limite de máxima potência. Sabe-se que:

$$P_{\text{gerado}} = V_{\text{DS}} * I_{\text{DS}} \quad (63)$$

$$P_{\text{dissipado}} = \frac{T_j - T_{\text{amb}}}{Z_{\text{thjc}}(t_p, D)} \quad (64)$$

Rearranjando:

$$V_{\text{DS}} * \frac{\partial I_{\text{DS}}}{\partial T} > \frac{1}{Z_{\text{thjc}}(t_p, D)} \quad (65)$$

Considere V_{DS} constante sobre a temperatura para desenvolvimento à partir deste ponto. A Equação 65 define o alcance onde o MOSFET pode deparar-se com instabilidade térmica. O termo $\frac{\partial I_{\text{DS}}}{\partial T}$ é denominado na literatura de Coeficiente de Temperatura. Considerando que:

$$V_{\text{DS}} > 0 \quad (66)$$

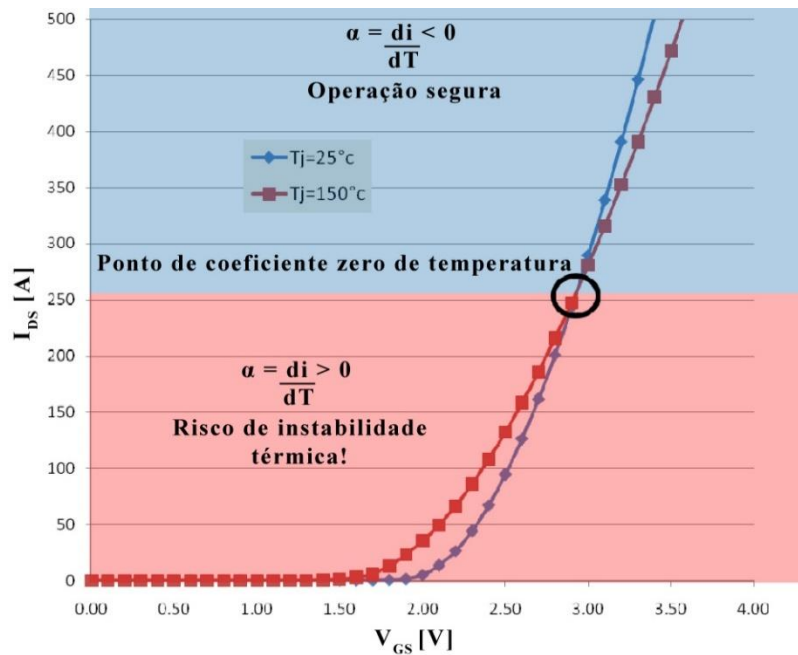
e

$$\frac{1}{Z_{\text{thjc}}(t_p, D)} > 0 \quad (67)$$

Nota-se que instabilidade térmica pode ocorrer somente se o coeficiente de temperatura for positivo.

A Figura 20 mostra a função de transferência $I_{DS} \times V_{GS}$ em diferentes temperaturas. Usualmente presente nos *datasheets*, esse gráfico informa em quais condições a instabilidade térmica ocorre.

Figura 20: Função de transferência do MOSFET BSC010NE2LS.



Fonte: Infineon - Application Note – Power MOSFETs - OptiMOS - Linear Mode Operation and SOA Power MOSFETs.

Modificada pelo autor.

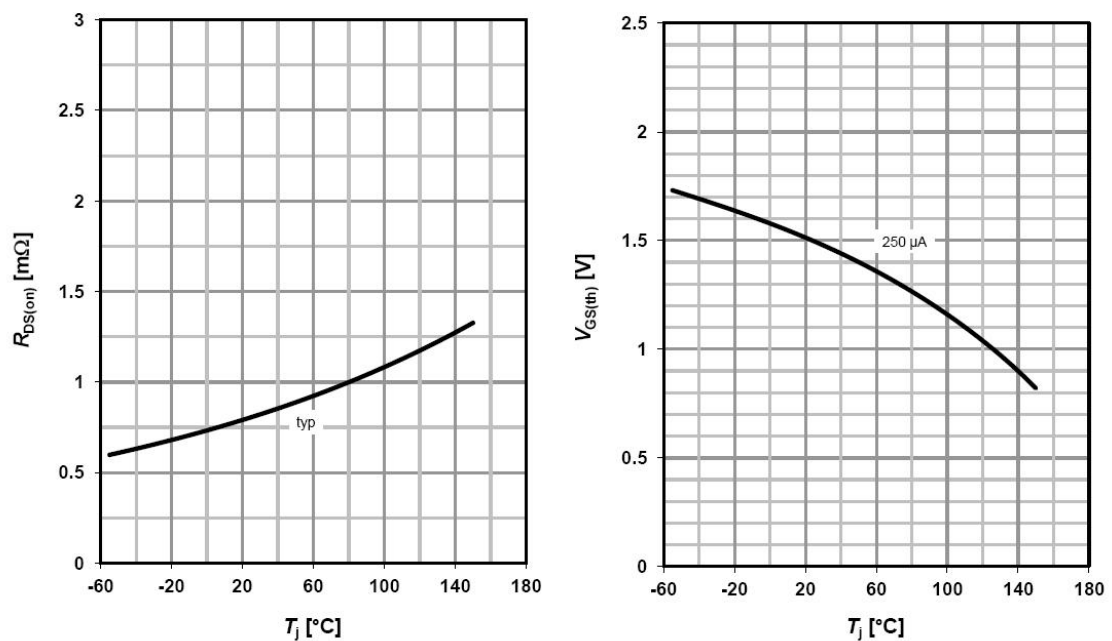
Comparando as correntes na Figura 20, para $V_{GS} = 2\text{V}$ em $T_j = 25^\circ\text{C}$ e $T_j = 150^\circ\text{C}$, nota-se que no caso de $V_{GS} = 2\text{V}$ a corrente cresce com a temperatura. Isso significa que o coeficiente de temperatura para $V_{GS} = 2\text{V}$ é positivo. Por outro lado, em $V_{GS} = 3.5\text{V}$, a corrente diminui com a temperatura e, por isso, o coeficiente de temperatura é negativo. Em um ponto indicado no gráfico entre as áreas azul e vermelha as curvas se cruzam. Esse ponto é denominado ponto de coeficiente zero de temperatura (*Zero Temperature Coefficient – ZTC*). Observa-se que instabilidade térmica apenas ocorre para V_{GS} abaixo do valor de V_{GS} do ZTC (SCHOISWOHL, 2010).

Existem dois fatores que concorrem na explicação da mudança do coeficiente de temperatura de negativo para positivo. De um lado a resistência de um MOSFET aumenta com o aumento de temperatura devido à diminuição de mobilidade eletrônica na estrutura cristalina.

De outro lado, a voltagem de gatilho (*threshold*) diminui com o aumento de temperatura, já que mais elétrons foram excitados na banda de condução do MOSFET. A baixas temperaturas o efeito de diminuição da voltagem de gatilho é dominante e a corrente aumenta com a temperatura. Em temperaturas mais altas o aumento de $R_{DS(ON)}$ com o aumento de temperatura é dominante e a corrente diminui com a temperatura (SCHOISWOHL, 2010). A Figura 21 mostra, à esquerda, a curva de variação da resistência $R_{DS(ON)}$ vs. T_j e, à esquerda, a curva de variação da voltagem de gatilho vs. T_j , ambas para o MOSFET BSC010NE2LS. Portanto, a Figura 21 exibe o resultado da variação de temperatura em $R_{DS(ON)}$ e na voltagem de gatilho.

Figura 21: Esquerda: Curva de variação da resistência dreno-source (R_{DS}) vs. T_j .

Direita: Curva de variação da voltagem de gatilho (threshold) vs. T_j .



Fonte: *Datasheet* do MOSFET BSC010NE2LS.

Após entender as causas da instabilidade térmica, será discutido seu respectivo mecanismo de destruição que atua no componente. Em geral, assume-se que a distribuição de temperatura no MOSFET é uniforme de tal forma que T_j é o mesmo em todo o *chip*. Na verdade isso não ocorre fisicamente. Existem pequenas falhas de homogeneidade que ocorrem, por exemplo, na espessura da solda entre a pastilha (*die*) e o encapsulamento (*package*). Essas pequenas divergências de homogeneidade resultarão em aumentos locais mínimos de temperaturas. Essas

pequenas diferenças de temperaturas ocorrerão em dependência do ponto de operação do MOSFET em relação ao ponto ZTC, na seguinte lógica (SCHOISWOHL, 2010):

- Para operações acima do ponto ZTC o coeficiente de temperatura é negativo. Pontos mais quentes demandarão menos corrente e resfriarão. O componente se estabilizará e variações iniciais de temperatura se tornarão irrelevantes;
- para operações abaixo do ponto ZTC o coeficiente de temperatura é positivo. Nesse caso pontos mais quentes demandarão mais corrente e, em cadeia, haverá aumento local de dissipação de potência e posterior aumento de temperatura. Em última análise, o resultado será fuga térmica e destruição local do componente.

Existem métodos para se ajustar a linha limite de estabilidade térmica, porém estão fora do escopo dessa pesquisa. Os pontos relevantes para este trabalho nessa prévia análise são dois:

- O limite de estabilidade térmica não depende da temperatura externa, tampouco de T_j ;
- é inviável o emprego de MOSFETs em pontos de operação termicamente instáveis mediante resfriamento passivo ou ativo. As reações de destruição em cadeia acima mencionadas acabariam por destruir o componente, mesmo que mediante um gradiente de temperatura negativo.

Após análise deste limite, conclui-se que:

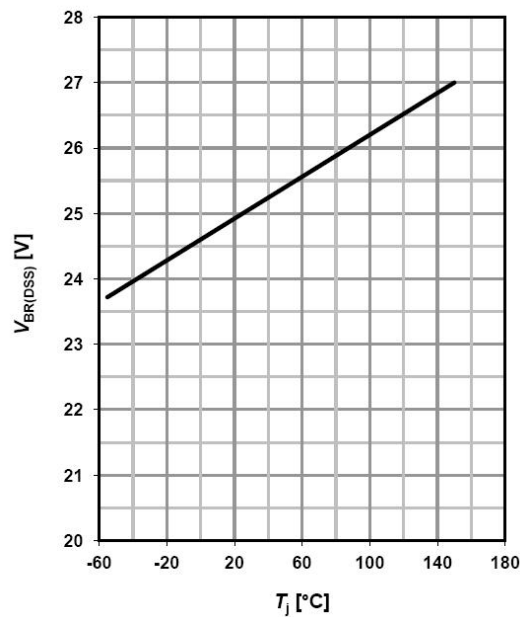
- O limite de estabilidade térmica não depende da temperatura externa, tampouco de T_j ;
- é inviável o emprego de MOSFETs em pontos de operação termicamente instáveis mediante resfriamento passivo ou ativo. As reações de destruição em cadeia relacionadas à instabilidade térmica acabariam por destruir o componente, mesmo que mediante um gradiente de temperatura negativo.

Assim, tendo sob análise o limite de estabilidade térmica, o resfriamento ativo não traz benefícios diretos significativos e os critérios adequados para estabilidade térmica devem ser considerados em qualquer projeto.

3.7.1.5 Limite de voltagem de ruptura

O diagrama SOA é limitado à direita pela máxima voltagem V_{DS} aplicável ao MOSFET. Esta é em geral a voltagem de ruptura (*breakdown*) $V_{BR(DSS)}$ do dispositivo e depende do T_j . A relação entre $V_{BR(DSS)}$ e T_j normalmente é dada em gráfico no *datasheet* do MOSFET e é dada na Figura 22 para o MOSFET BSC10NE2LS.

Figura 22: $V_{BR(DSS)}$ vs. T_j do MOSFET BSC010NE2LS.



Fonte: *Datasheet* do MOSFET BSC010NE2LS.

Nota-se que a voltagem de ruptura pode ser significativamente reduzida em temperaturas mais baixas. Assim, este limite está diretamente ligado ao resfriamento ativo proposto e é inversamente benéfico: quanto mais resfriado o componente, menor a máxima voltagem de ruptura admissível. Geralmente critérios de segurança em projetos demandam uma margem de segurança elétrica referente à voltagem de ruptura. Essa margem elétrica é usualmente superior às variações do limite de voltagem de ruptura causadas pela variação térmica. Portanto, não há prejuízo prático em se aplicar o resfriamento proposto.

De acordo com Schoiswohl, 2010, a violação da máxima voltagem V_{DS} aplicável conduzirá a ruptura da junção do MOSFET e, sem qualquer sistema de limitação de corrente ou potência, o MOSFET sofrerá destruição térmica.

3.7.2 Conclusão

Após revisão e avaliação de todas as curvas que compõem o diagrama SOA, conclui-se que três limites são diretamente implicados na atuação térmica proposta nesse pesquisa, sendo eles:

- Limite $R_{DS(ON)}$;
- limite máximo de potência;
- limite de voltagem de ruptura.

Dentre estes, o limite máximo de potência é particularmente mais influenciável pela atuação térmica proposta.

Os outros dois limites associados ao diagrama SOA dependem de parâmetros internos arquiteturais e são pouco ou nada influenciados por atuação térmica externa, seja ativa ou passiva.

3.8 Considerações finais

Este capítulo trouxe os principais conceitos sobre termoeletricidade, explicando e diferenciando os principais três fenômenos termoelétricos e a origem física de cada um deles, bem como suas correlações energéticas. Além disso, o equacionamento que permite avaliação quantitativa dos processos térmicos envolvidos na conversão termoelétrica foi revisado e seu sentido físico explicado. Por fim, foi feita uma investigação sobre os limites térmicos dos MOSFETs com o intuito de se entender quais as consequências de um resfriamento ativo nessas chaves semicondutoras.

CAPÍTULO 4

4 METODOLOGIA DE CONSTRUÇÃO

4.1 Considerações iniciais

Neste capítulo é definido o escopo do projeto do equipamento desenvolvido. É feita uma pesquisa sobre as arquiteturas de montagem de sistemas *Peltier* e uma avaliação crítica de cada uma delas, prosseguindo com a escolha da arquitetura a ser empregada. São avaliados o número de módulos necessários, o desempenho do sistema e a sua faixa de operação. São definidos parâmetros necessários para a especificação do sistema termoelétrico desenvolvido, sendo eles T_h , T_c e ΔT . É definido o modelo do módulo termoelétrico utilizado no projeto. Ao final deste capítulo, é feita uma revisão e análise crítica das técnicas de montagem de módulos termoelétricos.

4.2 Definição do escopo do projeto do equipamento desenvolvido

A fim de se definir um escopo de trabalho factível, decidiu-se focar-se na atuação térmica em chaves semicondutoras. Além disso, durante este estudo, outros trabalhos e pesquisas estavam em desenvolvimento no NUPEP, incluindo montagens de conversores estáticos de potência na faixa de 1kW. Este valor tem sido recorrente ao longo dos anos e estabelece uma faixa de potência considerável para boa parte dos estudos acadêmicos realizados no NUPEP. Ainda, como o objetivo deste trabalho é desenvolver um equipamento com características de bancada, partiu-se de algumas premissas básicas:

- Robustez no aspecto construtivo;
- mobilidade do equipamento;
- potência suficiente para manter estabilidade térmica frente à distintos níveis de operações das chaves;
- flexibilidade de operação com relação à interface entre o equipamento e distintas geometrias de encapsulamentos de circuitos integrados.

Um levantamento preliminar arbitrário mostrou que dentre algumas das chaves bastante utilizadas em conversores estáticos de potência montados no NUPEP e outras comumente mencionadas em publicações encontram-se as seguintes especificações, conforme a Tabela 3:

Tabela 3: Levantamento de algumas chaves utilizadas em conversores estáticos de potência.

Modelo	V_{DSS} [V]	I_{Dmax} [A]	P_D [W]
STW69N65M5	650	58	79
IRF840	500	8.0	125
IRF841	450	8.0	125
IRF842	500	7.0	125
IRF843	450	7.0	125
STW35N65M5	650	27	160
IRFP250	200	33	180
IRFP251	150	33	180
IRFP252	200	27	180
IRFP253	150	27	180
STW13N95K3	950	10	190
C2M0080120D	1200	31.6	208
STW40N60M2	600	34	250
IRFP460	500	20.0	280
STW56NM60N	600	45	300

Fonte: Autoria própria.

Onde:

- V_{DSS} é máxima voltagem dreno-source;
- I_{Dmax} é a máxima corrente contínua no dreno;
- P_D é a máxima potência dissipada à 25°C.

Todos os valores da Tabela 3 são absolutos.

Seria possível estender a listagem de modo a encontrarmos chaves de outras faixas de potência, mesmo nas faixas de voltagem e corrente acima. No entanto, sendo este um primeiro

protótipo a ser utilizado no NUPEP, foi escolhida a faixa de potência encontrada acima. Logo, os valores de dissipação de potência máxima estão abaixo de 300W.

Portanto, à partir do valor de 300W, define-se a potência térmica de base necessária para o equipamento em desenvolvimento. Como boa prática em especificação de condições de projetos, aplica-se um coeficiente de segurança. Valores de 20% são encontrados em procedimentos de projetos (TREVISIO, 1999). Neste caso será aplicado o coeficiente de 15% para a potência térmica. O valor de $300W * 1,15 = 345W$ e para facilidade de cálculos arredonda-se para o valor final de 350W. Esta ordem de potência confere ao sistema a relevante característica de estabilidade térmica frente à flutuações térmicas naturais em regime de operação, conforme observado durante os testes.

Para o limite inferior, definiu-se o valor de 15°C abaixo da temperatura ambiente. Os módulos termoeletrônicos são especificados à temperatura ambiente de 27°C. Logo, essa será a temperatura ambiente em todo o projeto e, por conseguinte, o limite inferior de temperatura, T_c é:

$$T_c = 27^{\circ}C - 15^{\circ}C = 12^{\circ}C \quad (59)$$

Entende-se que a melhor condição vetorial de transferência térmica é aquela na qual existe uma superfície de interface plana, lisa e formada pelo contato paralelo entre o componente e o trocador de calor do equipamento. Material de interface térmica (*TIM* – acrônimo para *Thermal Interface Material*) de alta qualidade, mais conhecida como pasta térmica, deve ser empregada para otimização da transferência térmica. Além da geometria do trocador de calor, a grandeza que determinará a taxa de transferência térmica é a resistência térmica. É então necessário determinar um valor de resistência térmica aceitável para a interface componente – equipamento. Verificando a resistência térmica (R_{thjc}) do conjunto de chaves levantado, foram obtidos valores máximos de 1K/W para o IRF480 e mínimo de 0,29K/W para o IPW60R045CP. Entende-se que o trocador que faz interface com as chaves deve limitar o menos possível a troca térmica. Para isso, definiu-se um valor de pelo menos uma ordem de magnitude abaixo do menor valor encontrado. Logo, a resistência térmica do trocador em questão deve ser menor do que 0,029K/W dentro da faixa de carga térmica de 350W e da faixa de temperatura de 12°C à temperatura ambiente de 27°C.

O quesito mobilidade do equipamento tem influência na escolha da tecnologia a ser pesquisada e empregada. Isto ocorre porque as tecnologias de resfriamento existentes implicam certas restrições de acomodação e mobilidade.

4.3 Definição da topologia do sistema

Existem seis topologias utilizadas em sistemas *Peltier*, conforme representado na Figura 23, a saber (AB, 2004; SUPERCOOL, [s.d.]):

- Ar-Ar

Em geral são utilizadas para resfriar ou aquecer objetos em contêineres. Calor é absorvido e dissipado através de trocadores de calor equipados com ventiladores. Diferentes geometrias podem ser empregadas para fluxo de ar, a depender da aplicação. Topologias Ar-Ar são utilizadas em montagens mais simplificadas e com performance reduzida frente a outras topologias.

- Ar-Líquido

Esses sistemas possuem uma relação de compromisso entre desempenho e complexidade. O calor é absorvido através de um trocador de calor ao ar no lado frio e então dissipado em um líquido em contato com o lado quente. Geralmente o circuito líquido é recirculatório, equipado com bomba e radiador, removendo o calor para o ar ambiente.

- Direto-Ar

Topologias Direto-Ar são usadas em três aplicações chave, incluindo resfriamento e aquecimento de:

- Objetos em contato direto com a plataforma (bloco) frio;
- recipientes através de conexão da plataforma fria com contêiner termicamente condutivo;
- líquidos através de conexão com tanque ou dissipador para líquidos termicamente condutivo.

O calor é absorvido pela plataforma fria, bombeado através dos módulos termoelétricos e então dissipado para o ar através de dissipador para ar.

- Direto-Líquido

São usadas para atuação térmica nos mesmos casos previstos pela topologia Direto-Ar. A diferença é que calor é dissipado em um líquido refrigerante no lado quente, normalmente estabelecendo circuito recirculatório através de bomba e passando por radiador.

Por utilizar eficiente mecanismo de remoção de calor, oferece forte margem de atuação térmica, quando a interface fixa do objeto a ser resfriado ou aquecido com plataforma fria é satisfatória.

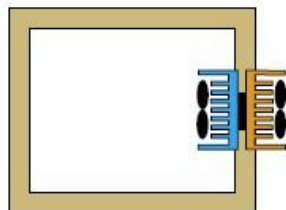
- Líquido-Ar

A topologia líquido-ar é utilizada para atuação térmica em líquido ou gás que flui por um trocador de calor. Geralmente o circuito líquido é do tipo recirculatório. Calor é absorvido no trocador de calor para líquido, bombeado pelos termoelementos e então dissipados para o ar através de trocador de calor para ar.

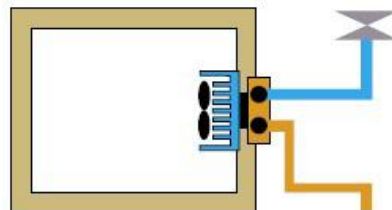
- Líquido-Líquido

Também é usada para atuação térmica em líquido ou gás que flui por um trocador de calor. No entanto, o calor é dissipado através de outro circuito líquido, independente do circuito líquido do lado frio. Com isso, se consegue a melhor forma de transferência térmica dentre todas as topologias. No entanto, é também uma relação de compromisso, já que também se tem a maior complexidade e custo entre as topologias.

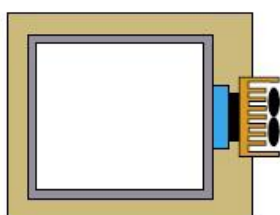
Figura 23: Ilustrações das diferentes topologias de sistemas *Peltier*.



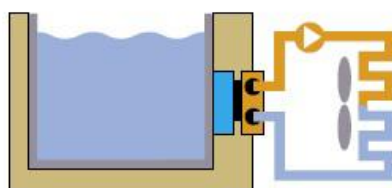
AA = Sistema Ar para Ar
Ar em um recipiente fechado é resfriado e o calor é dissipado no ar ambiente.



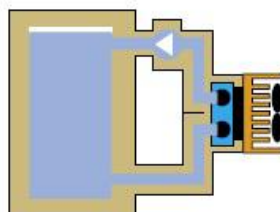
AL = Sistema Ar para Líquido
Ar em um recipiente fechado é resfriado e o calor é dissipado em um líquido refrigerante.



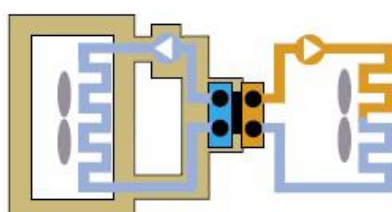
DA = Sistema Direto para Ar
Superfícies sólidas são resfriadas diretamente e o calor é dissipado no ar ambiente.



DL = Sistema Direto para Líquido
Superfícies sólidas são resfriadas diretamente (e pode então resfriar qualquer outra substância). O calor é dissipado em um líquido.



LA = Sistema Líquido para Ar
O circuito líquido é resfriado gradualmente e o calor é dissipado no ar ambiente.



LL = Sistema Líquido para Líquido
O circuito líquido é resfriado gradualmente e o calor é dissipado em um líquido.

Fonte: Supercool AB.

Analisa-se que a topologia Ar-Ar apresenta pobre eficiência e troca térmica, em ambos os lados quente e frio. A topologia Ar-Líquido, Direto-Ar e Direto-Líquido não atendem as condições de interface necessárias, ou seja, torna-se impraticável o acoplamento do equipamento à chaves semicondutoras em PCB. A topologia Líquido-Líquido, apesar de chamativa pelo melhor desempenho térmico, apresenta especialmente maior custo.

Foi escolhida a topologia Líquido-Ar para a implementação do equipamento. Com esta topologia, pode-se desenvolver uma interface flexível, isto é, fazer o líquido refrigerante circular por um trocador de calor de dimensões reduzidas e obter mobilidade no posicionamento do equipamento. O custo também tem peso nesta decisão de topologia. O custo de um segundo trocador de calor para fluidos, de capacidade de troca térmica igual ou maior que o trocador do lado frio, adicionado a recipiente, radiador e bomba independentes elevaria os valores totais significativamente.

4.4 Estágio simples / Multiestágio

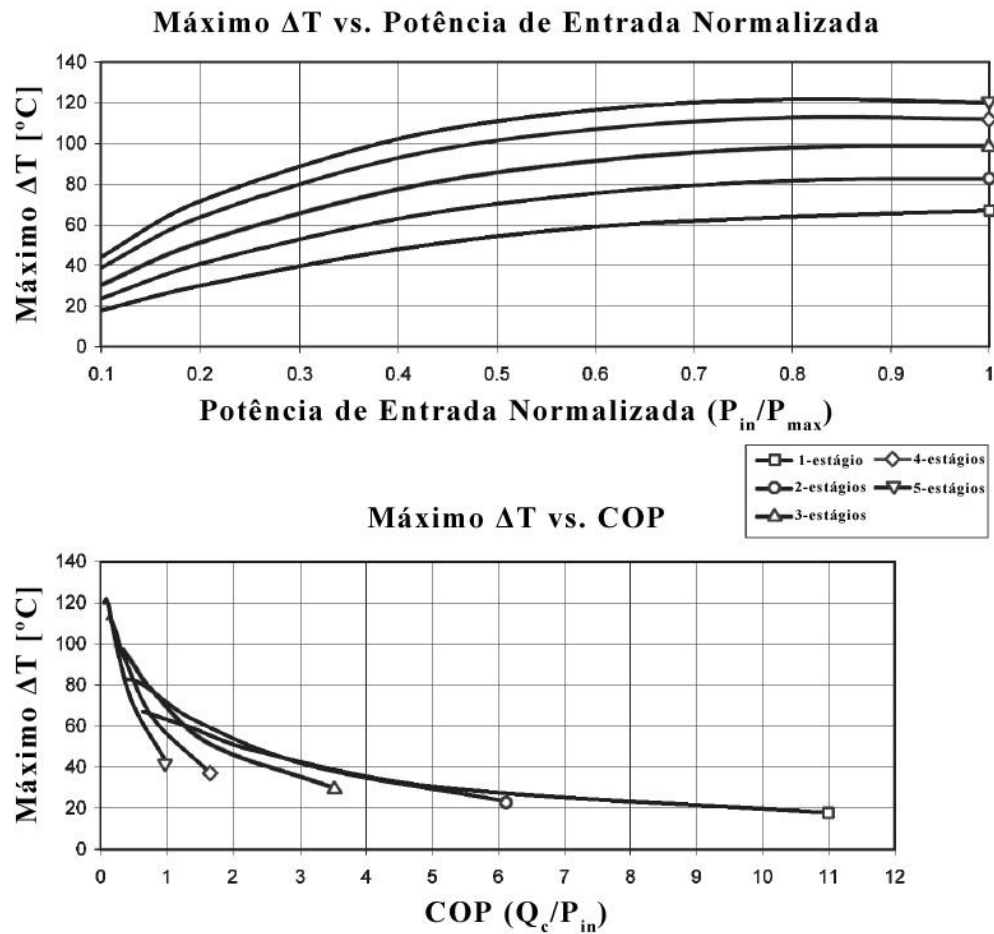
Foram explicados no Capítulo 3.6 Configuração Multiestágio a definição e funcionamento de módulos termoeletrônicos de estágio simples e multiestágios. A escolha da configuração de estágio simples ou multiestágio está relacionada com a variação de temperatura ΔT requerida entre as faces quente e fria.

Um módulo termoeletrônico multiestágio somente deve ser utilizado quando módulo de estágio simples não atende a diferença de temperatura ΔT necessária (TECHNOLOGIES, 2010a).

A Figura 24 ilustra várias curvas de máximo ΔT vs. Potência de entrada normalizada, onde cada curva representa uma quantidade de estágios. Essas curvas ajudam a identificar quando torna-se necessário considerar módulos multiestágio, ou cascatas. Considera-se na Figura 24 P_{in} a potência elétrica de entrada e P_{max} a potência elétrica de entrada máxima do módulo termoeletrônico.

Um módulo de dois estágios pode ser considerado se houver necessidade de um ΔT entre 40°C e 65°C. Abaixo de um ΔT de 40°C, podem ser empregados módulos de estágio simples e acima de 65°C podem ser requeridos módulos com 3, 4 ou mesmo 5 estágios (TECHNOLOGIES, 2010a).

Figura 24: Acima: Máximo ΔT vs. Potência de Entrada Normalizada (P_{in}/P_{max}). Abaixo: Máximo ΔT vs. COP.

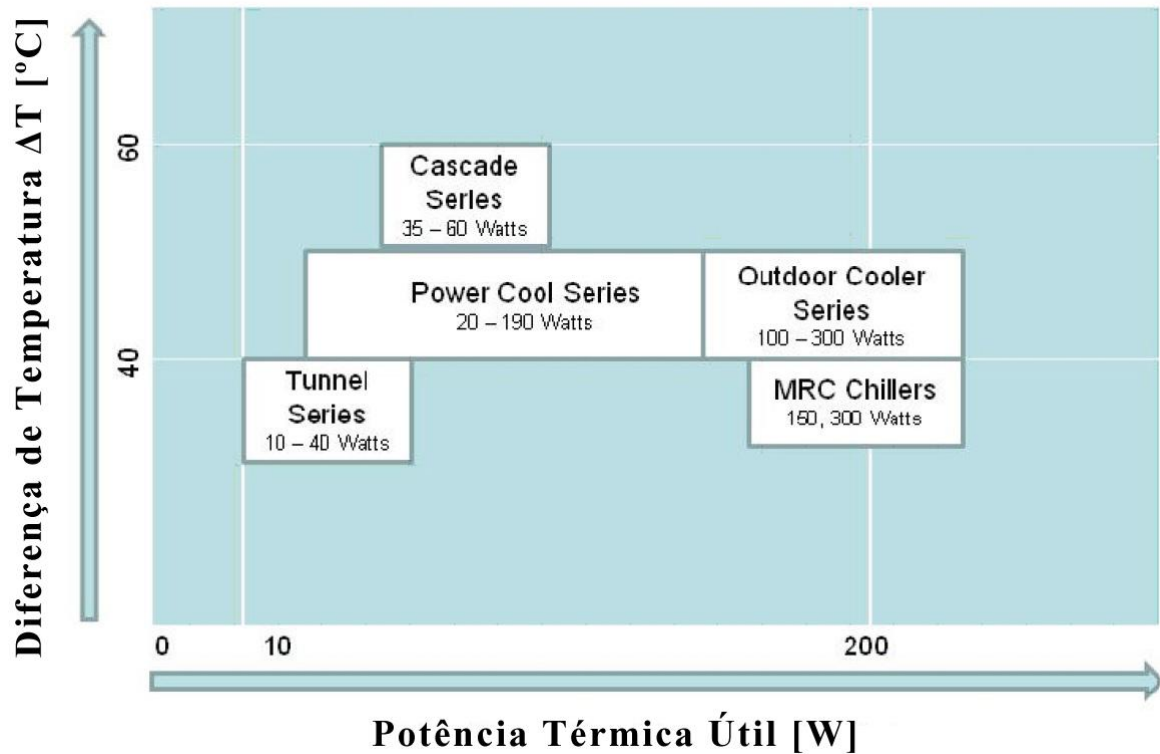


Fonte: Thermoelectric Handbook, Laird Technologies.

Outro fator que deve ser considerado é o custo. Naturalmente, quanto maior o número de estágios, maior o custo. No entanto, certas aplicações podem necessitar de um maior ΔT na relação de compromisso entre COP, custo e ΔT (TECHNOLOGIES, 2010a).

A Figura 25 ilustra as famílias comerciais de montagens prontas oferecidas pela Laird Technology e seus respectivos limites ΔT vs. Q_{cmax} . A Figura 25 reflete a disponibilidade comercial geral, uma vez que os materiais empregados na fabricação dos módulos termoelétricos e nas montagens são, normalmente, os mesmos. Os dados da Figura 25 representam disponibilidade comercial ainda em data presente, refletindo que inexistem no mercado novos materiais termoelétricos melhorados capazes de substituir os atuais.

Figura 25 Mapa de algumas famílias de montagens comercialmente disponíveis.



Fonte: Thermoelectric Assembly Handbook, Laird Technologies, 2010, modificada pelo autor.

Para determinar se serão utilizados módulos termoeletrônicos de estágio simples ou multiestágios, é necessário estimar a diferença de temperatura ΔT sistêmica. Identifica-se ΔT sistêmico ou somente ΔT como a diferença de temperatura entre as faces quente e fria e denomina-se ΔT na carga como a diferença de temperatura ocasionada na carga térmica.

O limite inferior requerido T_c para a aplicação desta pesquisa foi definido em 12°C e a temperatura da carga está a temperatura ambiente $T_{amb} = 27^\circ\text{C}$. Uma vez que valores sistêmicos de ΔT de até 40°C são conseguidos com utilização de módulos de estágio simples, nota-se que idealmente restam 25°C de margem para aquecimento no lado quente, ou seja:

$$\Delta T \text{ na carga} = T_{amb} - T_c = 27 - 12 = 15^\circ\text{C} \quad (68)$$

Deve ser considerado o ΔT_{hot} , que é o ΔT disponível entre a face quente e a temperatura ambiente. O ΔT_{hot} ocorre devido à resistência térmica do trocador de calor adjacente à face quente.

$$\Delta T_{\text{hot}} = 40 - 15 = 25^{\circ}\text{C} \quad (69)$$

É importante levar em conta o ΔT_{hot} , já que um erro fácil de ser cometido na especificação de um sistema termoelétrico é considerar a temperatura da face quente como a temperatura ambiente. Toda a energia térmica bombeada pelos módulo termoelétrico somada às perdas por efeito *Joule* nos termoelementos deverão ser dissipadas na face quente.

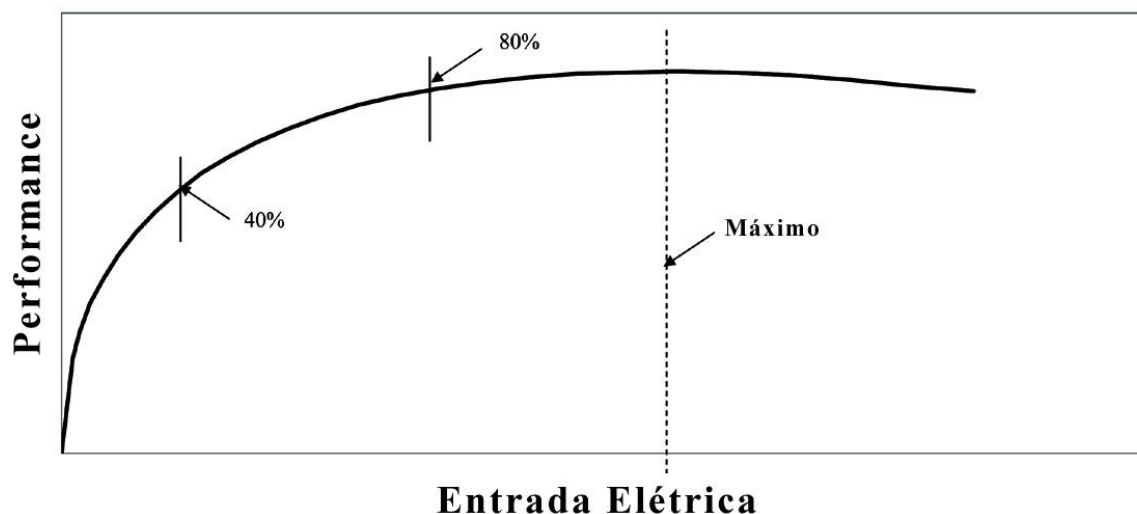
O valor de ΔT sistêmico de 40°C é considerado o valor máximo atingível com a utilização de módulos termoelétricos de estágio simples. No entanto, é possível trabalhar com curvas de operação representadas por ΔT sistêmicos menores. Esta possibilidade é uma relação de compromisso entre o ΔT na carga necessário na aplicação em questão, a potência térmica útil Q_c e a eficiência dos trocadores de calor. Por isto, a utilização do valor do ΔT sistêmico de 40°C será revista ao definir-se os pontos de operação mais indicados para o sistema.

Portanto, conclui-se que o sistema pode ser dimensionado para utilização com módulos termoelétricos de estágio simples.

4.5 Performance típica de módulos termoelétricos

Quando o gráfico de performance vs. entrada elétrica é plotado para qualquer dispositivo termoelétrico, a curva se assemelhará à Figura 26:

Figura 26 Curva típica de performance vs. entrada elétrica para dispositivos termoeétricos.



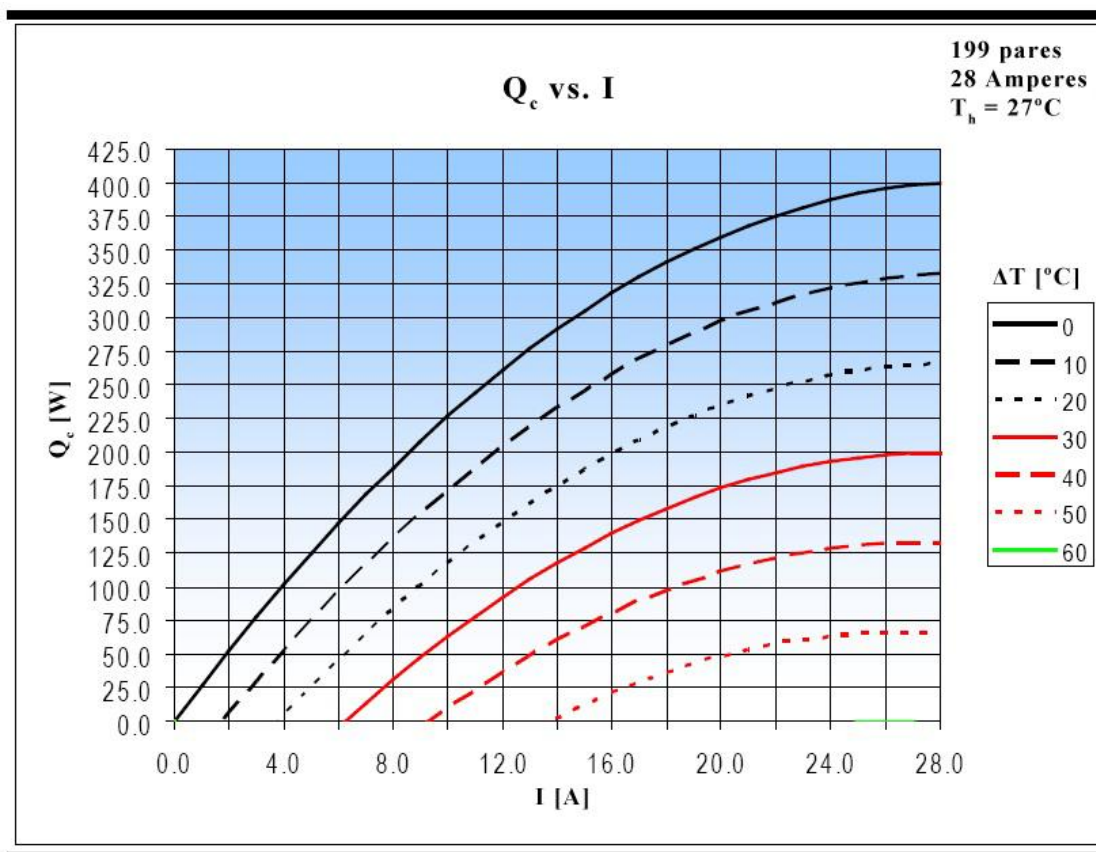
Fonte: Thermoelectric Handbook, Laird Technologies, 2010, modificada pelo autor.

A performance mostrada na Figura 26 pode referir-se ao ΔT , ao calor Q_c bombeado pela face fria ou uma combinação destes 2 parâmetros. A entrada elétrica mostrada na Figura 25 pode ser corrente I , voltagem V ou o produto $V * I$ (TECHNOLOGIES, 2010a).

Ao se observar a Figura 12, Curvas de COP normalizadas para módulos Peltier, nota-se que o COP está diretamente relacionado à corrente elétrica de entrada e é inversamente proporcional a ela: o COP diminui enquanto a corrente elétrica aumenta. Este fenômeno ocorre com o módulo termoeétrico sendo utilizado como resfriador ou aquecedor.

A Figura 27 representa curvas típicas de potência térmica Q_c vs. I , corrente elétrica de entrada.

Figura 27 Curvas típicas de potência térmica Q_c vs. I .



Fonte: *Datasheet* do módulo 19911-5M31-28CZ, modificada pelo autor.

Observando as curvas da Figura 27, nota-se que Q_c cresce quase linearmente com a corrente elétrica I e é perceptível uma maior variação de inclinação próximo do valor final de cada curva. No entanto, sabe-se que as perdas por efeito *Joule* crescem com o quadrado da corrente elétrica. Desta forma, um aumento exponencial da potência por efeito *Joule* causada por um aumento na corrente elétrica de entrada tem impacto duplo na performance de módulos termoelétricos: ao mesmo tempo que adiciona ao sistema uma quantidade exponencial de calor que deve ser removida na face quente, aumenta o ΔT , ocasionando novamente diminuição de performance e de eficiência.

Pelas razões explicadas nos parágrafos anteriores, a escolha mais sensata em termos de custo vs. benefício em geral está entre 40% e 80% da potência máxima de entrada. Alguns fabricantes sugerem valores percentuais ainda menores sempre que existe a necessidade de priorizar-se uma maior eficiência ou COP.

É necessário definir o valor de T_h , a temperatura da face quente, a fim de se estabelecer o ΔT sistêmico. A literatura indica que valores tipicamente aceitáveis para aumento de temperatura da face quente em relação à temperatura ambiente (TECHNOLOGIES, 2010a):

- 10°C a 15°C quando o mecanismo de dissipação da face quente for dissipador com aletas e convecção forçada;
- 20°C a 40°C mediante convecção livre;
- 2°C a 5°C acima da temperatura do líquido mediante trocador de calor fluido.

Como a topologia escolhida foi Líquido-Ar, será tomado o maior valor definido na literatura de aumento de temperatura da face quente em relação à temperatura ambiente. Assim, será utilizada o aumento de temperatura de 15°C para cálculos iniciais e durante a manufatura se buscará maximizar a eficiência de troca de calor com dissipadores de baixa resistência térmica, superfície plana e polida para melhor contato superficial e térmico, material de interface térmica de alta qualidade e ventilação apropriada.

Em posse do valor do aumento de temperatura da face quente em relação à temperatura ambiente de 15°C, determina-se T_h , a temperatura da face quente:

$$T_h = 27 + 15 = 42^\circ\text{C} \quad (70)$$

Retomando o valor de projeto para a temperatura da face fria, $T_c = 12^\circ\text{C}$.

Logo, calcula-se o ΔT desta aplicação:

$$\Delta T = T_h - T_c = 42 - 12 = 30^\circ\text{C} \quad (71)$$

Será utilizado o módulo termoeletrico comercial modelo HTC 62-28-24.1, que possui as especificações mostradas na Tabela 4.

Tabela 4: Especificações do modulo termoeletrico HTC 62-28-24.1.

Comprimento x largura	Altura	$\Delta T_{\text{máx}}$	I_{max}	Q_{cmax}	V_{max}
60 x 60 mm	4,5mm	68°C	28A	394,5W	24,1V

Fonte: <http://www.Peltier.com.br/produtos.htm>.

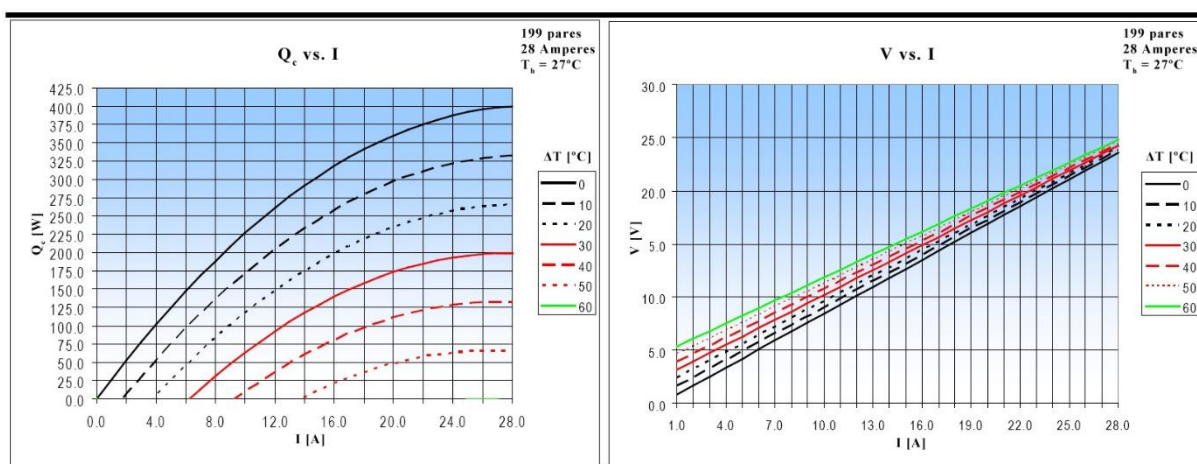
O modelo HTC 62-28-24.1 é comercializado no Brasil pela empresa Danvic, e inexistente *datasheet* disponibilizado para este produto na data da pesquisa. No entanto, sabe-se que o material utilizado para se fabricar cada um dos termopares que compõem os módulos termoeletrônicos são essencialmente os mesmos em todo o mundo.

Pares de resfriamento termoeletrônicos são feitos de dois elementos semicondutores, primariamente Telureto de Bismuto, fortemente dopado para criar ou um excesso (tipo n) ou uma deficiência (tipo p) de elétrons. Calor absorvido na junção fria é bombeado para a junção quente a uma taxa proporcional à corrente passando pelo circuito e ao número de pares (TECHNOLOGIES, 2010a).

Portanto, dada a relativa simplicidade construtiva de todos os módulos termoeletrônicos, é razoável assumir com segurança que módulos termoeletrônicos que possuam o mesmo número de pares e estejam especificados à mesma temperatura ambiente e para os mesmos valores de I_{\max} , V_{\max} e Q_{\max} possuem as mesmas curvas de desempenho, com variações mínimas que podem bem ser atribuídas a características individuais de cada módulo. Este raciocínio foi importante porque permite que se lance mão de modelo equivalente para se conhecer as curvas de desempenho, que são essenciais para o correto dimensionamento sistêmico.

Foi tomado como referência o *datasheet* do modelo 19911-5M31-28CZ, da Custom Thermoelectric, que traz então as mesmas curvas esperadas para o modelo HTC 62-28-24.1 que foi utilizado neste trabalho. São encontradas no *datasheet* do modelo 19911-5M31-28CZ as curvas na Figura 28:

Figura 28 Esquerda: Q_c vs. I ; parâmetro: ΔT . Direita: V vs. I ; parâmetro: ΔT .



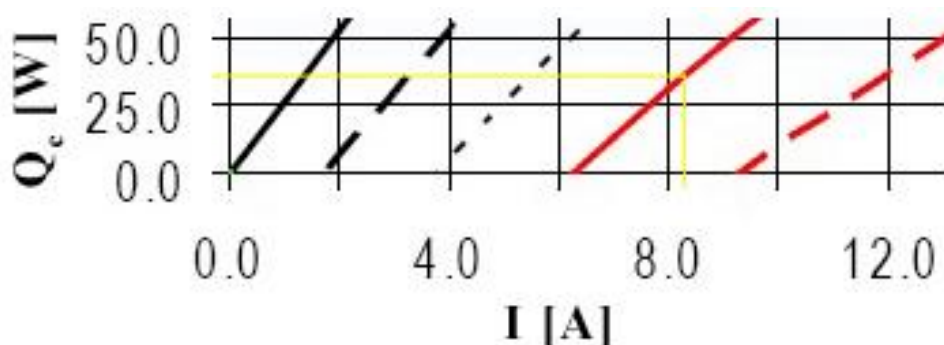
Fonte: *Datasheet* do modulo 19911-5M31-28CZ, modificada pelo autor.

Para uma operação prática que favoreça a eficiência, estima-se utilização de 30% da corrente elétrica máxima de entrada, I_{\max} , que é 28A. Assim, utilizando os dados da Figura 28 tem-se que:

$$I = 0,3 * 28 = 8,3A \quad (72)$$

De posse do valor desta corrente pode-se estimar a quantidade de calor útil Q_c , por meio da Figura 29 que é uma ampliação da Figura 28.

Figura 29 Ampliação da Figura 28. Curva Q_c vs. I para corrente de 8,3 A.



Fonte: *Datasheet* do modulo 19911-5M31-28CZ, modificada pelo autor.

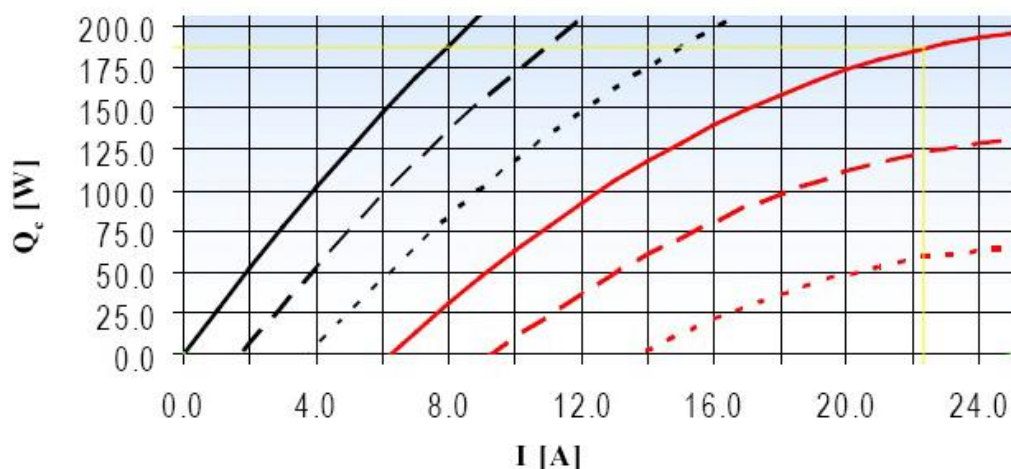
É obtido um valor de Q_c de aproximadamente 37W. Assim, conclui-se que cada módulo termoeletrico contribuirá com um Q_c de 37W, tornando necessária a utilização de 10 módulos termoeletricos atuando termicamente em paralelo, que forneceriam um total de 370W. Esta potência de 370W é superior ao valor de 350W requeridos no projeto.

Buscando agora uma operação que privilegie um menor número de módulos termoeletricos, estima-se utilização de 80% da corrente elétrica máxima de entrada. Assim, utilizando os dados da Figura 27 tem-se que:

$$I = 0,8 * 28 = 22,4A \quad (73)$$

De posse do valor desta corrente pode-se estimar a quantidade de calor útil Q_c , por meio da Figura 30 que é uma ampliação da Figura 28.

Figura 30 Ampliação da Figura 28. Curva Q_c vs. I para corrente de 22,4 A.



Fonte: *Datasheet* do módulo 19911-5M31-28CZ, modificada pelo autor.

É obtido um valor de Q_c de aproximadamente 185W. Assim, conclui-se que cada módulo termoeletrico contribuirá com um Q_c de 185W, tornando necessária a utilização de 2 módulos termoeletricos atuando termicamente em paralelo, que forneceriam um total de 370W. Esta potência de 370W é superior ao valor de 350W requeridos no projeto.

Ao passo que a associação térmica de módulos termoeletricos em série (cascata) resulta em módulos multiestágio e proporciona aumentos de variação máxima da temperatura ΔT , a associação térmica em paralelo proporciona aumento de potência térmica transferida, sem impacto na variação máxima da temperatura ΔT .

Nota-se que uma vez atendida a potência térmica necessária, existe uma flexibilidade na escolha do número de módulos termoeletricos, entre dois e dez, mediante uma importante relação de compromisso entre:

- Potência de entrada;
- COP;
- tamanho físico do sistema;
- custo de produção dos dissipadores.

Retomando a especificação de potência térmica Q_{cmax} de 394,5W do módulo HTC 62-28-24.1, na Tabela 4. Apesar de Q_{cmax} de 394,5W aparentemente ser suficiente, é necessário o

entendimento de que esta potência é especificada para um ΔT nulo entre as faces do módulo termoeletrico. No entanto, na aplicação deste projeto, é necessário resfriamento da carga. Portanto, o ΔT não é nulo e a potência térmica disponível está abaixo da potência de Q_{cmax} de 394,5W, de acordo com a Figura 28.

Para determinação do número de módulos requeridos, é necessário avaliar a faixa de operação desejada para o sistema, relativa à performance vs. potência elétrica de entrada.

A quantidade exata será definida após melhor elaboração das soluções para o trocador térmico principal e para os dissipadores da face quente.

4.6 Técnica e procedimento de montagem de módulos termoeletricos

A técnica de montagem de módulos termoeletricos deve ser observada para que os resultados esperados sejam atingidos. Existem três métodos de montagem de módulos termoeletricos (THERMOELECTRIC, [s.d.]).

1. Utilização de adesivo termicamente condutivo, tal como o *epoxy*;
2. montagem por soldagem;
3. montagem por compressão, utilizando materiais de interface térmica, tal como pastas térmicas ou folhas térmicas.

A primeira opção implica uma junção permanente com o módulo termoeletrico, que no caso deste trabalho é indesejável porque o equipamento é um protótipo e pode necessitar de ajustes. A segunda opção somente é viável com módulos termoeletricos metalizados. Não há acesso conhecido a esta categoria no Brasil na época deste trabalho. Ainda, é conveniente observar que existe um acesso mais amplo à pastas térmicas de alta qualidade.

“Montagem por compressão é o método mais comum. É essencialmente um TEC comprimido entre um plataforma fria e um dissipador (ou *water block*) e mantido em compressão por dois ou mais parafusos” (THERMOELECTRIC, [s.d.]). A montagem por compressão deve ser utilizada sempre que uma junção permanente não é desejada, quando múltiplos TEC's são usados ou quando o TEC é maior que 23mm.

A fim de melhor entender a correta técnica de montagem por compressão, foram traduzidos os procedimentos recomendados por dois fabricantes: Custom Thermoelectric e

Laird Technologies. (TECHNOLOGIES, 2010a; THERMOELECTRIC, [s.d.]). Esta tradução encontra-se no Anexo A.

4.7 Considerações finais

Neste capítulo foram explicadas as metodologias de construção do equipamento desenvolvido neste trabalho. O escopo do projeto foi formalmente definido. As topologias possíveis foram estudadas e avaliadas. Foram explicadas as utilizações de módulos termoelétricos de estágio simples e multiestágio, sendo que nesta aplicação módulos de estágio simples foram escolhidos. Foram calculados alguns parâmetros de operação do equipamento, a saber T_h , T_c e ΔT .

A performance de módulos termoelétricos foi explicada e foram calculados pontos de operação para o equipamento, estabelecendo uma relação de compromisso entre a potência de entrada, COP e custo de produção dos dissipadores. Em seguida, foi feita uma revisão da técnica de montagem dos módulos termoelétricos de acordo com a literatura.

CAPÍTULO 5

5 PROJETO, SIMULAÇÃO E MANUFATURA DO EQUIPAMENTO

5.1 Considerações iniciais

Para fins deste desenvolvimento, os trocadores de calor envolvidos são vistos apenas como elementos construtivos. Não houve aprofundamento no projeto e nos cálculos dos trocadores, que seriam tema para outra pesquisa.

Neste Capítulo é dimensionado o trocador térmico principal, em contato com as faces frias dos módulos termoeletrônicos.

O torque de instalação é calculado e é feita uma simulação de estresse mecânico no trocador de cobre principal. Posteriormente, o cálculo de dilatação térmica avalia as variações dimensionais do cobre a fim de se garantir a integridade dos módulos termoeletrônicos.

Os dissipadores da face quente são projetados e o aumento de temperatura é estimado.

O trocador de calor secundário, em contato com a chave semicondutora, é especificado e suas propriedades térmicas são avaliadas.

A bomba necessária para movimentar o fluido refrigerante é especificada e seu ponto de operação é avaliado.

A montagem final é exibida no final deste Capítulo.

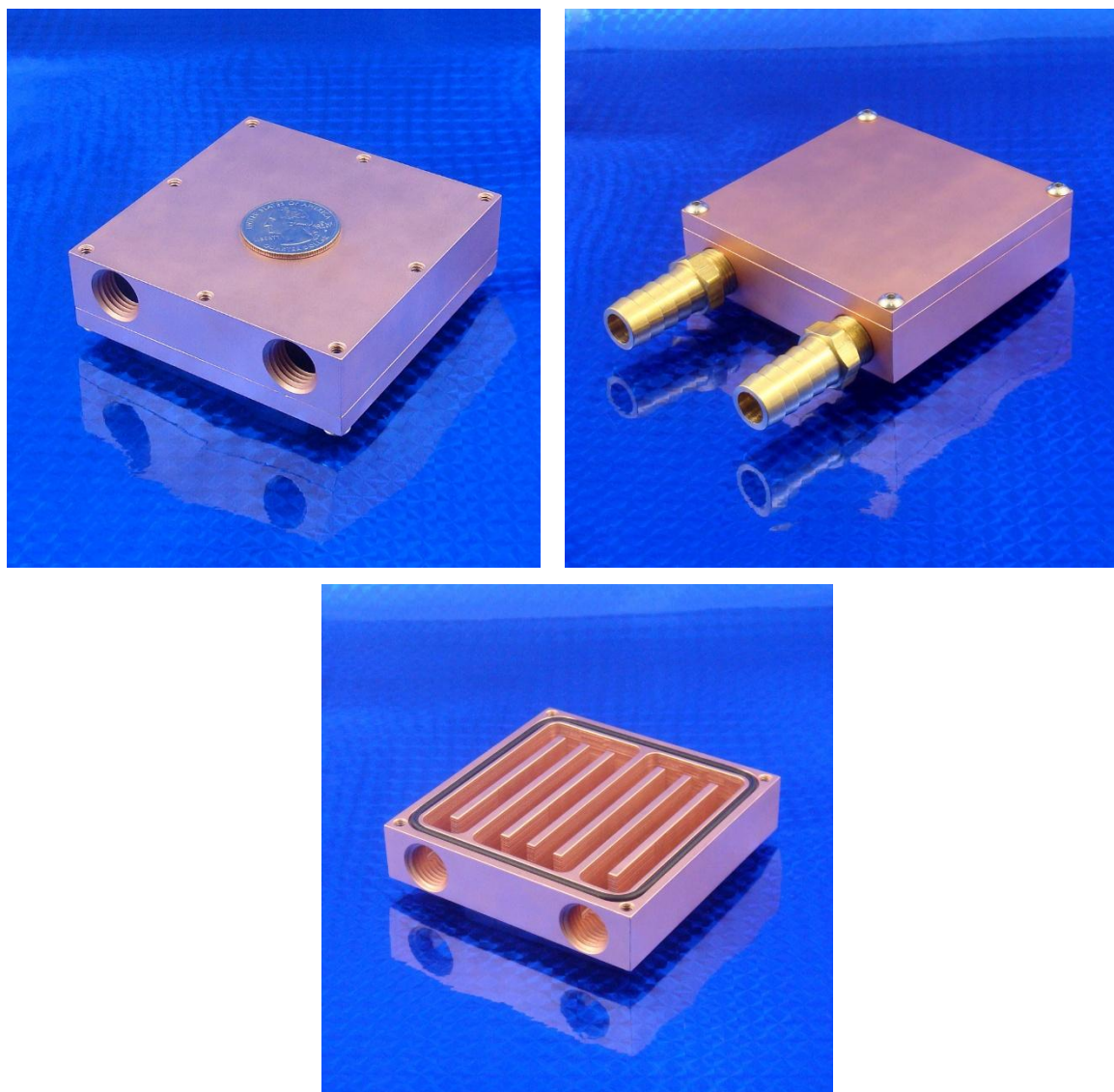
5.2 Trocador térmico principal – Face fria

A primeira ideia para a solução do trocador térmico principal em contato com a face fria foi buscar um produto comercialmente disponível. Foi observado que existe uma quantidade muito pequena de soluções específicas para trocadores de calor para módulos termoeletrônicos. No caso de topologias que envolvam líquidos, frequentemente se recomenda a adequação de dissipadores aletados comuns imersos.

Foi encontrada uma solução no mercado (exterior) desenvolvida para aplicações termoeletrônicas que atende as necessidades técnicas da pesquisa. Trata-se do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01, da empresa americana Custom Thermoelectric. A Figura 31 apresenta fotos deste trocador de calor, comparação do seu tamanho físico e exibe o circuito interno do fluido refrigerante. A Figura 32 apresenta o desenho técnico do trocador de calor WBA-3.0-0.85-CU-

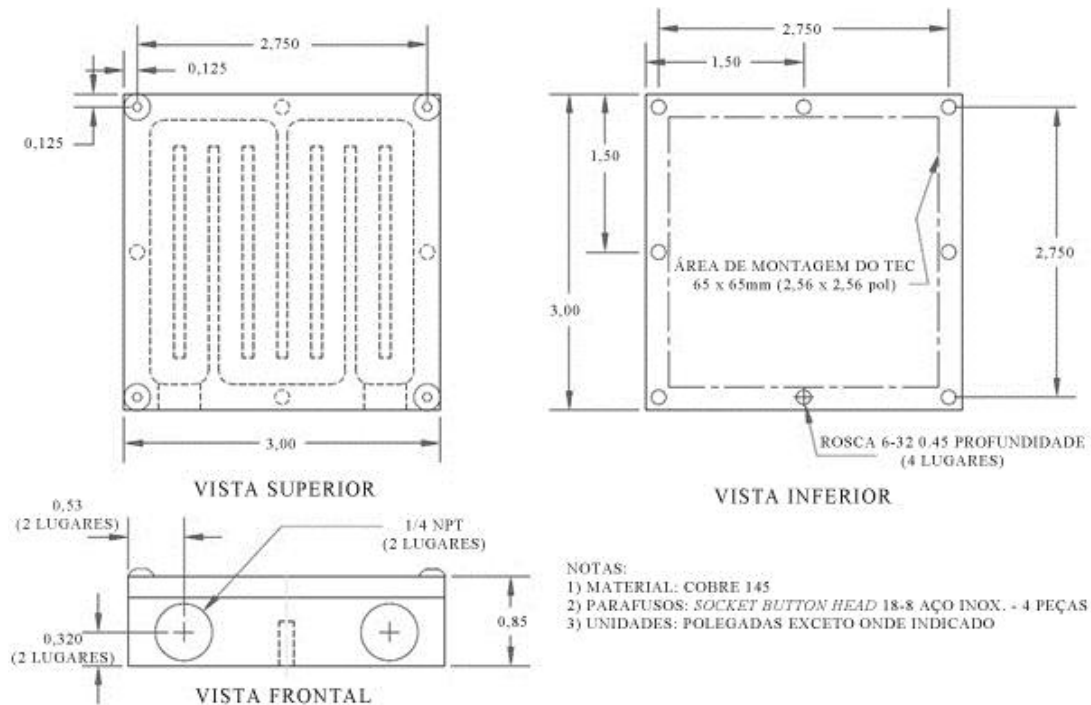
01. A Figura 33 mostra o gráfico de resistência térmica vs. vazão volumétrica de água do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01, sendo que a resistência térmica foi a menor encontrada, possuindo o valor de resistência térmica de $0,0079^{\circ}\text{C}/\text{W}$ a uma vazão volumétrica de 3,5gpm (*gallons per minute* - galões por minuto). A Figura 34 é o gráfico de perda de carga vs. vazão volumétrica de água do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01 e indica que a peça é especificada para uma vazão volumétrica mínima de 0,5gpm. Estas vazão volumétrica e perda de carga são compatíveis com a operação de bombas centrífugas de pequeno porte.

Figura 31 WBA-3.0-0.85-CU-01, trocador de calor *water block*, da empresa Custom Thermoelectric.



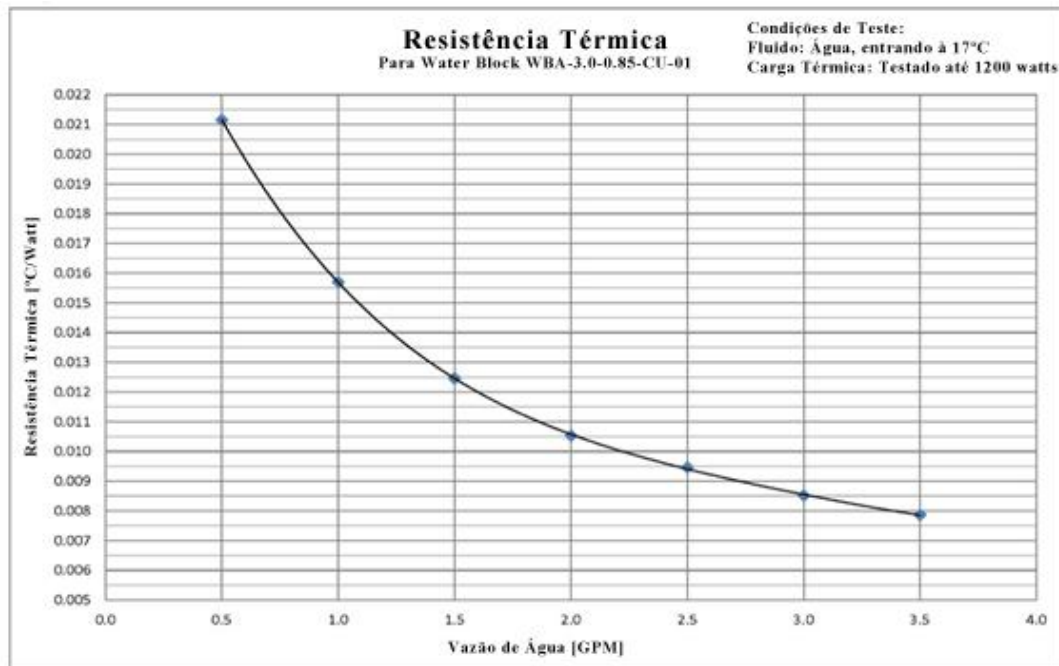
Fonte: Custom Thermoelectric,
www.customthermoelectric.com/Water_blocks.html#WBA162055CU01.

Figura 32 Desenho do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01, trocador de calor *water block*, da empresa Custom Thermoelectric.



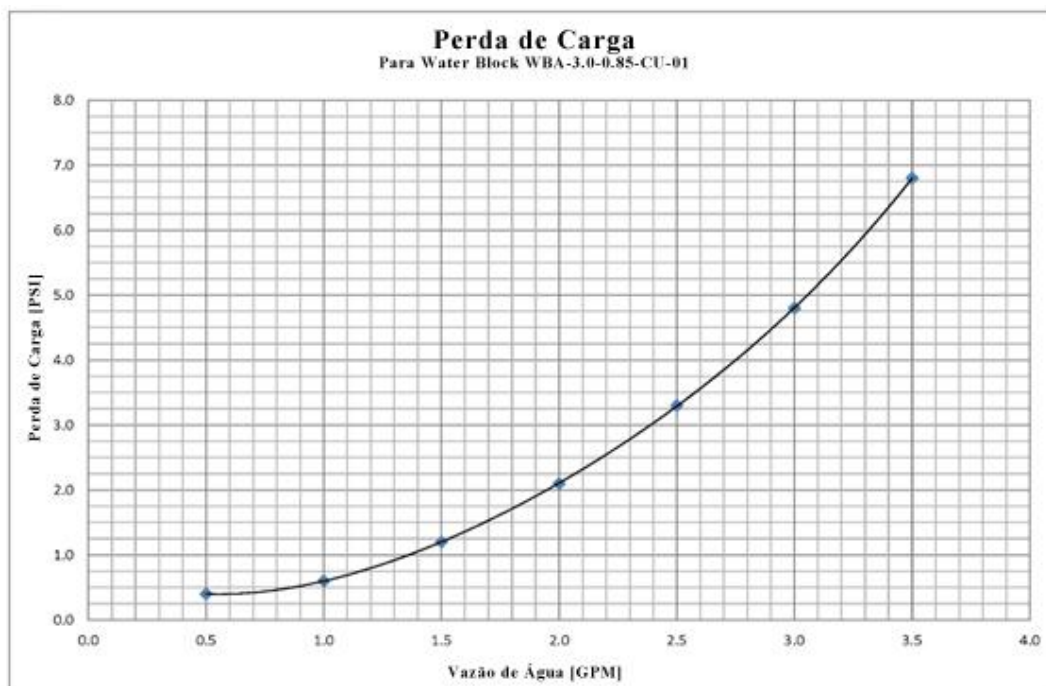
Fonte: Datasheet do WBA-3.0-0.85-CU-01.

Figura 33 Resistência térmica vs. Taxa de fluxo de água do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01.



Fonte: Custom Thermoelectric, www.customthermoelectric.com/Water_blocks/pdf/WBA-3.0-0.85-CU-01%20Thermal%20Resistance%20and%20Pressure%20Drop%20Charts.pdf.

Figura 34: Perda de carga vs. Taxa de fluxo de água do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01.



Fonte: Custom Thermoelectric, www.customthermoelectric.com/Water_blocks/pdf/WBA-3.0-0.85-CU-01%20Thermal%20Resistance%20and%20Pressure%20Drop%20Charts.pdf.

As dimensões desse trocador comportam um único módulo termoeletrônico proposto. O custo final para três ou mais unidades, associado ao tempo do trâmite de importação tornou proibitiva essa escolha para esta pesquisa.

Tendo em mente o funcionamento desse trocador, avaliou-se em torneadoras locais a possibilidade de fabricação. Resultou em custo elevado devido ao alto número de horas de trabalho em fresa, necessária para se produzir a galeria interna para o fluido refrigerante.

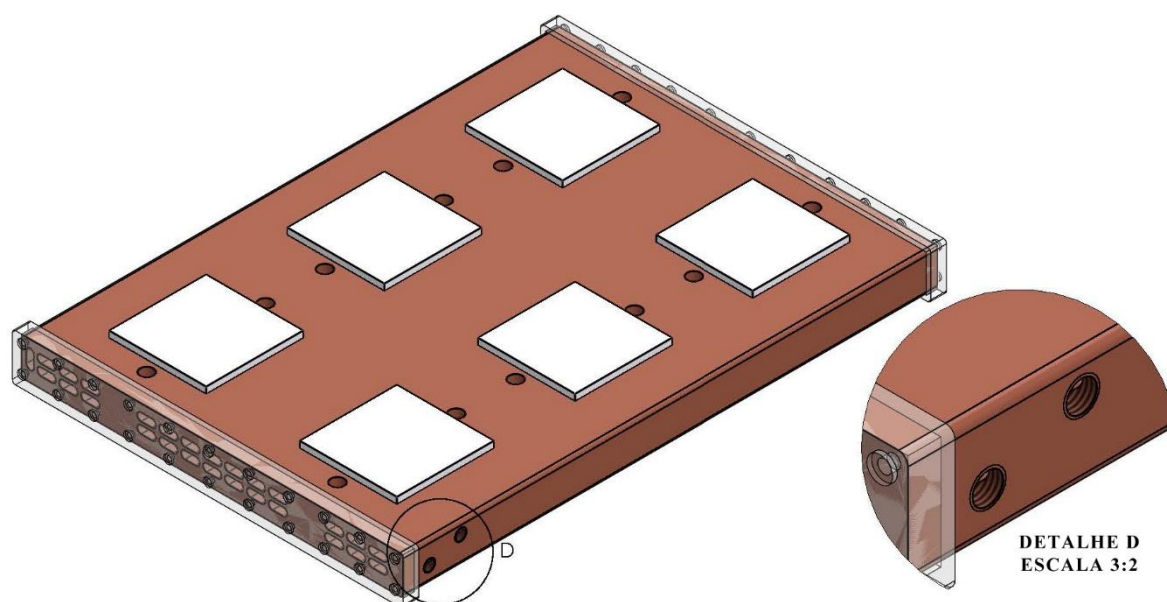
O próximo passo foi o desenvolvimento de um novo trocador de calor que tenha características térmicas similares. Prosseguiu-se para a criação virtual de um trocador tubular. A galeria interna desenvolvida apresenta circuito para fluido refrigerante semelhante àquela do trocador WBA-3.0-0.85-CU-01 que já foi mostrado nas Figuras 31 e 32. Eliminando-se a tampa superior também se previne problemas com vazamentos e se evita troca de *o-rings*. A profundidade e diâmetro dos furos foram determinados após consulta de capacidade com torneadora local. O trocador de calor foi dimensionado inicialmente para até seis módulos de 62mm.

Um protótipo foi desenvolvido no *software* Solidworks, mostrado nas Figuras 35 a 40. A Figura 35 é uma renderização virtual do trocador de calor em vista isométrica com os seis módulos termoeletrônicos e as tampas de acrílico. A Figura 35 também detalha (detalhe D) as

roscas de entrada e saídas laterais para espigões ou *nipples*. Também se nota duas fileiras paralelas com furações para parafusos até tamanho M8. A Figura 36 mostra a vista frontal da mesma renderização e a Figura 38 mostra visualização *wire-frame*. A Figura 39 exhibe vistas frontal, lateral, superior e projetada, com as principais cotas da peça e detalhe do baixo-relevo para guia dos posicionamento dos módulos termoeletricos (detalhe C). A Figura 40 mostra as tampas de acrílico em vistas frontal, projetada e trimétrica, enquanto a Figura 41 mostra as principais cotas das tampas de acrílico, com as medidas dos furos de fixação, nas vistas frontal, lateral e projetada.

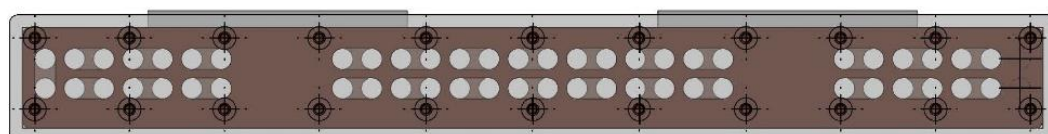
Figura 35: Trocador de calor com módulos termoeletricos e tampas de acrílico.
isométrica.

Vista



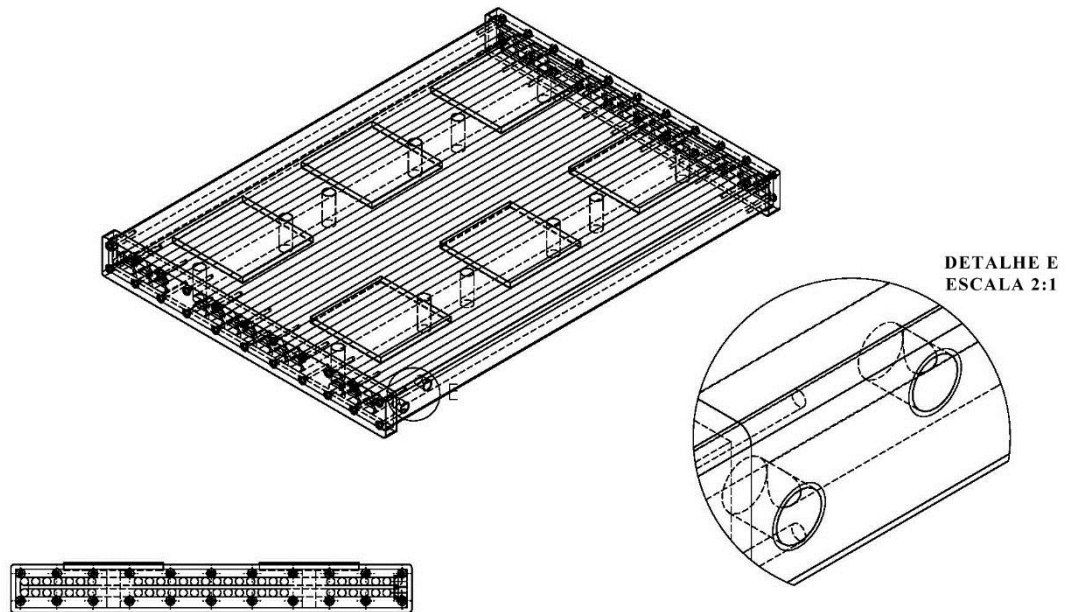
Fonte: Autoria própria.

Figura 36 Trocador de calor com módulos termoeletricos e tampa de acrílico. Vista frontal.



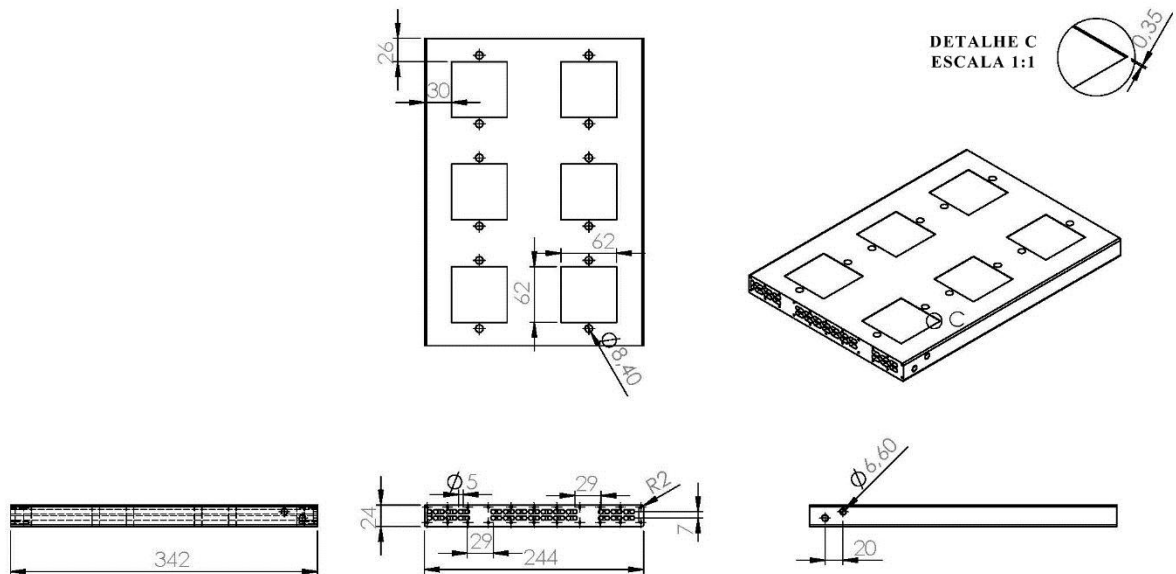
Fonte: Autoria própria.

Figura 37: Trocador de calor com módulos termoeletrônicos e tampa de acrílico. Vista isométrica.



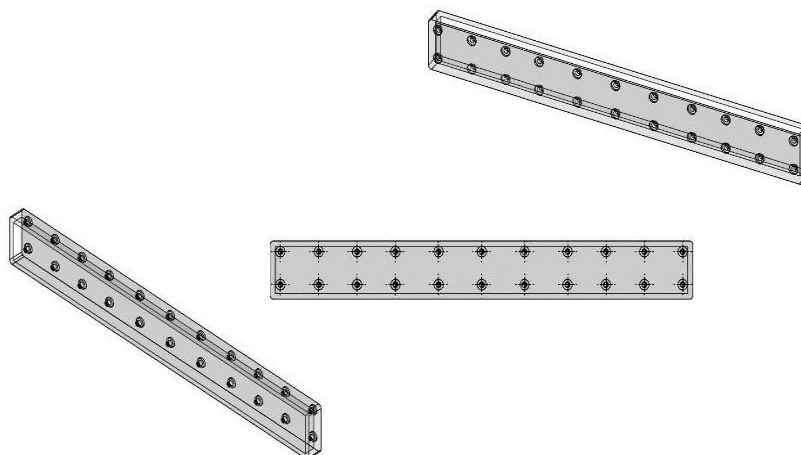
Fonte: Autoria própria.

Figura 38: Trocador de calor com módulos termoeletrônicos e tampa de acrílico. Vista frontal, lateral, superior e projetada. Dimensões em milímetros.



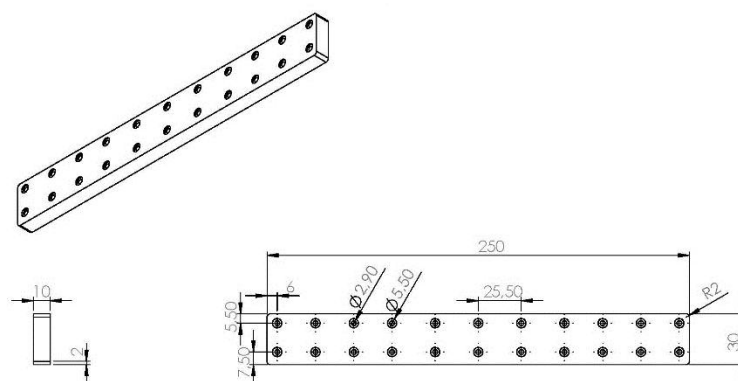
Fonte: Autoria própria.

Figura 39: Tampas de acrílico. Vista frontal, projetada e trimétrica.



Fonte: Autoria própria.

Figura 40: Tampas de acrílico. Dimensões em milímetros. Vista frontal, lateral e projetada.



Fonte: Autoria própria.

Viu-se que o modelo economizaria grande parte das horas de trabalho na fresa, já que os furos não necessitam do mesmo tipo de trabalho que a galeria do trocador anterior. No entanto, se por um lado o custo da mão de obra foi reduzido, o elevado custo do cobre inviabilizou a produção.

Uma outra possível solução seria instalar os módulos simétricos em relação às faces do trocador, ou seja, reduzir a largura do trocador para aproximadamente a metade e posicionar três módulos na face inferior do trocador. Essa adaptação traria uma economia de cerca de 50%

no custo da aquisição do cobre e no tempo de produção em relação ao trocador tubular completo.

Mesmo assim, o fornecedor de serviços local negou-se a dar sequência ao trabalho, alegando dificuldade em completar os furos nessa extensão e diâmetro em cobre. Também informou necessidade de aquisição de brocas novas, trazendo custos adicionais e possíveis atrasos.

Foi necessária nova reformulação do trocador de calor, que integrasse redução de número de horas em fresa, menor utilização de cobre e eficiência na troca térmica com fluido.

Um novo trocador foi então desenvolvido, combinando um trocador de placas de cobre com um corpo de polietileno de baixa densidade (LDPE, acrônimo para *low-density polyethylene*). As motivações para corpo de LDPE foram (GERRENS, 1990; PREMAMOY, 2010; VAUGHAN, G. A., SIMPSON D. M. , MARASCHIN, 2014):

- Permite usinagem;
- é relativamente um bom isolante térmico, com condutividade térmica de $0,33\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$;
- possui ótima resistência química a ácidos, álcoois, bases e ésteres;
- é termicamente estável, apresentando expansão térmica de $16 \cdot 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ a 20°C ;
- é relativamente leve, com densidade entre 0,915 a 0,94g/cc;
- suporta temperaturas entre -50°C e $+80^{\circ}\text{C}$;
- é um bom isolante elétrico, com resistividade térmica entre 10^{13} e $10^{16} \text{ G}\Omega$;
- é barato comparado com outros materiais estruturais como o cobre, alumínio, acetatos e poliacetatos.

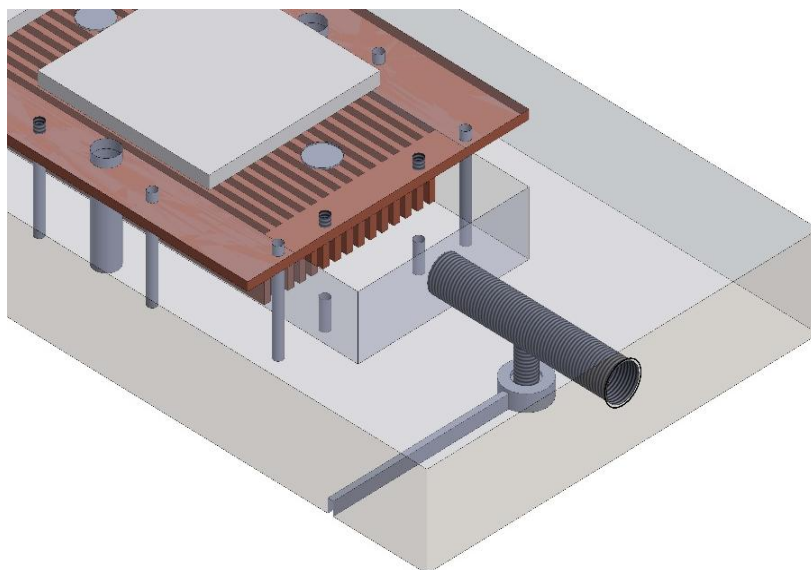
O fator decisivo final para as dimensões do trocador de calor foi o custo do cobre, de modo que o volume disponível de cobre na peça permitiu o acoplamento de seis módulos termoelétricos. O volume de cobre para essa proposta trouxe economia de 25% comparada ao trocador tubular completo que é exibido na Figura 35. O protótipo virtual do trocador principal de placas em questão pode ser visto na Figura 41, com as principais cotas.

A Figura 42 exhibe o trocador de calor de cobre acoplado à base de LDPE, nas vistas lateral e superior com as principais cotas. O detalhe B da Figura 42 mostra a furação e o escareamento para sensor de temperatura do fluido refrigerante, sendo que a mesma furação se repete na saída.

Principais desafios encontrados e soluções:

- Devido à grande extensão das aletas (placas) no cobre, a usinagem do cobre requereu especial atenção com a velocidade do passo do torno, resfriamento meticuloso e afiação do disco de corte. Todas as aletas foram usinadas com sucesso.
- A base de LDPE sofreu leve deformação após fresagem interna. A deformação ocorreu devido a aquecimento excessivo durante a usinagem, que gerou tensões internas prejudiciais à geometria. Posterior investigação mostrou que cuidados específicos devem ser tomados na usinagem de LDPE e de qualquer plástico duro. Foi considerada a possibilidade de cozer a peça, porém foi observado que após instalados todos os parafusos na montagem completa, a base de LDPE retorna ao seu estado original e se mantém na geometria correta. Nenhum vazamento foi notado após a montagem completa.
- Foi necessária uma forma de garantir que o fluxo de líquido seja distribuído por todas as placas do trocador de cobre. Após várias possibilidades, a solução final, ao mesmo tempo elegante e funcional, foi criar uma câmara de distribuição de pressão entre a entrada do fluido e o início das placas. Uma vez que as placas possuem largura próxima de 3mm, e vãos estreitos de 2mm, pode-se considerar o sistema restritivo. Assim, uma câmara de distribuição de pressão ocasiona uma gradual equalização da pressão do fluido entre a sua entrada e as placas do trocador de cobre. Outra câmara idêntica foi criada entre o final das placas e a saída do fluido. Uma câmara distribuição de pressão é mostrada na Figura 43. Tampas de policarbonato (não exibidas na Figura 43) foram construídas para prevenir vazamentos.

Figura 43: Câmara de distribuição.



Fonte: Autoria própria.

5.3 Cálculo de torque de instalação

Após definida a geometria e posicionamento dos parafusos de instalação do dissipador sobre a face quente, calcula-se o torque de instalação de acordo com a Equação 92 no Anexo A. Foram feitos cálculos para parafusos tamanho M5, M6 e M8, mostrados na Tabela 5:

Tabela 5: Cálculos de torque de instalação para módulos termoeletrônicos.

Parâmetros de cálculo de torque de instalação para módulos termoeletrônicos						Torque por parafuso			
Coefficiente de atrito (k)	Diâmetro do parafuso [polegadas]	Pressão [PSI]	Comprimento do TEC [mm]	Qnt. de parafusos	Tamanho do parafuso	pol*lb [inch*lb]	N*m	lb*pé [lbs*foot]	Kg*m
0,22	0,196	175	62	2	M5	22,5	2,54	1,87	0,26
0,22	0,235	175	62	2	M6	27,0	3,05	2,25	0,31
0,22	0,314	175	62	2	M8	36,0	4,07	3,00	0,41
0,22	0,314	250	62	2	M8	51,4	5,81	4,29	0,59

Fonte: Autoria própria.

Com o intuito de se aplicar o mais corretamente possível a técnica de instalação dos módulos, foi utilizado um torquímetro da Snap on, modelo TECH1FR240, especificado para operação de 24 a 240libras*polegada (lbs*inch) com precisão de 1% para toda faixa de

operação. Este foi o único torquímetro especificado em 1% de precisão com valor mínimo de faixa de operação que abrange os valores necessários para a instalação dos módulos. Ainda assim, optou-se por utilizar parafusos M8, para os quais é necessário um valor maior de torque, evitando então operação nos limites do torquímetro e prevenindo distorções nas medições.

Durante a montagem, os parafusos foram apertados até torque de 4,1N*m, aproximadamente equivalente a pressão de 177PSI. A medida foi verificada e ajustada após algumas horas de operação.

Devido à pressão, foi tomada a decisão estrutural de utilizar parafusos passantes, presos com porcas e arruelas na porção inferior do corpo de LDPE, evitando instalação dos parafusos diretamente no cobre.

5.4 Simulação de estresse mecânico no trocador de cobre principal

Após definida a pressão sobre os módulos e o torque nos parafusos, seguiu-se para simulações de estresse mecânico em diferentes alturas da base do trocador principal de cobre.

Termicamente, entende-se que quanto menor a extensão do circuito, menos resistência será encontrada e, portanto, menos perdas serão acarretadas. Por outro lado, sendo o cobre um material que apresenta relativa alta ductilidade, alturas reduzidas podem comprometer a estrutura do trocador de calor principal.

Para realizar as simulações foi utilizada a ferramenta *SimulationXpress* presente no software *Solidworks* 2013. Foram utilizados os seguintes critérios para todas as simulações:

- Mesmas dimensões físicas (largura e comprimento) da base de cobre utilizadas no projeto: 102mm x 540mm;
- as aletas foram desconsideradas;
- as quatro faces laterais foram totalmente engastadas;
- foram aplicados 50kN de força normal, distribuídos em toda a superfície superior da base de cobre. A ferramenta *SimulationXpress* disponível não permite a simulação com mais de um corpo sólido. Assim, os cálculos que levaram ao valor de 50kN foram:
 - Pressão em cada módulo termoelétrico = 250PSI;
 - área de cada módulo termoelétrico = 62mm * 62mm = 3,844mm² = 5,96pol²;

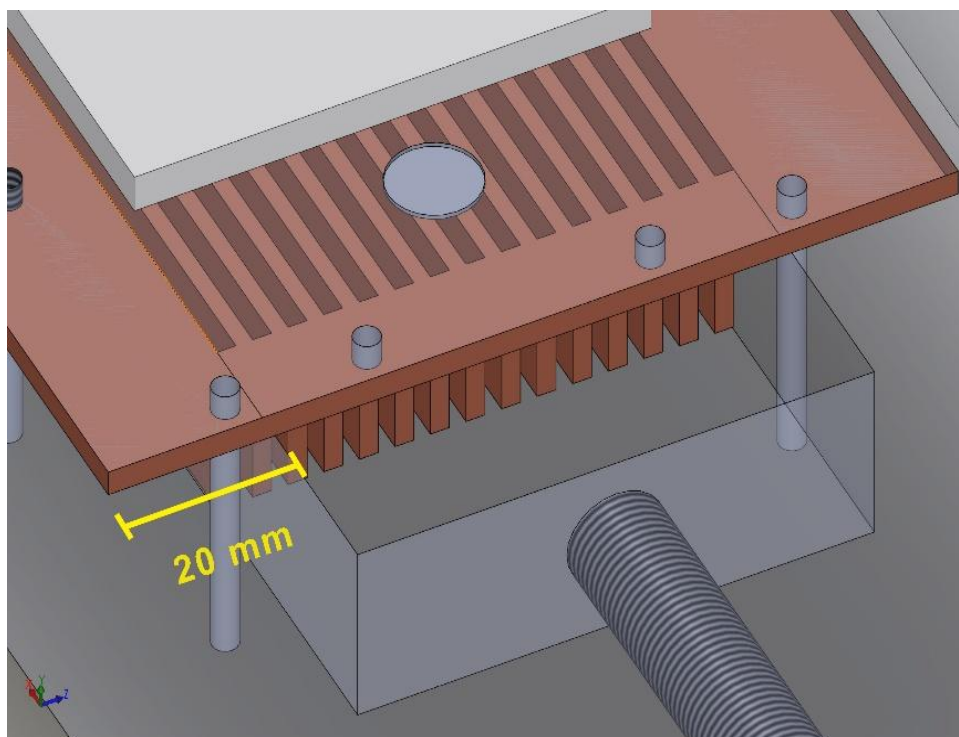
- força aplicada em cada módulo termoeletrico = $250 * 5,96 = 1489,55$ libras-força (lbf) = 6625,86N;
 - força aplicada nos 6 módulos termoeletricos = 39,75kN;
 - fator de segurança de 1,25 = $39,75\text{kN} * 1,25 = 49,69\text{kN}$;
 - força total final = 50kN (arredondado para cima).
- foi escolhido método de mexas sólidas de alta qualidade;
 - foi escolhido o tipo de teste *von Mises Estresse*, que é um critério de verificação de deformação e escoamento mediante cargas complexas, especialmente indicado para o caso de metais (ASHBY, 2010).

A razão para a realização dessas simulações foi a verificação da menor altura da base do trocador que garanta tanto uma atuação no regime elástico quanto um deslocamento da peça resultante das forças aplicadas sobre ela que não cause avaria estrutural. O fator de segurança relativamente alto de 1,25 foi escolhido porque o custo da barra de cobre utilizada é elevado e não seria viável a aquisição de uma nova peça caso houvesse alguma avaria.

Assim, as simulações foram feitas com valor de altura inicial de 5mm e sucessivamente com redução de 1mm para cada próxima simulação. Houve dois critérios de parada: ocorrência de deslocamento maior que 0,5mm ou ocorrência de limite de escoamento.

É possível ver na Figura 44 que a peça de cobre se estende por 20mm para cada lado. A peça de cobre é fixada na base de LDPE através de parafusos ao longo de toda esta extensão, como pode ser visto nas Figuras 41, 42 e parcialmente na Figura 43. Essa extensão de 20mm para cada lado não foi considerada porque a ferramenta *SimulationXpress* não permite mais de um corpo sólido na mesma simulação. Por isto, não é possível considerar na simulação a atuação do engaste promovido pela base de LDPE abaixo das extensões de 20mm na base do trocador de cobre. Assim, não foram considerados os estresses diretamente nas faces laterais que são mostrados em vermelho, nas bordas laterais da peça de cobre, na Figura 45. Esses estresses não possuem representatividade física real no sistema, mas apenas refletem a opção de engaste que a ferramenta *SimulationXpress* oferece mais próxima do que ocorre na realidade. Portanto limites de escoamento somente foram considerados caso ocorressem na face superior da peça.

Figura 44: Engastes inferiores, nas bordas, não considerados nas simulações no *SimulationXpress*.



Fonte: Autoria própria.

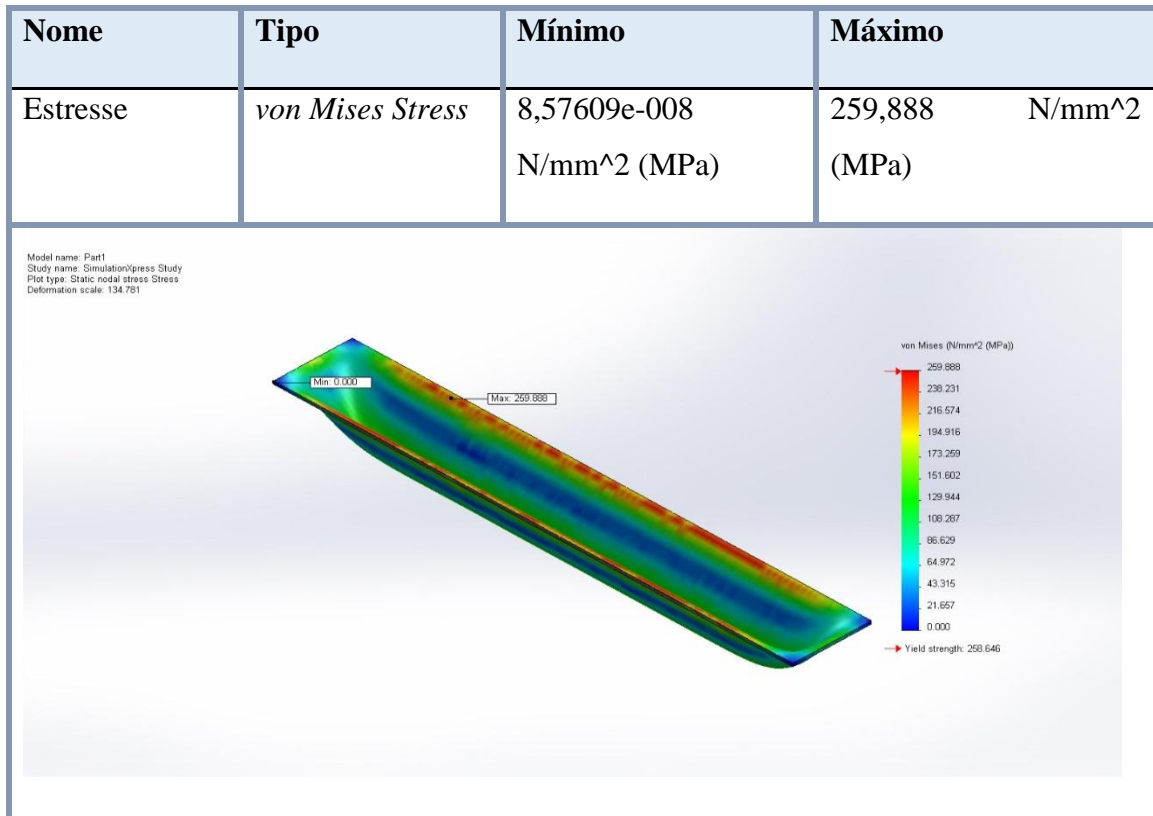
As Figuras 45 e 46 mostram o resultado final da simulação com 3mm. Todas as simulações podem ser vistas na íntegra no Anexo B.

A Figura 45 mostra o resultado da simulação do teste de estresse mecânico tipo *von Mises*. Na Figura 46, pode-se verificar que, desconsiderando a faixa mais distal, em vermelho, o maior valor de estresse ocorre na faixa verde, que se inicia em aproximadamente 173,259 MPa conforme a legenda à direita. Abaixo da legenda está informada a tensão de escoamento do cobre, que é 258,646 MPa. Portanto, não se nota proximidade à tensão de escoamento no caso de altura de 3mm, enquanto para altura de 2mm – apresentada no Anexo B – é visível que se ultrapassa a tensão de escoamento nas linhas mais distais da peça, na face superior. Ultrapassar o limite de escoamento implica risco estrutural e, portanto, deve ser evitado.

A Figura 46 é mostra o resultado da simulação de estresse mecânico tipo deslocamento. Pode-se verificar na Figura 46 que o valor de deslocamento máximo de 0,3650mm ocorreu na simulação com altura de 3mm e valor de deslocamento máximo de 1,2186mm na simulação com altura de 2mm.

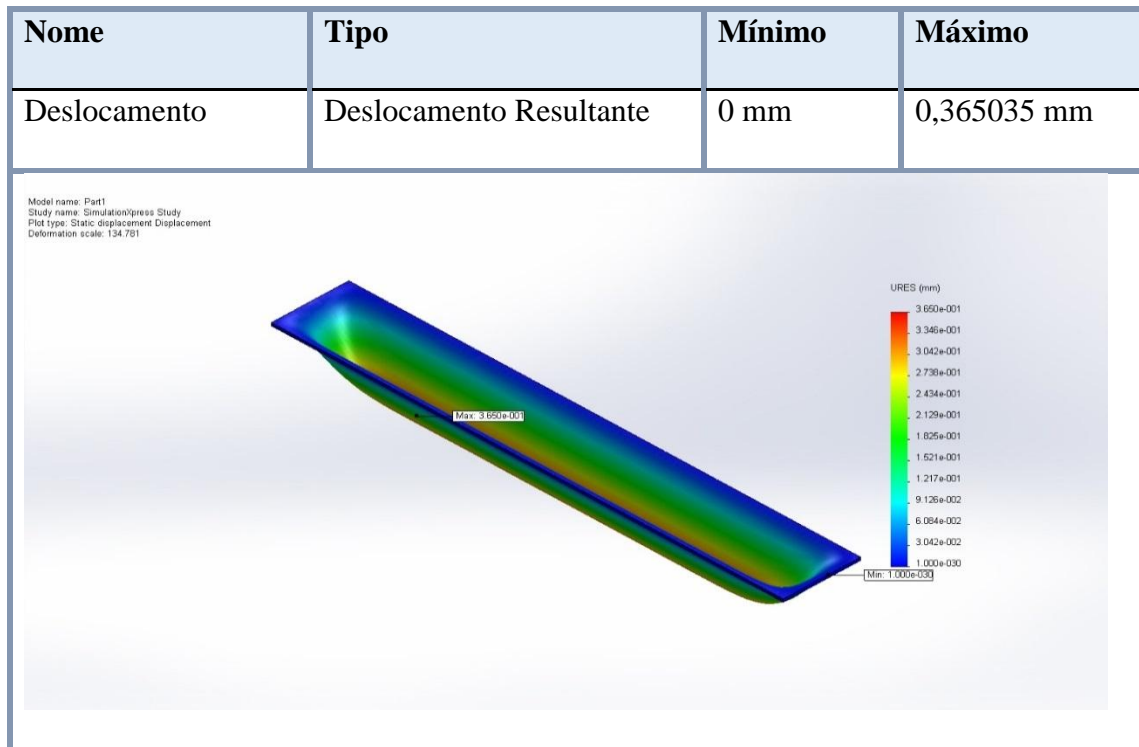
Com base nos resultados dos dois testes, foi tomada a decisão da altura da base do trocador principal ter 3mm.

Figura 45: Resultado da simulação de estresse mecânico. Tipo: von Mises.



Fonte: *SimulationXpress*, modificada pelo autor.

Figura 46: Resultado da simulação de estresse mecânico. Tipo: deslocamento.



Fonte: *SimulationXpress*, modificada pelo autor.

Outro aspecto que deve ser levado em conta antes da fabricação é a estabilidade dimensional térmica. A equação básica para dilatação térmica é:

$$\Delta L = A * L_0 * \Delta T \quad (74)$$

A Tabela 6 traz os dados e cálculos das variações dimensionais esperadas para uma alteração de 68K - valor absoluto máximo de ΔT para os módulos termoeletrônicos utilizados neste trabalho, de acordo com a Tabela 4. Foi utilizado o valor do coeficiente de dilatação linear do cobre, liga C15100 (99,9% de cobre), de 20°C a 300°C, de acordo com (DAVIS, 2001):

Tabela 6: Cálculo de dilatação térmica do trocador principal de cobre.

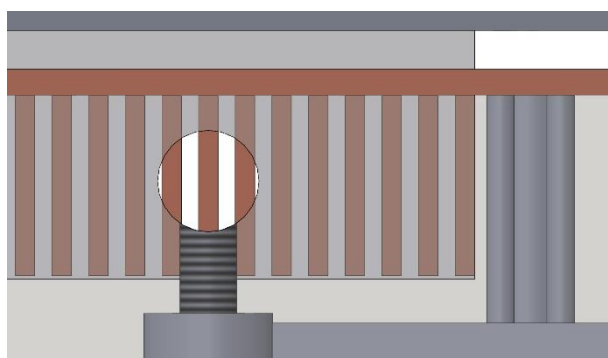
Cálculo de dilatação térmica do trocador principal de cobre	
Coeficiente de dilatação linear [$10^{-6}/K$]	17,6
Largura [m]	0,54
Comprimento [m]	0,102
Altura [m]	0,027
Área Inicial [m^2]	0,055
ΔT [K]	68
$\Delta Largura$ [mm]	0,646272
$\Delta Comprimento$ [mm]	0,1220736
$\Delta Altura$ [mm]	0,0323136

Fonte: Autoria própria.

Conclui-se que as variações de largura e comprimento do cobre informadas na Tabela 6 ($\Delta Altura$ e $\Delta Largura$) são significativas e podem causar avaria aos módulos termoeletrônicos. Isto ocorre porque os módulos termoeletrônicos estão confinados pelos baixos-relevos fresados propositalmente no trocador de calor principal. Os baixos-relevos servem como guias e posicionadores de cada módulo e podem ser vistos na Figura 54, que mostra a fresagem dos baixos-relevos durante a manufatura do trocador principal de cobre. Assim, foi adicionada uma margem de 2mm no comprimento e na largura dos baixos-relevos, garantindo a integridade dimensional dos módulos termoeletrônicos.

A variação na altura informada na Tabela 6 (Δ Altura) não chega a 300 micrômetros. No entanto, adicionando mais um mecanismo de prevenção e proteção ao equipamento, foi implementado um intervalo de 0,5mm entre a face inferior das placas do trocador (aletas) e a face superior do corpo de LDPE, conforme mostra a Figura 47. Esse intervalo possui dupla função: ao mesmo tempo que provê espaço para que não se danifique perpendicularmente os módulos termoeletrônicos em qualquer ponto de torque nos parafusos e operação térmica, previne contra qualquer excesso de pressão sobre a base do trocador. Nesse caso, a própria superfície do corpo de LDPE serviria como superfície de parada (engaste).

Figura 47: Intervalo entre as placas do trocador (aletas) e corpo do LDPE. Vista lateral.



Fonte: Autoria própria.

5.5 Manufatura do trocador de calor principal

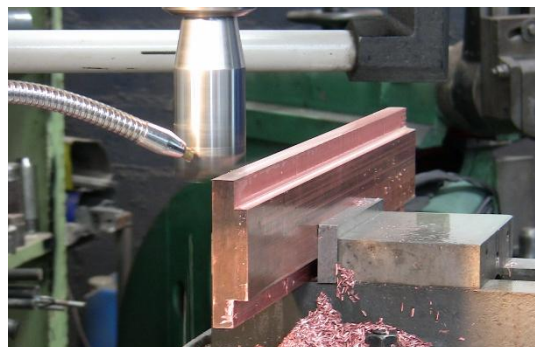
À seguir algumas fotos do processo de produção das peças descritas. A Figura 48 mostra a barra de cobre sem nenhum tratamento, fixada ao torno, em estágio de aplainamento das superfícies laterais. A Figura 49 mostra a primeira fresagem, criando a superfície externa das primeira e última placas do trocador.

Figura 48: Barra de cobre sendo esquadrada.



Fonte: Autoria própria.

Figura 49: Barra de cobre sendo fresada.



Fonte: Autoria própria.

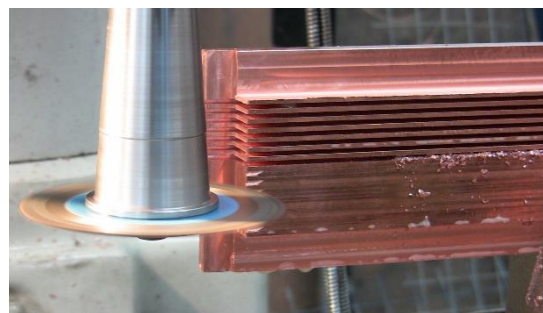
A Figura 50 mostra a verificação de nivelamento das superfícies laterais. Uma vez que as superfícies laterais estavam dentro de um desvio máximo de 15 micrômetros, foi dada sequência à confecção das placas (aletas), através de serra de corte, conforme mostrado na Figura 51.

Figura 50: Verificação de nivelamento de superfície com “relógio”.



Fonte: Autoria própria.

Figura 51: Construção das placas do trocador principal.



Fonte: Autoria própria.

A Figura 52 mostra a peça de cobre do trocador principal já pronta, com todas as placas e furações. Pode-se ver na parte superior da Figura 52 a base de LDPE também fresada e furada. A Figura 53 é a vista lateral do trocador principal de cobre, detalhando as placas.

Figura 52: Placas do trocador principal completas, vista inferior. Acima: corpo do trocador de LDPE com usinagem interna pronta.



Fonte: Autoria própria.

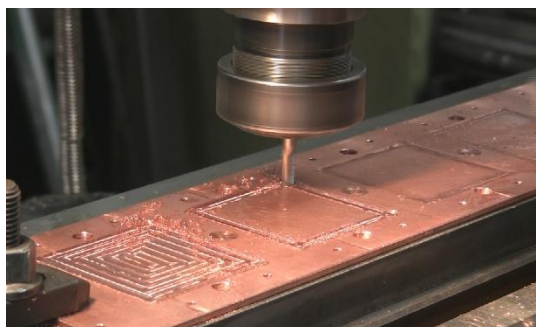
Figura 53: Placas do trocador principal completas, vista inferior lateral.



Fonte: Autoria própria.

A Figura 54 mostra o processo de construção dos baixos-relevos para guia dos módulos termoeletrônicos, através de fresagem. A Figura 55 mostra a medição da largura do volume interno fresado para encaixe do trocador de cobre principal, através de tinta temporária.

Figura 54: Fresagem do baixo-relevo para encaixe dos módulos termoeletrônicos.



Fonte: Autoria própria.

Figura 55: Fresagem interna da barra de LDPE.



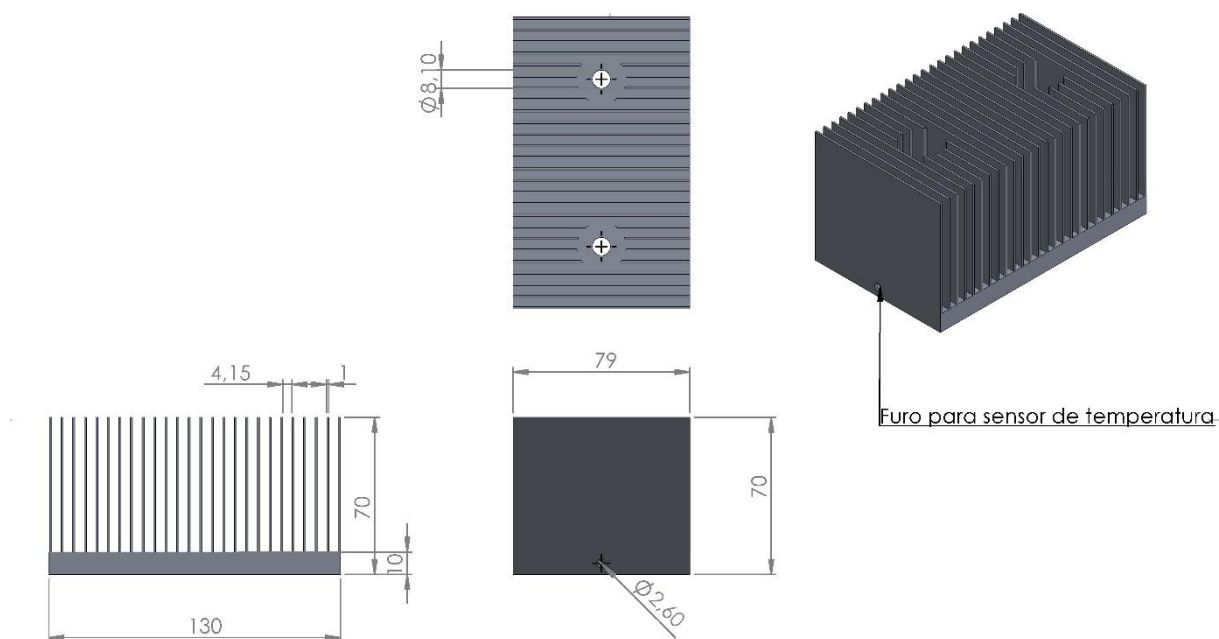
Fonte: Autoria própria.

5.6 Trocador de calor da face quente

A troca de calor com a face quente é feita através de dissipador de alumínio e ventilação forçada. Foi desenvolvido um protótipo de dissipador em *Solidworks*. A Figura 56 mostra o

resultado do protótipo virtual e suas cotas principais, nas vistas lateral, frontal, superior, e projetada.

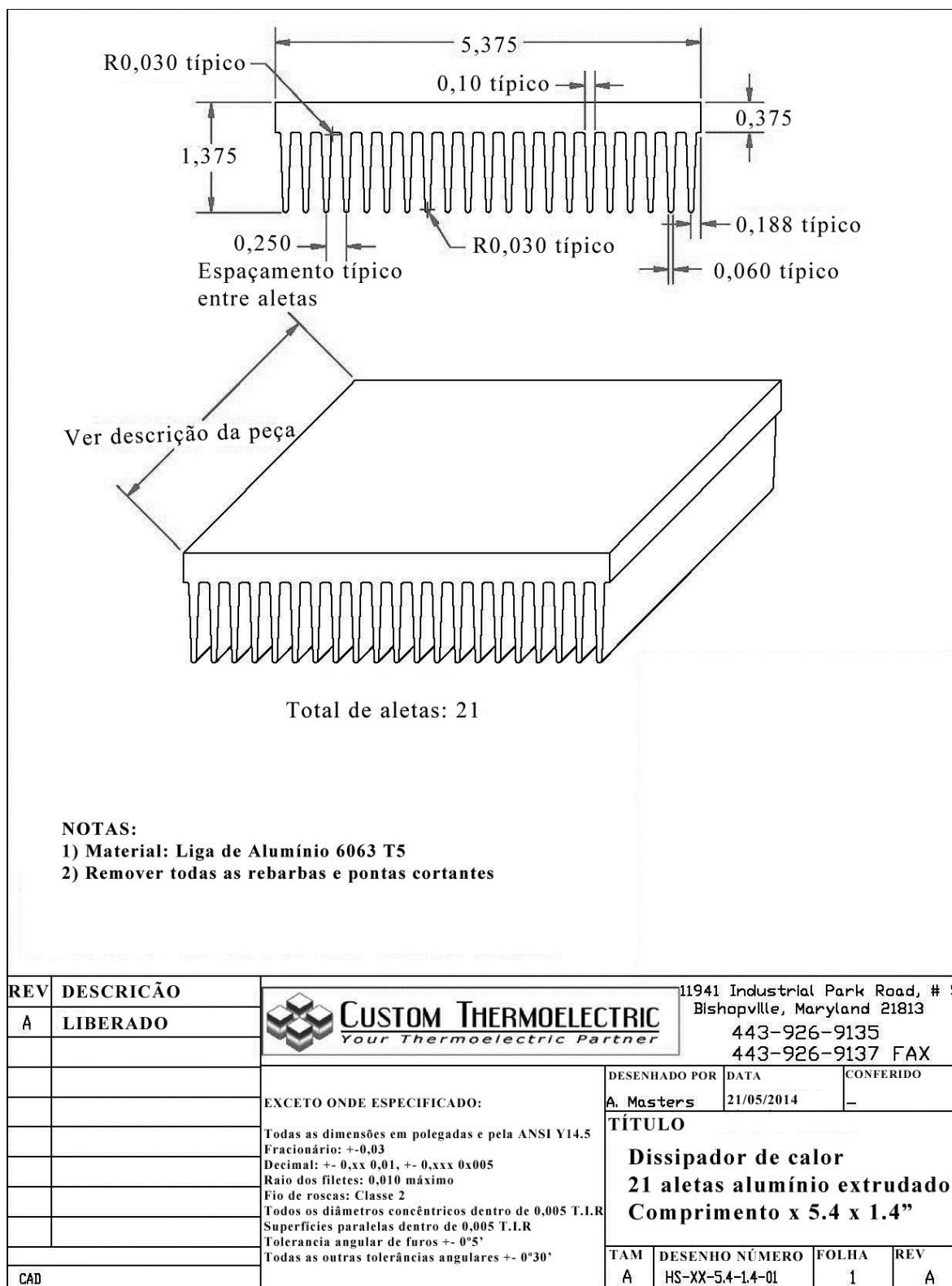
Figura 56: Dissipador de calor do sistema. Dimensões em milímetros. Vistas lateral, frontal, superior, e projetada.



Fonte: Autoria própria.

A implementação física desses dissipadores foi programada para o estágio final do trabalho com a empresa torneadora. Em função do tempo de usinagem já acumulado nessa etapa da construção e da previsão de elevado número de horas para a fabricação customizada desses dissipadores, optou-se por adquirir dissipadores comercialmente disponíveis, com configuração semelhante, diretamente da empresa Custom Thermoelectric. A Figura 57 mostra o desenho do trocador de alumínio com suas cotas, conforme informado pelo fabricante.

Figura 57: Datasheet do dissipador para a face quente.



Fonte: Custom Thermoelectric, http://www.customthermoelectric.com/Accessories/pdf/HS-XX-54-14-01_rev-A.pdf, modificada pelo autor.

Foi realizado um cálculo termodinâmico básico a fim de se estimar um limite de aumento de temperatura utilizando o dissipador comercial escolhido. A Figura 58 é encontrada no site do fabricante do dissipador de alumínio, Custom Thermoelectric e informa diversos valores de resistência térmica para seus respectivos valores de fluxo de ar sobre as aletas:

Figura 58: Resistência térmica do dissipador modelo HS-2.5-5.4-1.4-01 para vários valores de fluxo de ar.

CFM * SOBRE ALETAS	RESISTENCIA TÉRMICA °C/WATT
2	1,243
4	0,860
10	0,534
20	0,361
30	0,283
40	0,236
60	0,182
80	0,151
100	0,132

***CFM = metros cúbicos de ar por minuto**

Fonte: Custom Thermoelectric, <http://www.customthermoelectric.com/accessories.html#Heatsinks>, modificada pelo autor.

Importante lembrar que o dissipador em questão na Figura 58 possui comprimento de 63,5mm (2,5”) e é portanto menor que o dissipador utilizado no sistema, que possui 78,7mm (3,1”). No entanto, é razoável utilizar os dados do dissipador menor, já que inexitem levantamentos prontos para o dissipador maior e os cálculos para dimensionamento termodinâmico formal do sistema não estão no escopo desse estudo.

Foi previamente definido no tópico 4.5 Performance típica de módulos termoeletrônicos - que o aumento de temperatura máximo admissível na face quente é de 15°C e no tópico 4.2

Definição do escopo do projeto do equipamento desenvolvido - que a potência térmica útil do sistema é de 350W.

O calor dissipado na face quente será o calor bombeado ativamente somado à potência por efeito *Joule* inerente aos módulos termoeletrônicos. Assim, formaliza-se que (TECHNOLOGIES, 2010b):

$$Q_t = Q_a + Q_p + Q_r \quad (75)$$

Onde:

- Q_t é a carga térmica total do sistema;
- Q_a é a carga térmica ativa (ou bombeada);
- Q_p é a carga térmica passiva (ou perdas por efeito *Joule*);
- Q_r é a carga térmica por radiação.

Q_r é mais relevante em aplicações externas e específicas, e não é significativo nesse caso. Além disso, é relevante considerar que as faces quente e fria de praticamente todos módulos termoeletrônicos disponíveis no mercado são feitas de cerâmica 96% alumina, que possui resistência térmica de 0,05m°C/W. Esta resistência térmica da cerâmica 96% alumina dos dispositivos termoeletrônicos pode ser desconsiderada para a avaliação presente, já que é menor que a resistência térmica do dissipador em quatro ordens de grandeza. Valores de 0,1 ou 0,2°C/W são normais para dissipadores de alumínio aletados com ventilação forçada, nas dimensões encontradas no projeto (KOMATSU-ELECTRONICS, [s.d.]).

Para se calcular a maior potência dissipada por efeito *Joule*, consulta-se o gráfico V vs. I na Figura 28. Conforme definido no tópico 4.5 Performance típica de módulos termoeletrônicos, o módulo pode operar em limite superior de 80% da potência de entrada, situação em que se dá com corrente de 22,4A. Para primeira análise, tomaremos este ponto máximo como ponto de operação.

É necessário referenciar uma das curvas ΔT . Esse ΔT sistêmico deve levar em conta tanto a diferença de temperatura desejada para a carga como aquela decorrente da resistência térmica encontrada à partir da face quente.

- Temperatura ambiente, $T_{amb} = 27^\circ\text{C}$;

- Temperatura da carga definida nas condições de projeto, $T_c = 12^\circ\text{C}$;
- Aumento de temperatura na face quente definida nas condições de projeto para resfriamento por convecção forçada: 15°C ;

$$\Delta T = (27-12) + 15^\circ\text{C} = 30^\circ\text{C}. \quad (76)$$

Logo, toma-se um ΔT de 30°C .

Em 22,4A, para um ΔT de 30°C observa-se na Figura 28 uma voltagem de aproximadamente 20V.

Logo, a potência dissipada por efeito Joule será máxima em:

$$Q_{p\max} = 22,4\text{A} * 20\text{V} = 448\text{W} \quad (77)$$

Já foi visto anteriormente que nesse ponto de operação a potência térmica bombeada é de 185W.

$$\text{Daí: } Q_t = 448\text{W} + 185\text{W} = 633\text{W} \quad (78)$$

Se aplicarmos a menor resistência térmica da Figura 58 para calcularmos o aumento de temperatura:

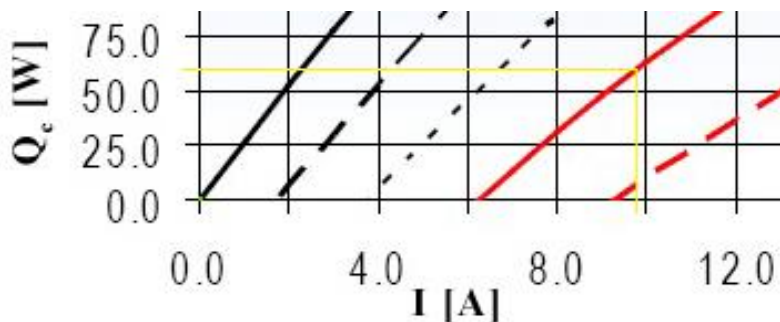
$$633\text{W} * 0,132^\circ\text{C/W} = 83,5^\circ\text{C} \quad (79)$$

Logo, esse aumento de temperatura em relação à temperatura ambiente não é aceitável. Com o intuito de garantir que o sistema operará atendendo as condições do projeto, é necessária uma releitura dos cálculos. Desta vez, o ponto de operação será definido à partir da mínima potência térmica especificada:

$$\left. \begin{array}{l} \text{Potência térmica útil} = 350\text{W} \\ \text{Potência térmica útil por módulo} = 350\text{W} / 6 = 58,6\text{W} \end{array} \right\} \quad (80)$$

De acordo com a Figura 59, que é uma ampliação do gráfico Q_c vs. I da Figura 28, a curva de $\Delta T = 30^\circ\text{C}$ indica que se consegue um Q_c de aproximadamente 60W com uma corrente de 9,8A

Figura 59: Ampliação da Figura 28. Curva Q_c vs. I para Q_c de 60W.



Fonte: *Datasheet* do módulo 19911-5M31-28CZ, modificada pelo autor.

Verifica-se na curva V vs. I da Figura 28 que para uma corrente de 9,8A tem-se uma voltagem de 10V desempenhada pelo módulo termoeletrico:

$$Q_{p\max} = 9,8\text{A} * 10\text{V} = 98\text{W} \quad (81)$$

Com isso a potência total é calculada:

$$Q_t = 98\text{W} + 60\text{W} = 158\text{W} \quad (82)$$

Aplicando novamente a menor resistência térmica da Figura 58 para calcularmos o aumento de temperatura:

$$158\text{W} * 0,132^\circ\text{C}/\text{W} = 20,85^\circ\text{C} \quad (83)$$

Novamente encontra-se um valor acima do aceitável pelas condições de projeto. Nesse ponto, foram avaliadas alternativas, a saber:

1. Utilizar maior deslocamento de volume de ar, diminuindo a resistência térmica;
2. otimizar o dissipador para diminuir sua resistência térmica;

3. utilizar dissipador de outro material, por exemplo, cobre;
4. alterar a topologia para líquido-líquido;
5. operar os módulos termelétricos em ponto de operação de menor potência.

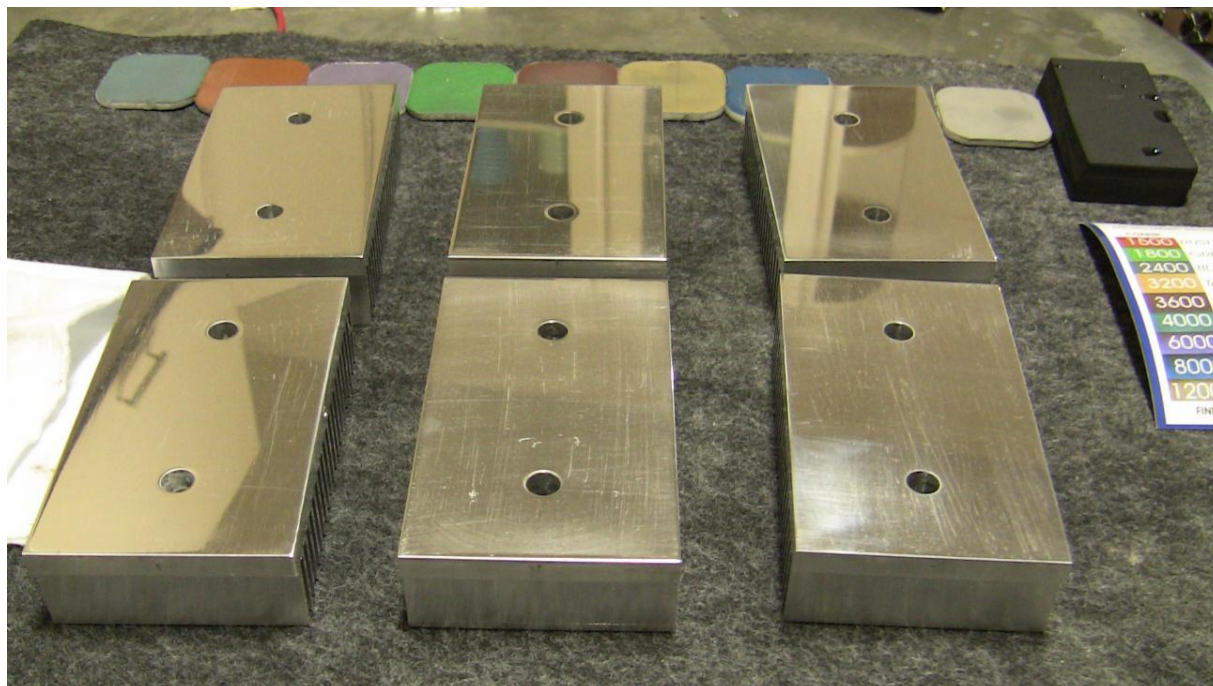
A alternativa 5 é inviável para a aplicação corrente, já que o cálculo de potência foi reduzido para a potência mínima necessária de acordo com as condições de projeto. Ao passo que as alternativas 3 e 4 trariam significativo impacto financeiro e possíveis atrasos, avaliou-se que uma combinação das duas primeiras poderia ser uma solução interessante.

Um ponto de melhoria foi atingido buscando ventiladores com fluxo de ar maior que 100CFM. Foi utilizado o modelo 9G1212G102 da Sanyo Denki, que apresenta em sua especificação fluxo volumétrico de ar de 137CFM, velocidade nominal de 3600rpm e máxima pressão estática de 135Pa.

Durante a etapa de resultados, experimentou-se utilizar dois ventiladores sobrepostos, adicionando o modelo D12SL-12D da Yate Loon Electronics, com 48CFM e velocidade nominal de 1350rpm. Sabia-se de antemão que o ganho não seria no fluxo volumétrico de ar, mas na pressão de ar. Sendo um sistema pouco restritivo para o fluxo de ar, foi verificado que não houve melhora sensível na utilização conjunta e sobreposta dos ventiladores. Assim, apenas o modelo 9G1212G102 da Sanyo Denki é utilizado na operação do equipamento.

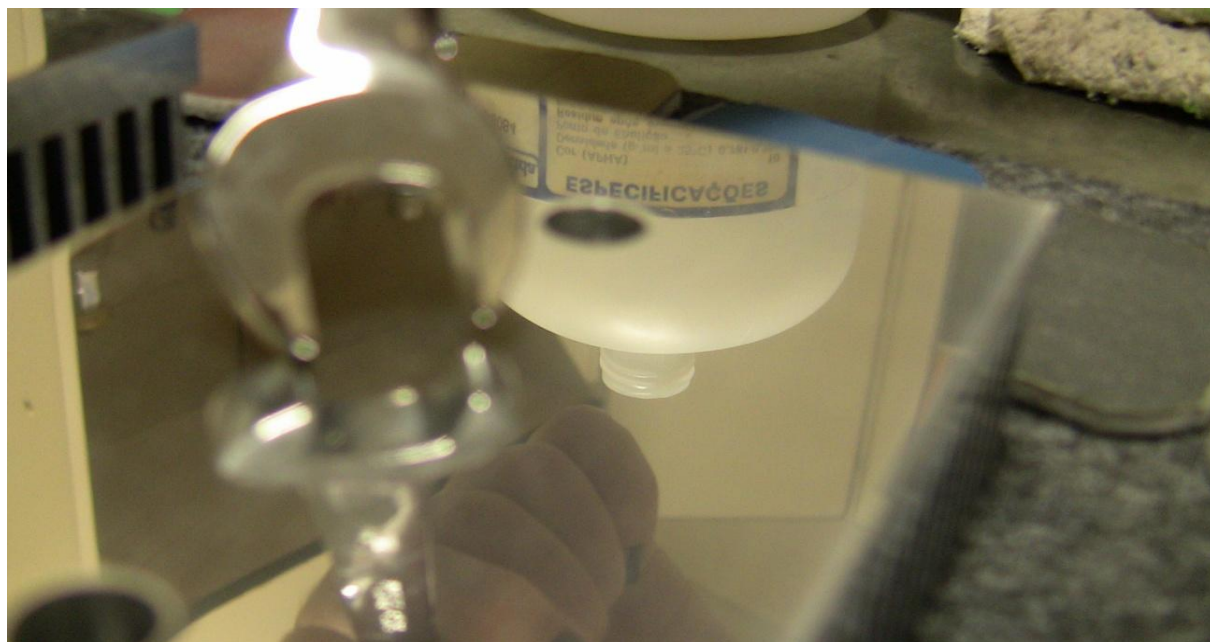
Outro ponto de melhoria foi acerca do nivelamento da superfície de contato dos dissipadores. Enquanto o *datasheet* do fabricante especifica desvios máximos de 0,005” (0,127mm), foi verificado com a utilização da ferramenta “relógio”, acoplada ao torno, que o desvio estava cerca de cinco vezes este valor. Um aplainamento foi efetuado em torno, com desvio máximo de nivelamento de superfície de quinze micrômetros posteriormente verificado com a ferramenta “relógio”. Após isto, as faces de contato dos dissipadores foram lixadas manualmente com lixas *micromesh* desde grana 600 até 12000. A Figura 60 mostra os dissipadores de alumínio após nivelamento de superfície e lixamento. A Figura 61 mostra o resultado do espelhamento após polimento final.

Figura 60: Dissipadores aplainados e lixados.



Fonte: Autoria própria.

Figura 61: Espelhamento de superfície conseguido após polimento final.



Fonte: Autoria própria.

É interesse ressaltar que, no caso de sistemas termoelétricos, uma melhora na dissipação de calor na face quente tem duplo impacto:

1. Diminui a temperatura na face quente, diminuindo automaticamente o ΔT sistêmico;

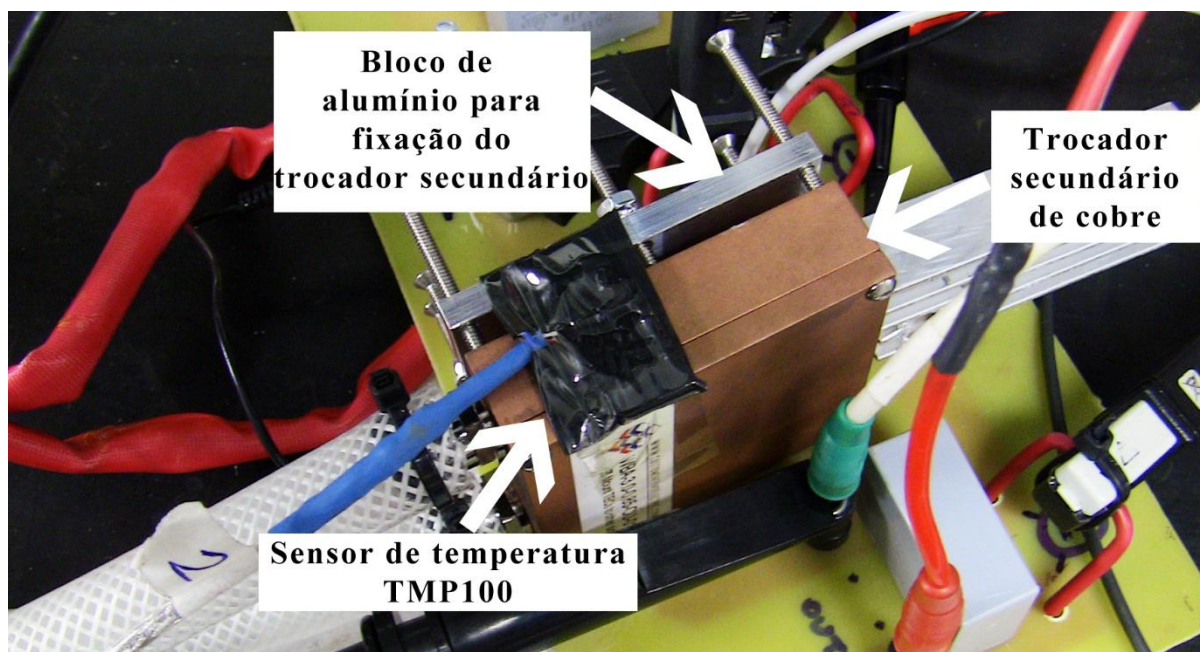
2. consequentemente, ao se mudar de curva de ΔT no gráfico Q_c vs. I da Figura 28, pode-se operar em ponto de operação de menor corrente elétrica de entrada para a mesma potência térmica útil, trazendo menos perdas por efeito *Joule* e, portanto, nova contribuição para uma redução de temperatura da face quente.

A etapa de experimentação e coleta de resultados mostrou que houve diminuição da resistência térmica, conforme apresentado no tópico 6.3.3 Medição da temperatura dos dissipadores das faces quentes. As medições indicaram um aumento médio de temperatura dos dissipadores das faces quentes de 5,6°C, portanto abaixo do valor de 15°C assumido como parâmetro máximo no tópico 4.5 Performance típica de módulos termoeletricos.

5.7 Trocador de calor secundário – carga

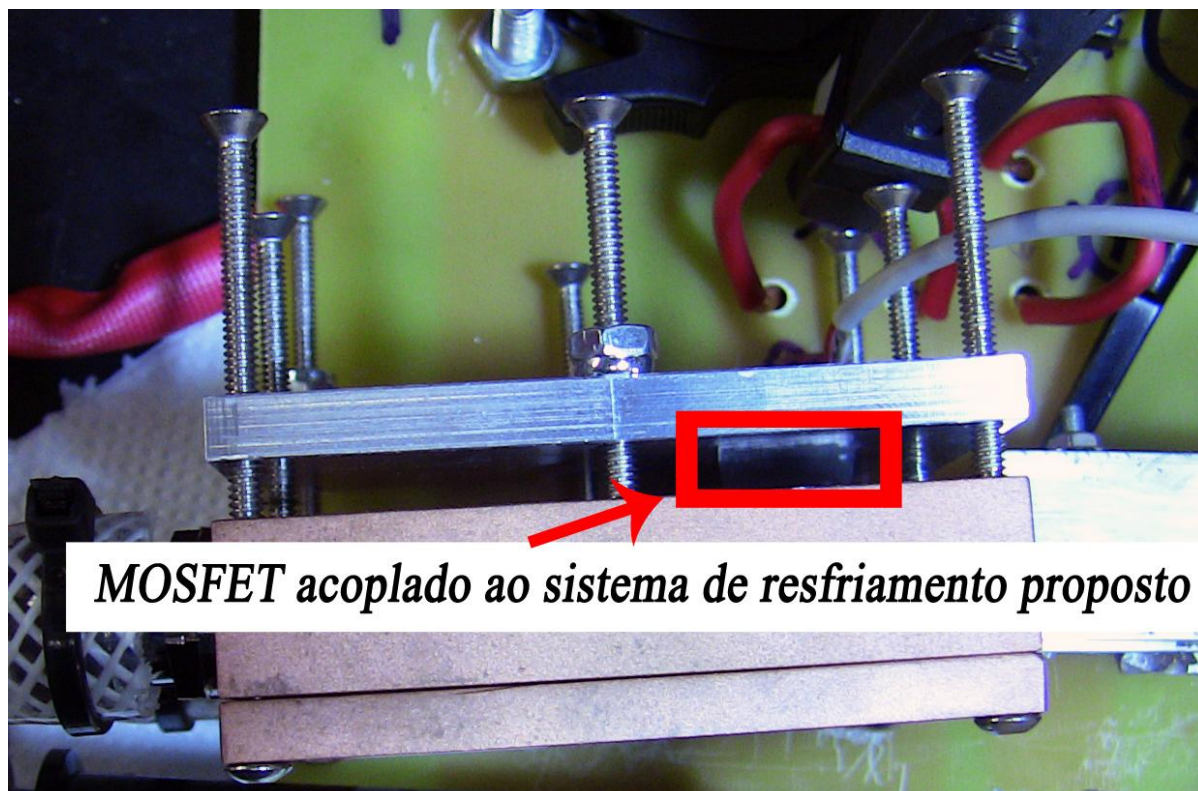
Para o trocador de calor secundário, que vai em contato com o componente elétrico, foi utilizado o modelo WBA-3.0-0.85-CU-01, da empresa americana Custom Thermoelectric, já completamente especificado no tópico 5.2 Trocador térmico principal – Face fria. Um bloco de alumínio de área equivalente à do trocador de calor WBA-3.0-0.85-CU-01 permite a instalação do trocador secundário em forma de sanduíche com a carga, conforme mostrado nas Figura 62 e 63. Esta solução configura um sistema flexível para praticamente qualquer CI com área inferior à do trocador de calor WBA-3.0-0.85-CU-01, que é de 76,2mm x 76,2mm, conforme desenho técnico na Figura 32.

Figura 62 Fixação do trocador secundário à carga com plataforma de alumínio.



Fonte: Autoria própria.

Figura 63 Acoplamento do CI em sanduíche com o sistema proposto.

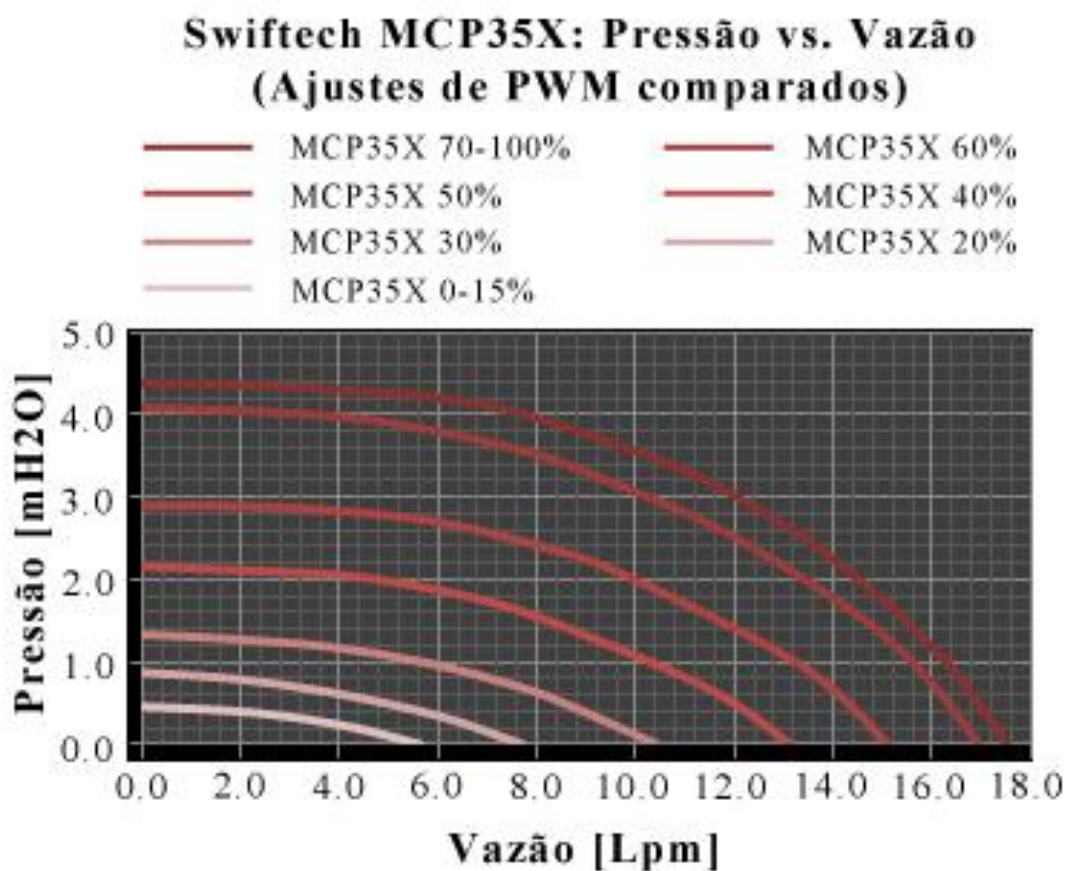


5.8 Bomba

As especificações de resistência térmica vs. vazão de água e de perda de carga vs. vazão de água do trocador de calor secundário WBA-3.0-0.85-CU-01 podem ser verificadas nas figs. 32 e 33, respectivamente. Com essas especificações em mente, foi adquirida a bomba centrífuga MCP35X, da Swiftech. Essa bomba pode ser controlada por um sinal de PWM externo, regulando sua alimentação de acordo como sinal automaticamente. No entanto, para esse trabalho essa característica não foi utilizada, já que a principal razão para sua utilização em geral é a diminuição de ruído sonoro, que não é relevante nesta aplicação. Portanto, a bomba operou sempre em 100% do seu valor nominal.

O gráfico de vazão volumétrica vs. pressão (altura) da bomba centrífuga MCP35X é informado pelo fabricante conforme a Figura 64, que traz diversas curvas relativas à diferentes valores de entrada de PWM.

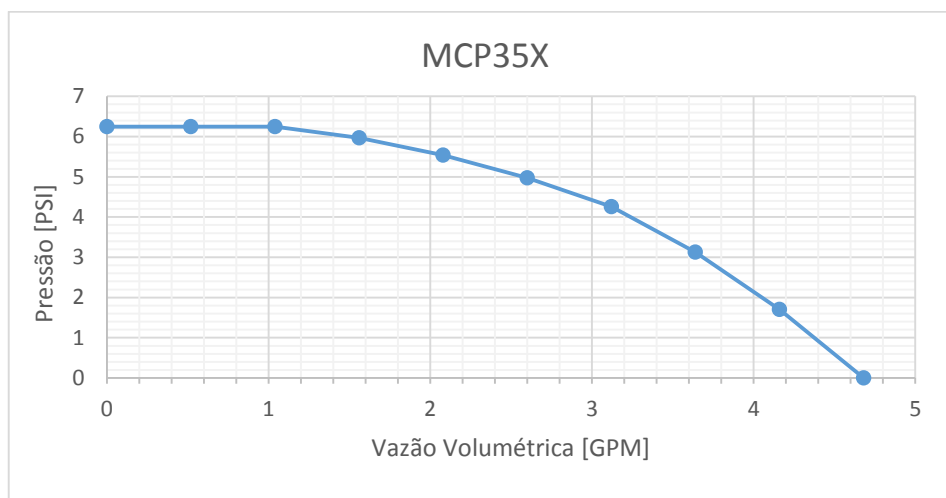
Figura 64: Vazão volumétrica vs. pressão da bomba Swiftech MCP35X.



Fonte: Swiftech, <http://www.swiftech.com/mcp35x12vdc泵.aspx#tab2>, modificada pelo autor.

O gráfico da Figura 65 é o mesmo da Figura 64, porém apresenta unidades convertidas. Assim, com a Figura 65 é possível comparar a curva de vazão volumétrica vs. pressão (altura) da bomba centrífuga MCP35X com a curva de perda de carga vs. vazão de água do trocador de calor secundário WBA-3.0-0.85-CU-01 na Figura 34. O ponto de cruzamento entre elas representa o ponto de operação do sistema, desconsiderando as outras perdas de carga do fluido refrigerante ao longo do seu circuito.

Figura 65: Vazão volumétrica vs. pressão, unidades convertidas para [gpm] vs. [PSI].



Fonte: Autoria própria.

Comparando os gráficos das figs. 34 e 65, conclui-se que ambos se cruzam aproximadamente na. De acordo com o gráfico de resistência térmica do trocador de calor WBA-3.0-0.85-CU-01 da Figura 33, para uma vazão de 2,8gpm encontra-se uma resistência térmica de 0,0085°C/W.

No tópico 4.2 Definição do escopo do projeto do equipamento desenvolvido, foi definido que a resistência térmica do trocador de calor em contato com a chave semicondutora em questão deve ser menor do que 0,029K/W dentro da faixa de carga térmica de 350W e da faixa de temperatura de 12°C a 27°C.

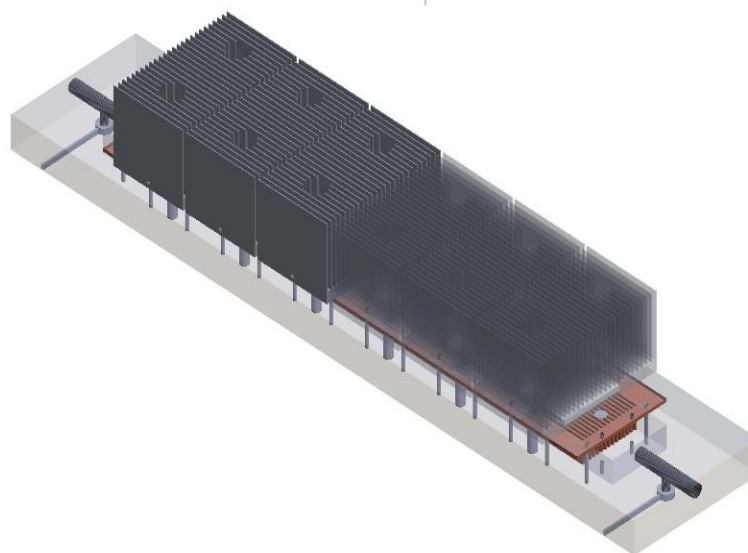
Assim, essa definição é atendida mediante o valor encontrado de resistência térmica do trocador de calor WBA-3.0-0.85-CU-01 de 0,0085°C/W.

Os experimentos foram feitos com água deionizada, evitando resíduos e favorecendo o calor específico.

5.9 Montagem final

Segue o resultado completo da modelagem virtual do trocador:

Figura 66: Trocador de calor de placas. Vista isométrica. Dissipadores parcialmente visíveis.



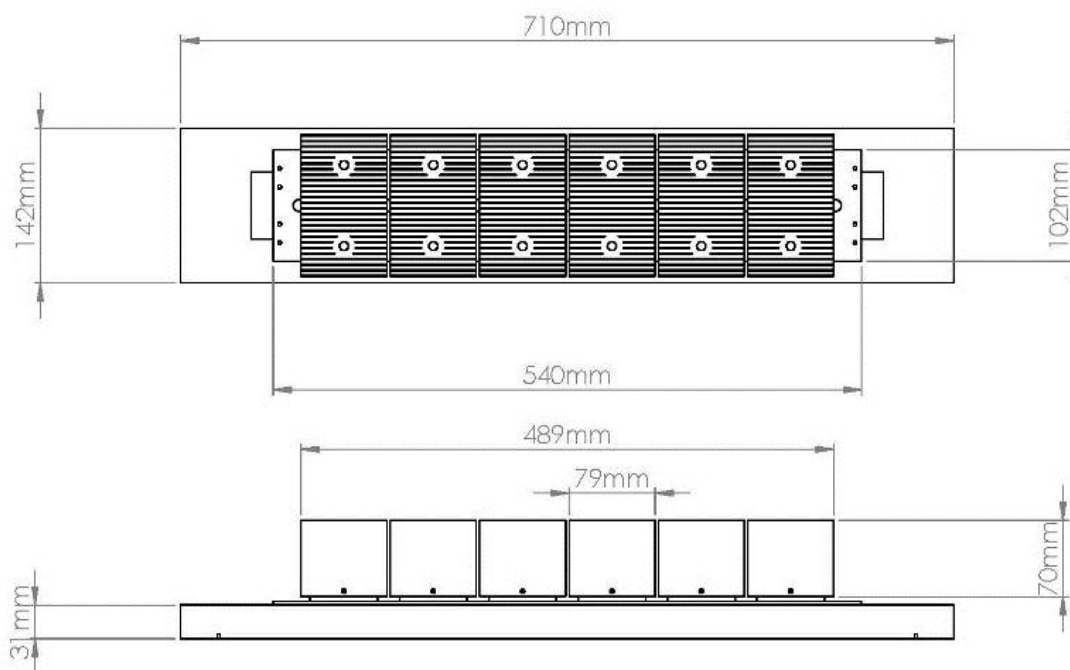
Fonte: Autoria própria.

Figura 67: Trocador de calor de placas. Vistas frontal e lateral. Dissipadores parcialmente visíveis.



Fonte: Autoria própria.

Figura 68: Trocador de calor de placas. Dimensões em milímetros. Vistas frontal e superior.



Fonte: Autoria própria.

A fim de minimizar o incremento de resistência térmica ao longo do circuito de emissão de energia térmica, foi realizada pesquisa sobre a escolha mais adequada de utilização de pasta térmica, também conhecida na literatura como TIM (acrônimo para *Thermal Interface Material*).

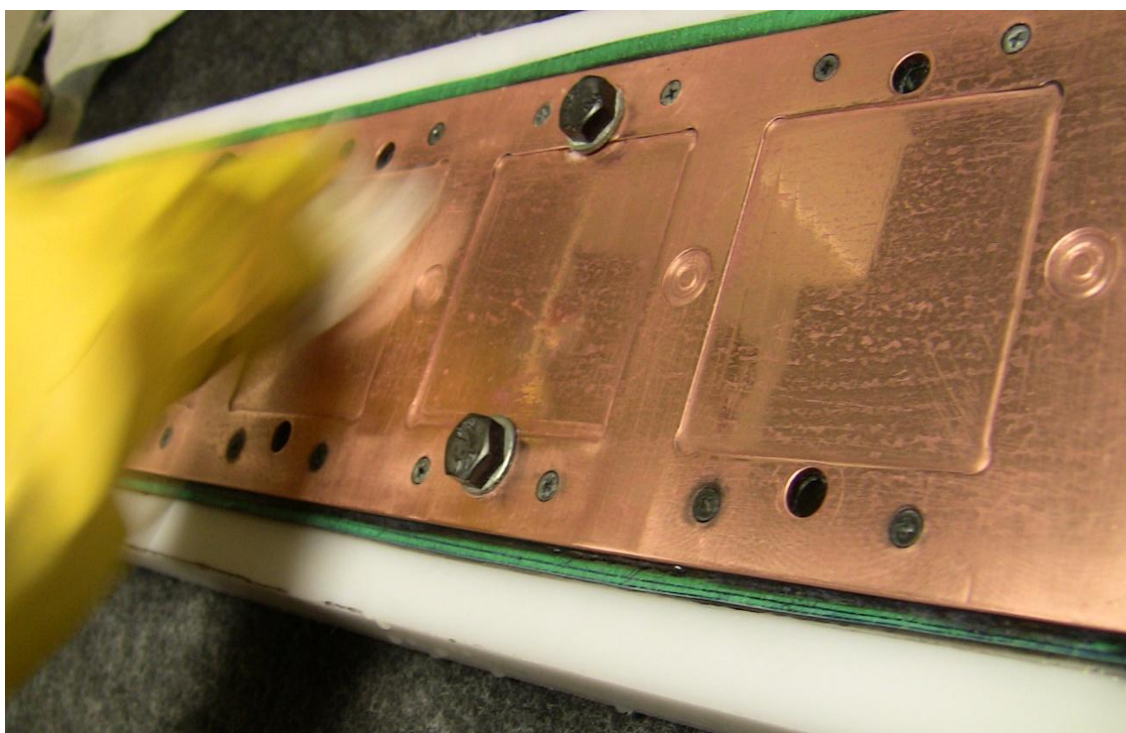
Dentre todas as opções disponíveis, foi utilizada a pasta térmica Céramique 2, da Artic Silver. Apesar do fabricante não informar sua condutividade térmica, diversas revisões informais indicam ótima performance térmica e é especificada para faixa de temperatura de -150°C a +130°C. Também foi considerado o fato de que a Céramique 2 necessita de um mínimo de 25 horas e vários ciclos térmicos de “cura” para se atingir o máximo de condutividade térmica. No entanto, tendo sido desenvolvida para aplicação em CPU’s modernas, as temperaturas necessárias no seu período de “cura” são bastante próximas daquelas desempenhadas pelo sistema.

Uma alternativa ainda melhor termicamente seria a Liquid Ultra, da Cool Laboratory, que é uma pasta térmica feita com uma liga metálica líquida à temperatura ambiente. Possui condutividade térmica de 38,4W/(m*K). No entanto, não pode ser aplicada no dissipador da face quente porque não é compatível com alumínio – sua composição o corrói. Também não

pode ser aplicado na face fria porque sua temperatura de congelamento é $+8^{\circ}\text{C}$ e dessa forma não é adequada ao sistema.

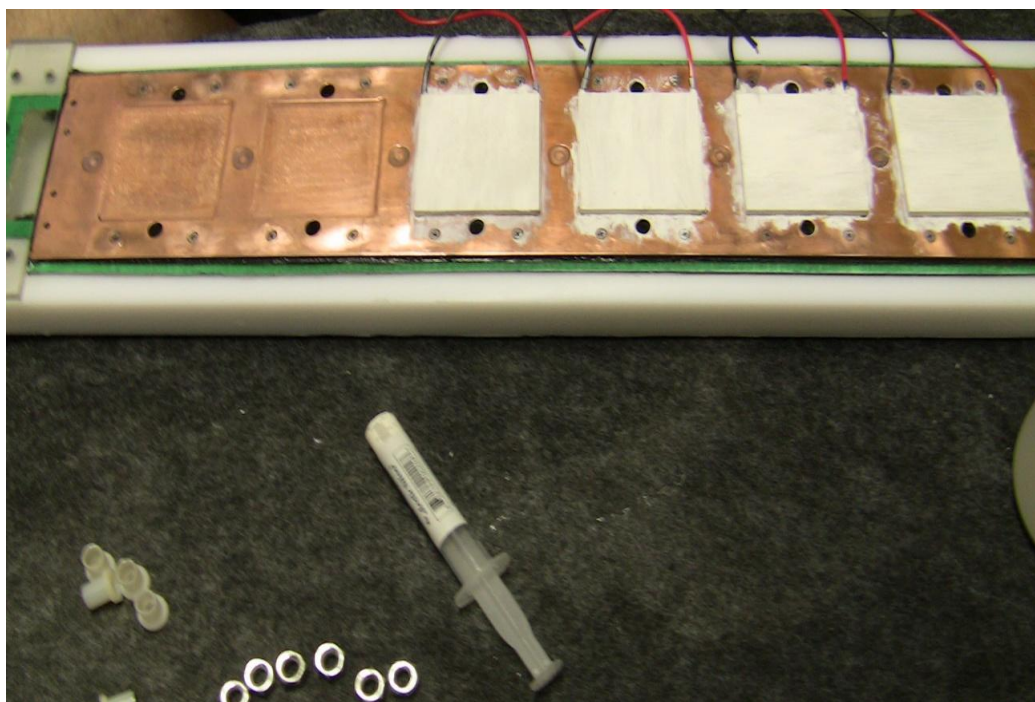
Outra consideração importante é que a face superior externa do trocador de calor principal foi isolada com *neoprene*, contornando os módulos termoeletricos e isolando termicamente os dissipadores das faces quente e fria.

Figura 69: Limpeza do trocador principal de cobre com ácido cítrico após lixamento e polimento.



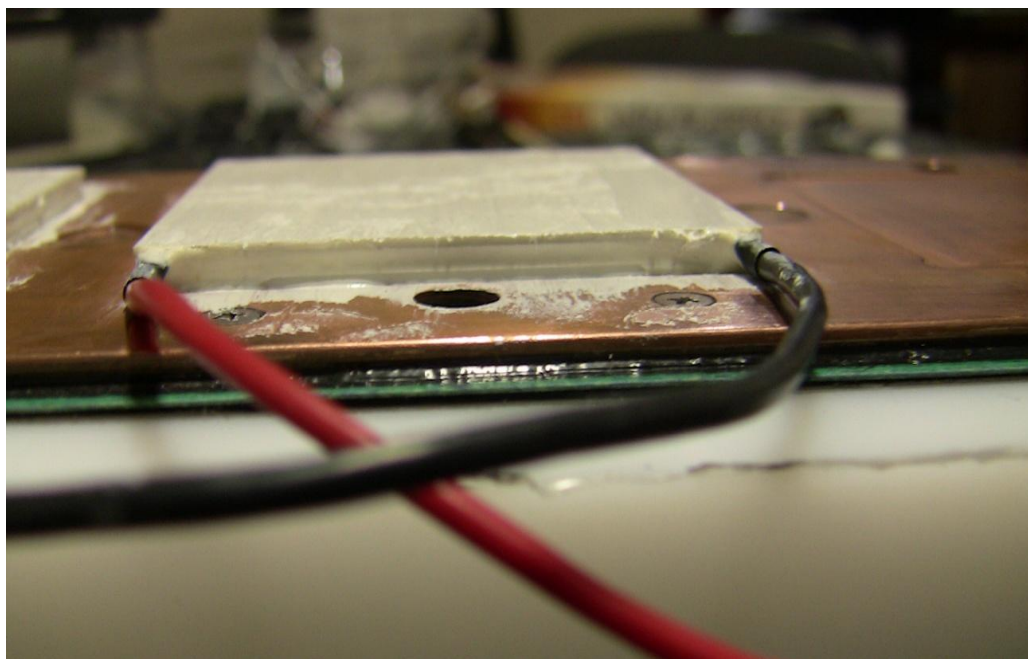
Fonte: Autoria própria.

Figura 70: Aplicação de pasta térmica nos módulos termoeletricos.



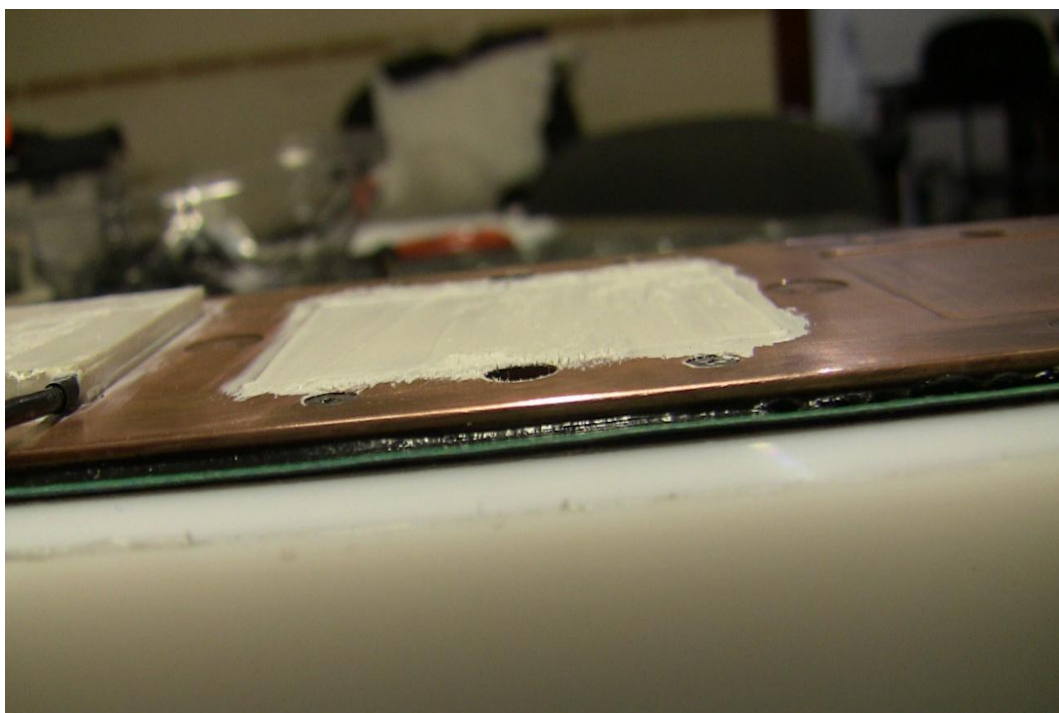
Fonte: Autoria própria.

Figura 71: Detalhe da aplicação de pasta térmica nos módulos termoeletricos.



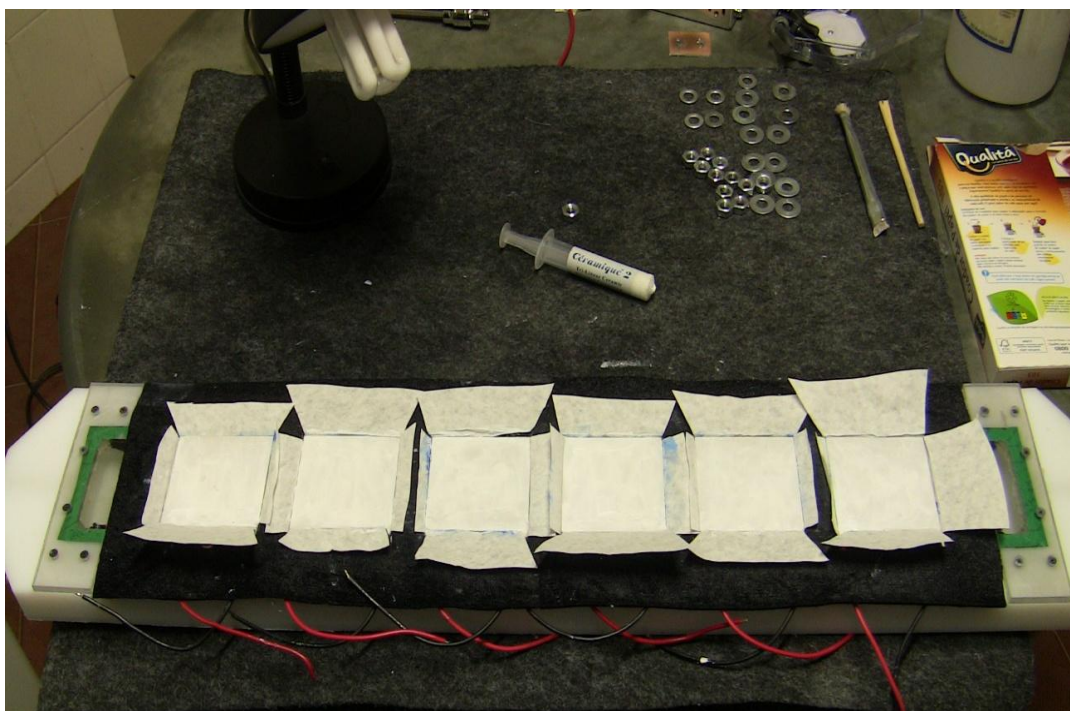
Fonte: Autoria própria.

Figura 72: Aplicação de pasta térmica no trocador principal – face fria.



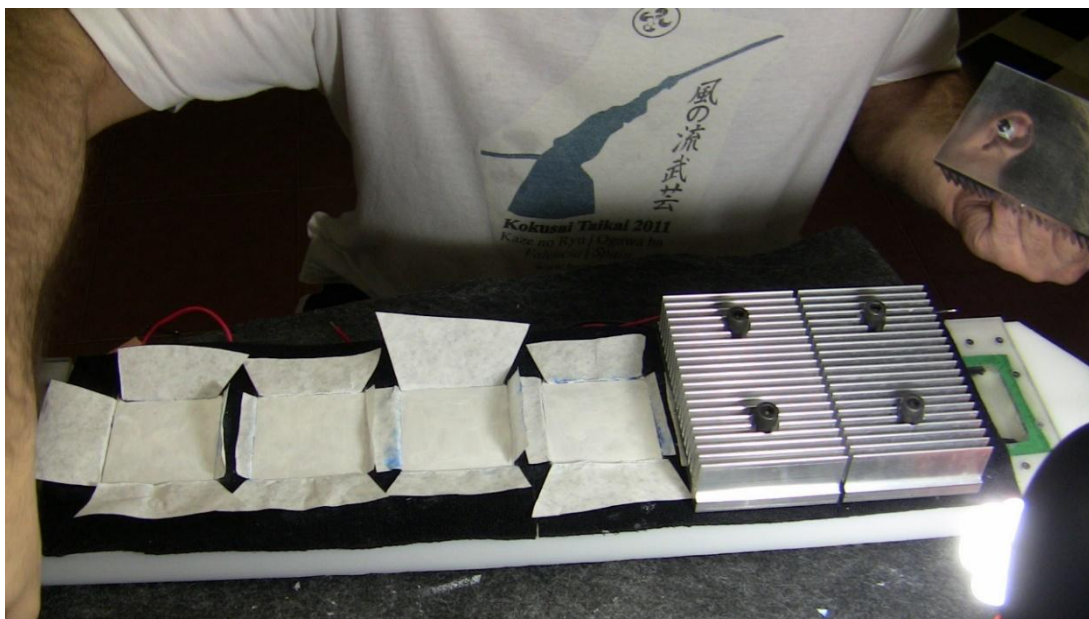
Fonte: Autoria própria.

Figura 73: Todos os módulos termoeletrônicos instalados e com pasta térmica. Isolação térmica da face superior do trocador principal com *neoprene*.



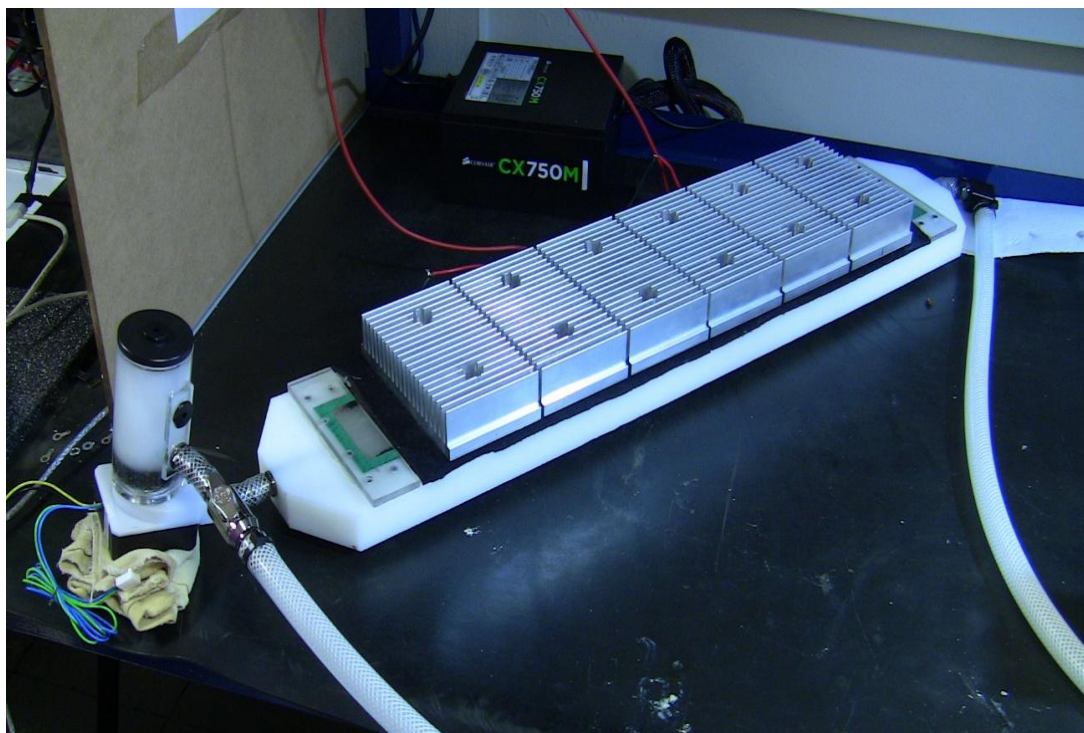
Fonte: Autoria própria.

Figura 74: Instalação dos dissipadores de alumínio nas faces quentes dos módulos termoeletricos.



Fonte: Autoria própria.

Figura 75: Montagem final, com bomba à esquerda e mangueiras. Ventoinhas não exibidas.



Fonte: Autoria própria.

5.10 Considerações finais

As soluções para os dissipadores de calor do sistema foram detalhadas, bem como as principais dificuldades encontradas e como elas foram resolvidas.

O cálculo do torque de instalação nos parafusos que fixam os dissipadores de alumínio junto à face quente dos módulos termoeletricos resultou em um valor intermediário de $4,1\text{N}\cdot\text{m}$. Este valor foi aplicado em cada parafuso através de um torquímetro de precisão. O torque foi reavaliado após algumas horas de uso.

Posteriormente, o cálculo de dilatação térmica resultou em uma margem de $2\text{mm} \times 2\text{mm}$ na área dos baixos-relevos que servem de guias para o posicionamento dos módulos termoeletricos. Também resultou em uma margem de $0,5\text{mm}$ entre a face inferior das aletas do trocador principal e a face superior do corpo de LDPE. Desta forma, está garantida integridade dos módulos termoeletricos relacionadas às variações dimensionais do cobre com a temperatura.

O aumento de temperatura na face quente demandou melhorias nos dissipadores de alumínio. Os resultados mostraram que as melhorias atenderam às especificações do projeto.

Através das simulações de resistência mecânica, realizadas pelo *software SimulationXpress*, a altura da base do trocador principal de cobre foi dimensionada com segurança em 3mm .

O ponto de operação do trocador de calor secundário, em contato com a chave semicondutora, associado à bomba centrífuga MCP35X, necessária para movimentar o fluido refrigerante, apresentou resistência térmica de $0,0085^\circ\text{C/K}$, inferior ao valor de $0,029^\circ\text{C/W}$ especificado nas especificações do projeto.

Pode-se concluir que todos os componentes do sistema desenvolvido foram dimensionados através de cálculos e simulações, e todos requerimentos iniciais do projeto foram observados. Os resultados experimentais confirmam o atendimento aos requerimentos do projeto.

CAPÍTULO 6

6 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Este capítulo apresenta os resultados da aplicação do equipamento desenvolvido durante esta pesquisa, cujos princípios foram discutidos e quantificados nos capítulos anteriores.

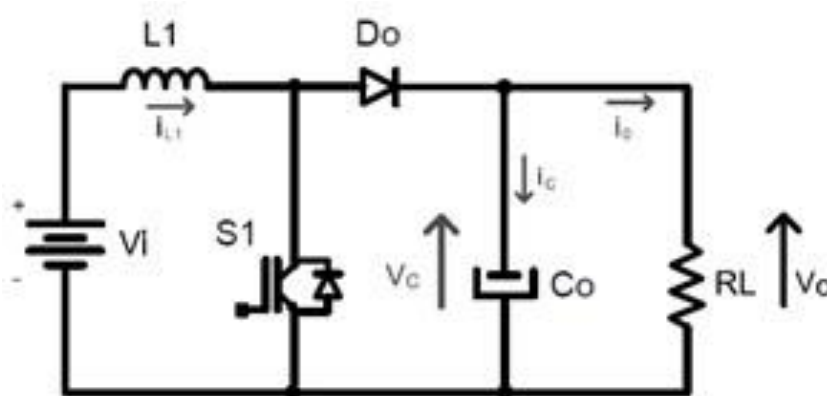
Para a coleta de dados foi construído um conversor *boost* tradicional, no qual o equipamento desenvolvido foi aplicado. Foram utilizados resfriamento passivo e ativo para comparação de resultados.

Os resultados abrangem um estudo comparativo da chave MOSFET utilizada em três etapas: (1) Dissipador passivo – critério de máxima temperatura, (2) Dissipador ativo – avaliação térmica e (3) Experimento destrutivo.

6.1 Conversor CC-CC boost

O conversor CC-CC boost, com comutação *hard*, mostrado na Figura 76, foi construído para avaliação dos resultados.

Figura 76: Conversor *boost* montado para avaliação dos resultados.



Fonte: Autoria própria.

O conversor *boost* utilizado opera em malha aberta, sem utilização de *snubber*. Utilizou-se uma fonte de corrente e tensão variáveis.

O MOSFET (S1) utilizado foi o C2M0080120D, da Cree. O diodo (D0) utilizado foi o C3D20060D, da Cree. O dissipador passivo no diodo foi definido para que o diodo estivesse sempre dentro da sua faixa normal de operação, não influenciando as medições e comportamento do conversor

6.2 Metodologia

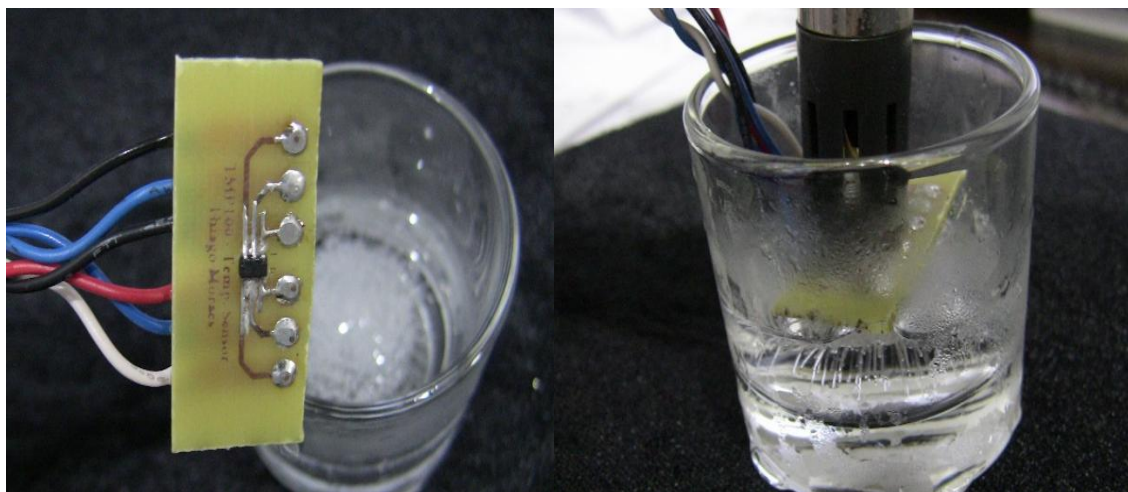
Para a medição de temperaturas, foram utilizados dois sensores de temperatura TMP100, da Texas Instruments e uma câmera termográfica i5, da Flir.

Os dois sensores apresentaram diferença de medição menor que $0,5^{\circ}\text{C}$ entre si e o erro de exatidão de conjunto foi menor que $0,5^{\circ}\text{C}$. Ambos foram utilizados ao mesmo tempo e a média foi calculada para minimizar erros sistemáticos. Foi verificado que a câmera termográfica apresentou valores de medição com variação menor que 2°C comparado com a média dos sensores TMP100 ao longo de toda a faixa de operação do experimento.

Os sensores TMP100 foram operados e lidos pelo *kit* TMS320F28335, da Texas Instruments, baseada no DSP TMS320F28335. O código para inicialização, configuração, leitura e armazenamento dos dados dos sensores TMP100 pode ser encontrado no Anexo C.

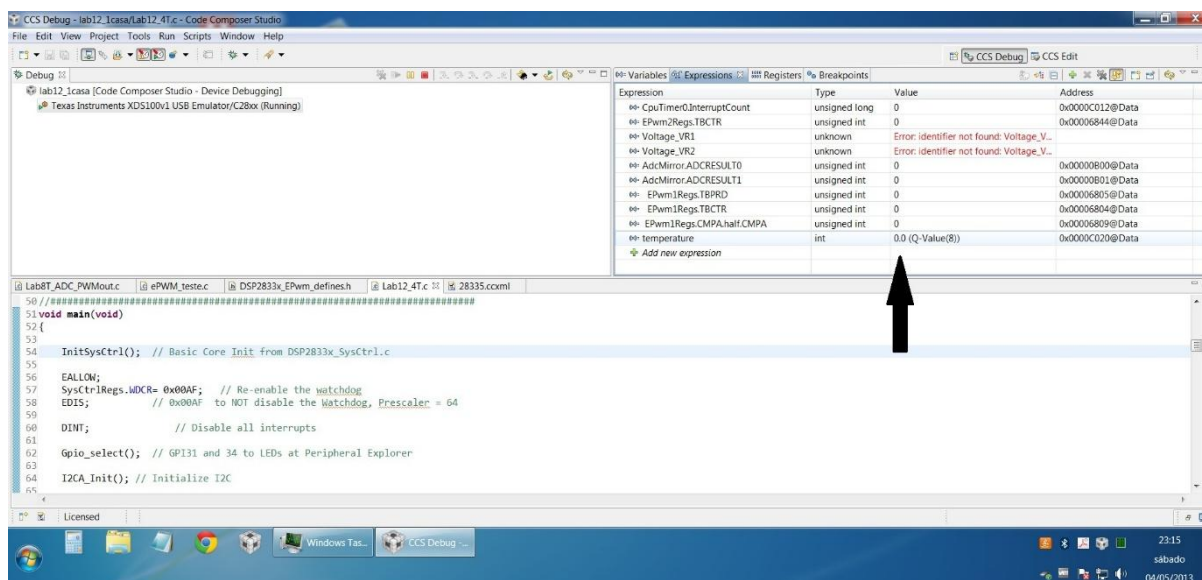
Os sensores TMP100 foram calibrados utilizando-se três pontos: água destilada congelada, temperatura ambiente e água destilada fervente. Para medição da água destilada congelada, o recipiente e a placa de circuito impresso contendo os sensores foram isoladas com *neoprene*. A alta massa térmica do sistema comparada à massa térmica do sensor, no entanto, já garante uma medição apropriada. Após estabilização térmica um sensor mediu $0,0^{\circ}\text{C}$ e, ao mesmo tempo, outro sensor mediu $+0,5^{\circ}\text{C}$. Ambos foram configurados para resolução de 12 bits ($0,0625^{\circ}\text{C}$). Logo, uma diferença de 8 bits é encontrada entre essas medições. Na medição de temperatura ambiente, uma fina camada de pasta térmica foi aplicada entre as faces superiores dos sensores e ambos foram colocados em contato. Após estabilização, novamente uma variação de $0,5^{\circ}\text{C}$ foi encontrada. Na medição da água destilada fervente, novamente um deles apresentou $100,0^{\circ}\text{C}$ e outro $100,5^{\circ}\text{C}$.

Figura 77: À esquerda: PCB contendo um sensor TMP100. Ao fundo, copo com água destilada congelada e *neoprene* fornecendo isolamento térmico do sistema. À direita: Sensor TMP100 em contato direto com a massa térmica de referência.



Fonte: Autoria própria.

Figura 78: Resultado da medição de um dos sensores TMP100 da água destilada congelada.



Fonte: Autoria própria.

O laboratório onde o experimento foi conduzido estava sob ar condicionado e a temperatura ambiente constante, ainda que pequenas variações locais existam devido ao próprio funcionamento do sistema.

Na primeira etapa do estudo, foi acoplado um dissipador passivo tradicional no MOSFET, de dimensões próximas das dimensões do MOSFET.

Inicialmente foi feita medição de temperatura no diodo nas condições de maior potência demandada, a fim de garantir que ele estava dentro das faixas de temperaturas normais ao longo do experimento.

Figura 79: Dissipadores passivos no MOSFET e diodo e sensores TMP100 acoplados aos dissipadores.



Fonte: Autoria própria.

A primeira parte do experimento consistiu em operação em ponto de operação com voltagem de entrada fixa de 130V, saída de 260V e carga de 50ohms, puramente resistiva.

Na primeira parte do experimento, o conversor foi ligado na frequência de chaveamento de 50kHz e a temperatura do MOSFET foi monitorada, até se atingir um valor dentro de 10% da temperatura absoluta do componente, chegando aos 135°C. A temperatura máxima absoluta especificada no manual é de 150°C.

Após aguardar o resfriamento do MOSFET até a temperatura ambiente, foi repetido o mesmo procedimento variando a frequência de chaveamento para 75kHz e depois para 100kHz.

Na segunda parte do experimento, foi acoplado o sistema de resfriamento desenvolvido, mantendo-se todo o resto do conversor e ponto de operação como anteriormente.

Após estabilização de todo o circuito térmico (refrigerante, trocador de cobre e chave), a operação foi refeita e as temperaturas foram registradas.

Durante toda a primeira etapa e segunda etapa do experimento, foram realizadas também medições das temperaturas dos dissipadores das faces quentes a fim de se verificar se as otimizações efetuadas nos dissipadores das faces quentes resultaram em aumento de temperatura máximo de 15°C, conforme assumido nos cálculos do tópico 4.5 Performance típica de módulos termoeletrônicos.

Na terceira parte do experimento, o MOSFET foi levado ao extremo, através de gradual variação da razão cíclica a fim de se verificar qual o novo valor máximo de potência mediante resfriamento ativo. O MOSFET foi resfriado anteriormente ao funcionamento do conversor até temperatura de equilíbrio. Uma nova associação de cargas no valor de 15ohms, fixa e puramente resistiva foi utilizada a fim de possibilitar correntes maiores comparadas aquelas encontradas nas etapas anteriores.

Na terceira parte, o valor inicial de razão cíclica foi de 20%, subindo 5% a cada dois minutos e atingindo o valor final de 50% após doze minutos. Neste instante houve a queima do MOSFET e interrupção do funcionamento do conversor. Como esta etapa é inerentemente destrutiva, este procedimento foi realizado uma única vez, na frequência de chaveamento de 50KHz.

Na terceira parte, além das imagens termográficas e gráfico de temperaturas, serão apresentados os valores obtidos de corrente e potência de saída.

Em todas as repetições de todo o experimento, foram gravadas imagens térmicas a cada dois minutos. Os valores foram dispostos em gráficos. Serão apresentadas imagens termográficas do início e final de cada repetição. Será apresentada uma única forma de onda de voltagem e corrente no diodo e no MOSFET, já que não houve nenhuma variação dessas formas de onda em qualquer etapa do experimento.

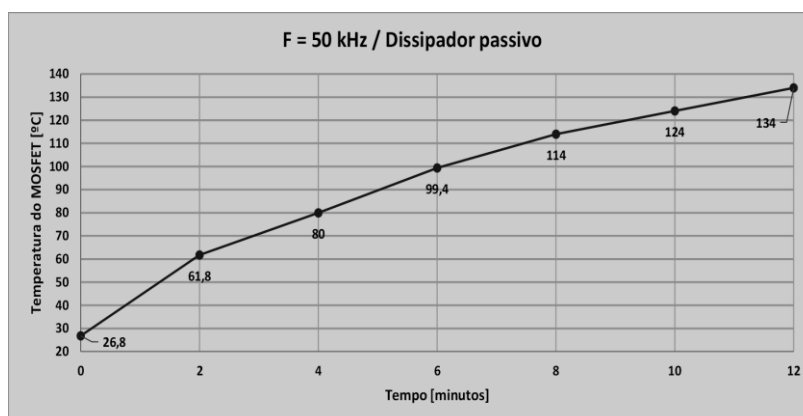
Em todas as repetições a eficiência foi medida diretamente através de um medidor de potência Yokogawa modelo WT230.

6.3 Resultados

A seguir são apresentados os resultados experimentais coletados em laboratório.

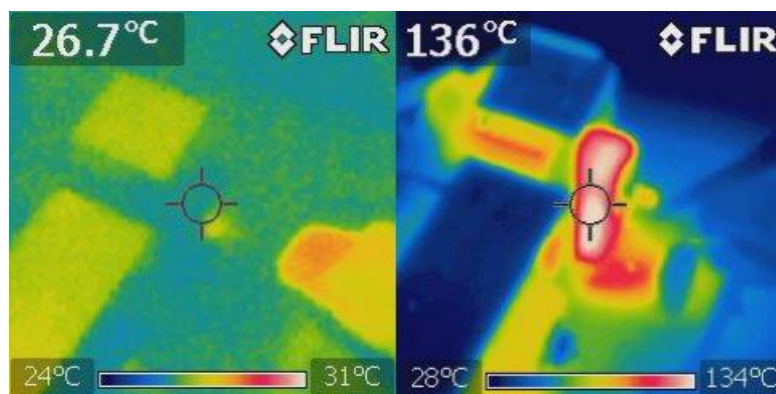
6.3.1 Primeira etapa – resfriamento passivo:

Figura 80: Curva de temperatura do MOSFET a 50kHz. Resfriamento passivo.



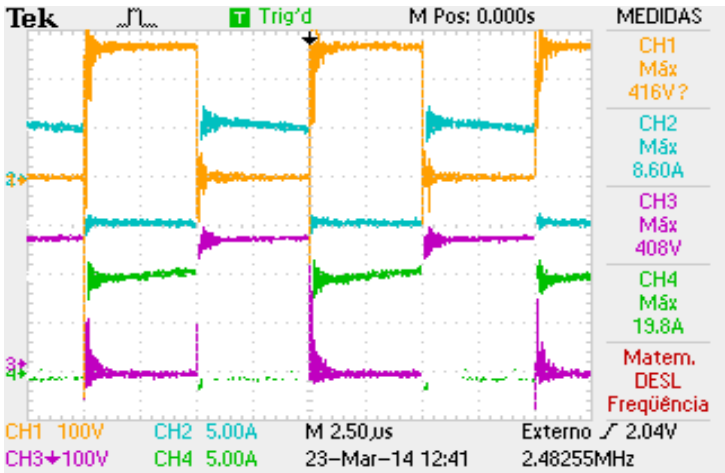
Fonte: Autoria própria.

Figura 81: Imagens térmicas de início e fim da operação a 50kHz. Resfriamento passivo.



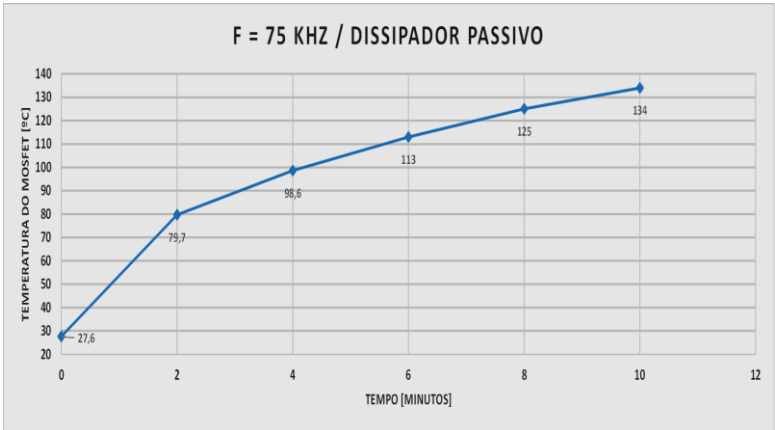
Fonte: Autoria própria.

Figura 82: Formas de onda de voltagem e corrente no MOSFET (CH1 e CH2) e no diodo (CH3 e CH4) no fim da operação a 50kHz. Resfriamento passivo.



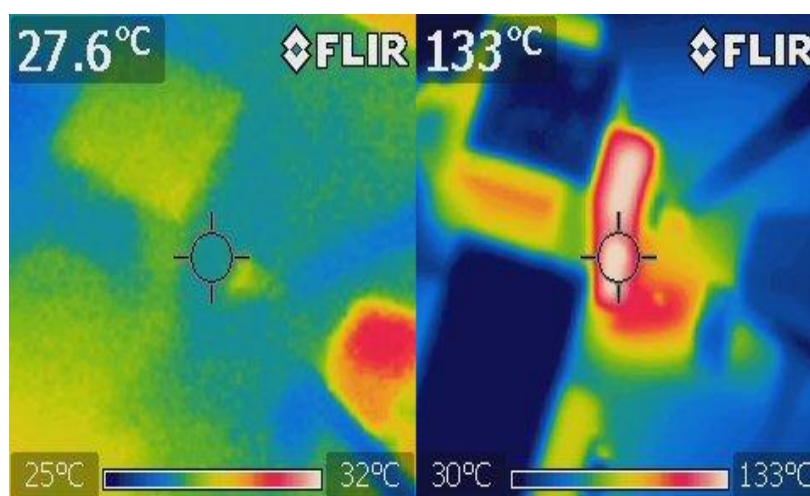
Fonte: Autoria própria.

Figura 83: Curva de temperatura do MOSFET a 75kHz. Resfriamento passivo.



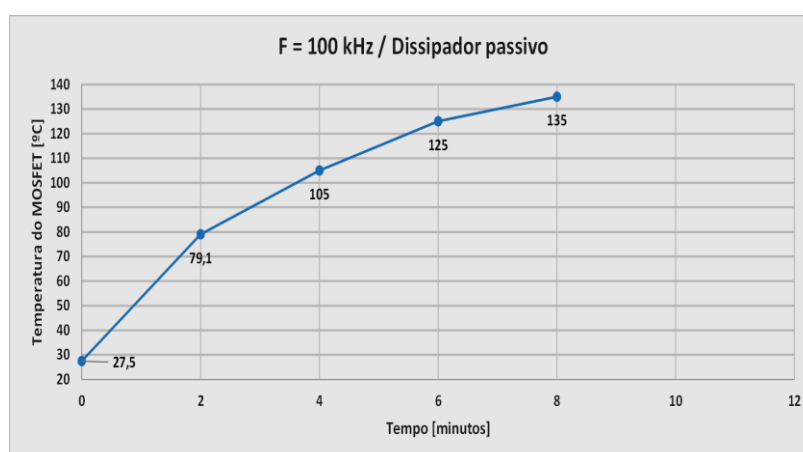
Fonte: Autoria própria.

Figura 84: Imagens térmicas de início e fim da operação a 75kHz. Resfriamento passivo.



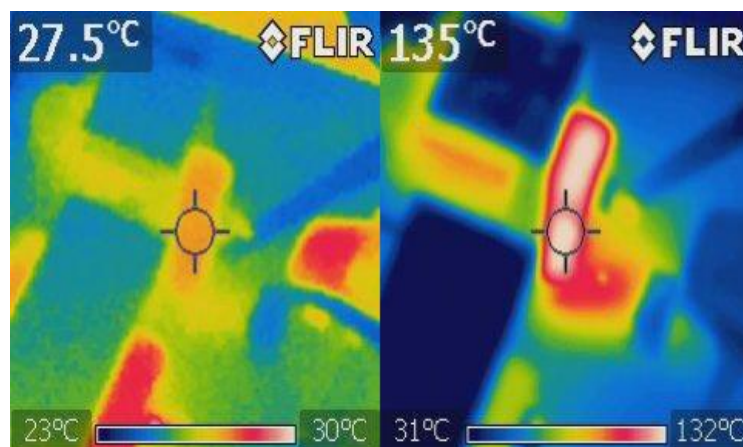
Fonte: Autoria própria.

Figura 85: Curva de temperatura do MOSFET a 100kHz. Resfriamento passivo.



Fonte: Autoria própria.

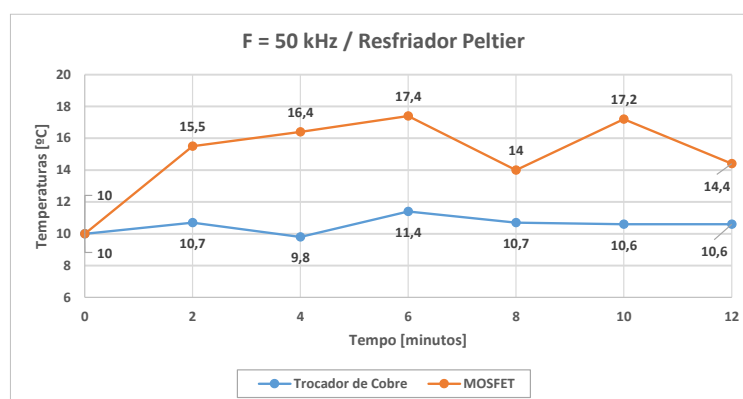
Figura 86: Imagens térmicas de início e fim da operação a 100kHz. Resfriamento passivo.



Fonte: Autoria própria.

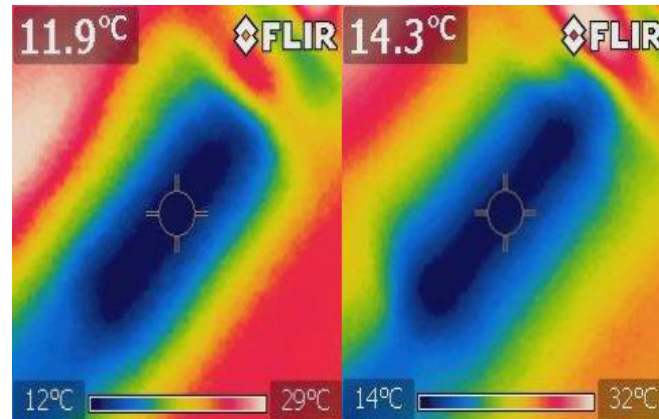
6.3.2 Segunda etapa – resfriamento ativo:

Figura 87: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre reduzido acoplado ao MOSFET a 50kHz. Resfriamento ativo.



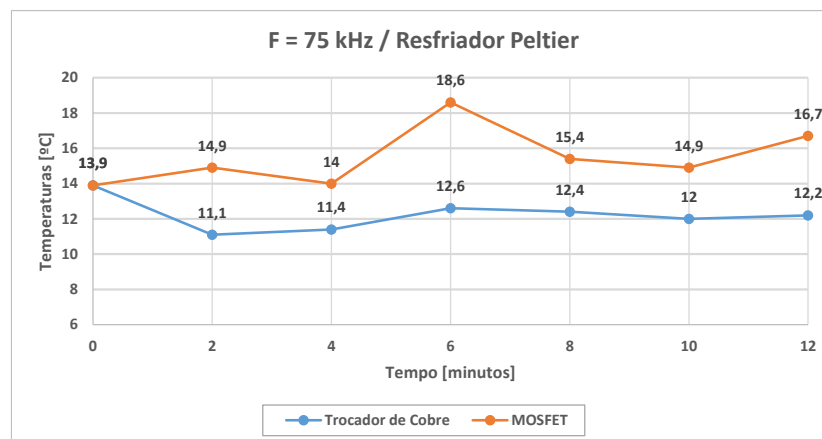
Fonte: Autoria própria.

Figura 88: Imagens térmicas de início e fim da operação a 50kHz. Resfriamento ativo.



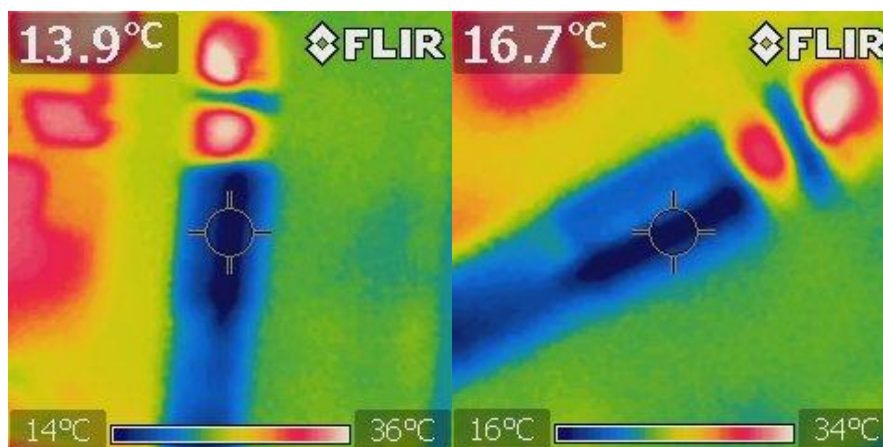
Fonte: Autoria própria.

Figura 89: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre acoplado ao MOSFET a 75kHz. Resfriamento ativo.



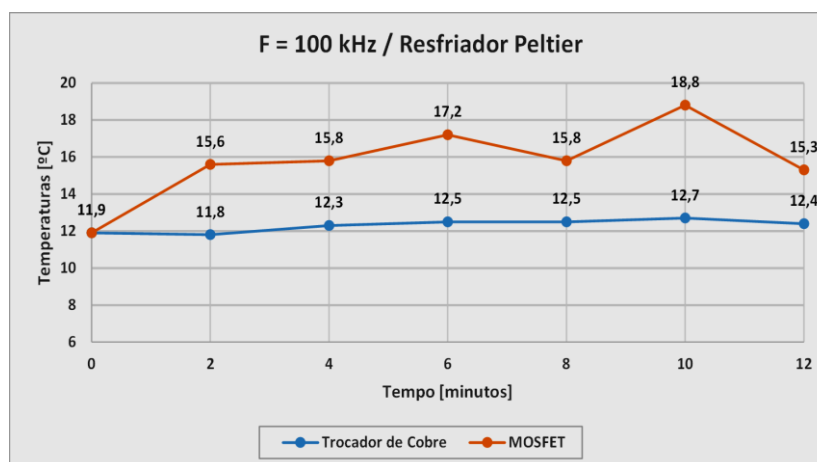
Fonte: Autoria própria.

Figura 90: Imagens térmicas de início e fim da operação a 75kHz. Resfriamento ativo.



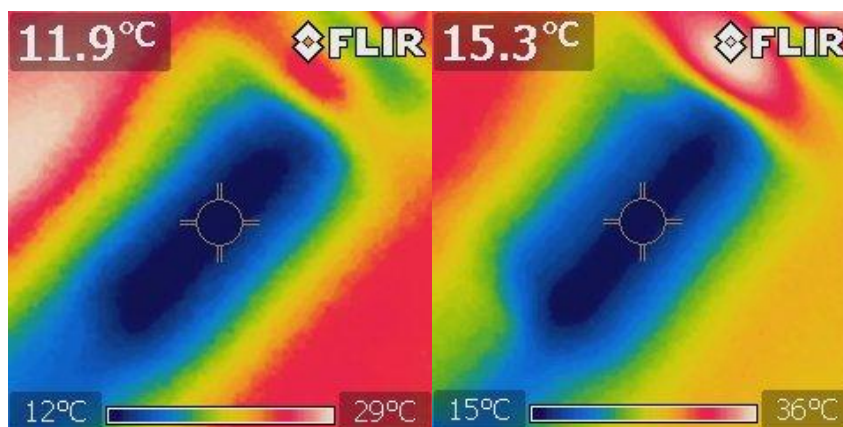
Fonte: Autoria própria.

Figura 91: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre acoplado ao MOSFET a 100kHz. Resfriamento ativo.



Fonte: Autoria própria.

Figura 92: Imagens térmicas de início e fim da operação a 100kHz. Resfriamento ativo.

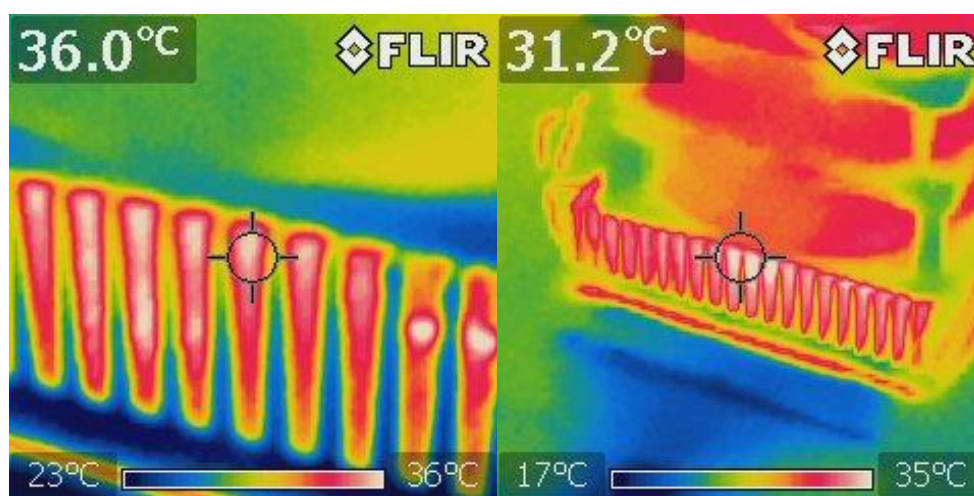


Fonte: Autoria própria.

6.3.3 Medição da temperatura dos dissipadores das faces quentes

As temperaturas dos pontos mais quentes dos dissipadores das faces quentes dos módulos termoelétricos foram medidas. A Figura 93 mostra, à esquerda, o maior valor encontrado em todas as repetições e, à direita, o menor valor encontrado em todas as repetições. A média de todas as medições foi de $\overline{T_h} = 32,9^\circ\text{C}$.

Figura 93: Medições da temperatura dos pontos mais quentes nos dissipadores das faces quentes.



Fonte: Autoria própria.

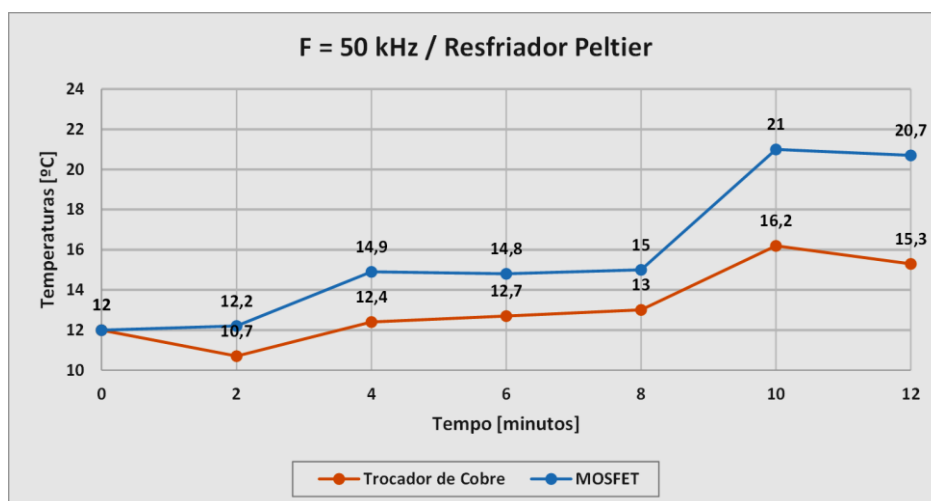
Observando as Figuras 81, 84 e 86, calcula-se a média da temperatura ambiente, $\overline{T_{amb}}$, de 27,3°C.

Logo, calcula-se o aumento de temperatura das médias dos valores medidos:

$$\overline{T_h} - \overline{T_{amb}} = 32,9 - 27,3 = 5,6^{\circ}\text{C} \quad (76)$$

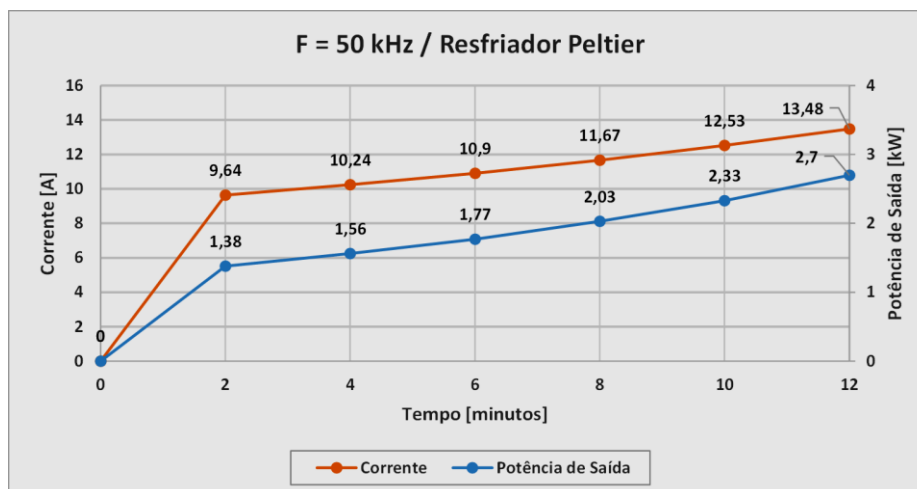
6.3.4 Terceira etapa – experimento destrutivo:

Figura 94: Curva de temperatura do MOSFET e do trocador de cobre reduzido acoplado ao MOSFET a 50Hz. Resfriamento ativo, experimento destrutivo.



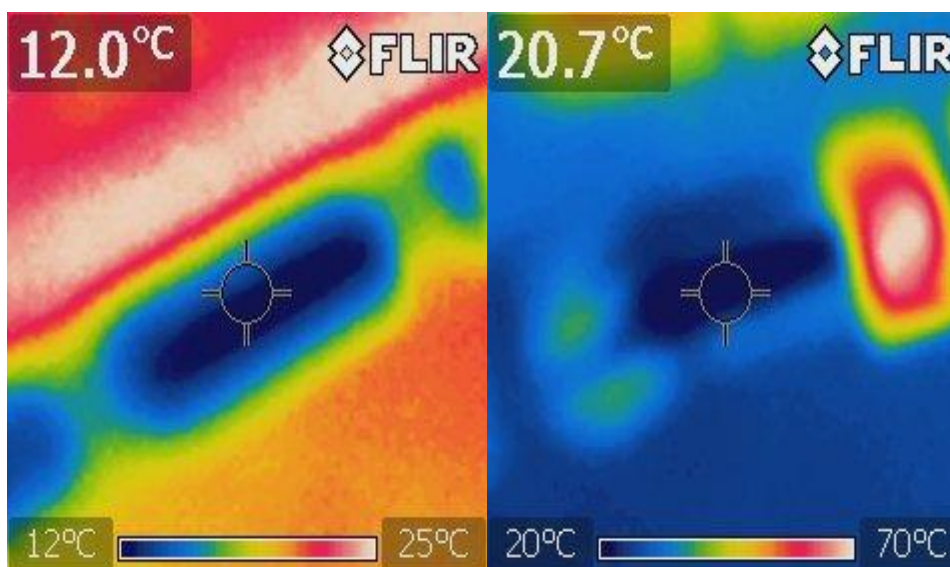
Fonte: Autoria própria.

Figura 95: Curvas de corrente e potência de saída a 50kHz. Resfriamento ativo, experimento destrutivo.



Fonte: Autoria própria.

Figura 96: Imagens térmicas de início e fim da operação a 50kHz. Resfriamento ativo, experimento destrutivo.



Fonte: Autoria própria.

6.3.5 Eficiência do conversor

Em todas as repetições, a eficiência do conversor esteve entre 96,8% e 97,8%. Como esperado, a variação térmica não afetou a eficiência global. Este valor de eficiência está dentro

das expectativas iniciais, uma vez que a topologia escolhida para o conversor CC-CC é bastante simples e composta por poucos elementos.

De acordo com a fabricante Maxim Integrated, a potência dissipada em um MOSFET que atue como chave pode ser estimada através das equações (TUTORIAL, 2002):

$$P_{\text{device total}} = P_{\text{resistive}} + P_{\text{switching}} \quad (85)$$

$$P_{\text{resistive}} = (I_{\text{load}} \times R_{\text{DS(ON)hot}}) \times \left(\frac{V_{\text{out}}}{V_{\text{in}}}\right) \quad (86)$$

$$P_{\text{switching}} = \frac{(C_{\text{rss}} \times V_{\text{in}}^2 \times f_{\text{sw}} \times I_{\text{load}})}{I_{\text{gate}}} \quad (87)$$

Calcula-se das Equação 85, Equação 86 e Equação 87 que o pior caso de perdas no MOSFET para a primeira e segunda etapa do experimento, em ponto de operação:

$$\text{Em 50kHz: } P_{\text{device total}} = 6,95W \quad (88)$$

$$\text{Em 75kHz: } P_{\text{device total}} = 6,97W \quad (89)$$

$$\text{Em 100kHz: } P_{\text{device total}} = 6,99W \quad (90)$$

Também se calcula que o pior caso de perdas no MOSFET para a terceira etapa do experimento é:

$$\text{Em 50 kHz: } P_{\text{device total}} = 54,60 W \quad (91)$$

Como a potência de saída da primeira e segunda etapa é de 1,35kW e no final da terceira etapa se obteve o valor de 2,7kW, é notável que em todos os casos a potência dissipada no MOSFET possui ordem de grandeza pouco significativa frente à potência de saída. Assim, foi encontrado um valor constante de eficiência praticamente indiferente às variações de temperatura.

CAPÍTULO 7

7 CONCLUSÃO GERAL

No Capítulo 1 foi apresentada a importância das características térmicas de um sistema para o seu devido funcionamento. Foi feita uma avaliação crítica entre várias tecnologias de ação térmica e a tecnologia *Peltier* é sobressaiu como a mais indicada para esta finalidade. Com essa tecnologia, foi possível lançar mão das vantagens inerentes aos dispositivos *Peltier*, que são a escalabilidade, a relativa ausência de partes móveis, a capacidade de resfriamento subambiente e seu tamanho físico reduzido comparado com outras tecnologias de resfriamento.

À partir deste contexto surgiu a motivação para o desenvolvimento de um equipamento para uso em bancada baseado na tecnologia *Peltier* que permita resfriar ativamente chaves semicondutoras.

No Capítulo 2 foi apresentada uma visão geral sobre o estado atual da arte através do estudo crítico de diversas publicações. As observações mais relevantes foram que existe uma carência de pesquisa e desenvolvimento de dispositivos termoelétricos *Peltier* aplicados à Eletrônica de Potência. Os estudos de confiabilidade pesquisados na literatura não apontam solução que melhore ou otimize a transferência térmica em chaves semicondutoras. Esses mesmos estudos identificam a gestão térmica nas pastilhas e encapsulamentos de semicondutores como ponto chave associado à confiabilidade. Essa característica evidenciou a importância do trabalho e as vantagens que o equipamento desenvolvido poderiam proporcionar.

Ao final do Capítulo 3 é feita uma revisão sobre os limites térmicos encontrados em MOSFETs e sobre o diagrama SOA. O diagrama SOA mostra que existem 5 limites térmicos para MOSFETs. Uma avaliação crítica é feita sobre a influência do resfriamento ativo em chaves semicondutoras proposto nesse trabalho em cada limite térmico encontrado em MOSFETs. Foi verificado nos experimentos que o limite máximo de potência pode ser mais particularmente influenciável pelo resfriamento ativo, já que correntes maiores podem ser empregadas nas chaves semicondutoras mantendo a temperatura na junção estável e abaixo do limite previsto em *datasheet*.

No Capítulo 4 é detalhada a metodologia de construção. A topologia Líquido-Ar permitiu a vantagem de uma relação de compromisso entre custo, mobilidade, potência térmica e aplicabilidade em chaves semicondutoras.

As principais dificuldades de implementação dos trocadores são explicadas no Capítulo 5, assim como as soluções encontradas. Foi necessário um equilíbrio entre o custo do cobre e o custo da mão de obra para implementação dos trocadores de calor. Em razão do elevado custo da barra de cobre utilizado na manufatura do trocador de calor principal, várias medidas de precaução foram tomadas durante seu desenvolvimento. Por um lado, quanto menor for a altura da base deste trocador, menor será a resistência térmica encontrada pela face fria dos módulos termoeletrônicos. Por outro, o cobre é um material dúctil e necessita suportar a pressão realizada pelos parafusos de instalação. Desta forma, 4 simulações foram feitas através do *software SimulationXpress* com valores de alturas da base do trocador principal de 5mm, 4mm, 3mm e 2mm. O resultado indicou que uma altura de 3mm seria segura.

Outra dificuldade foi encontrar uma faixa de torque compatível com torquímetro de precisão disponíveis. O tamanho dos parafusos de montagem foi propositalmente aumentado para resolver o problema da faixa de torque.

A montagem física do sistema e a repetida utilização do equipamento comprovou a integridade do trocador principal, bem como de todas as peças do sistema.

No Capítulo 6, a análise comparativa entre a utilização de dissipadores passivos e o resfriamento ativo mostra que o sistema conseguiu manter uma temperatura dos MOSFETs subambiente entre 11,9°C e 16,7°C, enquanto com os dissipadores passivos os valores de temperatura nos MOSFETs ultrapassaram os 135°C. As inclinações das curvas de temperatura do MOSFET operando com resfriamento passivo indicam que, mesmo quando a temperatura dos MOSFETs atingiu os 135°C, a temperatura continuaria a subir e levariam as chaves à danos permanentes ao ultrapassar o limite absoluto de temperatura de 150°C indicado no *datasheet*.

No experimento destrutivo o conversor apresentou potência de saída de 2,70kW, enquanto que na primeira e segunda etapa a potência de saída foi de 1,35kW. Mesmo no momento em que o MOSFET sofreu dano permanente, na junção da chave semicondutora, o valor do T_{case} se manteve subambiente, no valor de 20,7°C. Esse fato ilustra a dificuldade de se tratar termicamente os pontos mais quentes – *hot spots* – do componente.

Os resultados mostram que o equipamento é capaz de resfriar a temperaturas subambientes chaves semicondutoras em conversores estáticos de potência. A estabilidade térmica frente a flutuações térmicas, que é requerimento de projeto, foi observada na utilização do equipamento. Mesmo na terceira etapa o valor final da temperatura T_{case} foi de 20,7°C, subambiente.

Na terceira etapa, mediante experimento destrutivo, a corrente final de saída chegou a aproximadamente 13,5A, ao passo que nas outras etapas a corrente de saída esteve limitada pela temperatura do MOSFET a aproximadamente 5,2A.

O equipamento desenvolvido atendeu todas as especificações do projeto, sendo funcional no resfriamento ativo de chaves. Apresentou integridade estrutural durante repetidas utilizações, validando os dimensionamentos. A interface com as chaves semicondutoras e com outros CIs é versátil, uma vez que um bloco reduzido de cobre é fixado na chave através de um bloco de alumínio. Assim, a chave semicondutora está posicionada entre o trocador de calor reduzido de cobre e o bloco de alumínio. Por esta razão, as chaves semicondutoras podem operar sem a necessidade de remoção, guardado que exista um espaço que comporte o trocador reduzido de cobre e o bloco de alumínio. A superfície de contato da chave está totalmente ligada ao dissipador e por isto a transferência térmica é favorecida.

Como trabalhos futuros, sugere-se:

- Implementação de malha de controle;
- utilização de módulos termoeletricos multiestágios. Assim, o sistema poderá operar como aquecedor, atingindo temperaturas próximas de 150°C. Essa é a temperatura máxima absoluta de grande parte das chaves semicondutoras e estudos nessa condição térmica podem ser realizados. Estudo de longevidade também são possíveis nessa temperatura. Além de módulos termoeletricos multiestágios, é necessário a substituição da bomba por outra que suporte a temperatura atingida pelos módulos;
- implementação de arquitetura líquido-líquido, possibilitando melhores características térmicas e uma melhor utilização dos módulos termoeletricos;
- avaliação de outros tipos de cargas térmicas que podem beneficiar-se de resfriamento térmico ativo.

7.1 Publicação obtida com este trabalho

Este trabalho resultou em publicação do seguinte artigo completo no Congresso Brasileiro de Automática (CBA) 2014:

MORAES, T.; FREITAS, L.C.G.; FREITAS, L.C; PEREIRA, A.A.; JÚNIOR, J.B.V
Estudo do comportamento e limite de desempenho de mosfet resfriado ativamente em conversores boost. Congresso Brasileiro de Automática, 2014.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AB, S. **Thermoelectric solutions**, 2004.

ANATYCHUK, L. I. **Original thermoelectric development of physical concepts, materials and related technologies and applications**Thermoelectrics, 2001. **Proceedings ICT 2001. XX International Conference on**IEEE, , 2001.

ASHBY, M. F. **Materials Selection in Mechanical Design**. 4th Ed. ed. New York: Butterworth-Heinemann, 2010.

BAKER, B. **Temperature Sensing Technologies**. 1998.

BANSAL, P. K. R.; MARTIN, A. Comparative study of vapour compression , thermoelectric and absorption refrigerators. n. April 1999, p. 93–107, 2000.

BANSAL, P.; VINEYARD, E.; ABDELAZIZ, O. Status of not-in-kind refrigeration technologies for household space conditioning, water heating and food refrigeration. **International Journal of Sustainable Built Environment**, v. 1, n. 1, p. 85–101, jun. 2012.

BHUSHAN, B. **Springer Handbook of Nanotechnology**. 3rd. ed. New York: Springer, 2010. p. 1964

BISWAS, K. et al. High-performance bulk thermoelectrics with all-scale hierarchical architectures. **Nature**, v. 489, n. 7416, p. 414–418, 20 set. 2012.

California Institute of Technology. Disponível em:
 <<http://www.thermoelectrics.caltech.edu/thermoelectrics/history.html>>.

Custom Thermoelectrics Heatsinks. Disponível em:
 <<http://www.customthermoelectric.com/accessories.html#Heatsinks>>.

DAVIS, J. R. **ASM Specialty Handbook: Copper and Copper Alloys**. Materials Park: ASM International, 2001. p. 652

Dept. of Physics of Illinois. Disponível em:
 <<https://van.physics.illinois.edu/qa/listing.php?id=19853>>.

Electronics Cooling. Disponível em: <<http://www.electronics-cooling.com/2008/08/a-simple-method-to-estimate-the-physical-characteristics-of-a-thermoelectric-cooler-from-vendor-datasheets/>>.

Encyclopædia Britannica. Disponível em: <<http://global.britannica.com/EBchecked/topic/449420/Jean-Charles-Athanase-Peltier>>.

Florida State University. Disponível em: <<http://www.magnet.fsu.edu/education/tutorials/pioneers/peltier.html>>.

GERRENS, H. Handbook of Polymer Science and Technology, Vol. 1 bis 4. Herausgeg. von N. P. Cheremisinoff. Marcel Dekker, Inc., New York – Basel 1989. Preis je Band (Kunstleder) US-\$ 185,-. **Chemie Ingenieur Technik**, v. 62, n. 9, p. 785–786, 1990.

GOENNENWEIN, S. T. B.; BAUER, G. E. W. Spin caloritronics: electron spins blow hot and cold. **Nature nanotechnology**, v. 7, n. 3, p. 145–7, mar. 2012.

GOLDSMID, H. Bismuth Telluride and Its Alloys as Materials for Thermoelectric Generation. **Materials**, v. 7, n. 4, p. 2577–2592, 28 mar. 2014.

GOLDSMID, H. J. Theory of Thermoelectric Refrigeration. p. 7–22, 2010.

GOULD, C. A. et al. Thermoelectric cooling of microelectronic circuits and waste heat electrical power generation in a desktop personal computer. **Materials Science and Engineering: B**, v. 176, n. 4, p. 316–325, mar. 2011.

KASAP, S. THERMOELECTRIC EFFECTS IN METALS. **Department of Electrical Engineering. University of Saskatchewan, Canada**, p. 1–11, 2001.

KESTER, W. **Practical Design Techniques for Sensor Signal Conditioning**. Norwood: Analog Devices, 1999.

KIM, D. **Thermoelectric properties of InSb- and CoSb₃-based compounds**. Osaka: Osaka University, 2013.

Komatsu-Electronics. Disponível em: <<http://www.kelk.co.jp/english/useful/netsuden6.html>>. Acesso em: 5 jun. 2013.

Kryotherm - Historical Background. Disponível em: <<http://kryothermtec.com/historical-background.html>>.

L. MICHALSKI, K. ECKERSDORF, J. KUCHARSKI, J. M. **Temperature Measurement**. 2nd Ed ed. New York: John Wiley & Sons Ltd, 2001.

MAHAJAN, S. **Encyclopedia of Materials: Science and Technology**. Oxford: Pergamon, 2001. p. 10388

MIN, G.; ROWE, D. M. A novel principle allowing rapid and accurate measurement of a dimensionless thermoelectric figure of merit. **Measurement Science and Technology**, v. 12, n. 8, p. 1261–1262, 1 ago. 2001.

POLLOCK, D. D. **Thermocouples, Theory and Properties**. Boca Raton: CRC Press, 1991.

POLLOCK, D. D. **Physical Properties of Materials for Engineers**. 2nd Ed ed. Boca Raton: Prentice Hall, 1993.

POUDEL, B. et al. High-thermoelectric performance of nanostructured bismuth antimony telluride bulk alloys. **Science (New York, N.Y.)**, v. 320, n. 5876, p. 634–8, 2008.

PREMAMOY, G. **Polymer Science and Technology**. 3rd Ed ed. Noida: McGraw Hill Education (India) Private Limited, 2010. p. 598

RIFFAT, S. .; MA, X. Thermoelectrics: a review of present and potential applications. **Applied Thermal Engineering**, v. 23, n. 8, p. 913–935, jun. 2003.

ROWE, D. M. **CRC Handbook of Thermoelectrics**. Boca Raton: CRC Press, 1995. p. 701

ROWE, E. D. M. et al. **THERMOELECTRICS HANDBOOK MACRO TO NANO**. Boca Raton: CRC Press, 2006.

SCHOISWOHL, J. Application Note - Linear Mode Operation and Safe Operating Diagram of Power-MOSFETs. n. June, 2010.

SHENAI, K. et al. **High-power switching in semiconductors - What is beyond silicon thyristor?**Energytech, 2011 IEEE, 2011.

SHENAI, K. et al. Material Defects and Rugged Electrical Power Switching in Semiconductors. **Materials Science Forum**, v. 717-720, p. 1077–1080, 2012.

SHENAI, K.; DUDLEY, M.; DAVIS, R. F. **Rugged Electrical Power Switching in Semiconductors: A Systems Approach**Proceedings of the IEEE, 2014.

SMYTHE, R. **Thermoelectrics vs . Compressors in Climate -Controlled Electronic Enclosures**, 2009.

SNYDER, G. J.; TOBERER, E. S. Complex thermoelectric materials. **nature materials**, v. 7, n. February, p. 105–114, 2008.

TECHNOLOGIES, I. **CALCULATION OF MAJOR IGBT OPERATING**, 1999.

TECHNOLOGIES, I. **Data Sheet Explanation**, 2014.

TECHNOLOGIES, L. **Thermoelectric Handbook**, 2010a.

TECHNOLOGIES, L. **Thermoelectric Assembly**, 2010b.

TELLUREX. **Guia Tellurex**. Disponível em: <www.tellurex.com/technology/peltier-faq.php>.

THERMOELECTRIC, C. **TEC Mounting**. Disponível em: <<http://www.customthermoelectric.com/TECmounting.html>>.

THIELMANN, J. **Binder - Thermoelectric Cooling Technology**, [s.d.].

TREVISO, C. H. G. **Retificador de 6kW, fator de potencia unitario, comutação não dissipativa na conversão cc/cc e controle sincronizado em frequência**. Uberlandia: UFU, 1999.

TUTORIAL, M. Power Supply Engineer ' s Guide to Calculate Dissipation for MOSFETs in High-Power Supplies. p. 1–8, 2002.

VAUGHAN, G. A., SIMPSON D. M. , MARASCHIN, N. **Encyclopedia Of Polymer Science and Technology**. 4th Ed ed. Hoboken: John Wiley and Sons, 2014.

VIÁN, J. G.; ASTRAIN, D. Development of a heat exchanger for the cold side of a thermoelectric module. **Applied Thermal Engineering**, v. 28, n. 11-12, p. 1514–1521, ago. 2007.

WILLIAMS, T. **The Circuit Designer's Companion**. 2nd. ed. New York: Butterworth-Heinemann, 2004.

ZHAO, L.-D. et al. Ultralow thermal conductivity and high thermoelectric figure of merit in SnSe crystals. **Nature**, v. 508, n. 7496, p. 373–377, 17 abr. 2014.

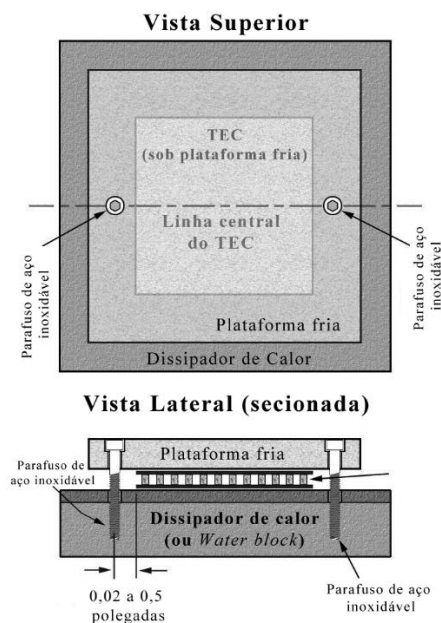
ZHOU, S. et al. Multiscale modeling of thermoelectric generators for the optimized conversion performance. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 62, p. 435–444, jul. 2013.

ANEXO A –Técnica de montagem de módulos termoeétricos por compressão

De acordo com as fabricantes Custom Thermoelectric e Laird Technologies, a técnica de montagem por compressão deve observar os seguintes procedimentos (TECHNOLOGIES, 2010a; THERMOELECTRIC, [s.d.]):





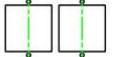
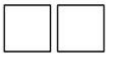
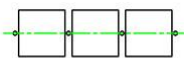
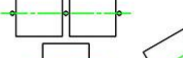
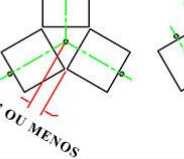
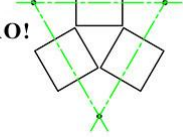

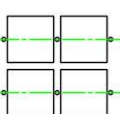
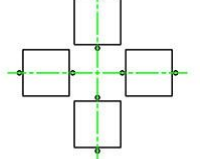
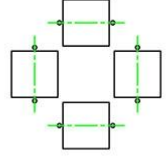
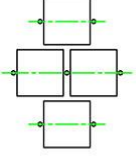
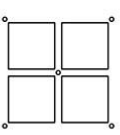
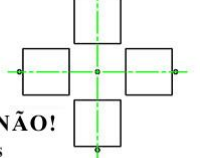
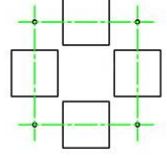
1. Prepare os dissipadores quente e frio usinando a área de montagem até que se atinja um nivelamento de superfície dentro de $\pm 0.025\text{mm}$;
2. Os parafusos devem estar no mesmo plano que as aletas para minimizar qualquer curvatura que possa ocorrer, conforme a Figura 97 apresenta. Posicione os furos para os parafusos na montagem de tal forma que estejam em lados opostos do centro do TEC, entre 0.5mm e 12.7mm dos lados do TEC. A Figura 98 mostra as posições típicas recomendadas dos parafusos na montagem de 1 até 4 módulos termoeétricos - bem como posicionamentos a serem evitados, pois podem levar a danos mecânicos na estrutura dos módulos termoeétricos. O posicionamento mostrado na Figura 98 dos módulos termoeétricos e dos parafusos favorecem uma distribuição de pressão mecânica segura para os módulos termoeétricos, evitando sobrecargas;

Figura 97: Montagem de módulos termoeétricos por compressão.



Fonte: Custom Thermoelectric, <http://www.customthermoelectric.com/TECmounting.html>, modificada pelo autor.

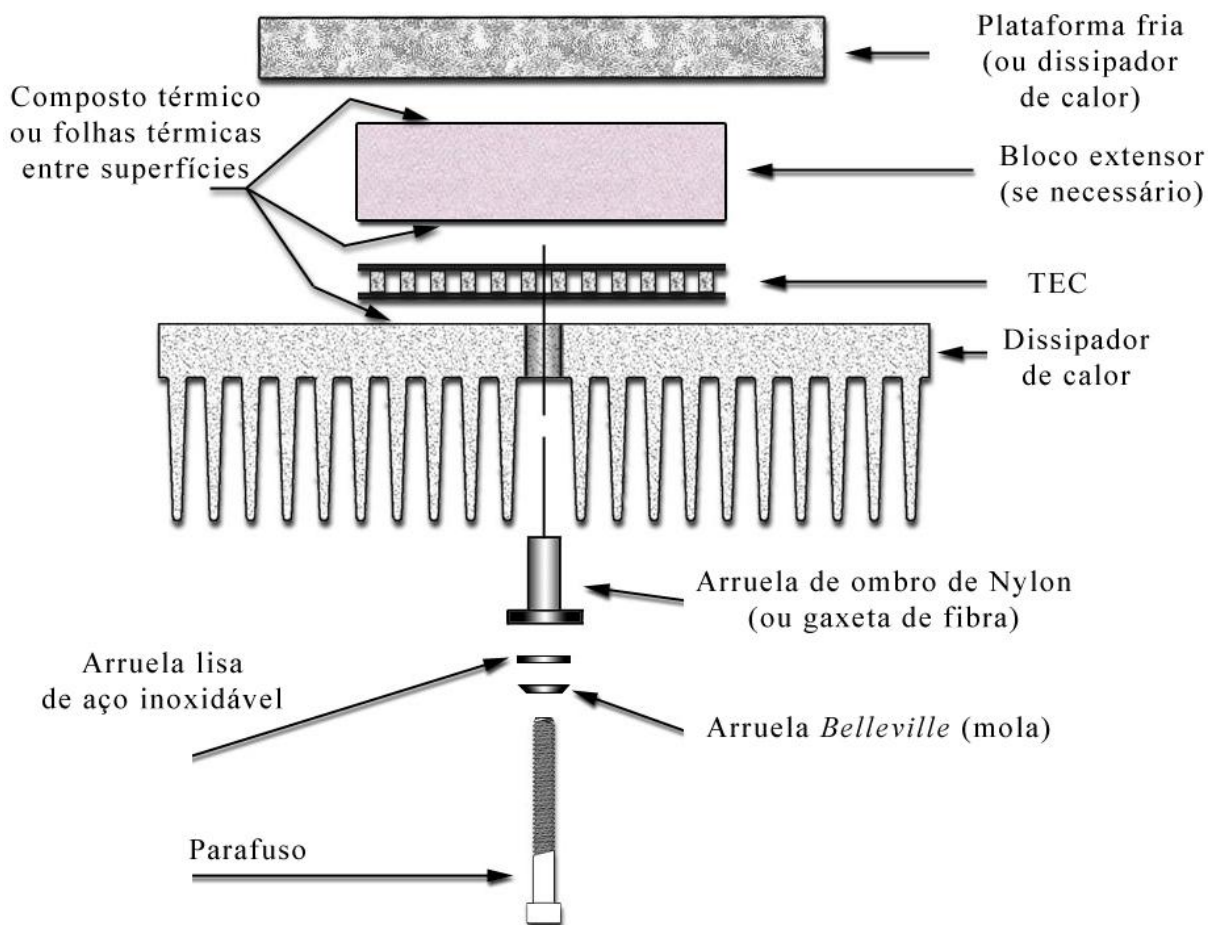
Figura 98: Posições típicas dos parafusos para montagem por compressão.

Posições típicas de parafusos para montagem por compressão	
1 TEC	 NÃO!  NÃO!  NÃO POSICIONAR PARAFUSOS NAS DIAGONAIS DO TEC
2 TECs	  NÃO!  NÃO POSICIONAR PARAFUSOS NAS DIAGONAIS DO TEC
3 TECs	   PARAFUSOS MUITO LONGE DO TEC NÃO! 
4 TECs	     NÃO!  NÃO POSICIONAR PARAFUSOS NAS DIAGONAIS DO TEC NÃO!  PARAFUSOS MUITO LONGE DO TEC NÃO! 

Fonte: Custom Thermoelectric, <http://www.customthermoelectric.com/TECmounting.html>, modificada pelo autor.

- o material recomendado é: parafusos de aço inox #4-40, #6-32 ou #8-32, arruelas tipo *Belleville*, arruelas lisas e arruelas de ombro isoladoras para isolarem termicamente os parafusos do dissipador. Pode-se utilizar um bloco extensor (ou espaçador), tipicamente de alumínio ou cobre, para aumentar a distância entre os dissipadores quente e frio. A Figura 99 mostra os elementos de montagem por compressão típicos;

Figura 99: Materiais para montagem por compressão.



Fonte: Custom Thermoelectric, <http://www.customthermoelectric.com/TECmounting.html>, modificada pelo autor.

4. remova todas as rebarbas, limpe e prepare a superfície com metanol ou acetona;
5. aplique um fina camada (0.05mm) de pasta térmica na face quente do TEC. Posicione o TEC no dissipador quente ou *water block* e gire-o levemente em sentido horário e anti-horário, retirando o excesso;
6. repita o passo 5 para a outra face do TEC e dissipador da face fria;
7. determine o torque a ser aplicado nos parafusos, de acordo com a equação:

$$\text{Torque} = \frac{k \cdot D_p \cdot P \cdot A_{\text{TEC}}}{N_p} \quad (92)$$

Onde:

- Torque é torque a ser aplicado em cada parafuso, em polegadas*libras;
- k é o coeficiente de fricção estático. No caso de aço inox, considera-se 0.22 para parafusos limpos e sem secos e 0.15 para parafusos com lubrificação;
- D_p é o diâmetro do parafuso, em polegadas. A Tabela 7 informa valores de diâmetros;
- P é a pressão desejada. Enquanto a Custom Thermoelectric recomenda pressão nos TEC's de 75 a 200PSI, a Laird Technologies recomenda um valor entre 150 e 300PSI;
- A_{TEC} é a área de superfície do TEC;
- N_p é o número de parafusos empregados.

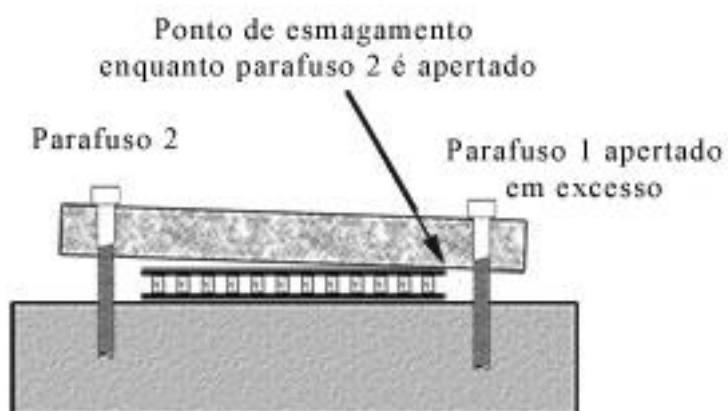
Tabela 7: Conversão entre tamanhos e diâmetros de parafusos.

Padrão de rosca de acordo com "Unified Screw Threads"		Padrão de rosca Métrico	
Tamanho do parafuso	Diâmetro do parafuso	Tamanho do parafuso	Diâmetro do parafuso
2-56	0.086	-	-
4-40	0.112	M2.5 x 0.5	2.48 (.098")
6-32	0.138	M3 x 0.5	2.98 (.117")
8-32	0.164	M4 x 0.7	3.978 (.157")
8-36	0.164	M5 x 0.8	4.976 (.196")
10-24	0.190	M6 x 1.0	5.974 (.235")
10-32	0.190	M8	7.972 (0,313")

Fonte: Custom Thermoelectrics, <http://www.customthermoelectric.com/TECmounting.html>, modificada pelo autor.

- antes de parafusar, aplique uma leve carga/força alinhada com o centro do TEC, utilizando uma prensa ou peso que distribua a força igualmente. Parafuse cuidadosamente, apertando em pequenos incrementos e alternando os parafusos. Sobrecarga em um dos lados pode levar facilmente a danos no TEC. Use um torquímetro ou parafusadeira que limite o torque para melhor acurácia. Verifique o torque e repita o procedimento se necessário após algumas horas de operação do sistema. É importante não sobrecarregar nenhum dos lados, já que módulos termoeletrônicos são frágeis e particularmente susceptíveis a danos mecânicos por pressões excêntricas, conforme a Figura 100 mostra.

Figura 100: TEC danificado por sobrecarga unilateral.



Fonte: Custom Thermoelectric, <http://www.customthermoelectric.com/TECmounting.html>, modificada pelo autor.

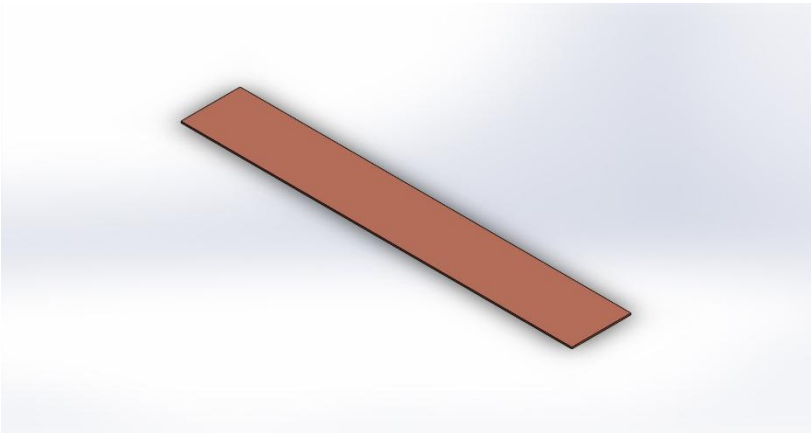
Observação: alguns fabricantes também recomendam o cálculo e utilização de arruelas *Belleville*.

ANEXO B – Resultados das simulações realizadas no *SimulationXpress*

Neste anexo são apresentadas as simulações completas realizadas na ferramenta *SimulationXpress* do *software SolidWorks*, das pressões mecânicas na base do trocador de cobre principal. Foram feitas 4 simulações, para alturas da placa de cobre do trocador de calor principal de 5mm, 4mm 3mm e 2mm.

Todas as simulações foram traduzidas pelo autor.

Simulação com altura de 5mm da placa de cobre do trocador de calor principal:



Descrição
Sem dados

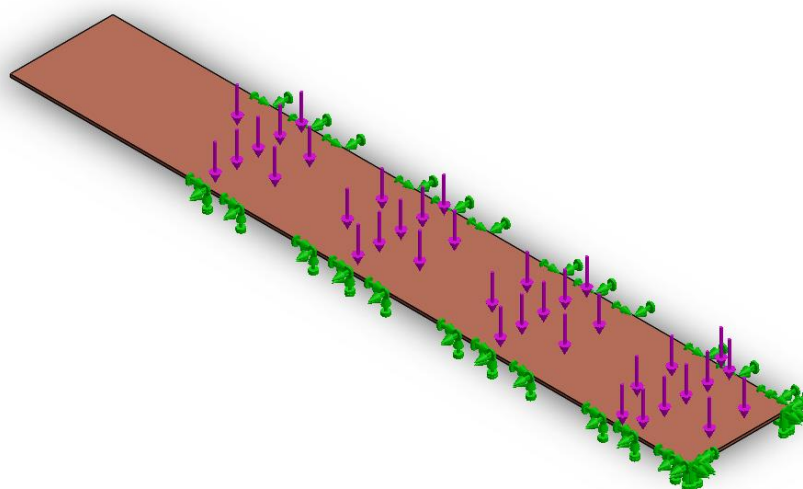
Simulação de Part1

Data: sexta-feira, 30 de agosto de 2013
Designer: Solidworks
Nome do estudo: Estudo SimulationXpress
Tipo de Análise: Estática

Sumário	
Descrição	151
Premissas	152
Informações do Modelo	152
Propriedades do Material	153
Cargas e Engastes	153
Informações da Malha	154
Resultados do Estudo	156
Conclusão	158

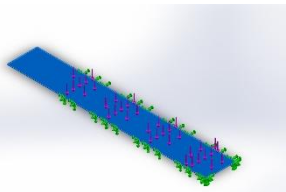
Premissas

Informações do Modelo



Nome do Modelo: Part1
Configuração Atual: Padrão

Corpos Sólidos

Nome do Documento e Referência	Tratado Como	Propriedades Volumétricas	Local do documento/Data de Modificação
Boss-Extrude3 	Corpo Sólidos	Massa: 1,62891kg Volume: 0,000183024m³ Densidade: 8900kg/m³ Peso: 15,9634N	C:\Solidworks no DriveC\Radiador\Martin\Par t1.sldprt Aug 30 03:12:45 2013

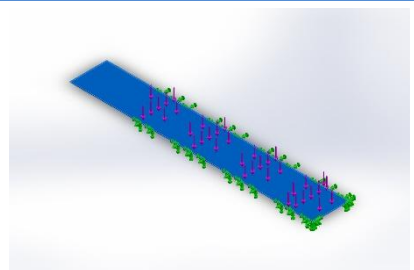


SOLIDWORKS

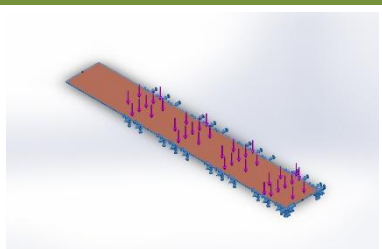
Analisado com Simulação SolidWorks

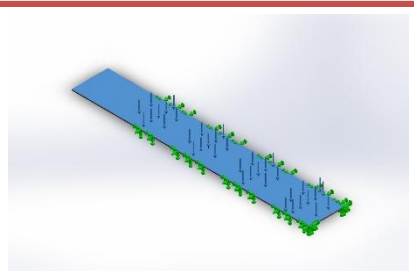
Simulação de Part1

Propriedades do Material

Referência do Modelo	Propriedades	Componentes
	<p>Nome: Cobre</p> <p>Tipo do Modelo: Isotrópico Linear Elástico</p> <p>Critério de Falha: Desconhecido</p> <p>Padrão:</p> <p>Força de Escoamento: 258,646N/mm²</p> <p>Resistência à Tração: 394,38N/mm²</p>	SolidBody 1(Boss-Extrude3)(Part1)

Cargas e Engastes

Nome do Engaste	Imagem do Engaste	Detalhes do Engaste
Fixed-1		<p>Entidades: 4 face(s)</p> <p>Tipo: Geometria Fixa</p>

Nome da Carga	Imagem da Carga	Detalhes da Carga
Force-1		<p>Entidades: 1 face(s)</p> <p>Tipo: Aplica força normal</p> <p>Valor: 50000 N</p>



Informações da Malha

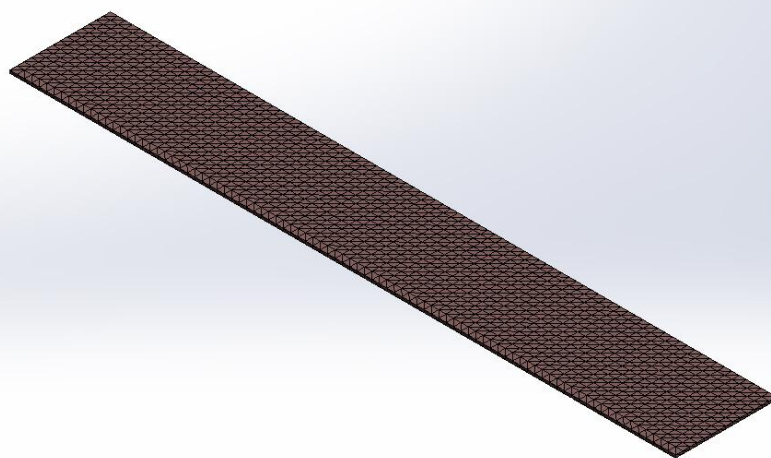
Tipo de Malha	Malha Sólida
Mecanismo de Malha Usado:	Malha Padrão
Transição Automática:	Não
Incluir Auto <i>Loops</i> de Malha:	Não
Pontos Jacobianos	4 Pontos
Tamanho dos Elementos	5,67929mm
Tolerância	0,283964mm
Qualidade da Malha	Alta

Informações da Malha - Detalhes

Total de Nós	20911
Total de Elementos	11876
Proporção (<i>Aspect Ratio</i>) Máxima	5,0284
% de elementos com Proporção < 3	97,6
% de elementos com Proporção > 10	0
% % de elementos distorcidos (Jacobiano)	0
Tempo para completar malha (hh:mm:ss):	00:00:01
Nome do Computador:	PC



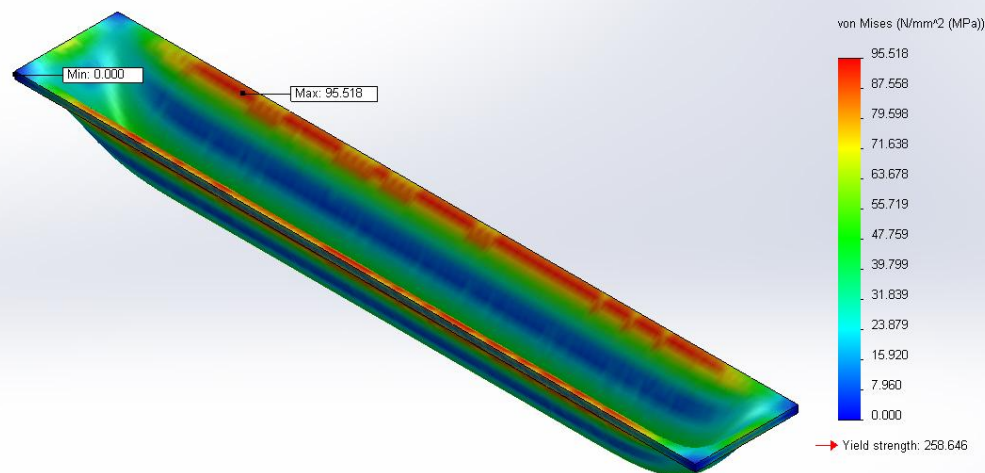
Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Mesh type: Solid mesh



Resultados do Estudo

Nome	Tipo	Mín	Máx
Estresse	VON: Estresse von Mises	2,34854e-007N/mm ² (MPa) Nó: 20820	95,5175N/mm ² (MPa) Nó: 19175

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Static nodal stress Stress
Deformation scale: 592.613



Estudo da Part1-SimulationXpress-Estresse-Estresse

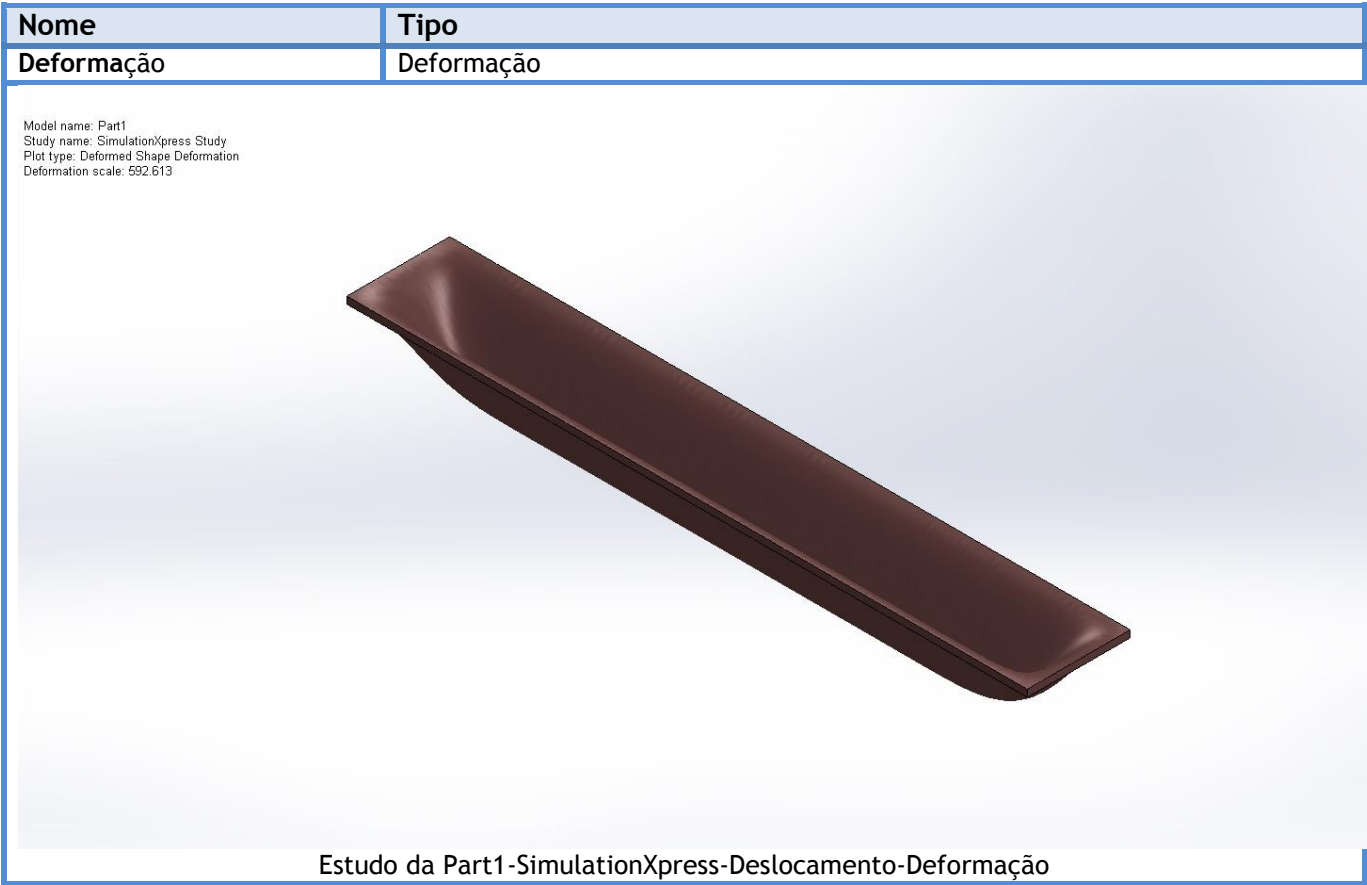
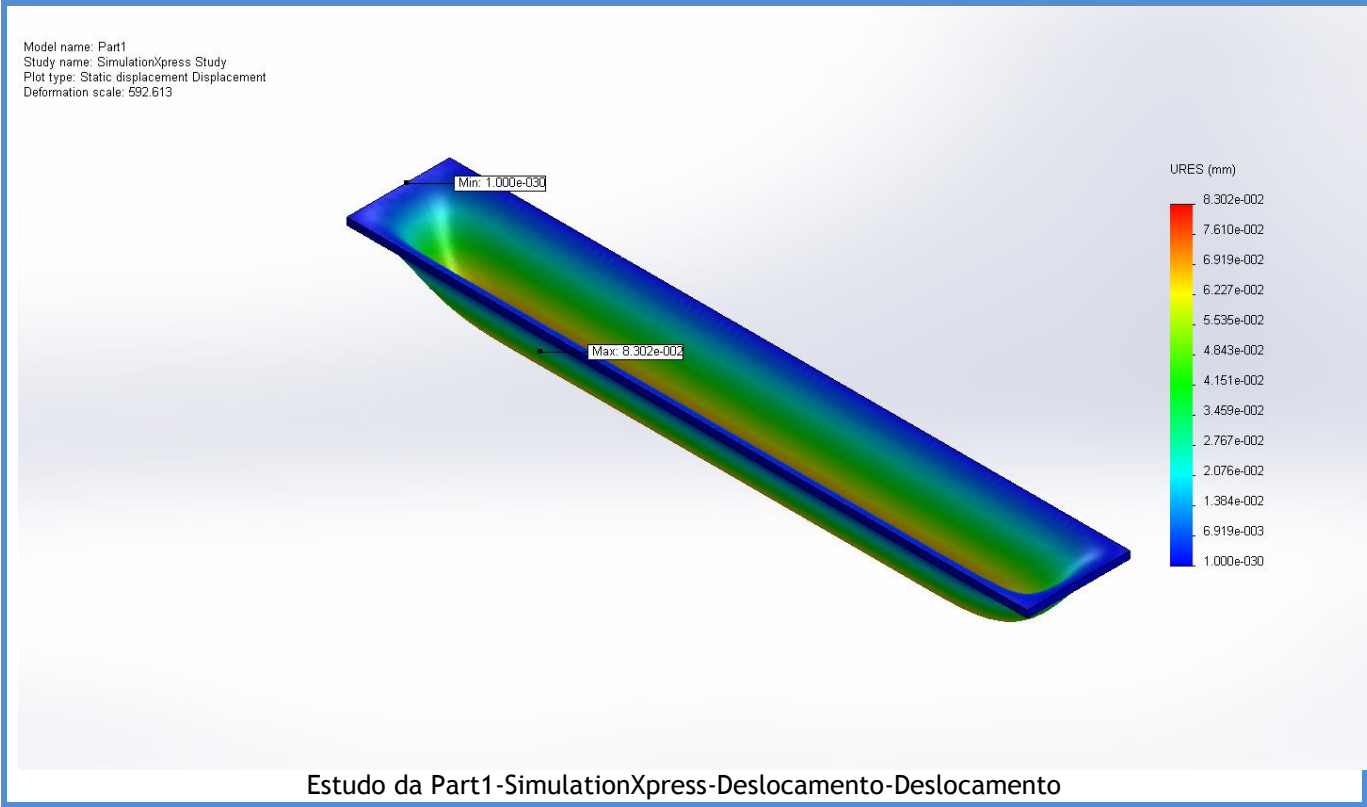
Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Deslocamento	URES: Deslocamento Resultante	0mm Nó: 1	0,0830222mm Nó: 3246



SOLIDWORKS

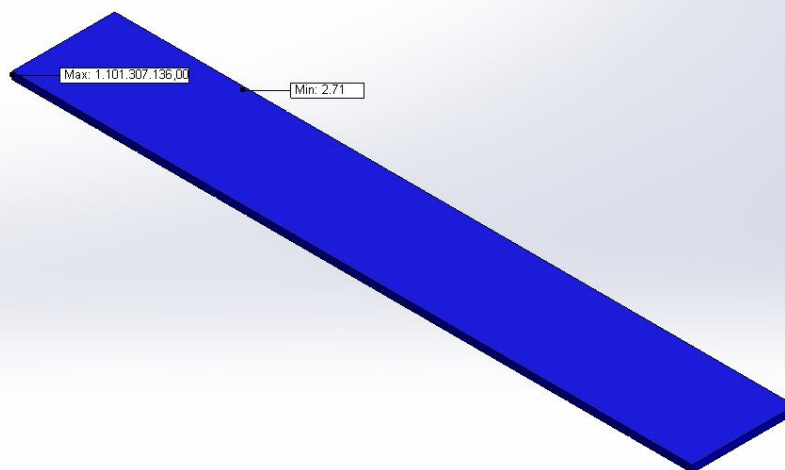
Analísado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1



Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Fator de Segurança	Estresse Máximo von Mises	2,70784 Nó: 19175	1,10131e+009 Nó: 20820

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Factor of Safety Factor of Safety
Criterion : Max von Mises Stress
Red < FOS = 1 < Blue



Estudo da Part1-SimulationXpress-Fator de Segurança-Fator de Segurança

Conclusão

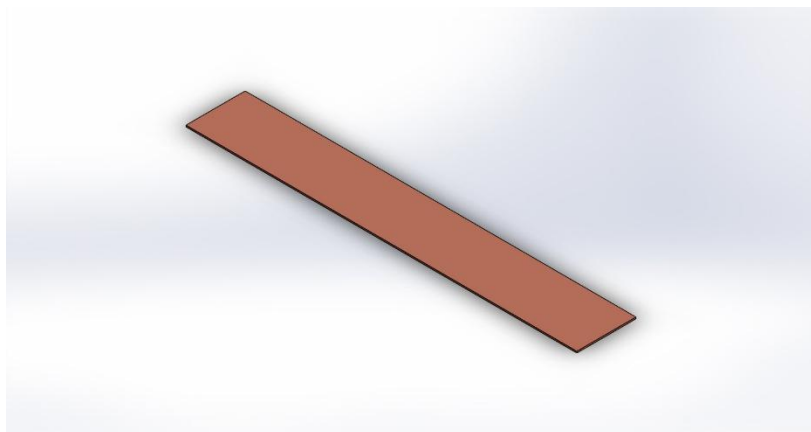


SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Simulação com altura de 4mm da placa de cobre do trocador de calor principal



Descrição

Sem dados

Simulação de Part1

Data: sexta-feira, 30 de agosto de 2013

Designer: Solidworks

Nome do estudo: Estudo SimulationXpress

Tipo de Análise: Estática

Sumário

Descrição	159
Premissas	160
Informações do Modelo	160
Propriedades do Material	161
Cargas e Engastes	161
Informações da Malha	162
Resultados do Estudo	164
Conclusão	166



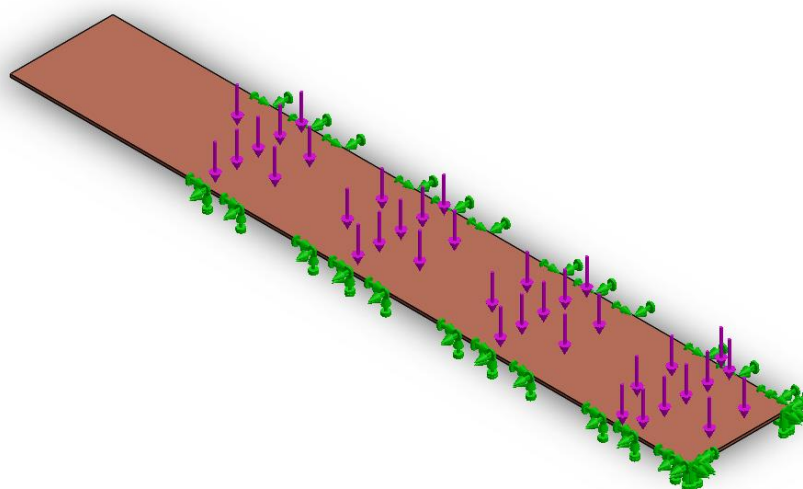
SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

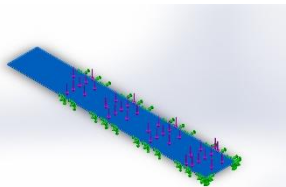
Premissas

Informações do Modelo



Nome do Modelo: Part1
Configuração Atual: Padrão

Corpos Sólidos

Nome do Documento e Referência	Tratado Como	Propriedades Volumétricas	Local do documento/Data de Modificação
Boss-Extrude3 	Corpo Sólidos	Massa: 1,30313kg Volume: 0,000146419m³ Densidade: 8900kg/m³ Peso: 12,7707N	C:\Solidworks no DriveC\Radiador\Martin\Par t1.sldprt Aug 30 03:12:45 2013

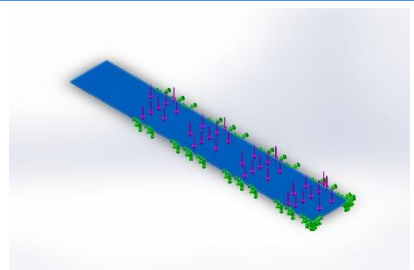


SOLIDWORKS

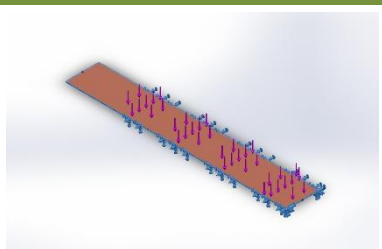
Analisado com Simulação SolidWorks

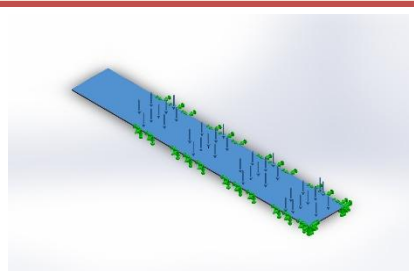
Simulação de Part1

Propriedades do Material

Referência do Modelo	Propriedades	Componentes
	<p>Nome: Cobre</p> <p>Tipo do Modelo: Isotrópico Linear Elástico</p> <p>Critério de Falha: Desconhecido</p> <p>Padrão:</p> <p>Força de Escoamento: 258,646N/mm²</p> <p>Resistência à Tração: 394,38N/mm²</p>	SolidBody 1(Boss-Extrude3)(Part1)

Cargas e Engastes

Nome do Engaste	Imagem do Engaste	Detalhes do Engaste
Fixed-1		<p>Entidades: 4 face(s)</p> <p>Tipo: Geometria Fixa</p>

Nome da Carga	Imagem da Carga	Detalhes da Carga
Force-1		<p>Entidades: 1 face(s)</p> <p>Tipo: Aplica força normal</p> <p>Valor: 50000 N</p>



Informações da Malha

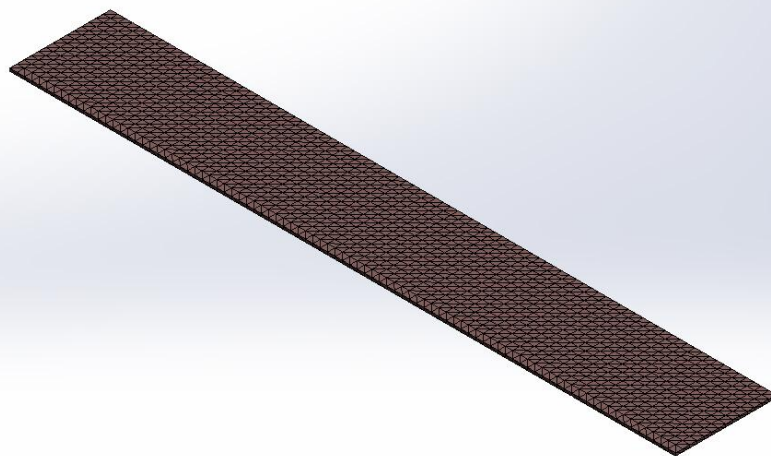
Tipo de Malha	Malha Sólida
Mecanismo de Malha Usado:	Malha Padrão
Transição Automática:	Não
Incluir Auto <i>Loops</i> de Malha:	Não
Pontos Jacobianos	4 Pontos
Tamanho dos Elementos	5,57641mm
Tolerância	0,27882mm
Qualidade da Malha	Alta

Informações da Malha - Detalhes

Total de Nós	16410
Total de Elementos	8419
Proporção (<i>Aspect Ratio</i>) Máxima	6,8235
% de elementos com Proporção < 3	85,7
% de elementos com Proporção > 10	0
% % de elementos distorcidos (Jacobiano)	0
Tempo para completar malha (hh:mm:ss):	00:00:01
Nome do Computador:	PC



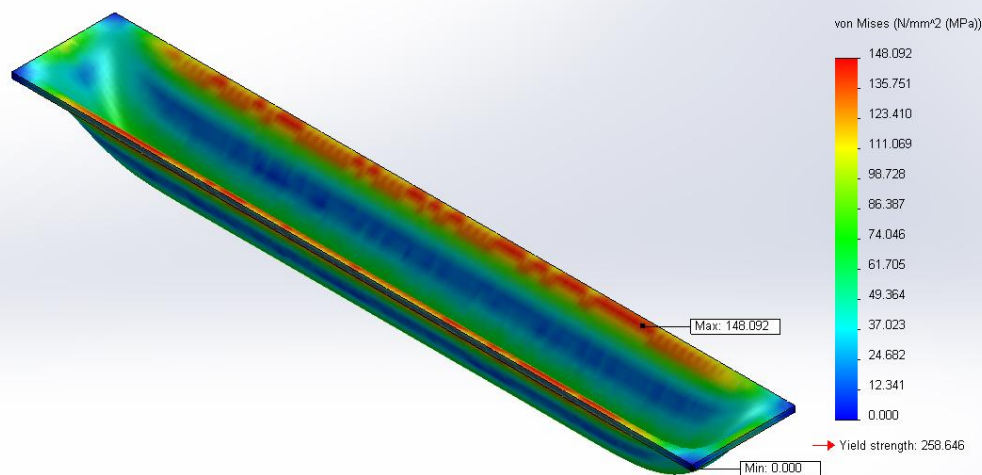
Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Mesh type: Solid mesh



Resultados do Estudo

Nome	Tipo	Mín	Máx
Estresse	VON: Estresse von Mises	4,22025e-008N/mm ² (MPa) Nó: 15713	148,092N/mm ² (MPa) Nó: 14398

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Static nodal stress Stress
Deformation scale: 312.339

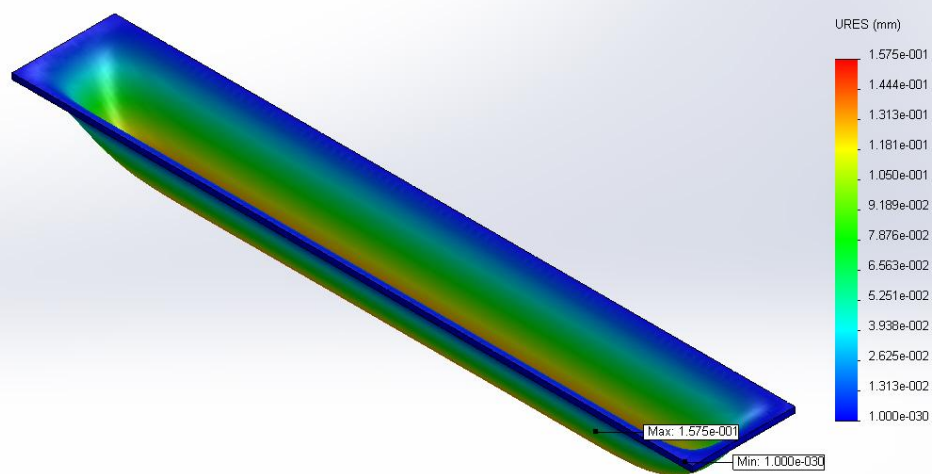


Estudo da Part1-SimulationXpress-Estresse-Estresse

Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Deslocamento	URES: Deslocamento Resultante	0 mm Nó: 1	0,157521mm Nó: 12139



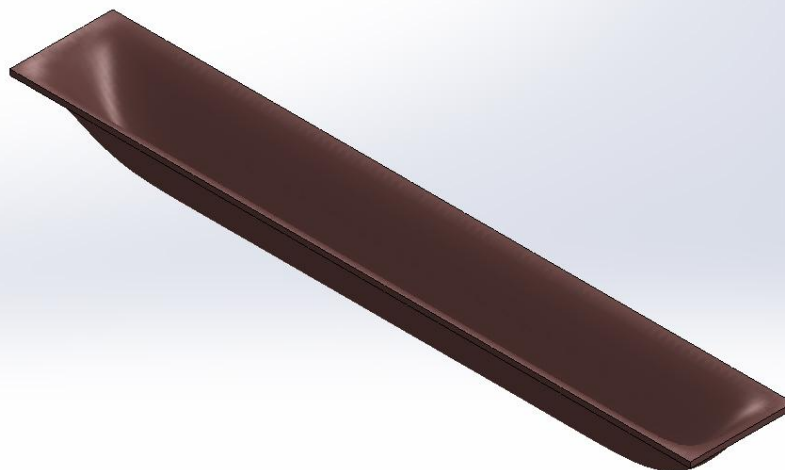
Model name: Part1
 Study name: SimulationXpress Study
 Plot type: Static displacement Displacement
 Deformation scale: 312.339



Estudo da Part1-SimulationXpress-Deslocamento-Deslocamento

Nome	Tipo
Deformação	Deformação

Model name: Part1
 Study name: SimulationXpress Study
 Plot type: Deformed Shape Deformation
 Deformation scale: 312.339



Estudo da Part1-SimulationXpress-Deslocamento-Deformação



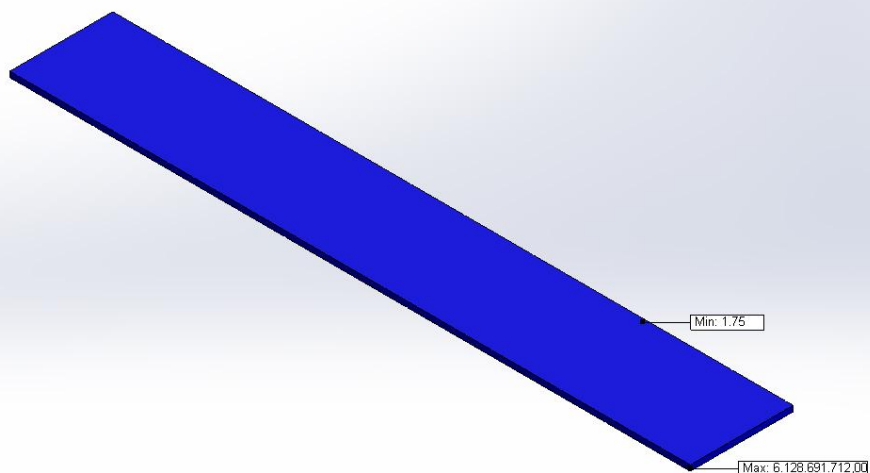
SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Fator de Segurança	Estresse Máximo von Mises	1,74652 Nó: 14398	6,12869e+009 Nó: 15713

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Factor of Safety Factor of Safety
Criterion : Max von Mises Stress
Red < FOS = 1 < Blue



Estudo da Part1-SimulationXpress-Fator de Segurança-Fator de Segurança

Conclusão

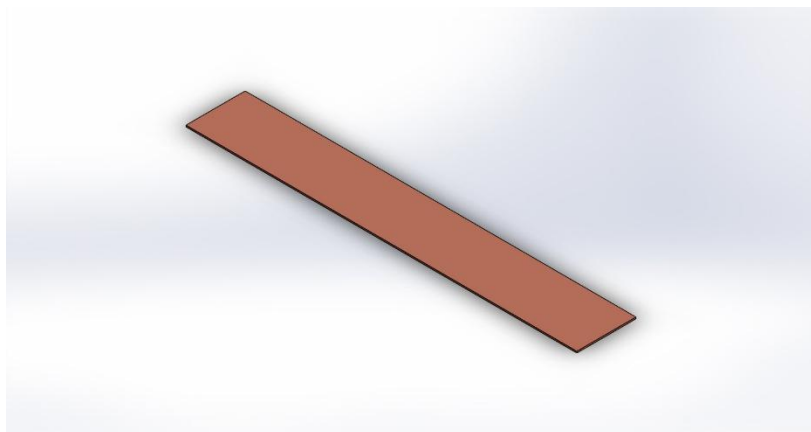


SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Simulação com altura de 3mm da placa de cobre do trocador de calor principal



Descrição

Sem dados

Simulação de Part1

Data: sexta-feira, 30 de agosto de 2013

Designer: Solidworks

Nome do estudo: Estudo SimulationXpress

Tipo de Análise: Estática

Sumário

Descrição	167
Premissas	168
Informações do Modelo	168
Propriedades do Material	169
Cargas e Engastes	169
Informações da Malha	170
Resultados do Estudo	172
Conclusão	174



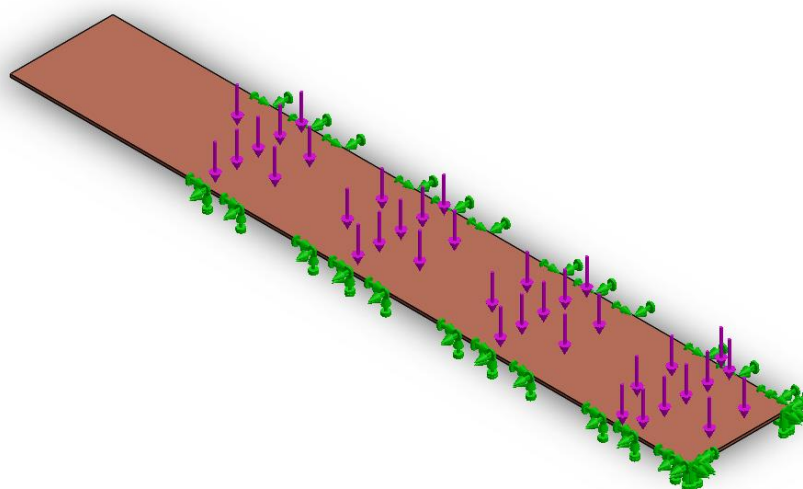
SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

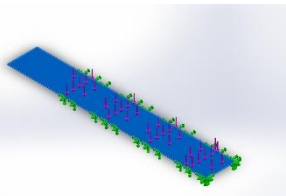
Premissas

Informações do Modelo



Nome do Modelo: Part1
Configuração Atual: Padrão

Corpos Sólidos

Nome do Documento e Referência	Tratado Como	Propriedades Volumétricas	Local do documento/Data de Modificação
Boss-Extrude3 	Corpo Sólidos	Massa:0,977348kg Volume:0,000109814m³ Densidade:8900kg/m³ Peso:9,57801N	C:\Solidworks no DriveC\Radiador\Martin\Part1.sldprt Aug 30 03:12:45 2013

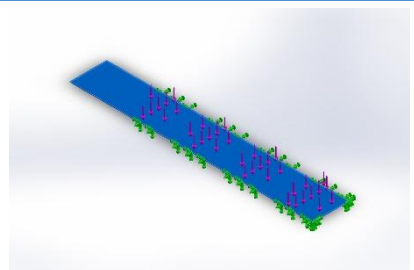


SOLIDWORKS

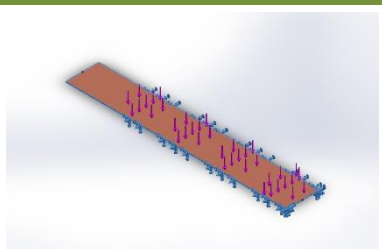
Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Propriedades do Material

Referência do Modelo	Propriedades	Componentes
	<p>Nome: Cobre</p> <p>Tipo do Modelo: Isotrópico Linear Elástico</p> <p>Critério de Falha: Estresse von Mises</p> <p>Padrão: Máximo</p> <p>Força de Escoamento: 258,646 N/mm²</p> <p>Resistência à Tração: 394,38 N/mm²</p>	SolidBody 1(Boss-Extrude3)(Part1)

Cargas e Engastes

Nome do Engaste	Imagem do Engaste	Detalhes do Engaste
Fixed-1		<p>Entidades: 4 face(s)</p> <p>Tipo: Geometria Fixa</p>

Nome da Carga	Imagem da Carga	Detalhes da Carga
Force-1		<p>Entidades: 1 face(s)</p> <p>Tipo: Aplica força normal</p> <p>Valor: 50000 N</p>



Informações da Malha

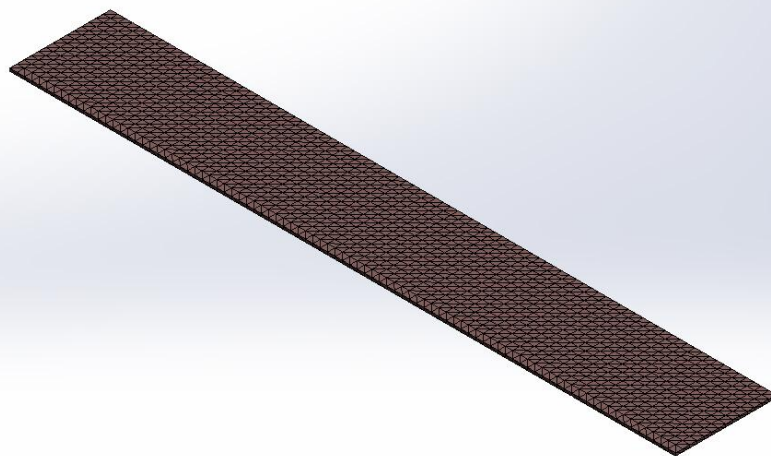
Tipo de Malha	Malha Sólida
Mecanismo de Malha Usado:	Malha Padrão
Transição Automática:	Não
Incluir Auto <i>Loops</i> de Malha:	Não
Pontos Jacobianos	4 Pontos
Tamanho dos Elementos	5,53563mm
Tolerância	0,276782mm
Qualidade da Malha	Alta

Informações da Malha - Detalhes

Total de Nós	16547
Total de Elementos	8166
Proporção (<i>Aspect Ratio</i>) Máxima	14.296
% de elementos com Proporção < 3	7.64
% de elementos com Proporção > 10	0.122
% % de elementos distorcidos (Jacobiano)	0
Tempo para completar malha (hh:mm:ss):	00:00:02
Nome do Computador:	PC



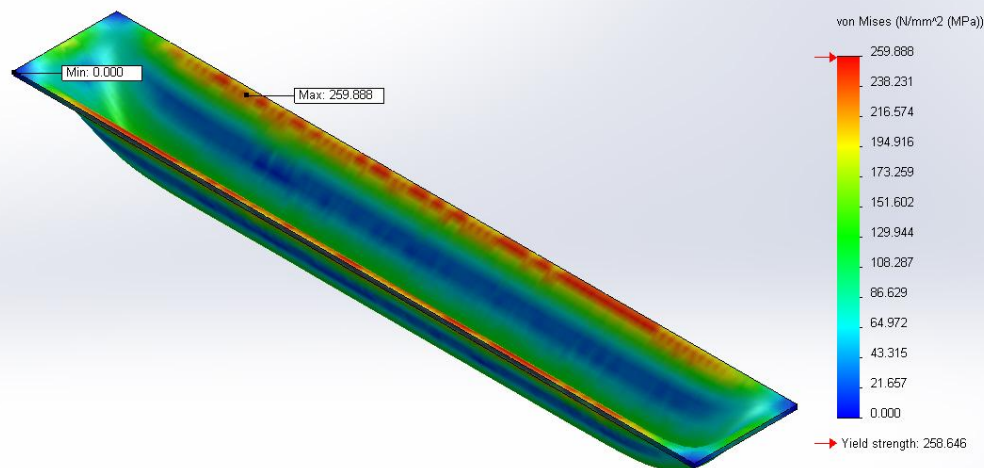
Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Mesh type: Solid mesh



Resultados do Estudo

Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Estresse	VON: Estresse von Mises	8,57609e-008N/mm ² (MPa) Nó: 15173	259,888N/mm ² (MPa) Nó: 13625

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Static nodal stress Stress
Deformation scale: 134.781

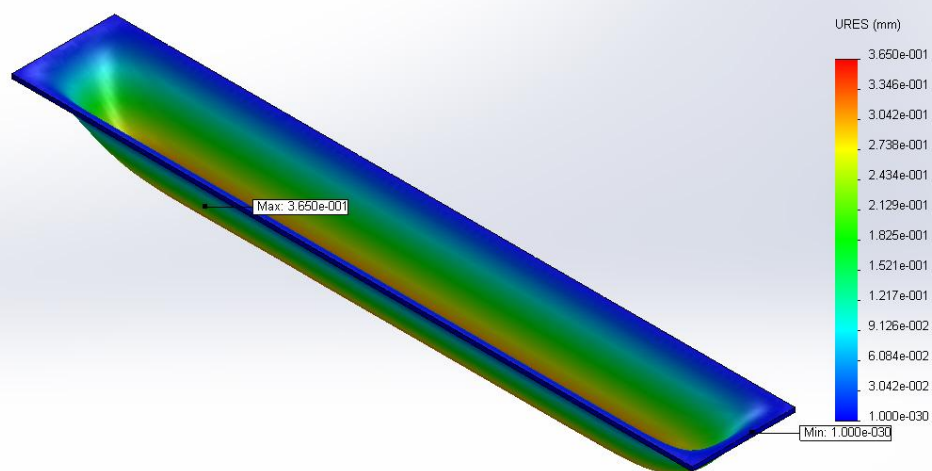


Estudo da Part1-SimulationXpress-Estresse-Estresse

Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Deslocamento	URES: Deslocamento Resultante	0mm Nó: 1	0,365035mm Node: 7454



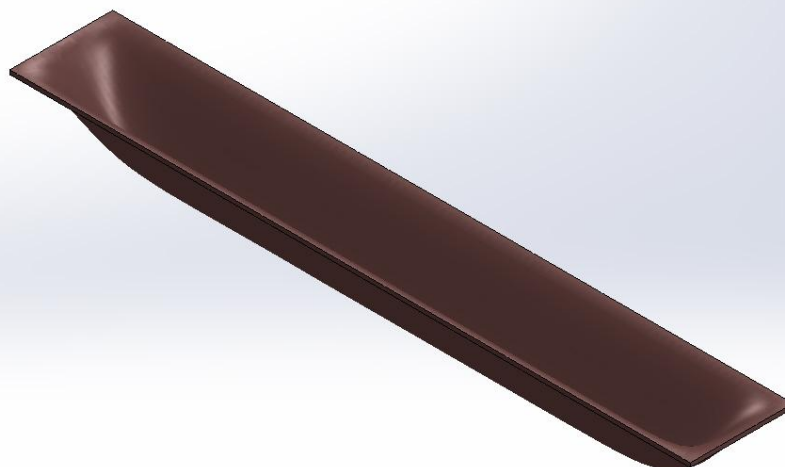
Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Static displacement Displacement
Deformation scale: 134.781



Estudo da Part1-SimulationXpress-Deslocamento-Deslocamento

Nome	Tipo
Deformação	Deformação

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Deformed Shape Deformation
Deformation scale: 134.781



Estudo da Part1-SimulationXpress-Deslocamento-Deformação



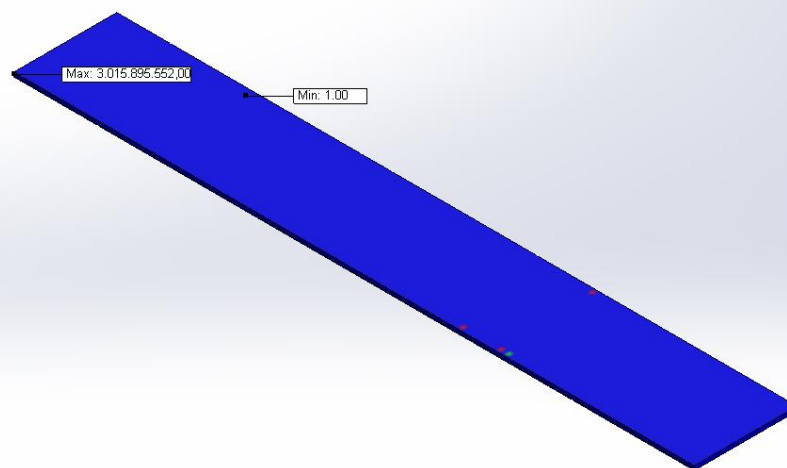
SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Fator de Segurança	Estresse Máximo von Mises	0,995219 Nó: 13625	3,0159e+009 Nó: 15173

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Factor of Safety Factor of Safety
Criterion : Max von Mises Stress
Red < FOS = 1 < Blue



Estudo da Part1-SimulationXpress-Fator de Segurança-Fator de Segurança

Conclusão

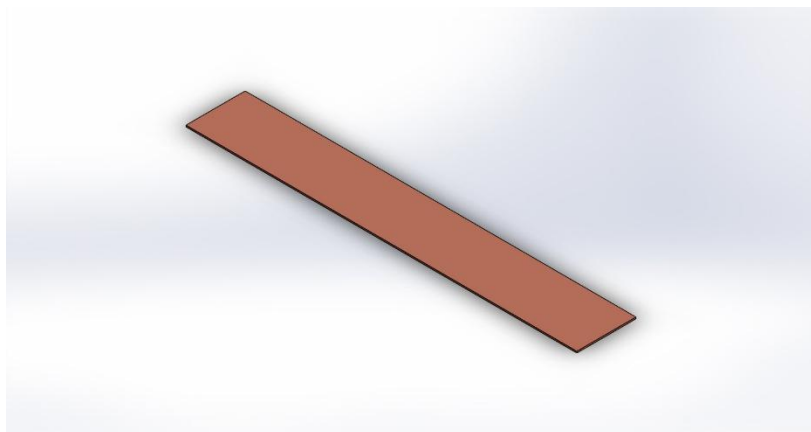


SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Simulação com altura de 2mm da placa de cobre do trocador de calor principal



Descrição

Sem dados

Simulação de Part1

Data: sexta-feira, 30 de agosto de 2013

Designer: Solidworks

Nome do estudo: Estudo SimulationXpress

Tipo de Análise: Estática

Sumário

Descrição	175
Premissas	176
Informações do Modelo	176
Propriedades do Material	177
Cargas e Engastes	177
Informações da Malha	178
Resultados do Estudo	180
Conclusão	182



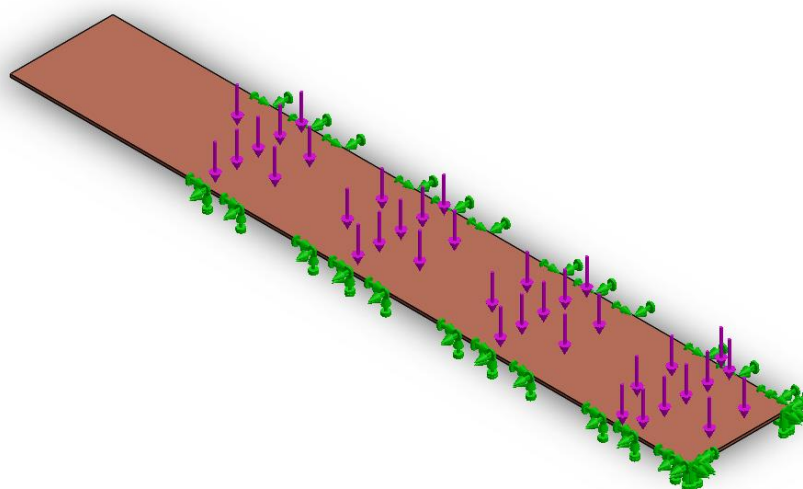
SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

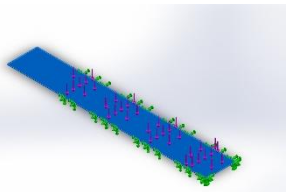
Premissas

Informações do Modelo



Nome do Modelo: Part1
Configuração Atual: Padrão

Corpos Sólidos

Nome do Documento e Referência	Tratado Como	Propriedades Volumétricas	Local do documento/Data de Modificação
Boss-Extrude3 	Corpo Sólido	Massa: 0,651565kg Volume: 7,32096e-005m ³ Densidade: 8900kg/m ³ Peso: 6,38534N	C:\Solidworks no DriveC\Radiador\Martin\Par t1.sldprt Aug 30 03:12:45 2013

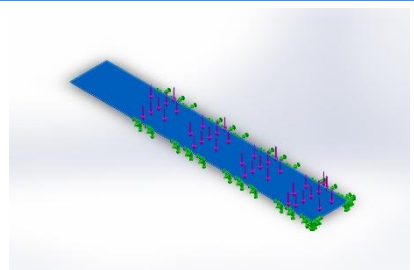


SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

Propriedades do Material

Referência do Modelo	Propriedades	Componentes
	<p>Nome: Cobre</p> <p>Tipo do Modelo: Isotrópico Linear Elástico</p> <p>Critério de Falha: Desconhecido</p> <p>Padrão:</p> <p>Força de Escoamento: 258,646N/mm²</p> <p>Resistência à Tração: 394,38N/mm²</p>	SolidBody 1(Boss-Extrude3)(Part1)

Cargas e Engastes

Nome do Engaste	Imagem do Engaste	Detalhes do Engaste
Fixed-1		<p>Entidades: 4 face(s)</p> <p>Tipo: Geometria Fixa</p>

Nome da Carga	Imagem da Carga	Detalhes da Carga
Force-1		<p>Entidades: 1 face(s)</p> <p>Tipo: Aplica força normal</p> <p>Valor: 50000 N</p>



Informações da Malha

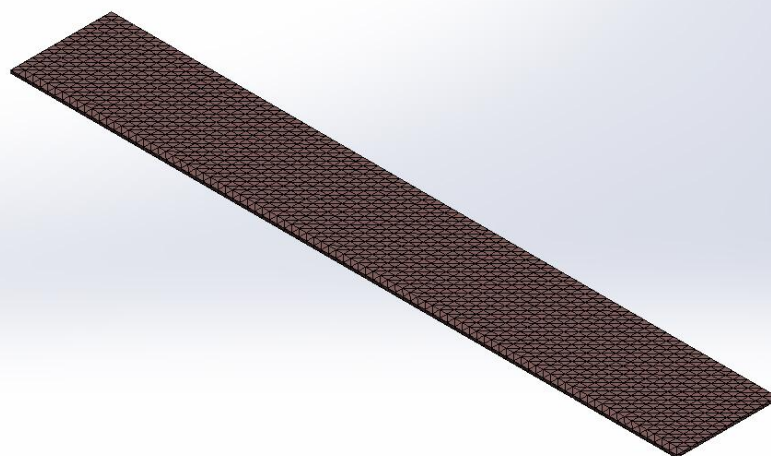
Tipo de Malha	Malha Sólida
Mecanismo de Malha Usado:	Malha Padrão
Transição Automática:	Não
Incluir Auto <i>Loops</i> de Malha:	Não
Pontos Jacobianos	4 Pontos
Tamanho dos Elementos	5,49455mm
Tolerância	0,274728mm
Qualidade da Malha	Alta

Informações da Malha - Detalhes

Total de Nós	16547
Total de Elementos	8166
Proporção (<i>Aspect Ratio</i>) Máxima	14.296
% de elementos com Proporção < 3	7.64
% de elementos com Proporção > 10	0.122
% % de elementos distorcidos (Jacobiano)	0
Tempo para completar malha (hh:mm:ss):	00:00:02
Nome do Computador:	PC



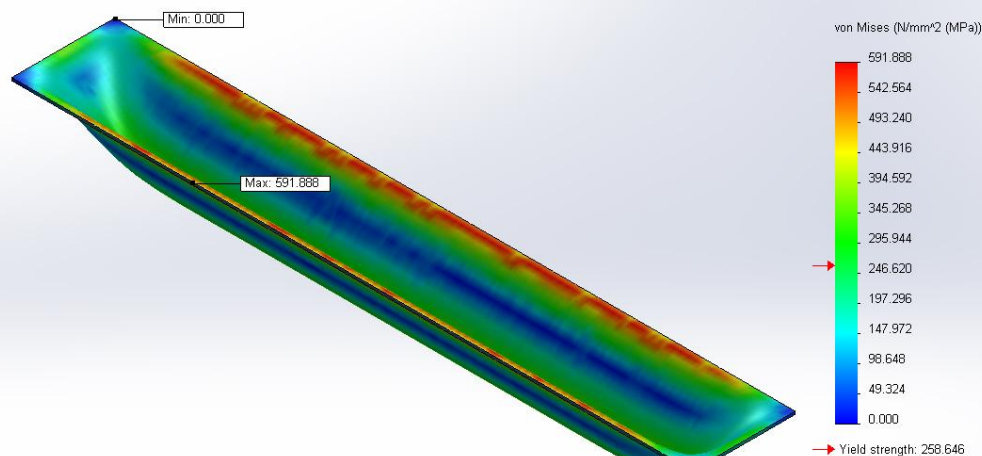
Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Mesh type: Solid mesh



Resultados do Estudo

Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Estresse	VON: Estresse von Mises	1,12215e-006N/mm ² (MPa) Nó: 16546	591,888N/mm ² (MPa) Nó: 16237

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Static nodal stress Stress
Deformation scale: 40.3747



Estudo da Part1-SimulationXpress-Estresse-Estresse

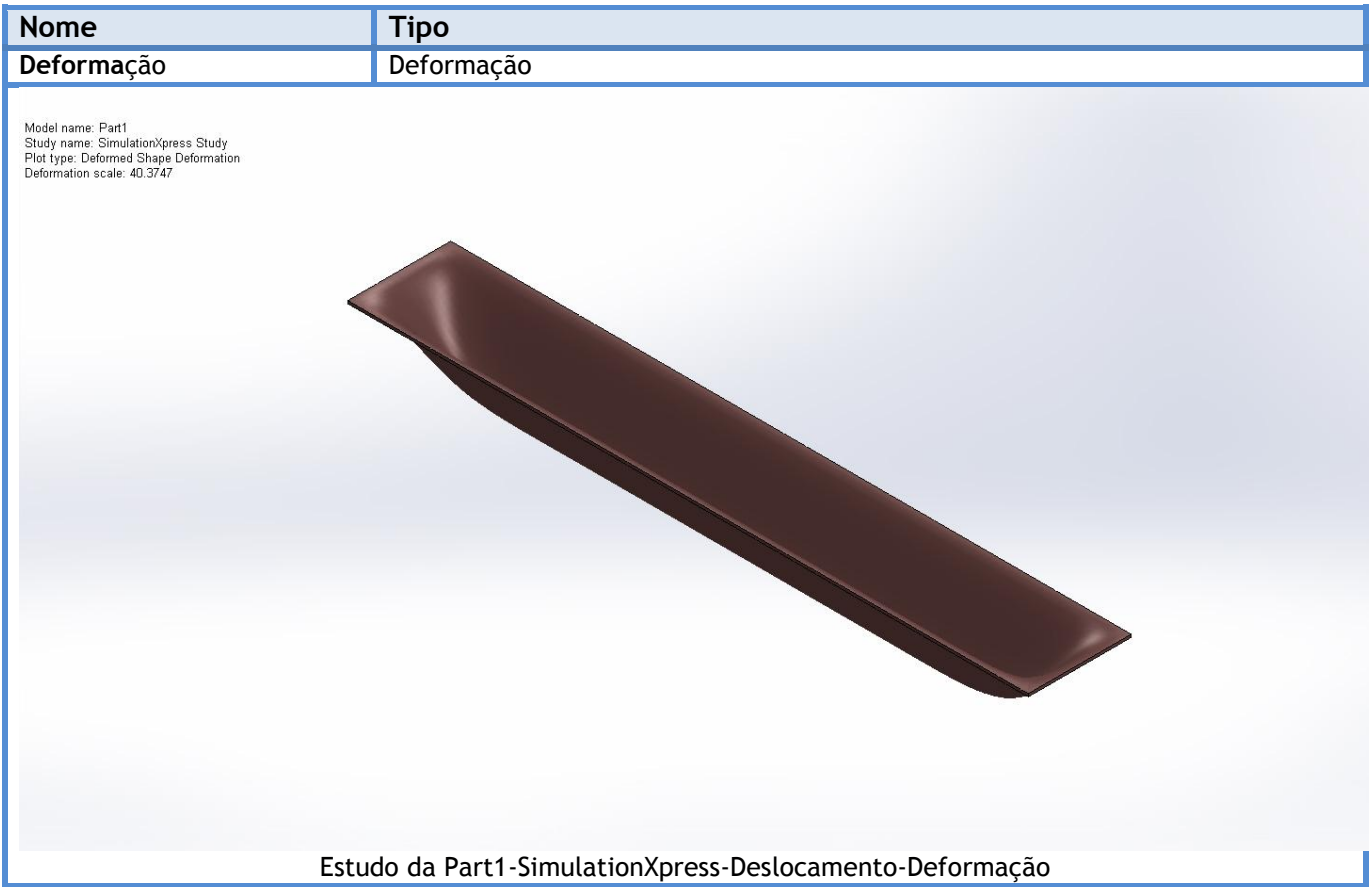
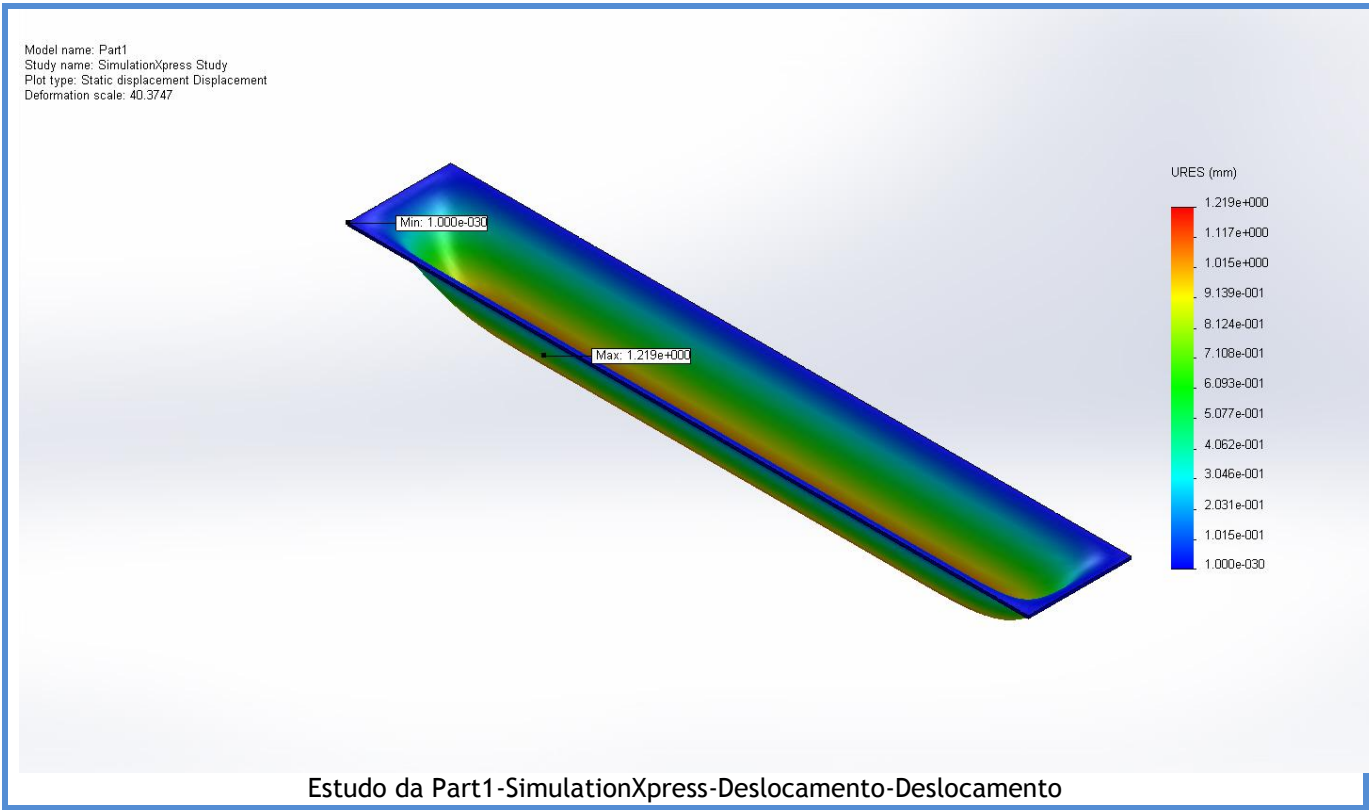
Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Deslocamento	URES: Deslocamento Resultante	0mm Nó: 1	1,21859mm Nó: 8154



SOLIDWORKS

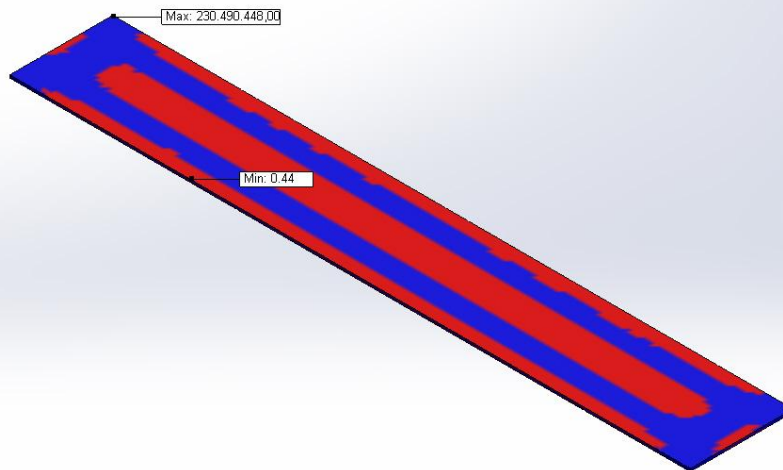
Analísado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1



Nome	Tipo	Mínimo	Máximo
Fator de Segurança	Estresse Máximo von Mises	0,436985 Nó: 16237	2.3049e+008 Nó: 16546

Model name: Part1
Study name: SimulationXpress Study
Plot type: Factor of Safety Factor of Safety
Criterion : Max von Mises Stress
Red < FOS = 1 < Blue



Estudo da Part1-SimulationXpress-Fator de Segurança-Fator de Segurança

Conclusão



SOLIDWORKS

Analisado com Simulação SolidWorks

Simulação de Part1

ANEXO C – Código fonte para medição de temperatura

Os sensores TMP100 utilizados neste trabalho foram operados e lidos pelo kit TMS320F28335, da Texas Instruments, baseada no DSP TMS320F28335. O código para inicialização, configuração, leitura e armazenamento dos dados dos sensores segue:

```
#include "DSP2833x_Device.h"
#include "IQmathLib.h"

// TMP100 commands
#define TMP100_SLAVE_1          0x48  //      slave      address      TMP100
(ADDR0=ADDR1=0)
#define TMP100_SLAVE_2          0x4E  //      slave      address      TMP100
(ADDR1=ADDR1=1)
#define POINTER_TEMPERATURE      0
#define POINTER_CONFIGURATION    1
#define POINTER_T_LOW            2
#define POINTER_T_HIGH           3

// external function prototypes
extern void InitSysCtrl(void);
extern void InitPieCtrl(void);
extern void InitPieVectTable(void);
extern void InitCpuTimers(void);
extern void ConfigCpuTimer(struct CPUTIMER_VARS *, float, float);

// Prototype statements for functions found within this file.
void Gpio_select(void);
void I2CA_Init(void);
interrupt void cpu_timer0_isr(void);
interrupt void cpu_timer1_isr(void);
interrupt void i2c_fifo_isr(void);
interrupt void i2c_basic_isr(void);
```



```

//global variables:
float temperature_TMP_1; // temperature = 2' complement of temperature (-128 ... +127
Celsius) // is an I8Q8 - Value
float temperature_TMP_2;

char I2C_Comm_Error=0;
char Alt_TMP = 0; // Alternate between TMP's. 0 = TMP100#1, 1 = TMP100#2

//int t1,t2,t3;

#####
//                                     main code
#####

void main(void)
{
    char I2C_Init_Error_TMP100_1 = 0;
    char I2C_Init_Error_TMP100_2 = 0;

    InitSysCtrl(); // Basic Core Init from DSP2833x_SysCtrl.c

    EALLOW;
    SysCtrlRegs.WDCR = 0x68; // DISABLES WDT
    EDIS;                    // 0x00AF to NOT disable the Watchdog, Prescaler = 64

    DINT;                    // Disable all interrupts

    Gpio_select();

    I2CA_Init(); //Initialize I2C module (28335)

```

```

    InitPieCtrl();                                // basic setup of PIE table;
from DSP2833x_PieCtrl.c
    InitPieVectTable();                          // default ISR's in PIE

// load addresses of interrupt service routines into the PieVectTable
EALLOW;
PieVectTable.TINT0 = &cpu_timer0_isr;
PieVectTable.XINT13 = &cpu_timer1_isr;
PieVectTable.I2CINT2A = &i2c_fifo_isr;
PieVectTable.I2CINT1A = &i2c_basic_isr;
EDIS;

InitCpuTimers();    // basic setup CPU Timer0, 1 and 2
ConfigCpuTimer(&CpuTimer0,150,400000); // CPU - Timer0 at 400 milliseconds
400000
ConfigCpuTimer(&CpuTimer1,150,1000000); // CPU - Timer1 at 1 sec

PieCtrlRegs.PIEIER1.bit.INTx7 = 1; //timer0
PieCtrlRegs.PIEIER8.bit.INTx1 = 1; // i2c - basic
PieCtrlRegs.PIEIER8.bit.INTx2 = 1; // i2c - FIFO

//IER |=1;
IER |=0x81; //register IER must now allow lines INT1 and INT8 for timers (0,1), i2c
basic and fifo interrupts
IER |=M_INT13; //timer1 is not connected to PIE Group. Enable TIMER1 interrupt
directly in IER (bit 12)

EINT;
ERTM;

//Configure TMP100#1

I2cRegs.I2CSAR = TMP100_SLAVE_1; // I2C slave address register

```

```

// Send START, set pointer to Configuration register and set resolution to 12 bit
I2caRegs.I2CCNT = 2; // set count # in DSP to 2 bytes (i.e. for writing)
I2caRegs.I2CDXR = POINTER_CONFIGURATION;
I2caRegs.I2CDXR = 0x60; //set TMP100 Configura Register - 12 bits resolut.:
/*
OS/ALERT:
write 1: single temperature conversion
write 0: continuous temperature conversion
read 1: temperature above THIGH
read 0: temperature below TLOW
R1, R0:
Resolution 9 bit (0,0) ... 12 bit (1,1)
F1,F0:
activate ALERT after number of consecutive faults (1,2,4,6)
POL:
Polarity of ALERT (0 or 1)
TM:
write 0: Comparator Mode (ALERT stays active as long as condition is
true)
write 1: Interrupt Mode( ALERT is cleared by a read instruction of any
reg)

SD:
write 1: shutdown
write 0: active mode
*/

I2caRegs.I2CMDR.all = 0x6E20; // Initialize register "I2CMDR":
/*
Bit15 = 0; no NACK in receiver mode
Bit14 = 1; FREE on emulation halt
Bit13 = 1; STT generate START
Bit12 = 0; reserved
Bit11 = 1; STP generate STOP
Bit10 = 1; MST master mode

```

```

Bit9 = 1; TRX transmitter mode // if 0, receiver mode
Bit8 = 0; XA 7-bit address mode
Bit7 = 0; RM non-repeat mode, I2CCNT determines # of bytes
Bit6 = 0; DLB no loopback mode
Bit5 = 1; IRS I2C module enabled
Bit4 = 0; STB no start byte mode
Bit3 = 0; FDF no free data format
*/

```

```

CpuTimer0Regs.TCR.bit.TSS = 0; // start timer0

```

```

//Test stop condition for TMP100#1

```

```

while (CpuTimer0.InterruptCount == 0 && I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD == 0);

```

```

//Wait for the successful generation of the stop-condition of TMP100#1 within 100ms

```

```

if (CpuTimer0.InterruptCount == 0 && I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD == 1)//

```

```

Initialized ok

```

```

{

```

```

    I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD = 1; //Clear the stop

```

```

condition flag

```

```

    //DISPLAY TMP100#1 Initialized ok

```

```

}

```

```

if (CpuTimer0.InterruptCount == 1 && I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD == 0)

```

```

// Error

```

```

{

```

```

    I2C_Init_Error_TMP100_1 = 1;

```

```

    //DISPLAY TMP100#1 Failure Initializing

```

```

}

```

```

//Configure TMP100#2

```

```

I2caRegs.I2CSAR = TMP100_SLAVE_2; // I2C slave address register

```

```

// Send START, set pointer to Configuration register and set resolution

```

```

to 12 bit

```

```

I2caRegs.I2CCNT    = 2;    // set count # in DSP to 2 bytes (i.e. for
writing)

I2caRegs.I2CDXR = POINTER_CONFIGURATION;
I2caRegs.I2CDXR = 0x60; //set TMP100 Configura Register - 12 bits
resolut.:

/*
OS/ALERT:
write 1: single temperature conversion
write 0: continuous temperature conversion
read 1: temperature above THIGH
read 0: temperature below TLOW
R1, R0:
Resolution 9 bit (0,0) ... 12 bit (1,1)
F1,F0:
activate ALERT after number of consecutive faults (1,2,4,6)
POL:
Polarity of ALERT (0 or 1)
TM:
write 0: Comparator Mode (ALERT stays active as long as
condition is true)

write 1: Interrupt Mode( ALERT is cleared by a read instruction
of any reg)

SD:
write 1: shutdown
write 0: active mode
*/

I2caRegs.I2CMDR.all = 0x6E20;    // Initialize register "I2CMDR":
/*
Bit15 = 0; no NACK in receiver mode
Bit14 = 1; FREE on emulation halt
Bit13 = 1; STT generate START
Bit12 = 0; reserved
Bit11 = 1; STP generate STOP

```

```

Bit10 = 1; MST master mode
Bit9 = 1; TRX transmitter mode // if 0, receiver mode
Bit8 = 0; XA 7-bit address mode
Bit7 = 0; RM non-repeat mode, I2CCNT determines # of bytes
Bit6 = 0; DLB no loopback mode
Bit5 = 1; IRS I2C module enabled
Bit4 = 0; STB no start byte mode
Bit3 = 0; FDF no free data format
*/

```

```

CpuTimer0Regs.TIM.all = 0; // zero timer0

```

```

//Test stop condition for TMP100#2
while (CpuTimer0.InterruptCount == 0 && I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD
== 0); //Wait for the successful generation of the stop-condition of TMP100#2 within 100ms
if (CpuTimer0.InterruptCount == 0 && I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD ==
1)    // Initialized ok
    {
        I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD = 1;                //Clear the
stop condition flag

        //DISPLAY TMP100#2 Initialized ok
    }
if (CpuTimer0.InterruptCount == 1 && I2caRegs.I2CSTR.bit.SCD ==
0)    // Error
    {
        I2C_Init_Error_TMP100_2 = 1;
        //DISPLAY TMP100#2 Failure Initializing
    }

```

```

CpuTimer1Regs.TCR.bit.TSS = 0; // start timer1

```

```

while(1)
{

```

```

        if(CpuTimer0.InterruptCount != 0)                                //returning
from INT Timer0
    {
        CpuTimer0.InterruptCount = 0;
        GpioDataRegs.GPBTOGGLE.bit.GPIO34 = 1;                        //
toggle red LED LD3 @ 28335CC
        GpioDataRegs.GPATOGGLE.bit.GPIO31 = 1;

        //configure TMP100#1 for reading temperatures. Send START
and set pointer to temperature - register

        //I2caRegs.I2CSAR = TMP100_SLAVE_1;
        if(Alt_TMP == 0) //test for which TMP to read from
            I2caRegs.I2CSAR = TMP100_SLAVE_1;
        else
            I2caRegs.I2CSAR = TMP100_SLAVE_2;

        I2caRegs.I2CCNT = 1; // 1 byte message
        I2caRegs.I2CDXR = POINTER_TEMPERATURE;
        I2caRegs.I2CMDR.all = 0x6620; // master-transmitter

        // master - receiver mode is initialized in "i2c_basic_isr" after
ARDY

        // read of temperature is done by ISR "i2c_fifo_isr"

    }
/*
EALLOW;
SysCtrlRegs.WDKEY = 0x55;      // service WD #1
EDIS;
*/
}
}

```

```

void Gpio_select(void)
{
    EALLOW;

    GpioCtrlRegs.GPAMUX1.all = 0;           // GPIO15 ... GPIO0 = General
    Purpose I/O

    GpioCtrlRegs.GPAMUX2.all = 0;           // GPIO31 ... GPIO16 = General
    Purpose I/O

    GpioCtrlRegs.GPBMUX1.all = 0;           // GPIO47 ... GPIO32 = General
    Purpose I/O
    GpioCtrlRegs.GPBMUX1.bit.GPIO32 = 1; // GPIO32 = I2C - SDA
    GpioCtrlRegs.GPBMUX1.bit.GPIO33 = 1; // GPIO33 = I2C - SCL

    GpioCtrlRegs.GPBPUD.bit.GPIO32 = 0;    // Enable pull-up for GPIO32 (SDAA)
    GpioCtrlRegs.GPBPUD.bit.GPIO33 = 0;    // Enable pull-up for GPIO33 (SCLA)

    GpioCtrlRegs.GPBQSEL1.bit.GPIO32 = 3; // Asynch input GPIO32 (SDAA)
    GpioCtrlRegs.GPBQSEL1.bit.GPIO33 = 3; // Asynch input GPIO33 (SCLA)

    GpioCtrlRegs.GPBMUX2.all = 0;           // GPIO63 ... GPIO48 = General
    Purpose I/O

    GpioCtrlRegs.GPCMUX1.all = 0;           // GPIO79 ... GPIO64 = General
    Purpose I/O
    GpioCtrlRegs.GPCMUX2.all = 0;           // GPIO87 ... GPIO80 = General
    Purpose I/O

    GpioCtrlRegs.GPADIR.all = 0;             // GPIO0 to 31 as inputs
    GpioCtrlRegs.GPADIR.bit.GPIO31 = 1;      // GPIO31 = LED LD2

    GpioCtrlRegs.GPBDIR.all = 0;             // GPIO63-32 as inputs
    GpioCtrlRegs.GPBDIR.bit.GPIO34 = 1;      // LED LD3 at GPIO34

```


[illegible]

I2caRegs.I2CIER.bit.ARDY = 1; //enable basic I2C-interrupt - access ready, which is generated, when the first two bytes of the “TMP100 Read Timing” I2C - data frame (see Slide 12-31) are transmitted.

I2caRegs.I2CIER.bit.NACK = 1; //enables I2C NACK interrupt: communication error handling

I2caRegs.I2CFFTX.all = 0; //I2C Transmit FIFO Register
I2caRegs.I2CFFTX.bit.TXFFIL = 0; //set the transmit interrupt level (bit field TXFFIL) to zero

I2caRegs.I2CFFTX.bit.I2CFFEN = 1; //Enable the FIFOs

I2caRegs.I2CFFTX.bit.TXFFRST = 1; //Enable the FIFO-transmit support

I2caRegs.I2CFFRX.all = 0; //I2C Receive FIFO Register

I2caRegs.I2CFFRX.bit.RXFFIL = 2; //set the receive interrupt level (bit field RXFFIL) to 2, because we will receive a 2 byte temperature message from the TMP100

I2caRegs.I2CFFRX.bit.RXFFRST = 1; //Enable the FIFO-receiver support

I2caRegs.I2CFFRX.bit.RXFFIENA = 1; //enable interrupt after receiving two temperature bytes from the TMP100

I2caRegs.I2CMDR.bit.IRS = 1; //Take I2C out of reset

}

interrupt void cpu_timer0_isr(void)

{

CpuTimer0.InterruptCount++;

//EALLOW;

//SysCtrlRegs.WDKEY = 0xAA; // service WD #2

//EDIS;

PieCtrlRegs.PIEACK.all = PIEACK_GROUP1;

}

interrupt void cpu_timer1_isr(void)

```

{
    CpuTimer1.InterruptCount++;
}

interrupt void i2c_fifo_isr(void)
{
    int i;
    if (I2caRegs.I2CFFRX.bit.RXFFINT == 1) // RX-FIFO - interrupt
    {
        i = I2caRegs.I2CDRR << 8; // read upper 8 bit (integers)
        i += I2caRegs.I2CDRR; // add lower 8 bit (fractions)

        if (Alt_TMP == 0)
        {
            temperature_TMP_1 = (float) i/256;
        }
        if (Alt_TMP == 1)
        {
            temperature_TMP_2 = (float) i/256;
        }

        I2caRegs.I2CFFRX.bit.RXFFINTCLR = 1; // clear ISR

        "nop";
        "nop";
    }

    Alt_TMP ^= 0x1; //Invert next TMP sensor to be read
    PieCtrlRegs.PIEACK.all = PIEACK_GROUP8;
}

interrupt void i2c_basic_isr(void)
{

```

```

    unsigned int IntSource;

    IntSource = I2caRegs.I2CISRC.all; //make a local copy of this register - first read of
    this register will clear it automatically. It is good practice and will be very important later, when
    you enable more than one basic source,

    if (IntSource == 3) // ARDY was source of interruption
    {
        I2caRegs.I2CCNT = 2; // read 2 byte temperature
        I2caRegs.I2CMDR.all = 0x6C20; // Master-Receiver-Mode. Details of
        I2CMDR in main
    }

    if (IntSource == 2) // NACK was source of interruption - Communication Error
    {
        I2caRegs.I2CMDR.bit.STP = 1; // send STP to end transfer
        I2caRegs.I2CSTR.bit.NACK = 1; // clear NACK bit
        I2C_Comm_Error++;

    }

    PieCtrlRegs.PIEACK.all = PIEACK_GROUP8;
}

//=====
// End of SourceCode.
//=====

```