

MEC-SETEC
INSTITUTO FEDERAL MINAS GERAIS – Campus Formiga
Curso de Bacharelado em Engenharia Elétrica

**MODELAGEM TERMODINÂMICA E ELÉTRICA DE MOTORES *STIRLING*
CLASSE ALFA**

Cleuder Augusto Braga

Orientador: Prof. Dr. André Roger Rodrigues

FORMIGA – MG.

2018

CLEUDER AUGUSTO BRAGA

MODELAGEM TERMODINÂMICA E ELÉTRICA DE MOTORES *STIRLING*
CLASSE ALFA

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Instituto Federal de Minas Gerais - Campus Formiga, como requisito parcial para a obtenção do título de Bacharel em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. André Roger Rodrigues

FORMIGA – MG.

2018

CLEUDER AUGUSTO BRAGA

MODELAGEM TERMODINÂMICA E ELÉTRICA DE MOTORES *STIRLING*
CLASSE ALFA

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Instituto Federal de Minas Gerais - Campus Formiga, como requisito parcial para obtenção do título de Bacharel em Engenharia Elétrica.

Avaliado em: ___ de _____ de _____.

Nota: _____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. André Roger Rodrigues

Prof. Me. Diego Luis Izidoro Silva

Prof.^a Me. Mariana Guimarães dos Santos

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus, o maior responsável por esta conquista, por me dar forças diante das dificuldades, me proporcionando fé e perseverança perante os obstáculos que surgiram durante minha caminhada.

Agradeço aos meus pais, Cleuder de Oliveira Braga e Maria de Lurdes Augusto Braga, por todo apoio oferecido, não apenas durante a realização deste trabalho, mas durante toda a minha vida.

Agradeço ao meu orientador, Dr. André Roger Rodrigues, pelo exemplo de profissionalismo, pelas dicas, conselhos e por ter se demonstrado sempre pronto para ajudar durante todo o desenvolvimento do projeto.

Agradeço, também, à Tamiris Silva e à Daniela Augusto Braga por todo companheirismo e paciência durante este período e por sempre me incentivarem, acreditando que esta conquista seria possível.

Por fim, agradeço a todos que, de alguma forma, me auxiliaram e me incentivaram a nunca desistir dos meus objetivos.

RESUMO

Estudos de previsão de crescimento do consumo de energia elétrica evidenciam a necessidade da ampliação da geração de energia elétrica. Além disso, as comunidades científicas nacional e internacional têm se esforçado para incentivar a diversificação da matriz energética mundial por meio da inclusão e consolidação das fontes alternativas de energia, como estratégia para atingir as metas de redução nas taxas de emissão de poluentes. Nesse sentido, o uso de motores *Stirling* tem se destacado como potencial tecnologia para geração de energia elétrica a partir de fontes renováveis, devido às suas características relevantes, como: possibilidade de utilização; flexibilidade quanto ao tipo de fluido de trabalho; e, principalmente, pela possibilidade de sua utilização como geração complementar de energia elétrica em instalações de cogeração.

Assim, o presente trabalho propõe o desenvolvimento de um modelo computacional de motor *Stirling* adequado para utilização em estudos computacionais acerca do desempenho de sistemas de geração de energia que utilizam tais máquinas. Para tanto, empregou-se a modelagem isotérmica de Schmidt, largamente utilizada para representação de motores *Stirling*, para desenvolver um modelo computacional de motor *Stirling* classe Alfa utilizando o software *ATPDraw* e a sua linguagem MODELS. Os resultados obtidos com o modelo computacional criado neste trabalho para motores *Stirling* classe Alfa foi validado por meio da comparação com dados extraídos de protótipos disponíveis na literatura científica. Também foram utilizados resultados de estudos computacionais desenvolvidos por outros autores com emprego do software *Matlab*, para fins de validação do modelo computacional criado neste trabalho. Após a validação do modelo computacional criado para representar motores *Stirling* classe Alfa, foram conduzidos estudos investigativos acerca da conexão de sistemas de geração de energia elétrica baseados em motores *Stirling*, à rede de energia elétrica. Para tanto, foi utilizado o modelo computacional criado para representação de motores *Stirling* classe Alfa, operando como máquina motriz de um gerador de indução de excitação simples.

Palavras-chave: *ATP/ATPDraw*; energia renovável; motor *Stirling*; modelagem isotérmica de Schmidt; geração de energia elétrica.

ABSTRACT

Studies have revealed the necessity to enlarge the electrical energy generation due to the increase of the electrical energy demand. Moreover, the Brazilian and international scientific communities have encouraged the diversity of electrical generation around the world by including and consolidating alternatives sources of energy in order to accomplish. In this context, *Stirling* engines have shown an impressive potential as a technology in this context, *Stirling* engines have shown an impressive potential as a technology to electrical energy generation using renewable resources. It occurs because some of *Stirling* engines features, such as: flexibility of working fluid, acceptance of different types of fuel sources and applicability in co-generation facilities. Furthermore, *Stirling* engines have presented a great potential to operate in isolated region by using biomass or solar radiation as fuel to produce electrical energy. This work is based in this context, whereas, the application of isothermal modeling concepts developed by Schmidt, largely used in *Stirling* machines in order to develop a strategy of modeling *Stirling* engines type Alfa using the software *ATPDraw* and its language *MODELS*. The computational model developed was named as STIRLA, and it was validated by comparison of the data extracted from prototypes and simulations found on the bibliography. As results, an error of 0.4% for power and work was obtained between data from the simulations in Matlab and the model STIRLA. After the validation, the computation *Stirling* model will be analyzed by its capacity of electrical generational, whereas the model STIRLA was used as a mechanical source for an induction generator that generated an electrical power of approximately 9,51kW.

Keywords: ATP/*ATPDraw*; renewable energy; *Stirling* engine; Schmidt's isothermal modeling; electrical energy generation.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução do parque gerador de energia elétrica no Brasil.....	14
Figura 1.2 – Radiação solar diária, média anual nacional.	15
Figura 1.3 – Principais componentes de sistemas fotovoltaicos.	17
Figura 1.4 – Topologias de sistemas heliotérmicos.....	18
Figura 1.5 – Máquina de <i>Stirling</i> original.	20
Figura 1.6 – Topologia Alfa.	22
Figura 1.7 – Topologia Beta.	22
Figura 1.8 – Topologia Gama.....	23
Figura 1.9 – Ciclo de Carnot.	25
Figura 1.10 – Diagrama da máquina de Carnot.....	26
Figura 1.11 – Ciclo de <i>Stirling</i> teórico.	27
Figura 1.12 – Motor <i>Stirling</i> SD4.....	30
Figura 1.13 – Motor SOLO 161 com discos parabólicos.....	31
Figura 1.14 – Motor <i>Stirling</i> classe Alfa produzido pela STM Power.....	31
Figura 1.15 – Instalação do motor <i>Stirling</i> Solo 161 na UNIFEI.....	32
Figura 2.1 – Fluxograma das etapas de modelamento de Schmidt.	35
Figura 2.2 – Estrutura do motor <i>Stirling</i> tipo Alfa.	36
Figura 2.3 – Representação das cinco câmaras principais de um motor <i>Stirling</i> genérico.	37
Figura 2.4 – Análise da temperatura do regenerador.....	38
Figura 2.5 – Principais variáveis do motor <i>Stirling</i> de tipo Alfa.....	39
Figura 2.6 – Modelo genérico de um motor <i>Stirling</i> da classe Alfa.....	40
Figura 2.7 – Diagrama P×V com indicação do nível médio de pressão.....	45
Figura 2.10 – Motor de <i>Stirling</i> Modelo Solo 161.	54
Figura 3.1 – Motor de indução trifásico.	58
Figura 3.2 – Campo girante de um MIT de dois polos.....	61
Figura 3.3 – Relações fasoriais para motores e geradores de indução.	62
Figura 3.4 – Curva de operação no modo motor e gerador para uma máquina de indução.	63
Figura 3.5 – Gerador DFIG utilizado na geração eólica.....	64
Figura 3.6 – Circuito elétrico equivalente de um MIT.	66
Figura 3.7 – Circuito equivalente simplificado de um MIT.	67

Figura 3.8 – Bloco do UM3 no <i>ATPDraw</i>	68
Figura 3.9 – Circuito elétrico equivalente à rede mecânica da máquina assíncrona.	69
Figura 3.10 – Aba de parâmetros gerais (<i>General</i>).	70
Figura 3.11 – Aba de parâmetros de magnetização (<i>Magnet</i>).	71
Figura 3.12 – Aba de parâmetros do estator (<i>Stator</i>).	72
Figura 3.13 – Aba de parâmetros do rotor (<i>Rotor</i>).	72
Figura 3.14 – Aba de parâmetros do rotor (<i>Rotor</i>).	73
Figura 3.15 – Criação do <i>Model STIRLA</i> : variáveis de entrada descritas na aba <i>Data</i>	76
Figura 3.16 – Criação do <i>Model STIRLA</i> : variáveis de saída descritas na aba <i>Nodes</i>	77
Figura 3.17 – Ícone gráfico criado para o motor <i>Stirling</i>	78
Figura 3.18 – Carregamento da rotina de programação no novo componente criado.	78
Figura 3.19 – Ciclo <i>Stirling</i> resultante plotado a partir dos valores calculados pelo <i>model STIRLA</i>	81
Figura 3.20 – Ciclo <i>Stirling</i> para o Solo 161.	81
Figura 4.1 – Circuito elétrico equivalente para simulação do modelo de máquina UM3.	84
Figura 4.2 – Circuito equivalente por fase de um MIT para o modelo UM3.	85
Figura 4.3 – Ramo de conexão do sistema mecânico ao modelo UM3.	91
Figura 4.4 – Velocidade do rotor, em [rad/s], para o W22 Plus.	94
Figura 4.5 – Torque do motor W22 Plus.	95
Figura 4.6 – Circuito de controle do modo de operação.	98
Figura 4.7 – Velocidade angular do eixo do rotor para operações como motor e gerador.	98
Figura 4.8 – Torque no nó BUSMG da rede mecânica para o motor W22 Plus simulado operando como motor e, em seguida, como gerador.	99
Figura 4.9 – Correntes trifásicas no barramento infinito.	101
Figura 4.10 – Formas de onda das correntes no barramento de alimentação no instante de tempo de chaveamento do modo de operação.	102
Figura 4.11 – Acoplamento do <i>model STIRLA</i> ao BUSMG.	103
Figura 4.12 – Velocidade angular do eixo do rotor obtida pelo <i>model STIRLA</i> e pelo UM3.	104
Figura 4.13 – Torque gerado pelo <i>model STIRLA</i> e pelo UM3.	105
Figura 4.14 – Correntes trifásicas geradas pelo <i>model STIRLA</i> e pelo UM3.	106

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Dados do motor <i>Stirling</i> desenvolvido por Dias (2016).....	51
Tabela 2.2 – Parâmetros ensaiados e simulados obtidos por Barros (2005).	55
Tabela 3.1 – Equivalência entre grandezas mecânicas e elétricas.....	69
Tabela 3.2 – Comparação entre valores obtidos por Barros (2005) e pelo <i>model STIRLA</i> desenvolvido.....	80
Tabela 4.1 – Especificações da WEG para o modelo de motor W22 Plus.....	84
Tabela 4.2 – Parâmetros estimados do W22 Plus.....	94

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	12
1.1 Panorama da atual matriz energética brasileira	12
1.2 Tecnologias de geração de energia elétrica por fonte solar	16
1.2.1 Conversão direta	16
1.2.2 Conversão indireta	18
1.3 Histórico dos motores <i>Stirling</i>	19
1.4 Classes dos motores <i>Stirling</i>	21
1.4.1 Motor <i>Stirling</i> classe Alfa	21
1.4.2 Motor <i>Stirling</i> classe Beta	22
1.4.3 Motor <i>Stirling</i> classe Gama	23
1.5 O ciclo de Carnot	24
1.6 O ciclo de <i>Stirling</i>	26
1.7 Exemplos de motores <i>Stirling</i> de diferentes classes atualmente em operação	29
1.7.1 WUDAG – Dinamarca	29
1.7.2 Solo <i>Stirling Engine</i> – Alemanha	30
1.7.3 STM POWER – Estados Unidos	31
1.7.4 SOLO 161 – Brasil	32
1.7.5 SISTEMA DISH STIRLING – Brasil	33
1.8 Considerações finais	33
2 MODELAGEM DE SCHMIDT PARA MOTORES STIRLING	34
2.1 Análise isotérmica de Schmidt para um motor <i>Stirling</i> genérico	35
2.2 Modelagem de Schmidt para motores <i>Stirling</i> da classe Alfa	39
2.2.1 Cálculo das grandezas termodinâmicas em motores <i>Stirling</i> da classe Alfa	40
2.2.2 Modelagem da temperatura para motores <i>Stirling</i> da classe Alfa	42
2.2.3 Modelagem da massa para motores <i>Stirling</i> da classe Alfa	43
2.2.4 Modelagem da pressão do fluido para motores <i>Stirling</i> da classe Alfa	45
2.3 Energia, potência e eficiência de uma máquina de <i>Stirling</i>	48
2.4 Análise comparativa entre especificações técnicas de protótipos de motores <i>Stirling</i>	50
2.4.1. Motor <i>Stirling</i> tipo Gama de 100 mW	50
2.4.2. Motor <i>Stirling</i> Solo 161 com potência de 9 kW	53

2.5 Considerações finais	56
3 MODELAGEM COMPUTACIONAL DE MÁQUINAS DE INDUÇÃO	
UTILIZANDO O SOFTWARE ATPDRAW	57
3.1 Introdução	57
3.2 Motor de indução assíncrono	58
3.3 Princípio de funcionamento do motor de indução assíncrono	59
3.4 Determinação do tipo de gerador de indução apropriado para o aproveitamento de cada tipo de fonte de energia renovável	64
3.5 Circuito elétrico equivalente de uma máquina assíncrona trifásica com rotor do tipo gaiola.....	65
3.6 Modelagem do gerador de indução trifásico no <i>ATPDraw</i>	67
3.6.1 Parâmetros da rede mecânica do <i>UM3</i>	68
3.6.2 Parâmetros da rede elétrica do <i>UM3</i>	70
3.7 Modelagem computacional de motores <i>Stirling</i> do tipo Alfa.....	73
3.7.1 Criação do model <i>Stirling</i> para motores <i>Stirling</i> dos tipos Alfa	74
3.7.2 Validação termodinâmica do model <i>STIRLA</i>	79
3.8 Considerações finais	82
4 ESTUDOS COMPUTACIONAIS E RESULTADOS.....	83
4.1 Simulação da máquina assíncrona <i>UM3</i> operando como motor ou como gerador	83
4.1.1 Parametrização para simulação da máquina assíncrona <i>UM3</i>	84
4.1.2 Caso 1 – modelo <i>UM3</i> operando como motor de indução trifásico	92
4.1.3 Modelo <i>UM3</i> operando como gerador de indução trifásico.....	96
4.2 Motor <i>Stirling</i> conectado à um gerador de indução.....	102
4.3 Considerações finais	107
5 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	108
5.1 Propostas para trabalhos futuros	110
APÊNDICE A - Modelagem de Schmidt para motores <i>Stirling</i> da classe Beta.....	114
APÊNDICE B –Modelagem de Schmidt para motores <i>Stirling</i> da classe Gama.....	117
APÊNDICE C – Model <i>STIRLA</i>	120
APÊNDICE D – Model <i>STIRLG</i>.....	125

1 INTRODUÇÃO

Este trabalho tem como objetivo o estudo e as aplicações da tecnologia de motores *Stirling* para geração de energia elétrica. Para tanto, faz-se necessário apresentar e discutir os princípios e as características da geração de energia utilizando motores *Stirling* a partir da radiação solar. A compreensão dos conceitos e leis termodinâmicas que regem o funcionamento destas máquinas térmicas é fundamental para a criação de um modelo computacional capaz de representar, com precisão, o comportamento dinâmico de motores desta natureza.

A partir da análise do panorama da matriz energética brasileira, destaca-se o potencial do país quanto à implementação da tecnologia de motores *Stirling*. O capítulo apresenta um breve histórico acerca do desenvolvimento e da aplicação desses motores, bem como suas diferentes classificações, detalhando o aspecto construtivo e o princípio de funcionamento de cada classe. Por fim, por meio da descrição dos modelos comerciais de motores *Stirling* atualmente em operação, verifica-se o estágio atual de desenvolvimento dessa tecnologia no cenário mundial.

1.1 Panorama da atual matriz energética brasileira

Devido à vasta extensão territorial e à sua localização geográfica no globo, o território brasileiro possibilita a aplicação de diferentes tipos de fontes primárias para geração de energia elétrica, sejam renováveis ou não.

Segundo o Balanço Energético Nacional, (BEN, 2017), em 2016, a oferta de energia gerada por hidrelétricas representava 68,1% (421,7 TWh) da matriz elétrica brasileira. Entretanto, as termelétricas ainda representam um recurso altamente utilizado durante os períodos de seca (BEN, 2017). Logo, o cenário energético brasileiro revela a dependência das fontes de energia não renováveis, o que resulta em preços mais elevados cobrados por kWh gerado, além de contribuir para o aumento da poluição atmosférica.

Assim sendo, com o objetivo de reduzir em 43% a emissão de gases de efeito estufa em 2030 com relação a 2005 e, assim, reduzir a poluição atmosférica, foi criado o plano de redução de emissão de gases do efeito estufa, que foi assumido pelo Brasil na 21ª Conferência das Partes (COP21), em Paris (Anuário Estatístico de Energia Elétrica, 2016). Nesse sentido, o mundo tem

vivenciado um grande esforço por parte de alguns países para o desenvolvimento e a adoção de fontes alternativas de energia em detrimento ao uso de fontes não renováveis, como o petróleo e seus derivados. Em concordância com essa tendência mundial, o governo brasileiro tem incentivado cada vez mais o desenvolvimento e o investimento em fontes de energia renováveis, como a eólica e a solar (Anuário Estatístico de Energia Elétrica, 2016).

A crescente demanda por fontes de geração de energia elétrica mais sustentáveis tem impulsionado o desenvolvimento de novas tecnologias para geração de energia a partir de fontes renováveis. De acordo com o BEN (2017), a participação das fontes renováveis na matriz elétrica nacional avançou de 75,5% para 81,7% de 2015 para 2016. Além disso, no mesmo balanço foi apontada uma queda significativa na geração térmica à base de derivados de petróleo e gás natural. Embora o custo da geração de energia elétrica por fontes renováveis ainda seja elevado, o crescimento desse setor torna o sistema elétrico mais competitivo e flexível, o que acarreta em uma redução no custo das tecnologias empregadas nesse segmento (NASCIMENTO, 2017).

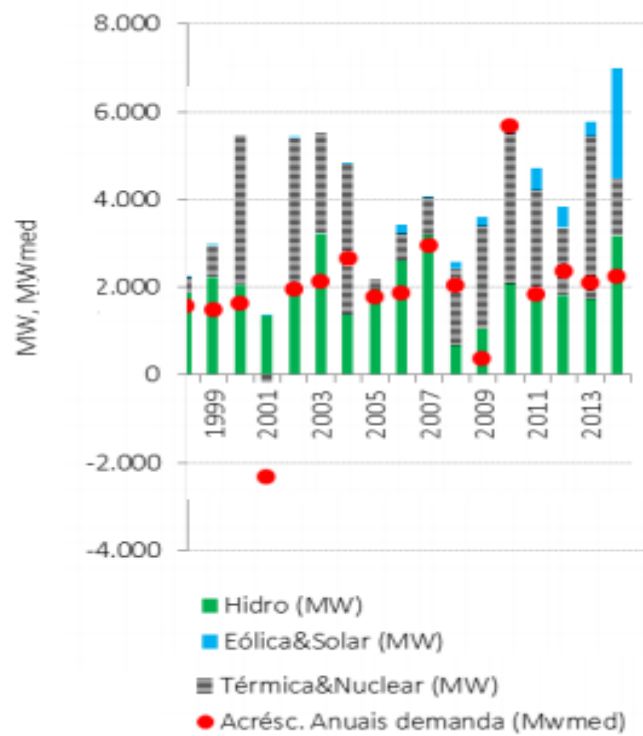
De acordo com Nascimento (2017), no ano de 2001 o governo brasileiro decretou racionamento de energia elétrica devido a uma severa crise hídrica, aliada com a deficiência de energia armazenada nos reservatórios hídricos e usinas termelétricas. Tal insuficiência energética decorreu-se das expansões tardias das unidades geradoras, as quais não foram capazes de acompanhar o crescimento da demanda. Em consequência, o período pós-acionamento foi marcado pela retomada das expansões das hidrelétricas e termoeletricas. Adicionalmente, ocorreu a implementação, em larga escala, da geração eólica e solar, resultando em um aumento considerável da capacidade instalada das mesmas em 2004, como apresentado na Figura 1.1. Nascimento (2017) ressalta também que, no ano de 2010, o acréscimo anual obteve o mesmo valor da capacidade total instalada.

Analisando a Figura 1.1, o acréscimo anual de demanda, evidenciada com um ponto vermelho, se refere à demanda instalada em relação à capacidade instalada. Por exemplo, no ano de 2001, a demanda instalada foi superior à capacidade instalada, o que resultou em uma deficiência na geração de energia elétrica. Os dados mostram que o crescimento do segmento solar e eólico tem sido significativo nos últimos anos, evidenciando que a disseminação de suas tecnologias tem sido de grande relevância no cenário energético brasileiro.

De acordo com o BEN (2017), no ano de 2016, houve um destaque para a micro e a mini geração distribuída de energia elétrica a partir de fonte solar, representando 53,6 GWh de geração instalada e 56,9 MW de potência instalada. No mesmo ano, a energia solar contribuiu

com 0,005% de todo o contexto energético nacional, sendo produzida, principalmente, por painéis fotovoltaicos instalados em residências.

Figura 1.1 – Evolução do parque gerador de energia elétrica no Brasil.

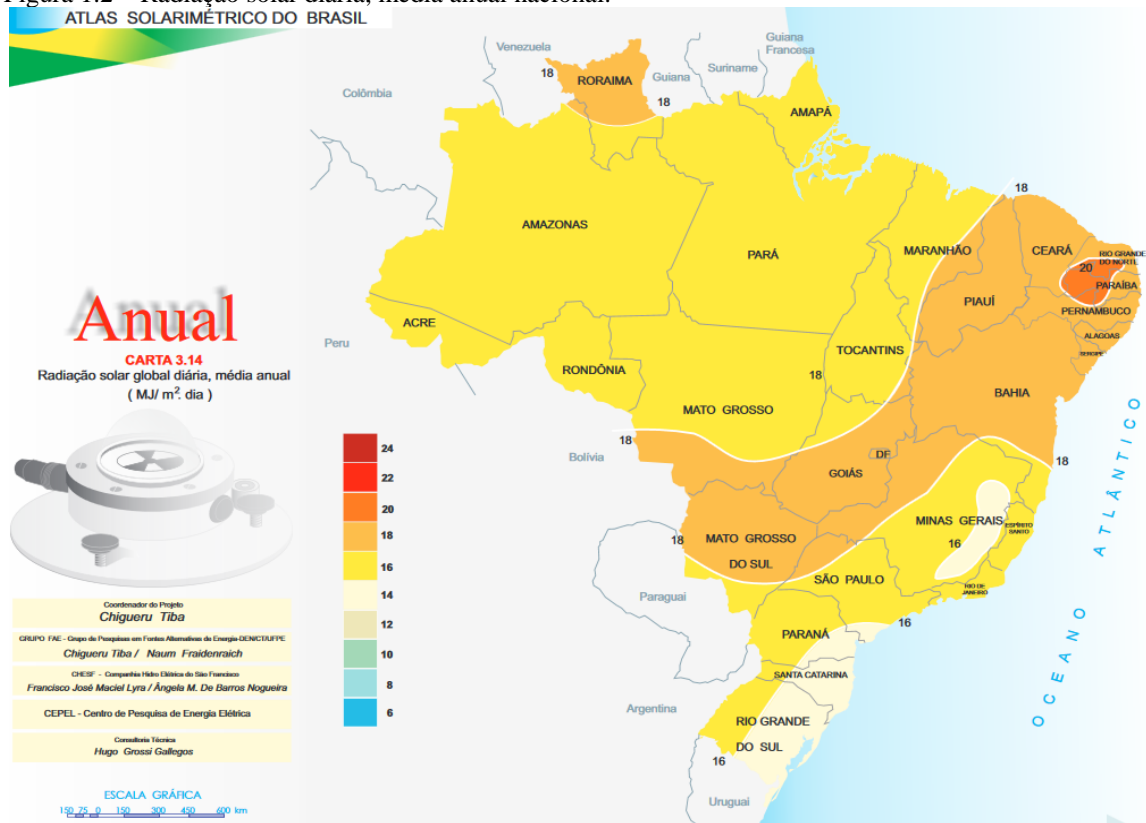


Fonte: Adaptada de Tolmasquim (2016).

Apesar de representar uma pequena fração de toda a matriz energética nacional, o posicionamento intertropical da maior parte do território brasileiro proporciona um grande potencial para a utilização da energia solar (PEREIRA *et al.*, 2006). A Figura 1.2 apresenta o mapa de radiação solar diária no Brasil, levando em consideração a média anual.

Tendo por base a média anual de disponibilidade de radiação solar, visualiza-se que a média anual nacional é igual ou superior a 14 MJ/m².dia. Tal magnitude indica que, apesar da sazonalidade, o potencial energético solar brasileiro apresenta valores altamente marcantes, possibilitando ainda mais o emprego da tecnologia de geração de energia solar, principalmente na região do nordeste brasileiro, onde a média anual chega à 29 MJ/m².dia, representando uma potência resultante de aproximadamente 336 MW/m².

Figura 1.2 – Radiação solar diária, média anual nacional.



Fonte: Extraída de Atlas Solarimétrico do Brasil (2000).

Tal disponibilidade de radiação solar refletiu em um aumento de 44,7% (26 GW) de geração de energia elétrica por fonte solar, do ano de 2015 para 2016. Segundo a Empresa de Pesquisa Energética (EPE, 2017), um dos fatores que impulsionaram tal crescimento foi a disseminação da tecnologia fotovoltaica na indústria e no comércio, além do aumento da capacitação técnica profissionalizante. Outras razões para esse crescimento foram as medidas de incentivos fiscais adotadas pelo governo brasileiro, tais como: desconto na tarifa do uso do sistema de transmissão e distribuição, venda direta a consumidores especiais, redução no imposto de renda, dentre outros (SILVA, 2015).

Portanto, percebe-se que o setor de desenvolvimento de tecnologias para geração de energia elétrica por fonte solar no Brasil é amplamente incentivado, o que é demonstrado tanto pelo grande potencial de crescimento e instalação de unidades geradoras de energia solar quanto pela redução de tarifação da geração, distribuição e transmissão da energia elétrica produzida a partir desta fonte primária alternativa. Os fatos apontados têm motivado o estudo e o desenvolvimento de tecnologias de aproveitamento da radiação solar, por meios diretos e indiretos, com intuito de diversificar a matriz energética brasileira, tornando-a mais limpa e contribuindo para o desenvolvimento do setor de geração de energia elétrica.

1.2 Tecnologias de geração de energia elétrica por fonte solar

A energia solar pode ser aproveitada tanto como energia solar térmica quanto como fonte de geração de energia elétrica, dependendo de suas respectivas tecnologias de aproveitamento. Na utilização da energia solar elétrica, a tecnologia de conversão da radiação solar em energia elétrica pode ser classificada de duas maneiras: tecnologia de conversão direta e tecnologia de conversão indireta.

De forma generalizada, as tecnologias de conversão direta são aquelas que convertem de forma imediata a radiação solar em energia elétrica, como por exemplo os equipamentos que tem como base o efeito fotovoltaico. Por outro lado, a conversão indireta é caracterizada por um aproveitamento térmico no processo de recepção de radiação solar e geração de energia elétrica, ou seja, uma conversão intermediária. Nas próximas subseções são abordadas algumas das principais tecnologias de aproveitamento da radiação solar e suas respectivas características (VITTI *et al.*, 2006).

1.2.1 Conversão direta

A conversão direta da radiação solar em energia elétrica acontece por meio de materiais semicondutores, os quais se baseiam no efeito fotovoltaico. O efeito caracterizado como fotovoltaico decorre da excitação de elétrons de alguns materiais semicondutores ao serem submetidos à incidência de radiação solar. Assim, a conversão é realizada por meio das chamadas células fotovoltaicas, comumente constituídas de silício, apresentando uma eficiência de até 15% para modelos comerciais (VITTI *et al.*, 2006). Essas células podem ser associadas em série e/ou paralelo, de acordo com a tensão e corrente desejadas para geração.

A geração de energia elétrica pelo efeito fotovoltaico resulta no fornecimento de corrente contínua (CC), requerendo um conversor de corrente contínua em alternada, denominado inversor, para a conexão desse tipo de gerador ao sistema elétrico. A Figura 1.3 ilustra os principais equipamentos que compõem os sistemas fotovoltaicos genéricos.

Figura 1.3 – Principais componentes de sistemas fotovoltaicos.



Fonte: Extraída de Tolmasquim (2016).

Evidentemente, cada topologia de sistema fotovoltaico apresenta seus componentes principais, sendo que esses podem ser empregados nas outras topologias. Os sistemas isolados (também conhecidos como sistemas *off-grid*) possuem equipamentos específicos, como controlador de carga e bateria, que são responsáveis, respectivamente, pelo gerenciamento da energia elétrica gerada para a carga e pelo armazenamento dessa energia, o que auxilia nos períodos nas quais a geração não é suficiente para a alimentação da carga (Tolmasquim, 2016).

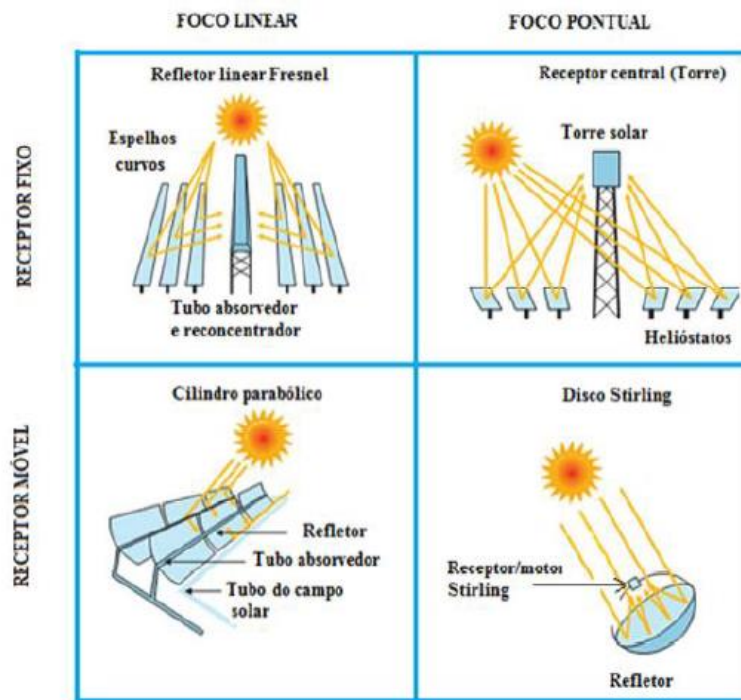
Em contrapartida, os sistemas fotovoltaicos caracterizados como central geradora de energia elétrica não necessitam de controladores de carga, nem necessariamente de baterias, uma vez que toda a energia elétrica gerada é injetada no sistema elétrico de potência, não havendo armazenamento de excedente. Assim, em geral, as centrais fotovoltaicas apresentam, como componentes principais, os módulos fotovoltaicos, os inversores e a infraestrutura mecânica e elétrica.

Os sistemas fotovoltaicos conectados (também denominados *on-grid*) operam interligados à rede elétrica, podendo contar ou não com sistemas de armazenamento de energia por baterias. Esses sistemas possuem painéis fotovoltaicos, inversor, e painel de medição, gerenciamento e proteção da instalação fotovoltaica.

1.2.2 Conversão indireta

A geração heliotérmica é um exemplo de tecnologia de geração de energia elétrica por conversão indireta. Nesse sentido, em uma usina heliotérmica, a radiação solar concentrada é convertida em calor sob um fluido, que, por meio de sua expansão e compressão, alimenta uma máquina térmica, a qual, posteriormente, gera a energia elétrica. São quatro as topologias mais comuns empregadas em unidades geradoras heliotérmicas, classificadas de acordo com o tipo de foco e o tipo de receptor (CASTRO, 2016). O tipo de foco pode ser linear ou pontual, enquanto o receptor pode ser estacionário ou móvel, conforme representado na Figura 1.4

Figura 1.4 – Topologias de sistemas heliotérmicos.



Fonte: Extraída de Tolmasquim (2016).

Analisando, primeiramente, o refletor linear Fresnel, nota-se que essa topologia apresenta espelhos, os quais concentram a radiação solar incidente em um tubo horizontal fixo, construído entre dois grupos de espelhos concentradores. Como vantagem, a tecnologia linear Fresnel apresenta um *design* simples, tornando-a economicamente mais viável. Porém, a estrutura não apresenta grande eficiência, pelo fato da baixa concentração de radiação sobre o receptor.

Em contrapartida, nota-se que o receptor de torre central apresenta espelhos direcionados para um ponto focal, localizado no topo da torre. Tal arranjo possibilita uma maior

incidência de radiação solar sobre o mesmo ponto, aumentando a eficiência térmica. Entretanto, o uso de materiais mais resistentes a altas temperaturas encarece a aplicação desse tipo de sistema heliotérmico.

No sistema do tipo cilindro parabólico, caracterizado por um receptor móvel e foco linear, os raios solares incidem em um cilindro que contém os tubos por onde escoo o fluido de trabalho. Os espelhos e os tubos movimentam-se de acordo com a posição do sol, para que haja a maior absorção possível de radiação solar. A utilização de coletores móveis exige maiores custos com a manutenção mecânica e a isolação dos tubos, por conterem o fluido de trabalho. Por outro lado, a tecnologia de cilindro parabólico apresenta uma grande utilização no cenário mundial, tornando sua construção, operação e manutenção mais conhecidas pelos profissionais da área.

Por fim, a tecnologia de disco *Stirling* apresenta o maior potencial de eficiência, além de ser a única tecnologia de aproveitamento heliotérmico com aplicações em pequena escala, com potência estimada entre 10 kW e 25 kW (BARROS, 2005). Essa tecnologia é composta por espelhos côncavos, que focam a radiação solar sobre um motor *Stirling* localizado no ponto focal. O disco *Stirling* pode apresentar coletores móveis para a otimização da incidência de raios solares ao longo do dia. Entretanto, uma desvantagem é que cada unidade de geração exige a utilização de uma máquina *Stirling*, tornando a tecnologia mais complexa.

Dentre todas as topologias evidenciadas, a tecnologia de disco *Stirling* pode ser facilmente incorporada na matriz elétrica nacional, devido à possibilidade de instalação de unidades geradoras de menor porte, o que incentiva, assim, a micro e a mini geração de energia elétrica. Dessa forma, embora essa tecnologia necessite de um maior capital para sua instalação e manutenção, devido ao conjunto disco/motor, acredita-se que sua disseminação proporcionará uma redução do capital de investimento e, conseqüentemente, um crescimento na implementação dessa tecnologia, como aconteceu com a geração eólica e como tem ocorrido, atualmente, com a tecnologia de painéis fotovoltaicos.

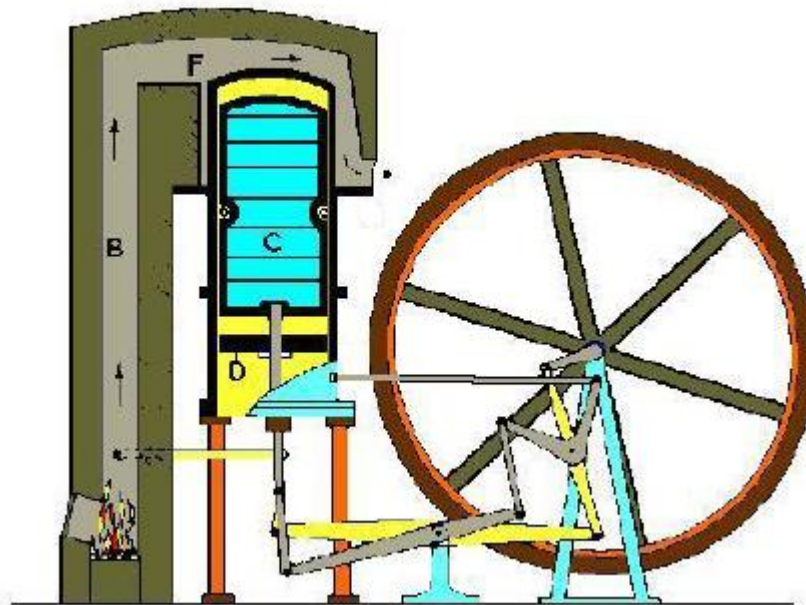
1.3 Histórico dos motores *Stirling*

O reverendo escocês Robert *Stirling*, nascido em Gloag, Perth, em 1790 e falecido em 1878, foi o inventor do hoje denominado Motor de *Stirling*. O motor foi criado visando substituir o motor a vapor, com o qual o motor *Stirling* tem grande semelhança estrutural e

teórica (TARAWNEH *et al.*, 2010). A máquina de *Stirling* apresenta um ciclo termodinâmico fechado, onde o fluido de trabalho é confinado, aquecido em uma parte do motor e, posteriormente, resfriado em outra parte do mesmo.

A máquina original de *Stirling* apresenta o aquecimento do gás de trabalho na fornalha, com auxílio de um combustível. Nessa máquina, o fluido, aquecido pelo combustível, é transmitido pelo caminho B ao ponto F da Figura 1.5, que representa a parte quente da máquina de *Stirling*. No ponto C, o pistão de deslocamento desloca o fluido de trabalho expandido para o resfriamento, ocorrendo, conseqüentemente, a compressão. Por fim, o pistão D realiza o trabalho, uma vez que há um sincronismo entre o movimento dos pistões (BARROS, 2005).

Figura 1.5 – Máquina de *Stirling* original.



Fonte: Adaptada de Barros (2005).

Como proposto por Robert, o motor *Stirling* apresenta diferenças primordiais quando comparado às máquinas de combustão interna, uma vez que a máquina de *Stirling* lida com fluido de trabalho pressurizado, como: ar, hélio ou hidrogênio. O trabalho produzido pela máquina não é proveniente diretamente da queima do combustível, mas sim da expansão e compressão do gás confinado. Dessa forma, o gás de trabalho opera por meio de um ciclo termodinâmico de expansão e compressão, conhecido como ciclo de *Stirling*, o qual apresenta grandes semelhanças com o ciclo de Carnot. Entretanto, apesar da relevância dessa máquina, a invenção mais importante de *Stirling* talvez tenha sido o que ele chamou de “regenerador” ou “economizador”, que é usado nos motores de *Stirling* e em várias outras aplicações para

aumentar a eficiência e também economizar energia, muito antes de terem sido estabelecidas as leis da termodinâmica.

A complexidade na construção da máquina de *Stirling* a tornou inviável para fabricação na época de sua criação. Entretanto, face ao atual estágio de desenvolvimento científico e tecnológico, tornou-se possível a simulação do ciclo de *Stirling*. Além disso, tornou-se possível também a realização do cálculo matemático para estimar eficiência e da potência de saída extraída da máquina, considerando os diferentes meios para aquecimento do gás, como os discos *Stirling* e a queima de biomassa (BARROS, 2005).

Os motores de *Stirling* são comumente classificados em Alfa, Beta ou Gama, sendo definidos pelo arranjo de seus cilindros e pistões. A próxima seção apresenta as características, vantagens e desvantagens de cada classe de motores *Stirling*.

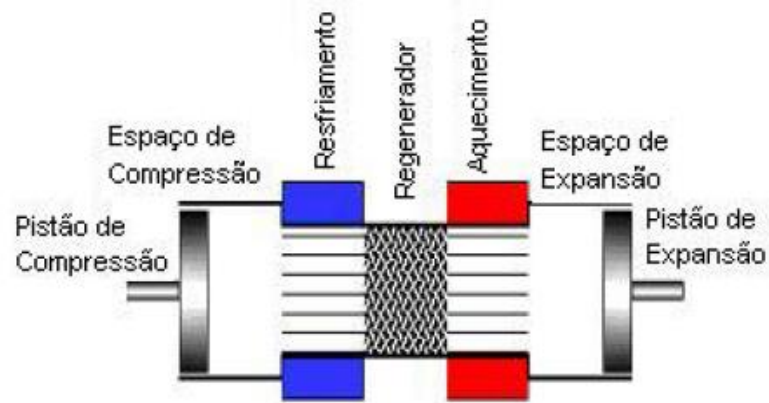
1.4 Classes dos motores *Stirling*

O ciclo de *Stirling* apresenta a compressão e a expansão isotérmica e o aquecimento e resfriamento isovolumétrico do fluido de trabalho. Logo, são necessários dois espaços físicos com temperaturas diferentes, chamados de fonte quente e fonte fria. Tal arranjo impossibilita que a máquina de *Stirling* apresente em sua construção apenas um pistão (Barros, 2005). Assim sendo, para que seja efetuado o translado do fluido de trabalho, são necessários dois pistões nas máquinas de classe Alfa, além de um deslocador nos motores *Stirling* de classes Beta e Gama. Nesta seção serão apresentadas as topologias de motores *Stirling*, descrevendo o seu princípio de funcionamento, bem como suas vantagens e desvantagens.

1.4.1 Motor *Stirling* classe Alfa

Os motores *Stirling* classe Alfa apresentam um pistão de expansão e outro de compressão em sua topologia. Trabalhando defasados em 90°, o lado de expansão (lado quente) e o lado de compressão (lado frio) são conectados de forma que o gás resfriado é movimentado para o lado quente e, após a expansão, retorna ao lado frio, reiniciando o ciclo (CRUZ, 2012). A conexão entre os dois pistões é realizada pelo regenerador, como mostra a Figura 1.6.

Figura 1.6 – Topologia Alfa.



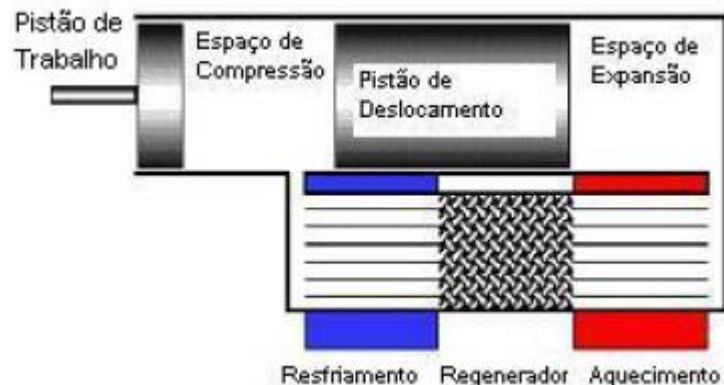
Fonte: Extraída de Barros (2005).

O ciclo alfa se destaca por apresentar uma potência de saída superior às demais topologias. Entretanto, a vedação necessária em ambos os pistões torna o arranjo mais complexo e de maior custo.

1.4.2 Motor Stirling classe Beta

A configuração Beta é composta por um deslocador e um pistão de trabalho alinhados em um único cilindro. Tal arranjo implica na sobreposição entre cada movimento de ambos os pistões, resultando em uma maior taxa de compressão do fluido de trabalho (HIRATA, 1997). A Figura 1.7 ilustra a topologia de um motor na configuração Beta.

Figura 1.7 – Topologia Beta.



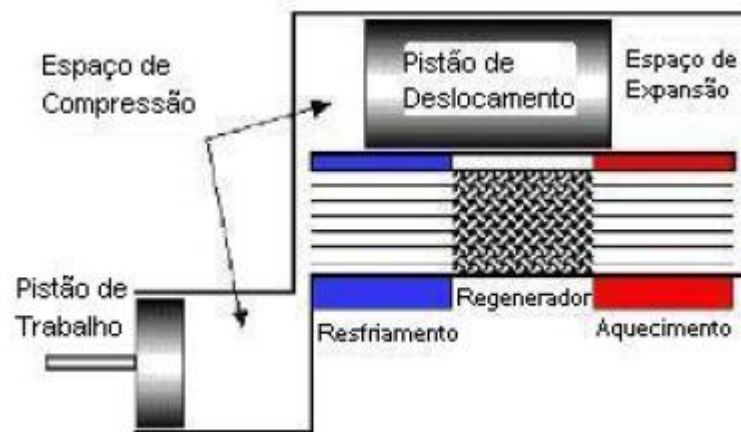
Fonte: Extraída de Barros (2005).

Com a taxa de compressão maior, obtém-se uma potência maior que a potência do motor *Stirling* classe Gama, porém o mecanismo torna-se complexo, uma vez que o pistão e deslocador devem estar alinhados.

1.4.3 Motor *Stirling* classe Gama

Com uma topologia composta de um pistão e um deslocador, a classe Gama apresenta dois cilindros que realizam a separação entre a parte quente do trocador de calor e o espaço de compressão. Com isso, evita-se o problema de desalinhamento de hastes da classe Beta, como pode ser visualizado na Figura 1.8 (CRUZ, 2012).

Figura 1.8 – Topologia Gama.



Fonte: Extraída de Barros (2005).

Segundo Hirata (1997), o mecanismo da classe Gama é mais simples que o da classe Beta, assim como os ajustes na taxa de compressão e o acréscimo da área do trocador de calor, que são relativamente mais fáceis de serem obtidos. Contudo, a potência de saída é reduzida, uma vez que o processo de expansão e compressão ocorre no mesmo espaço. Além disso, o arranjo gama apresenta volumes mortos maiores, decrementando ainda mais o rendimento desta classe.

Para o estudo e a completa compreensão dos princípios e leis termodinâmicas que regem o funcionamento de cada classe de motor *Stirling*, é necessário o conhecimento prévio do ciclo de Carnot, considerado como o ciclo ideal das máquinas térmicas. O ciclo de Carnot é apresentado em detalhe na próxima seção.

1.5 O ciclo de Carnot

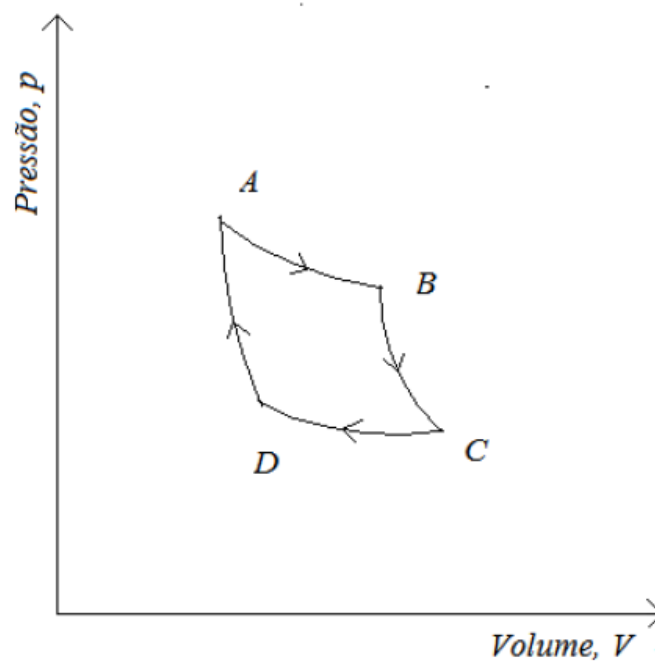
O funcionamento de uma máquina térmica é definido pelo seu ciclo termodinâmico. De acordo com Moran et al (2000), “um ciclo termodinâmico é uma sequência de processos que começa e termina no mesmo estado. No final do ciclo todas as propriedades têm os mesmos valores que tinham no início” (MORAN et al ,200).

A primeira lei da termodinâmica evidencia o princípio da conservação de energia em sistemas físicos, ou seja, a energia total de um sistema é o somatório da variação de suas energias cinética e potencial. Dessa forma, na análise termodinâmica, as energias cinética e potencial fazem parte da energia total do sistema. Logo, a energia interna do sistema é responsável por toda a energia líquida transferida pelo sistema termodinâmico. Assim, as trocas caloríficas, ocorridas em um ciclo termodinâmico, geram o trabalho líquido do sistema. Já a segunda lei da termodinâmica exemplifica o conceito de eficiência de máquinas térmicas, tendo como parâmetro o ciclo de Carnot, conhecido como ciclo de funcionamento ideal de uma máquina térmica (MORAN et al ,2002).

Os princípios de Carnot estabelecem que um sistema somente realiza trabalho quando o mesmo opera de forma cíclica entre duas fontes caloríficas distintas, sendo uma fonte quente e outra fria. Quando operando no sentido horário, o ciclo de Carnot absorve calor da fonte quente e realiza trabalho, já, quando operando no sentido anti-horário, o ciclo em questão remove o calor da fonte fria e o transfere para a fonte quente, por meio de uma ação de trabalho externo. De acordo com a segunda lei da termodinâmica, o calor de uma fonte fria não se transfere para uma fonte quente sem que haja a inserção de um trabalho externo ao sistema. Além disso, não é possível converter totalmente a quantidade de calor que entra em um sistema em trabalho. Ambas as constatações regem o ciclo de Carnot, juntamente com a segunda lei da termodinâmica (DIAS, 2016).

O ciclo de Carnot representa a máxima eficiência térmica que um motor pode oferecer, porém tal eficiência é impossível de ser alcançada. Esse ciclo é representado por meio de dois processos isotérmicas, ou seja, sem variação de temperatura, e outros dois processos adiabáticas, nos quais não ocorrem trocas caloríficas, como mostra o diagrama de pressão versus volume evidenciado na Figura 1.9. Além disso, é importante ressaltar que a área do gráfico formada pelo ciclo de Carnot fornece o trabalho líquido produzido pelo mesmo.

Figura 1.9 – Ciclo de Carnot.



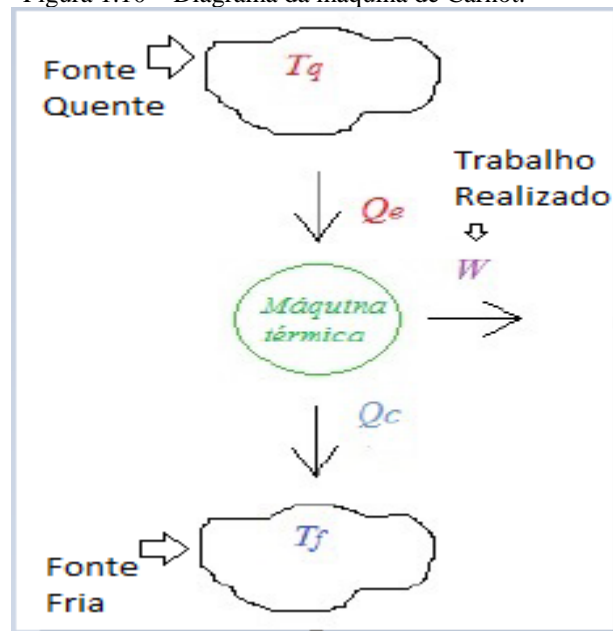
Fonte: Elaborada pelo Autor.

Os processos do ciclo de Carnot são assim descritos:

- i.** A→B: ocorre uma expansão isotérmica, em que o gás sofre expansão com absorção do calor fornecido pela fonte quente;
- ii.** B→C: ocorre uma expansão adiabática, em que o fluido se expande sem que haja qualquer troca de calor;
- iii.** C→D: o gás é comprimido à temperatura constante, fornecendo energia para a fonte fria;
- iv.** D→A: por meio de uma compressão adiabática, o gás é comprimido sem acarretar troca de calor.

O rendimento da máquina de Carnot pode ser definido como a razão de todo trabalho obtido sobre o calor fornecido pela fonte quente. Como mostra o diagrama do ciclo de Carnot, apresentado na Figura 1.10, o calor fornecido pela fonte quente, que não é transformado em trabalho, é entregue à fonte fria.

Figura 1.10 – Diagrama da máquina de Carnot.



Fonte: Adaptada de Dias (2016).

O rendimento de uma máquina de Carnot pode ser obtido empregando-se a Equação (1.1):

$$\eta = 1 - \frac{T_f}{T_q} \quad (1.1)$$

Em que: η é o rendimento da máquina de Carnot; T_f é a temperatura da fonte fria; e T_q é a temperatura da fonte quente. Ambas as temperaturas são expressas em Kelvin [K].

Uma máquina de Carnot tem rendimento superior às máquinas que trabalham com outros ciclos, mesmo que operando com as mesmas fontes caloríficas. O ciclo de *Stirling*, que será abordado em detalhes na próxima seção, baseia-se no ciclo de Carnot, sendo caracterizado por ser um ciclo fechado, onde há absorção de calor que resulta em trabalho e também rejeição do calor não utilizado (MORAN et al, 2002).

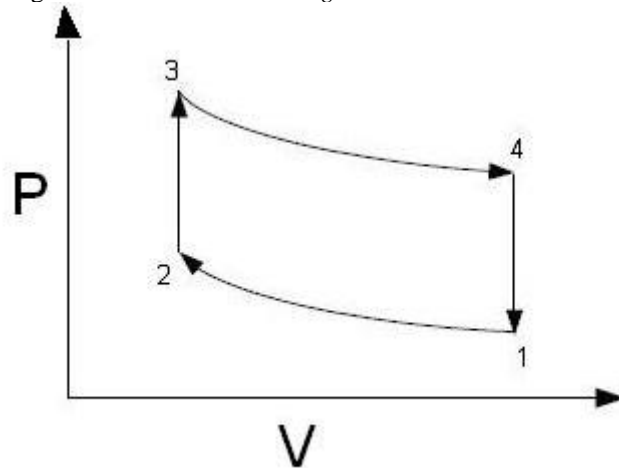
1.6 O ciclo de *Stirling*

Teoricamente, o ciclo de *Stirling* apresenta eficiência semelhante ao ciclo de Carnot, o qual representa a maior eficiência possível de ser obtida por uma máquina térmica. Entretanto, deve-se levar em consideração as limitações naturais associadas às partes constituintes de uma

máquina térmica, como condutividade térmica, atrito do fluido, dentre outros (TARAWNEH *et al.*, 2010). Assim, a eficiência de Carnot é tomada como referência da máxima eficiência teórica possível.

O ciclo de *Stirling* consiste em um ciclo fechado que contém uma massa fixa de um gás pressurizado, podendo ser ar, hélio ou hidrogênio, confinado no cilindro como gás de trabalho. Semelhante aos outros ciclos termodinâmicos, o ciclo de *Stirling* apresenta quatro processos principais: expansão, aquecimento, compressão e resfriamento, A Figura 1.11 ilustra os quatro processos termodinâmicos que atuam sobre o fluido no ciclo de *Stirling* teórico.

Figura 1.11 – Ciclo de *Stirling* teórico.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

As etapas do ciclo de *Stirling* podem ser descritas por meio da análise dos trechos mostrados na Figura 1.11, como segue:

- i. 1→2: ocorre uma compressão isotérmica. Nesta etapa, é realizada a compressão do gás já resfriado, sob temperatura constante, acarretando em uma rejeição de calor para a fonte fria, e num trabalho realizado pelo gás sobre o pistão.
- ii. 2→3: com o volume constante (processo isovolumétrico), ocorre o aquecimento do gás, que conseqüentemente aumenta a pressão do fluido; O mesmo passa por um regenerador, onde recupera o calor rejeitado no processo 4→1, esquentando o gás até uma temperatura de expansão. O regenerador auxilia no processo de aquecimento do gás, aumentando, assim, a eficiência do ciclo;
- iii. 3→4: ocorre uma expansão isotérmica, onde o gás é mantido à uma temperatura constante. O gás absorve o calor fornecido pela fonte quente e realiza trabalho líquido sobre o pistão;

- iv. 4→1: ocorre a rejeição de calor do fluido a um volume constante. Parte do calor rejeitado do gás é utilizado na etapa 2→3, por meio do processo regenerativo.

A área do diagrama Pressão *versus* Volume, abaixo dos pontos 3 e 4, representa o trabalho realizado pelo gás sobre o pistão no processo de expansão (W_e). Em contrapartida, a área do diagrama Pressão *versus* Volume, abaixo dos pontos 1 e 2, representa o trabalho realizado pelo pistão sobre o gás no processo de compressão (W_c). Assim, a diferença de ambos valores de trabalho é conhecida como trabalho líquido do sistema, sendo que o mesmo se iguala à área interna do diagrama P×V. A Equação (1.2) relaciona o trabalho líquido (W_{liq}) em função de suas componentes:

$$W_{liq} = W_e + W_c \quad (1.2)$$

As classes Alfa, Beta e Gama influenciam diretamente no trabalho extraído da máquina, assim, faz-se necessário realizar a análise do ciclo de *Stirling* para cada topologia.

Em referência aos motores *Stirling* classe Alfa, a presença de dois pistões neste tipo de motor *Stirling*, um de expansão e outro de compressão, é o aspecto construtivo que o diferencia das demais classes. Assim, a defasagem de 90° entre os pistões de compressão e expansão nesta classe, bem como sua influência no ciclo *Stirling*.

A classe beta também se baseia em um ciclo fechado onde o gás de trabalho é confinado dentro de um cilindro, sendo adicionado calor de uma fonte externa e, posteriormente, removido, para que seja produzido trabalho. O cilindro desta topologia envolve um pistão alinhado a um deslocador.

Apesar das semelhanças entre as topologias Beta e Gama, esta apresenta um cilindro individual para cada pistão de trabalho e de deslocamento. Tal fato influencia diretamente na análise do ciclo *Stirling* para a topologia Gama. O arranjo construtivo proveniente desta configuração de motores *Stirling* consiste na separação física do espaço do trocador de calor com o pistão de deslocamento, estruturado em uma câmara separada.

Após a análise histórica, estrutural e de funcionamento das máquinas *Stirling*, pode-se afirmar que as trocas de calor devem ser controladas para que um maior rendimento seja alcançado. Além disso, a fonte de calor externa exigida pelos motores *Stirling* proporciona a possibilidade do uso de diversos combustíveis para o aquecimento do sistema. Dessa forma, tendo em vista a alta disponibilidade de radiação solar no território brasileiro, aliada à

necessidade de investimentos em energias renováveis, o uso da energia solar como fonte de aquecimento para tais máquinas representa uma alternativa de energia com grande potencialidade no Brasil.

1.7 Exemplos de motores *Stirling* de diferentes classes atualmente em operação

O Brasil, com toda sua riqueza de recursos naturais renováveis, tem investido em vários projetos de geração elétrica através da queima de biomassa, das energias eólica e solar, como parte da matriz de geração de energia elétrica. Assim, as formas de geração de energia com ênfase em fontes renováveis vêm se diversificando cada vez mais, conforme o aumento da demanda energética e a disponibilidade de investimentos. Além disso, o crescente uso da cogeração de energia no setor elétrico tem contribuído para a obtenção de formas de geração de energia elétrica mais sustentáveis e econômicas.

As máquinas *Stirling* podem ser empregadas na geração de energia elétrica para a implementação de sistemas de cogeração, através do uso tanto da radiação solar quanto do calor rejeitado em processos industriais. Tais máquinas são atualmente fabricadas em empresas e centros de pesquisa por todo o mundo.

Nas próximas subseções são apresentados alguns motores *Stirling* desenvolvidos pelo mundo que se encontram atualmente em operação, além de uma investigação acerca de suas características fundamentais.

1.7.1 WUDAG – Dinamarca

Os motores *Stirling* da WUDAG são acionados por uma fonte externa de calor gerada por combustão. Assim, a tecnologia é a combinação de calor e potência (CHP), utilizando como combustível, principalmente, gás natural e biomassa. A empresa fabrica motores *Stirling* do tipo Beta, nas escalas de 9 kW, 35 kW e 75 kW. A Figura 1.12 apresenta o motor *Stirling* tipo SD4.

Figura 1.12 – Motor *Stirling* SD4.



Fonte: Disponível em <http://www.Stirling-energie.de/>. Acesso em 20 de maio de 2018.

Esse modelo *Stirling* tipo SD4 apresenta uma potência elétrica de saída de 35 kW e eficiência elétrica de 22% a 25%. Além disso, o mesmo utiliza gás proveniente de esgoto como comburente, reaproveitando um fluido comumente desperdiçado (WUDAG, 2018).

1.7.2 Solo Stirling Engine – Alemanha

O motor SOLO *Stirling* 161 pertence à classe Alfa de motores *Stirling*. Presente no mercado desde 1990, a Solo *Stirling* Engine produz um motor comercial de 9 kW, operando com gás natural, GLP ou gás hélio. A radiação solar é aproveitada através de espelhos parabólicos.

Uma plataforma de aproveitamento de energia solar está instalada em Almeria, na Espanha, com seis sistemas similares ao da Figura 1.13 em funcionamento desde 1997. O modelo SOLO 161 apresenta potência elétrica de saída variando entre 2 kW e 9,5 kW, com eficiência elétrica entre 22% e 24,5% e velocidade nominal de rotação de 1500 rpm. O gerador pode ser conectado em rede trifásica com tensão operacional de 400 V, frequência de 50 Hz e corrente de 15,5 A (WILLIAMS, 2018).

Figura 1.13 – Motor SOLO 161 com discos parabólicos.

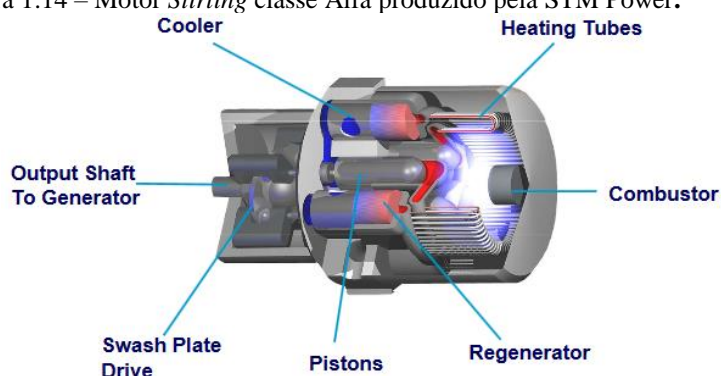


Fonte: Disponível em www.buildup.eu. Acesso em 20 de maio de 2018.

1.7.3 STM POWER – Estados Unidos

Presente no mercado desde 2001, a STM Power fabrica módulos de geração distribuída com potências de 25 kW, 32 kW e 55 kW. Tais geradores operam com gás natural ou hidrogênio. Estruturados na configuração Alfa, apresentam eficiência elétrica de 30%. A Figura 1.14 mostra o modelo desenvolvido pela empresa STM Power.

Figura 1.14 – Motor *Stirling* classe Alfa produzido pela STM Power.



Fonte: Disponível em www.stmpower.com. Acesso em 20 de maio de 2018.

Na Figura 1.14, o termo *Cooler* se refere à câmara de resfriamento, o *Heating Tubes* à câmara de aquecimento, o *Regenerator* faz referência à câmara do regenerador e o termo *Pistons* refere-se aos pistões de expansão e compressão. A combustão do combustível utilizado para a geração de calor é realizada na região especificada como *Combustor*. O termo *Output*

Shaft To Generator faz referência ao eixo de conexão do motor *Stirling* com o gerador elétrico a ser acoplado. Por fim, o termo *Swash Plate Drive* indica o disco de acoplamento do eixo. (SCHIMMOLLER, 2018)

1.7.4 SOLO 161 – Brasil

Na Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI) foram instalados, no laboratório de Sistemas Avançados em Geração Distribuída, dois motores *Stirling* Solo 161 com capacidade de 9 kW. O motor *Stirling* Solo 161 é um motor Alfa, de simples ação, apresentando seus cilindros em V e uma eficiência elétrica de 22% a 24%. O mesmo utiliza gás hélio como fluido de trabalho, a fim de garantir um melhor desempenho do motor se comparado ao ar. A Figura 1.15 apresenta a instalação de um dos motores *Stirling* Solo 161.

Figura 1.15 – Instalação do motor *Stirling* Solo 161 na UNIFEI.



Fonte: Extraída de Barros, 2005.

Cada motor é acoplado a um gerador trifásico de 11 kW e podem ter como combustível para fonte de calor o gás liquefeito de petróleo (GLP) ou o gás natural. Já o resfriamento é realizado por um circuito de água externo (BARROS, 2005).

1.7.5 SISTEMA DISH STIRLING – Brasil

O laboratório de energia heliotérmica da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI) teve em 2016 instalado dois sistemas *Dish Stirling* com potência de 1kW. Ambos os discos apresentam um coletor de 3,7 metros de diâmetro. A Figura 1.16 apresenta a estrutura instalada.

Figura 1.16 - Sistema de *Dish Stirling* estruturado na UNIFEI.



Fonte: Disponível em <http://energiaheliotermica.gov.br>. Acesso em 30 de junho de 2018.

Testes realizados, pelo o laboratório, informaram que uma temperatura de 500°C irradiada no receptor resultou em uma potência máxima de 900W.

1.8 Considerações finais

A necessidade de diversificação da geração de energia elétrica nas matrizes nacionais tem demonstrado a importância de se investigar o funcionamento e a aplicabilidade de fontes de energia renováveis, como os motores *Stirling*, por exemplo. Neste contexto, este trabalho tem como objetivo a criação de um modelo computacional do motor *Stirling* Classe Alfa que permita a realização de estudos empregando-o como máquina motriz para acionamento de um gerador de indução, de forma a injetar a energia elétrica produzida na rede elétrica.

2 MODELAGEM DE SCHMIDT PARA MOTORES *STIRLING*

Este capítulo demonstra a aplicação da modelagem termodinâmica para motores *Stirling* da classe Alfa, considerando suas características individuais. Além disso, apresenta um estudo acerca das especificações técnicas de protótipos de motores *Stirling* utilizados para validação do modelo computacional de motor *Stirling* desenvolvido neste trabalho.

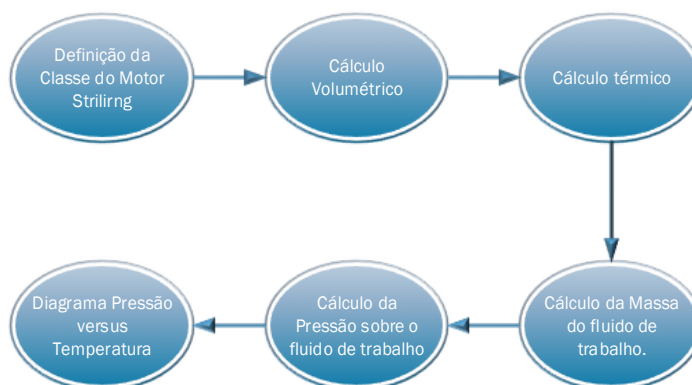
A modelagem do funcionamento de um motor *Stirling* requer uma análise que seja capaz de relacionar grandezas termodinâmicas com grandezas elétricas. Tais métodos de modelagem são definidos conforme sua ordem de complexidade, sendo classificados como métodos de primeira, segunda e terceira ordem (DIAS, 2016). Uma aplicação simples desse tipo de modelagem seria, por exemplo: definir o trabalho realizado pela expansão de um fluido movimentando um pistão, com o intuito de realizar o cálculo da potência elétrica da máquina *Stirling*.

Um dos métodos aplicados na modelagem de motores *Stirling* é a modelagem de Schmidt. O teorema de Schmidt tem sido utilizado por Barros (2005), Dias (2016) e Cruz (2012), pois permite a determinação do rendimento térmico, torque mecânico, trabalho líquido e da potência das máquinas *Stirling*. Como premissa para sua aplicação, a modelagem de Schmidt realiza os cálculos geométricos do volume do fluido confinado pelo motor, da massa do gás de trabalho, da temperatura incidente e da pressão do fluido. Assim, desenvolve-se o gráfico de Pressão *versus* Volume, conhecido como ciclo *Stirling*. Dessa forma, a partir das informações contidas no ciclo *Stirling*, pode-se calcular a área do mesmo, que corresponde ao trabalho líquido, em Joule [J], produzido pela máquina de *Stirling*, além de ser possível calcular a energia, em Joules [J], do sistema (BARROS, 2005).

Como apresentado na Figura 2.1, o modelamento de uma máquina *Stirling* pode ser dividido em seis etapas. Antes da etapa de modelagem, deve-se definir, por meio dos arranjos estruturais, a classe (Alfa, Beta ou Gama) do motor *Stirling*. Em sequência, por meio da análise geométrica das dimensões internas do(s) cilindro(s) de contenção, calcula-se o volume do fluido de trabalho contido no(s) cilindro(s). Feito isso, analisa-se a temperatura do fluido em cada zona de troca de calor da máquina em questão. E, então, por meio do princípio de conservação das massas, realiza-se o cálculo da massa total do fluido de trabalho. Com os dados de volume, temperatura e massa do gás de trabalho, calculam-se as pressões mínimas, médias e máximas do fluido, utilizando a lei dos gases perfeitos. Por fim, são feitos os cálculos do trabalho líquido, da energia e do rendimento do sistema, por meio do diagrama Pressão *versus* Volume.

Neste contexto, este capítulo apresenta e discute o método de modelagem térmica de primeira ordem, conhecido como modelagem isotérmica de Schmidt. O mesmo se baseia na expansão e compressão isotérmica de um gás ideal sob confinamento, o que pode ser aplicado na modelagem de motores *Stirling* dos tipos Alfa, Beta e Gama.

Figura 2.1 – Fluxograma das etapas de modelamento de Schmidt.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

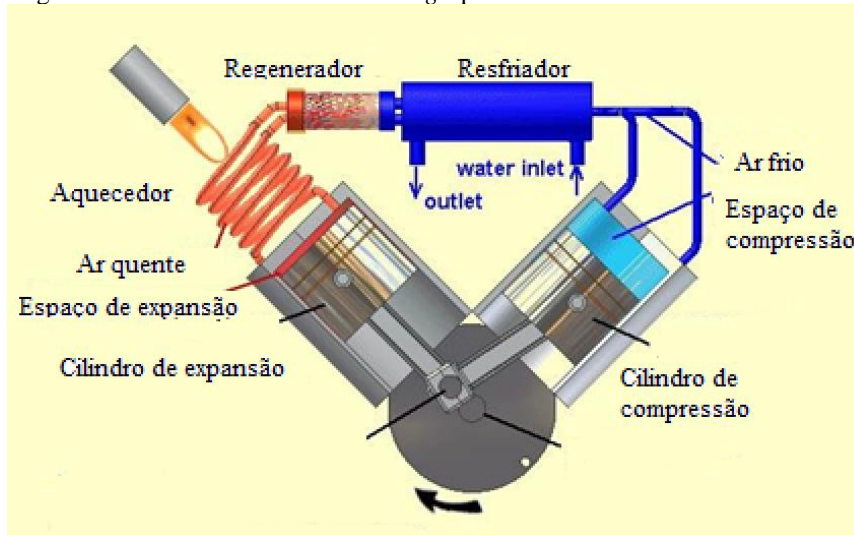
2.1 Análise isotérmica de Schmidt para um motor *Stirling* genérico

Baseando-se em soluções analíticas, na lei de estado dos gases perfeitos e no princípio da conservação da massa do fluido de trabalho, as equações de Schmidt possibilitam estimar o trabalho líquido por meio do ciclo de *Stirling*, assim como a potência de um motor que trabalha regido por esse ciclo. As aplicações do princípio da conservação da massa do fluido de trabalho e da lei física dos gases perfeitos estão associadas à consideração de que não existem perdas de calor nos elementos do sistema, ou seja, que os processos de expansão e compressão são isotérmicos e que o fluido de trabalho é considerado um gás ideal.

Para estipular o trabalho líquido extraído de um determinado ciclo de *Stirling*, é necessário o cálculo geométrico do volume do fluido utilizado pelo motor, da massa do gás de trabalho e da temperatura incidente. Para fins de simplificação, a ordem do fluxograma da Figura 2.1 é alterada na modelagem do modelo genérico, sendo, primeiramente, analisada a massa total do fluido contido no sistema fechado do motor *Stirling*.

O princípio da conservação da massa, conhecido como lei de Lavoisier, define que a massa total de um sistema é dada pelo somatório das massas parciais de cada elemento que compõe o mesmo. A Figura 2.2 ilustra a estrutura interna de um motor *Stirling* tipo Alfa.

Figura 2.2 – Estrutura do motor *Stirling* tipo Alfa.



Fonte: Adaptada de Fette (2008).

No caso da máquina de *Stirling* apresentada na Figura 2.2, a massa total do fluido do sistema é dada pelo somatório das massas do gás, localizadas nos espaços de compressão (m_c), do permutador (m_f), do regenerador (m_r), do aquecedor (m_q) e no espaço de expansão (m_e), como descrito na equação (2.1). Todas as massas são expressas em gramas [g]:

$$M_{Total} = m_c + m_f + m_r + m_q + m_e \quad (2.1)$$

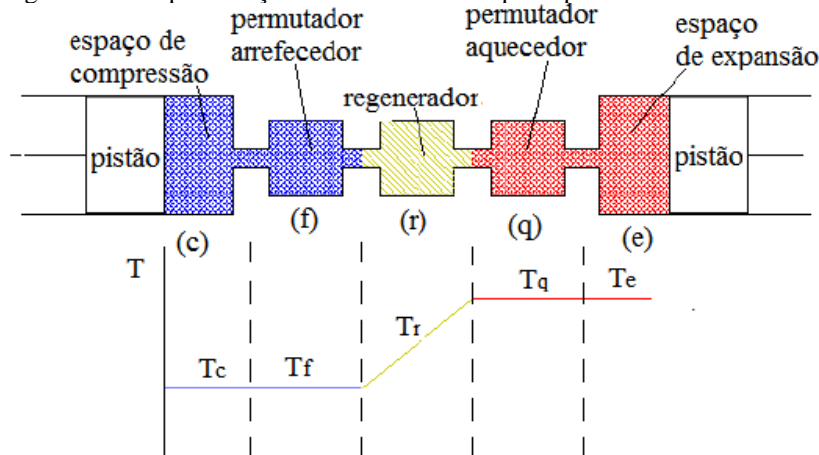
De forma análoga, pode-se utilizar a equação geral dos gases perfeitos no intuito de determinar a massa total do fluido, de acordo com a equação (2.2):

$$M_{Total} = \frac{PV}{RT} \quad (2.2)$$

Em que: P é a pressão do o fluido contido, expresso em [kPa]; V é o volume de fluido, expresso em [m³]; T é a temperatura na qual o fluido se encontra, expressa em [K]; e R é a constante do gás, expressa em [kJ·kg⁻¹K¹].

Considerando a Figura 2.3, percebe-se que o motor é genericamente decomposto em cinco câmaras principais, sendo essas: espaço de compressão (c), permutador arrefecedor (f), regenerador (r), permutador aquecedor (q) e espaço de expansão (e).

Figura 2.3 – Representação das cinco câmaras principais de um motor *Stirling* genérico.



Fonte: Extraída de Dias (2016).

Na modelagem de Schmidt, as temperaturas do espaço de expansão (T_e) e do permutador aquecedor (T_q) são semelhantes, ou seja, não são consideradas as perdas de calor além de considerar que o gás se comporta como ideal. De forma análoga, as temperaturas do espaço de compressão (T_c) e do permutador arrefecedor (T_f) também apresentam a mesma temperatura. Além disso, conforme Schmidt, os volumes nos espaços de compressão e de expansão variam de forma senoidal, enquanto os permutadores de calor são componentes periféricos (Barros, 2005).

Dessa forma, assumindo-se que as expansões e compressões do fluido são isotérmicas, em que todas as temperaturas são expressas em Kelvin [K], pode-se adaptar a equação dos gases perfeitos e obter, assim, a equação (2.3):

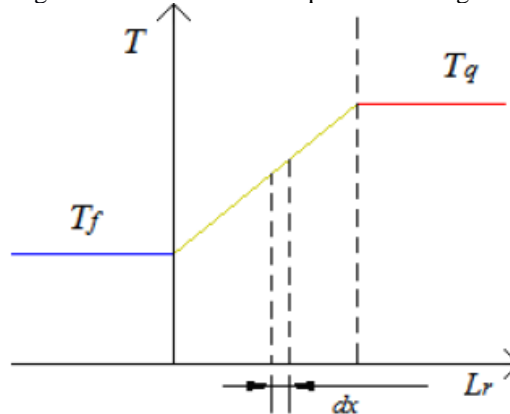
$$M_{Total} = \frac{P}{R} \left(\frac{V_c}{T_f} + \frac{V_f}{T_f} + \frac{V_r}{T_r} + \frac{V_q}{T_q} + \frac{V_e}{T_q} \right) \quad (2.3)$$

Em que: V_c , V_f , V_r , V_q e V_e correspondem, respectivamente, aos volumes do espaço de compressão, do permutador arrefecedor, do regenerador, do permutador aquecedor e do espaço de expansão; e T_f , T_q e T_r representam as temperaturas do arrefecedor, aquecedor e regenerador, respectivamente. Com o conhecimento da temperatura fornecida pela fonte do aquecedor e da temperatura do arrefecedor, torna-se necessário a quantificação da temperatura do regenerador,

uma vez que os volumes serão estipulados pela geometria da máquina em questão. Os volumes são dados em metros cúbicos [m³] e as temperaturas em Kelvin [K].

Para que seja possível a quantificação da temperatura do regenerador, deve-se analisá-la como uma temperatura linear de massa de gás para um determinado comprimento (L_r), limitando-a pelas temperaturas fornecidas pela fonte do arrefecedor (T_f) e pela fonte do aquecedor (T_q), como pode ser visualizado na Figura 2.4.

Figura 2.4 – Análise da temperatura do regenerador.



Fonte: Extraída de Dias (2016).

Como demonstrado na equação (2.4), por meio da análise da média aritmética da diferença entre as zonas de temperatura do aquecedor (T_q) e do arrefecedor (T_f), pode-se obter a temperatura média efetiva do regenerador (T_r):

$$T_r = \frac{T_q - T_f}{2} \quad (2.4)$$

Aplicando a equação (2.4) à equação (2.3), pode-se obter uma expressão para o cálculo da pressão do sistema, conforme evidenciado na equação (2.5):

$$P = (M_{Total} \cdot R) / \left(\frac{V_c}{T_f} + \frac{V_f}{T_f} + \frac{2V_r}{T_q - T_f} + \frac{V_q}{T_q} + \frac{V_e}{T_q} \right) \quad (2.5)$$

Em que: V_c , V_f , V_r , V_q e V_e correspondem, respectivamente, aos volumes do espaço de compressão, do permutador arrefecedor, do regenerador, do permutador aquecedor e do espaço de expansão; e T_f , T_r e T_q representam as temperaturas do arrefecedor, do regenerador e do

aquecedor, respectivamente. Os volumes são dados em metros cúbicos [m³] e as temperaturas em Kelvin [K].

A modelagem de Schmidt assume que a transferência de calor ocorre somente nos extremos dos espaços de compressão e de expansão. O regenerador, por sua vez, consiste num permutador ideal, ou seja, apresenta calor líquido nulo, não ocorrendo nenhum tipo de perda de calor entre este e a vizinhança. Entretanto, é importante ressaltar que em máquinas reais os espaços de trabalho não são usualmente considerados adiabáticos, uma vez que a transferência líquida de calor deve ser realizada nos permutadores de calor (CRUZ, 2012).

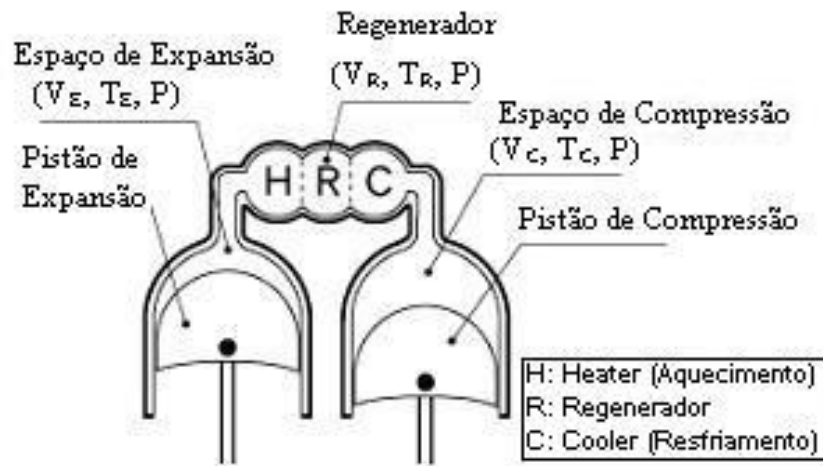
Devido às características geométricas de cada classe de motores *Stirling* (Alfa, Beta e Gama), os equacionamentos para os cálculos de potência, rendimento e velocidade de cada máquina são realizados separadamente. A próxima seção apresenta esses equacionamentos para a classe Alfa.

2.2 Modelagem de Schmidt para motores *Stirling* da classe Alfa

Dentre as três classes de motores *Stirling*, a classe Alfa é considerada a classe de construção mais complexa, por apresentar o uso de duas câmaras vedadas. Cada câmara possui seu próprio pistão, sendo que um pistão realiza a expansão e o outro a compressão, trabalhando com defasagem de 90° sob o fluido de trabalho. As Figuras 2.5 e 2.6 apresentam um modelo de motor *Stirling* genérico do tipo Alfa e as principais variáveis consideradas em sua análise.

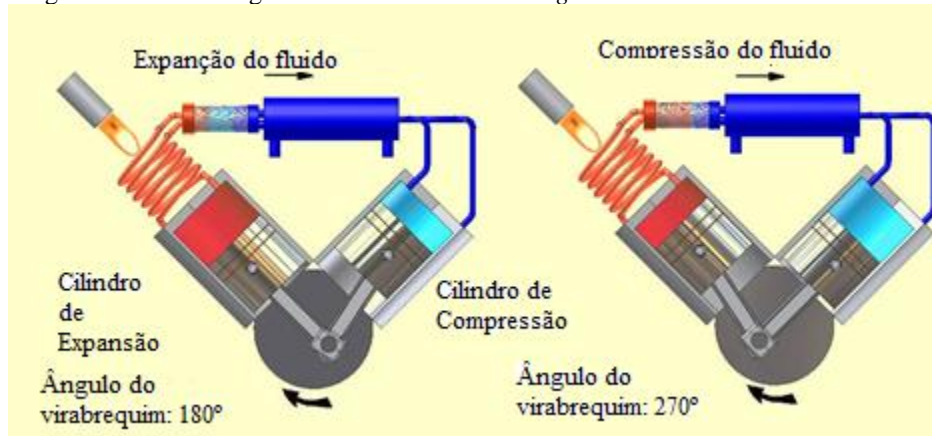
A Figura 2.5 apresenta as principais variáveis aplicadas na modelagem de Schmidt para as câmaras de expansão, compressão e regeneração, como: pressão, volume e temperatura. Já a Figura 2.6 ilustra os dois estados de trabalho da máquina *Stirling*: o estado de expansão à esquerda e de compressão à direita. No estado de expansão, o gás está sendo expandido com um ângulo de manivela (eixo) de 180°. Por outro lado, na câmara de compressão, o gás é comprimido a um ângulo de eixo de 270°.

Figura 2.5 – Principais variáveis do motor *Stirling* de tipo Alfa.



Fonte: Extraída de Barros (2005).

Figura 2.6 – Modelo genérico de um motor *Stirling* da classe Alfa.



Fonte: Adaptada de Fette (2008).

O modelo genérico de um motor *Stirling* da classe Alfa é composto por um cilindro de expansão, um cilindro de compressão e a câmara regenerativa. Na subseção seguinte inicia-se o processo de modelagem da máquina de *Stirling*, começando pela modelagem do volume do fluido de trabalho.

2.2.1 Cálculo das grandezas termodinâmicas em motores *Stirling* da classe Alfa

Analisando, primeiramente, a câmara de expansão, tem-se que o volume instantâneo de expansão (V_e) pode ser decomposto em outros dois volumes, sendo esses: volume percorrido pelo pistão (V_{se}) e volume morto de expansão (V_{de}). Além disso, deve-se considerar que a

rotação do eixo do motor apresenta um ângulo (θ) que determina os volumes de expansão e compressão do fluido de trabalho, como apresentado na Figura 2.6. Assim, pode-se descrever o volume instantâneo de expansão de acordo com a equação (2.6). O volume é expresso em metros cúbicos [m³] e o ângulo em graus [°]:

$$V_e = \frac{V_{se}}{2}(1 - \cos(\theta)) + V_{de} \quad (2.6)$$

O ângulo apresenta valor nulo quando o pistão de expansão está localizado no ponto morto superior, ou seja, quando o pistão ocupa todo o volume da câmara de expansão. Por outro lado, o ângulo é máximo quando o pistão de expansão não ocupa a câmara de expansão. Além disso, conforme Barros (2005), pode-se admitir que o fluido de trabalho é expandido e contraído descrevendo um movimento oscilatório com características senoidais.

De forma análoga ao equacionamento matemático empregado para descrever o volume de expansão, o volume instantâneo de compressão (V_c) pode ser igualmente calculado empregando-se a equação (2.7), extraída de Barros (2005):

$$V_c = \frac{V_{sc}}{2} \cdot (1 - \cos(\theta - d\theta)) + V_{dc} \quad (2.7)$$

Em que: V_{sc} é o volume percorrido pelo pistão de compressão; V_{dc} é o volume morto de compressão; θ é o ângulo de rotação do eixo do pistão de compressão; e $d\theta$ representa a taxa de variação do ângulo. Os volumes são expressos em metros cúbicos [m³] e o ângulo em graus [°].

De posse dos volumes de expansão e compressão instantâneos, basta apenas o conhecimento do volume do regenerador (V_r) para se determinar o volume total instantâneo do fluido de trabalho (V_{total}), como é evidenciado na equação (2.8):

$$V_{total} = V_e + V_c + V_r \quad (2.8)$$

Barros (2005) afirma que o volume do regenerador pode ser descrito em função dos demais volumes, assim, por hora, a equação (2.8) se manterá com uma incógnita representando esse volume. Da relação entre os volumes mortos, pode-se extrair quatro equacionamentos

(BARROS, 2005), os quais posteriormente serão utilizados no cálculo da massa total e, consequentemente, nos cálculos da pressão e do trabalho líquido.

$$v = \frac{V_{sc}}{V_{se}} \quad (2.9)$$

$$X_{dc} = \frac{V_{dc}}{V_{se}} \quad (2.10)$$

$$X_{de} = \frac{V_{de}}{V_{se}} \quad (2.11)$$

$$X_r = \frac{V_r}{V_{se}} \quad (2.12)$$

Em que: v é o volume relativo percorrido, sendo descrito como a razão do volume percorrido de compressão (V_{sc}) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); X_{dc} representa a relação entre o volume morto de compressão (V_{dc}) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); X_{de} é a relação entre o volume morto de expansão (V_{de}) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); e X_r representa a relação entre o volume do regenerador (V_r) e o volume percorrido de expansão (V_{se}).

Como descrito anteriormente, após o cálculo do volume total instantâneo do fluido de trabalho, o próximo passo é a realização do cálculo da temperatura do sistema, o qual é apresentado na próxima subseção.

2.2.2 Modelagem da temperatura para motores Stirling da classe Alfa

Algumas premissas devem ser admitidas para que seja possível a realização da modelagem da temperatura, sendo essas:

1. Não há perdas caloríficas nas trocas de calor;
2. A expansão e a compressão do fluido são processos isotérmicos;
3. Não existem perdas no processo do regenerador;
4. A temperatura do gás na expansão é mantida constante por meio do volume morto de expansão;
5. A temperatura do gás na compressão é mantida constante por meio do volume morto de compressão;

6. A temperatura do regenerador é a média das temperaturas de expansão e compressão.

Com base na sexta premissa, pode-se equacionar a temperatura do regenerador conforme a equação (2.13):

$$T_r = \frac{(T_e + T_c)}{2} \quad (2.13)$$

Em que: T_r é a temperatura do regenerador; T_e é a temperatura de expansão; e T_c é a temperatura de compressão.

Além disso, considerando as premissas (1), (2), (3), (4) e (5), pode-se considerar que a temperatura do arrefecedor é equivalente à temperatura de compressão, enquanto a temperatura do aquecedor é equivalente à temperatura de expansão. Os valores de T_e e T_c são fornecidos de acordo com as temperaturas das fontes do aquecedor e do arrefecedor, respectivamente.

Assim como o volume, pode-se equacionar uma constante relativa da temperatura. Para isso, basta considerar a temperatura de compressão (T_c) e a temperatura de expansão (T_e), como mostra a equação (2.14):

$$t = \frac{T_c}{T_e} \quad (2.14)$$

Com a modelagem da temperatura do motor *Stirling* tipo Alfa realizada, pode-se, então, iniciar a modelagem da massa total do fluido de trabalho; tratada na próxima subseção.

2.2.3 Modelagem da massa para motores *Stirling* da classe Alfa

A lei de conservação da massa descreve que a massa total de um fluido de trabalho pode ser calculada pela somatória das frações de massa para cada parte do sistema. Em adição, a lei dos gases nobres para um modelo genérico da máquina de *Stirling* descreve a massa total do fluido em função do volume, da pressão, da temperatura e da constante dos gases, como já

mostrado na Equação (2.2). Além disso, para o equacionamento da massa total do fluido, de acordo com a lei dos gases nobres, considerou-se as modelagens do volume e da temperatura já efetuadas, como mostra a equação (2.15):

$$M_{Total} = \frac{P}{R} \left(\frac{V_c}{T_f} + \frac{V_f}{T_f} + \frac{V_r}{T_r} + \frac{V_q}{T_q} + \frac{V_e}{T_q} \right) \quad (2.15)$$

Em que: P é a pressão, em [kPa]; V_r é o volume do regenerador, em [m³]; T_r é a temperatura do regenerador, em [K]; e M_{Total} é a massa do fluido de trabalho, em [g].

As grandezas pressão, volume do regenerador, temperatura do regenerador e massa do fluido de trabalho são incógnitas na equação (2.15); já o valor da constante do gás de trabalho (R) é conhecido, devido às propriedades tabeladas do mesmo, assim como os valores de T_c , T_e , V_c , V_f , V_q e V_e , por já terem sido definidos anteriormente. Assim sendo, é possível simplificar a equação (2.15) por meio da modelagem térmica realizada anteriormente, resultando na Equação (2.16):

$$M_{total} = \frac{P}{R \cdot T_c} \left(\frac{T_c}{T_e} \cdot V_e + \frac{V_r}{\frac{T_c + T_e}{2}} + V_c \right) \quad (2.16)$$

A equação (2.16) apresenta o equacionamento da massa total, obtida com a aplicação da teoria dos gases ideais juntamente com a modelagem térmica apresentada. Com o intuito de obter uma modelagem volumétrica, foram utilizadas as Equações (2.9) à (2.12) e as variáveis de Schmidt apresentadas nas Equações (2.18) à (2.20). A equação resultante das substituições pode ser descrita pela expressão matemática da Equação (2.17):

$$M_{total} = \frac{P \cdot V_{se}}{2 \cdot R \cdot T_c} \cdot [A - B \cos(\theta - \alpha)] \quad (2.17)$$

Em que:

$$\alpha = \operatorname{tg}^{-1} \left[\frac{v \cdot \operatorname{sen}(d\theta)}{t + \operatorname{cos}(d\theta)} \right] \quad (2.18)$$

$$B = \sqrt{t^2 + 2 \cdot t \cdot v \operatorname{cos}(d\theta) + v^2} \quad (2.19)$$

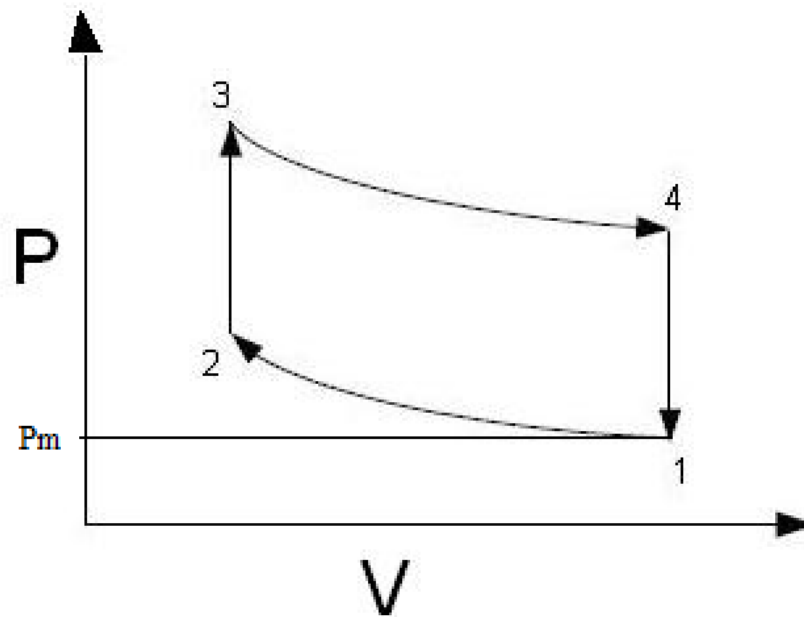
$$A = t + 2 \cdot t \cdot Xde + \frac{4 \cdot t \cdot Xr}{1 + t} + v + 2 \cdot Xdc \quad (2.20)$$

As equações (2.18) à (2.20) foram desenvolvidas por Schmidt, para permitir uma modelagem geral da pressão, do trabalho, do rendimento e da energia, independentemente da classe do motor *Stirling* analisada.

2.2.4 Modelagem da pressão do fluido para motores *Stirling* da classe Alfa

A pressão do fluido no interior da máquina de *Stirling* pode ser decomposta em pressões efetivas média, mínima e máxima. Tais valores são essenciais para que o ciclo de *Stirling* seja traçado no diagrama P×V. A pressão média efetiva (P_m) influencia na “altura” do diagrama P×V em relação ao eixo das abscissas, como mostra a Figura 2.7.

Figura 2.7 – Diagrama P×V com indicação do nível médio de pressão.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

A pressão média é limitada pelos valores de pressão máxima e mínima, e pode ser calculada pela integral de linha proposta na equação (2.21):

$$P_m = \frac{1}{2\pi} \oint P d\theta \quad (2.21)$$

Em que: $d\theta$, expressa em $[\circ]$, é a variação do ângulo de movimento dos pistões, como descrito anteriormente; e P é o valor instantâneo da pressão, expresso em [kPa].

Para que seja feita a modelagem da pressão, deve-se assumir que todos os processos de compressão e expansão são isotérmicos, ou seja, sem variação da temperatura. Assim, isolando a variável pressão (P) na equação (2.21) e igualando matematicamente à equação (2.17), obtêm-se a equação (2.22), a qual relaciona a pressão média com os coeficientes determinados na modelagem de Schmidt:

$$P_{med} = \left(\frac{1}{2\pi}\right) \oint P d\theta = 2 \cdot M_{total} \cdot R \cdot \frac{Tc}{V_{se}[A - B \cdot \cos(\theta - \alpha)]} \quad (2.22)$$

Em que: a pressão média é expressa em [Pa]; a temperatura em [K]; θ e α em $[\circ]$; a constante R em $\left[\frac{J}{mol \cdot K}\right]$; e a massa em $\left[\frac{g}{mol}\right]$. A equivalência das equações (2.21) e (2.17) advém da premissa de que a equação dos gases nobres também emprega a pressão média.

Isolando o termo P (pressão instantânea) na equação (2.22) e realizando o devido equacionamento matemático, obtém-se a equação (2.23), que define a pressão instantânea do motor, em quilopascal [kPa]:

$$P = P_{med} \cdot \frac{\sqrt{A^2 - B^2}}{A - B \cdot \cos(\theta - \alpha)} \quad (2.23)$$

A simplificação da equação (2.23) pode ser realizada por meio do coeficiente C , definido pela equação (2.24), em função dos coeficientes A e B , determinados pela aplicação das equações (2.19) e (2.20). Em sequência, utilizou-se também a equação (2.23) para a modelagem das demais classes de motores *Stirling*, em função da praticidade de sua aplicação:

$$C = \frac{B}{A} \quad (2.24)$$

Assim, por meio da pressão instantânea do motor (P), obtém-se a pressão média (P_{med}) do fluido de trabalho, mostrada na equação (2.25). Entretanto, para os cálculos do trabalho e da energia da máquina de *Stirling*, deve-se sugerir um equacionamento para a pressão mínima (P_{min}) e um para a pressão máxima (P_{max}), mostrados nas equações (2.26) e (2.27), respectivamente. Além disso, os valores das pressões máxima e mínima são utilizados nas especificações construtivas da máquina em questão:

$$P_{med} = P \cdot \frac{[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]}{\sqrt{1 - C^2}} \quad (2.25)$$

$$P_{min} = P \cdot \frac{[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]}{(1 + c)} \quad (2.26)$$

$$P_{max} = P \cdot \frac{[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]}{(1 - c)} \quad (2.27)$$

Pode-se notar que o valor da pressão do motor (P) é inversamente proporcional ao denominador $[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]$. Assim, quando o valor de $\cos(\theta - \alpha)$ for igual a -1 , o motor fornece uma pressão mínima. Por outro lado, quando o valor do termo $\cos(\theta - \alpha)$ for igual a 1 , o motor fornece uma potência máxima.

Dessa forma, de posse dos dados de pressão e volume variando com o ângulo dos pistões de expansão e compressão, o diagrama $P \times V$ do ciclo *Stirling* pode ser construído e, conseqüentemente, os valores de energia, potência e eficiência para esta classe de motor *Stirling* podem ser calculados. As equações para se calcular esses valores podem ser geradas com base nos dados do diagrama $P \times V$.

De maneira similar ao equacionamento matemático para modelagem de Schmidt aplicada a motores *Stirling* da classe Alfa apresentado anteriormente, os Apêndices A e B apresentam o equacionamento matemático de motores *Stirling* das classes Beta e Gama, com base em seus aspectos construtivos específicos.

2.3 Energia, potência e eficiência de uma máquina de *Stirling*

A última etapa da modelagem de Schmidt consiste nos equacionamentos da energia, da potência elétrica e da eficiência dos motores *Stirling*. Os coeficientes termodinâmicos, calculados por meio das equações apresentadas para cada classe dos motores *Stirling*, aliados à área de cada diagrama $P \times V$ são utilizados para alcançar uma solução analítica para o cálculo da energia da máquina. A energia de um ciclo *Stirling* é calculada pelas equações (2.28) à (2.30), cujos valores de P_{med} , V_{se} , α e c são determinados de acordo com a classe do motor *Stirling*:

$$E_e = \oint PdV_e = P_{med} \cdot V_{se} \cdot \pi \cdot \frac{\text{sen}(\alpha)}{1 + \sqrt{1 - c^2}} \quad (2.28)$$

$$E_c = \oint PdV_c = -P_{med} \cdot V_{se} \cdot \pi \cdot c \cdot t \cdot \frac{\text{sen}(\alpha)}{1 + \sqrt{1 - c^2}} \quad (2.29)$$

$$E_i = E_e + E_c = P_{med} \cdot V_{se} \cdot \pi \cdot c \cdot (1 - t) \cdot \frac{\text{sen}(\alpha)}{1 + \sqrt{1 - c^2}} \quad (2.30)$$

Em que: E_e representa a energia obtida na expansão; E_c é a energia obtida na compressão; E_i a energia indicada; V_e é o volume de expansão; V_c é o volume de compressão; e P é a potência elétrica. As energias, os volumes e a potência são expressos em Joules [J], metros cúbicos [m³] e Watts [W], respectivamente.

A energia obtida no processo de expansão (E_e) representa o calor de entrada retirado da fonte quente para o motor, enquanto a energia obtida na compressão (E_c) representa a rejeição de calor do motor para a fonte fria.

As potências obtidas na expansão (W_e), na compressão (W_c) e a potência elétrica do motor (W_i) estão definidas nas equações (2.31) à (2.33):

$$W_e = E_e \cdot n \quad (2.31)$$

$$W_c = E_c \cdot n \quad (2.32)$$

$$W_i = E_i \cdot n = W_e - W_c \quad (2.33)$$

Em que: n é a velocidade de rotação do eixo do motor, expressa em [rev/s].

Por meio da potência elétrica do motor, pode-se calcular o torque mecânico gerado pelo motor *Stirling*, como apresentado na equação (2.34):

$$T_i = \frac{W_i}{2 \cdot \pi \cdot rps} \quad (2.34)$$

Em que: o torque mecânico (T_i) é dado em [N.m]; e a velocidade angular do eixo (rps) é dada em [rev/s].

A eficiência da máquina de *Stirling* é considerada como a eficiência térmica de Carnot (BARROS, 2005). Assim sendo, a equação (2.35) representa o cálculo para a eficiência térmica de um motor *Stirling*:

$$\eta = 1 - \frac{T_c}{T_e} \quad (2.35)$$

Em que: T_e representa a temperatura de expansão; e T_c é a temperatura compressão. Ambas as temperaturas são expressas em Kelvin [K].

Comumente, a eficiência encontrada por meio da modelagem de Schmidt tem um valor teórico em torno de 60%, em virtude das aproximações isotérmicas e ideais considerados (BARROS, 2005). Entretanto, apesar do baixo valor da eficiência, o teorema de Schmidt tem sido amplamente aplicado na modelagem das máquinas de *Stirling* em detrimento ao uso de métodos matemáticos mais elaborados, devido, principalmente, à sua simplicidade e por

apresentar bons resultados quando comparados aos resultados experimentais obtidos com a construção de protótipos.

2.4 Análise comparativa entre especificações técnicas de protótipos de motores *Stirling*

Objetivando a demonstração da aplicabilidade da modelagem de Schmidt aos motores *Stirling*, nesta seção são apresentados os resultados de estudos computacionais realizados por diversos autores, baseados na modelagem de Schmidt, e resultados derivados de ensaios de protótipos de motores *Stirling*.

Cada autor investigado utilizou diferentes motores *Stirling* em seus respectivos trabalhos. Assim, as diferenças entre as características estruturais, variáveis de entrada e variáveis de saída são ressaltadas nesta seção. A análise de cada trabalho permite demonstrar a aplicabilidade da modelagem de Schmidt. Nos capítulos seguintes, esses dados experimentais serão utilizados para a validação da modelagem computacional desenvolvida no presente trabalho.

2.4.1. Motor *Stirling* tipo Gama de 100 mW

No trabalho de Dias (2016), a autora realizou uma modelagem computacional e desenvolveu um protótipo de uma máquina de *Stirling* classe Gama, com o intuito de compreender o princípio de funcionamento desse tipo de máquina, principalmente em relação aos seus componentes, às características construtivas e aos tipos de parâmetros relevantes para o seu desempenho. A Figura 2.8 ilustra o protótipo construído pela autora.

Figura 2.8 – Protótipo de motor *Stirling* tipo Gama.



Fonte: Extraída de Dias (2016).

De acordo com Dias (2016), foram considerados projetos e tutoriais de construção de motores *Stirling* como referência para o desenvolvimento de seu protótipo. A Tabela 2.1 apresenta os dados de entrada e saída, utilizados para a simulação computacional, e os dados obtidos pelo ensaio do protótipo desenvolvido pela autora.

Na Tabela 2.1, os termos V.EXP.MORT e V.COM.MORT são os volumes mortos de expansão e compressão, respectivamente. O volume do regenerador é denominado V.REGEN; e os volumes médios de expansão e compressão são denominados V.EXP.DESL e V.COM.DESL, respectivamente. O termo CONST.R representa a constante do fluido de trabalho, sendo que, neste caso, o fluido utilizado foi o ar. Os termos TEMP.EXP e TEMP.COM são as temperaturas de expansão e compressão, respectivamente. O ângulo FI representa o ângulo de trabalho entre os pistões, enquanto o ângulo ALPHA representa o ângulo de variação do virabrequim. Pode-se perceber que, de acordo com as dimensões volumétricas da Tabela 2.1, o protótipo desenvolvido pode ser considerado de pequeno porte. O protótipo foi modelado computacionalmente utilizando o teorema de Schmidt e implementado por meio do *software* MatLab. Assim, para que houvesse uma comparação mais fiel entre os resultados simulados computacionalmente e os ensaios obtidos, a autora se valeu de dados geométricos e termodinâmicos do protótipo (como o calor da fonte quente, por exemplo), utilizando-os como variáveis de entrada para um programa digital capaz de calcular a potência de saída e o rendimento da máquina.

Dados De Entrada				
Termo:	Simulados	Ensaio	[U]	[U]
CONST.R	0,282	0,282	kJ/kgK	J/kgK
V.EXP.DESL	62,35	62,35	cm ³	m ³
V.COM.DESL	17,59	17,59	cm ³	m ³
V.EXP.MORT	33,26	33,26	cm ³	m ³
V.COM.MORT	88,24	88,24	cm ³	m ³
V.REGEN	93,52	93,52	cm ³	m ³
TEMP.EXP	417,78	417,78	K	K
TEMP.COM	340,98	340,98	K	K
FI	90	90	Graus	Graus
ALPHA	0-360	0-360	Graus	Graus
Pressão	101,325	101,5	KPa	MPa
Velocidade	1140	1140	rpm	rps
Dados De Saída				
Trabalho Indicado	0,110	1,0	J	J
Potência	211,00	100	mW	W
Eficiência	18,38	18,00	%	%

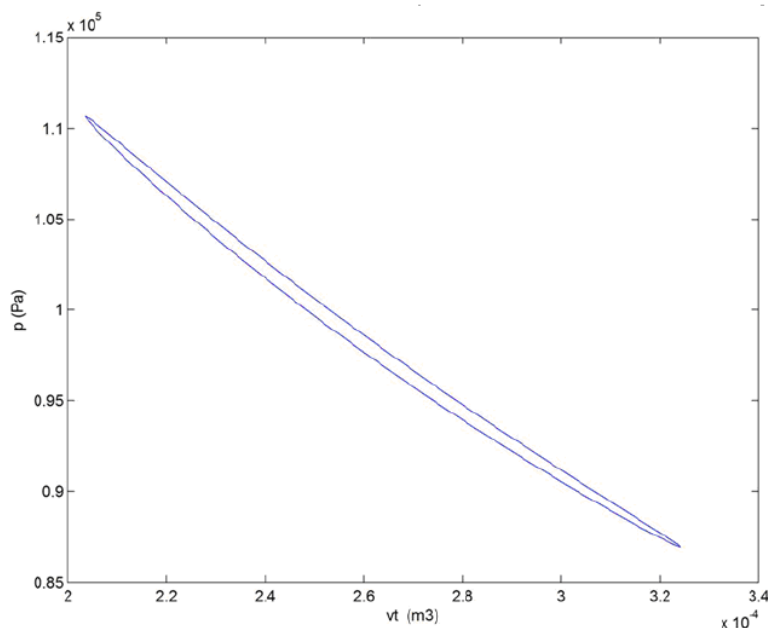
Fonte: Extraída de Dias (2016).

Os dados obtidos por ensaios, por sua vez, foram coletados através de sensores de temperatura, como o LM35, e um tacômetro para a medição da velocidade do eixo do motor.

Como resultados do estudo computacional, a potência de saída estimada foi de 211 mW, porém a potência indicada de saída do protótipo foi de 100 mW. A discrepância observada nos valores de potência elétrica entre o protótipo e o valor teórico deve-se a análise de Schmidt, que é embasada sob condições ideais e sem a contabilização de perdas mecânicas e térmicas.

Quanto às temperaturas de expansão e de compressão teóricas e práticas, observou-se uma variação, proporcionada pela complexidade do controle de temperatura proveniente do resfriamento e do aquecimento do fluido de trabalho.

Em termos de trabalho líquido, a medição apontou um valor de 1 J, que se difere do valor simulado de 110 mJ. Este valor foi comparado com a área do gráfico P×V obtido por simulação. De acordo com a autora, o gráfico P×V apresentou uma forma elíptica, resultando em uma maior área e, conseqüentemente, em um maior valor de trabalho líquido. Logo, a discrepância encontrada pode ser explicada pelas premissas assumidas na modelagem de Schmidt. O gráfico P×V desenvolvido pela autora é apresentado na Figura 2.9.

Figura 2.9 – Ciclo de *Stirling* desenvolvido por Dias (2016).

Fonte: Extraída de Dias (2016).

Os resultados do rendimento térmico obtidos por simulação especificados pela eficiência de Carnot e ensaio apresentaram valores mais concordantes. A autora defende que tal similaridade pode ser explicada pelo pequeno porte do protótipo desenvolvido. Além disso, Dias (2016) afirmou que, se os permutadores de calor fossem mais eficientes, ou seja apresentassem menores perdas térmicas, a eficiência poderia chegar a 30%.

Na subseção seguinte é realizada a análise do motor *Stirling* classe Gama construído por Barros (2005).

2.4.2. Motor *Stirling* Solo 161 com potência de 9 kW

Barros (2005) realizou testes e simulações sobre o motor *Stirling* Modelo Solo 161, instalado na Universidade Federal de Itajubá. Os resultados foram expostos em sua dissertação de mestrado intitulada “Avaliação Teórica e Experimental do Motor *Stirling* Modelo Solo 161 Operando com Diferentes Combustíveis” e defendida em 2005. A Figura 2. ilustra o motor estudado.

Figura 2.8 – Motor de *Stirling* Modelo Solo 161.

Fonte: Extraída de Barros (2005).

O motor *Stirling* 161 é equipado com dois pistões (em cilindros separados), que exercem trabalho sob o fluido confinado, no caso o gás hélio, gerando a compressão e a expansão desse gás. Tal característica estrutural é apresentada pelos motores da classe Alfa. As especificações do modelo 161 são apresentadas na Tabela 2.2.

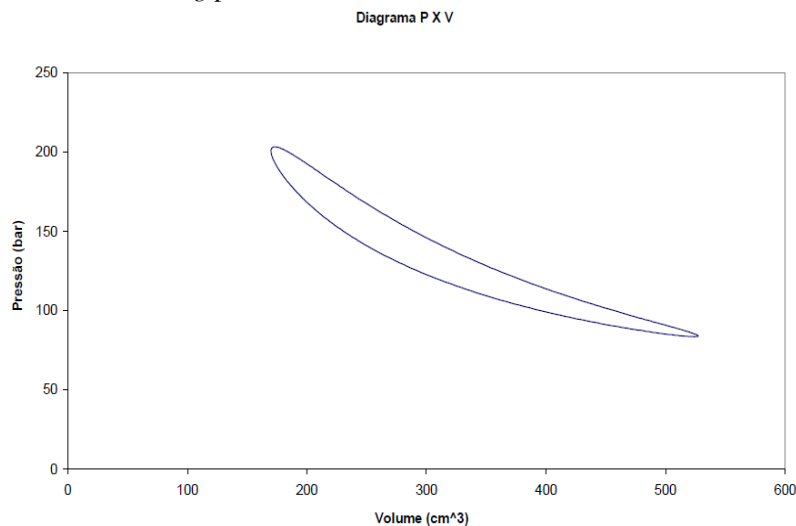
O motor *Stirling* foi avaliado tanto experimentalmente quanto por meio de simulação computacional. Na avaliação experimental, testou-se o Modelo Solo 161 com dois combustíveis, gás liquefeito de petróleo (GLP) e gás natural (GN). Na avaliação computacional, o motor foi modelado utilizando a teoria de Schmidt e o *software* PROSA, que consiste em um programa de avaliação de máquinas baseado em um ciclo de gás regenerativo. A Figura 2.11 ilustra o ciclo *Stirling* empregando os valores obtidos por Barros (2005) nos estudos computacionais.

Os estudos computacionais foram realizados utilizando-se as equações do modelo de Schmidt para motores *Stirling* tipo Alfa, bem como parâmetros termodinâmicos inseridos no *software* PROSA como variáveis de entrada, tais como: velocidade de rotação de eixo de 1800 rpm, pressão interna de 140 bar, temperatura da parte fria do motor de 30°C e temperatura da parte quente de 740°C.

Tabela 2.2 – Parâmetros ensaiados e simulados obtidos por Barros (2005).

Dados De Entrada				
	Simulação	Ensaio	[U]	[U]
He2- CONST.R	2.077	2.077	kJ/kgK	J/kgK
V.EXP.DESL	161	161	cm ³	m ³
V.COM.DESL	161	161	cm ³	m ³
V.EXP.MORT	159.79	159.79	cm ³	m ³
V.COM.MORT	159.79	159.79	cm ³	m ³
V.REGEN	108.95	108.95	cm ³	m ³
TEMP.EXP	740	740	Celsius	K
TEMP.COM	30	30	Celsius	K
FI	90	90	Graus	Graus
ALPHA	0-360	0-360	Graus	Graus
Pressão	140	140	Bar	MPA
Velocidade	1800	1800	RPM	Hz
Dados De Saída				
Trabalho Indicado	323.43	292	J	J
Potência	9703	8760	W	W
Eficiência	70.08	19.00	%	%

Fonte: Extraída de Barros (2005).

Figura 2.11 – Ciclo *Stirling* para o Solo 161.

Fonte: Extraída de Barros (2005).

Os resultados computacionais obtidos por meio dos cálculos baseados na modelagem de Schmidt indicaram que a potência máxima do motor foi de 9,8 kW, operando sob pressão de 140 bar, com eficiência de aproximadamente 70%. O valor da potência obtido computacionalmente foi superior aos resultados obtidos nos ensaios experimentais com o motor operando com GLP e GN.

Por outro lado, a eficiência real do motor *Stirling* é geralmente inferior à 60% da eficiência teórica calculada por Schmidt, o que foi constatado por meio da análise dos resultados obtidos tanto por modelagem computacional quanto por resultados de ensaios. De acordo com Barros (2005), o comportamento da curva de carga obtido para valores de potência calculados pelas equações de Schmidt, variando-se a pressão de operação do motor, apresentou-se semelhante ao comportamento real apesar das aproximações isotérmicas.

Já, em comparação ao *software* Prosa e à metodologia de Schmidt, os valores de potência de saída obtidos pelo Prosa foram mais exatos, apresentando um erro relativo de 1% entre os valores de potência obtidos pelos ensaios e simulados no mesmo. Porém, a eficiência térmica obtida pelo Prosa apresentou um valor de 23%, ou seja, cerca de 4% superior ao valor da eficiência térmica obtida no ensaio e a simulação.

2.5 Considerações finais

A metodologia de equacionamento termodinâmico de Schmidt tem sido amplamente utilizada para a avaliação teórica de motores *Stirling*, sendo eles da classe Alfa, Beta ou Gama. O método apresenta uma aproximação razoável entre os valores teóricos e de ensaio, provando, assim, a sua aplicabilidade para o estudo termodinâmico de tais motores.

Os valores teóricos e práticos obtidos por Barros (2005) se mostraram mais concordantes do que os valores obtidos por Dias (2016). Porém, deve-se levar em consideração as diferenças estruturais e as variáveis de pressão, temperatura e tipo de fluido apresentadas. Uma vez realizado o modelamento termodinâmico, torna-se possível a modelagem computacional de motores *Stirling* para fins de estudos investigativos acerca de sua conexão aos sistemas elétricos. O desenvolvimento de modelos computacionais de motores *Stirling* tem como objetivo a obtenção do gráfico do ciclo *Stirling*, por meio do qual pode-se determinar os valores de potência, energia, torque e rendimento da máquina *Stirling*. De posse desses dados, pode-se realizar estudos acerca dos impactos da conexão desse tipo de gerador elétrico aos sistemas de energia, procurando descrever suas vantagens e desvantagens, bem como identificar os casos apropriados para a aplicação dessa tecnologia na geração de energia elétrica e cogeração, além de suas potencialidades de aplicação no Brasil.

3 MODELAGEM COMPUTACIONAL DE MÁQUINAS DE INDUÇÃO UTILIZANDO O SOFTWARE ATPDRAW

O presente capítulo tem por objetivo descrever o modelo computacional criado neste trabalho para representar motores *Stirling* classe Alfa. O modelo computacional de motor *Stirling* foi desenvolvido tomando por base o equacionamento matemático descrito no capítulo 2, advindo da modelagem termodinâmica de Schmidt aplicada à motores *Stirling* classe Alfa. O modelo computacional de motor *Stirling* foi implementado empregando-se a linguagem *MODELS* do *software ATPDraw*. O objetivo do desenvolvimento de um modelo computacional de motor *Stirling* é proporcionar a realização de estudos investigativos acerca da sua utilização para geração de energia elétrica. Para tanto é necessário acoplá-lo como máquina motriz para acionamento de um gerador de indução. Uma vez que o *ATPDraw* já possui um modelo de máquina de indução, este capítulo tem início apresentando uma metodologia de modelagem computacional de uma máquina assíncrona, operando tanto como motor quanto como gerador, a partir do seu circuito elétrico equivalente. Em seguida, é descrito e apresentado o modelo computacional criado para representar motores *Stirling* da classe Alfa.

3.1 Introdução

As máquinas elétricas são utilizadas em inúmeras aplicações, convertendo a energia elétrica em mecânica ou a energia mecânica em elétrica. De forma geral, a geração do torque mecânico nas máquinas elétricas é dependente da existência de ímãs permanentes e/ou de indutores compondo os enrolamentos dessas máquinas.

No caso de máquinas elétricas constituídas por ímãs permanentes, tem-se a tendência de alinhamento de polos magnéticos opostos. Já nas máquinas elétricas constituídas por indutores, o torque eletromagnético é gerado pela interação entre os campos magnéticos que são produzidos pelos enrolamentos energizados por tensão alternada ou contínua, os quais também apresentam a tendência de alinhamento dos polos magnéticos pertencentes ao conjunto de bobinas que compõem tais enrolamentos. Em ambos os casos, uma vez que os campos magnéticos dos enrolamentos do estator e do rotor sofrem desalinhamento, uma força

eletromotriz (fem) surge com o intuito de restabelecer o alinhamento, gerando, assim, um torque mecânico.

As máquinas elétricas podem ser divididas em máquinas de coletor, máquinas assíncronas e máquinas síncronas (PAULETTI, 2009). As máquinas síncronas operam com rotação fixa e sincronizada com a frequência da rede elétrica. Por outro lado, as máquinas assíncronas não apresentam tal sincronismo entre sua rotação e a frequência industrial. Já as máquinas de coletor são compostas pelas máquinas CC e por algumas máquinas CA especiais, como os geradores de repulsão.

Neste contexto, este capítulo aborda a modelagem computacional de uma máquina assíncrona utilizando o *software* ATP/ATPDraw, baseando-se na operação da máquina tanto como motor quanto como gerador de indução.

3.2 Motor de indução assíncrono

As máquinas assíncronas são caracterizadas pelo seu custo reduzido e por sua facilidade de manutenção e instalação. Essas características as tornam especialmente aplicáveis aos sistemas de geração de energia elétrica, em particular às fontes de geração alternativas, onde, muitas vezes, a frequência da tensão induzida gerada não se encontra na frequência nominal da rede.

Os modelos de máquinas assíncronas se diferem quanto às formas construtivas do rotor, sendo os mais populares os motores de indução de gaiola de esquilo e os motores de anéis. A Figura 3.1 representa a parte construtiva de um motor de indução trifásico genérico.

Figura 3.1 – Motor de indução trifásico.



Fonte: Disponível em www.clubedaeletronica.com.br. Acesso em 20 de maio de 2018.

De forma geral, os motores de indução são decompostos em duas partes principais, sendo essas o estator e o rotor. A estrutura do rotor está montada sobre o eixo de rotação da máquina.

O estator é a parte estática do motor de indução, que é constituída por um núcleo magnético capaz de garantir baixas perdas resistivas e térmicas, além de apresentar uma elevada permeabilidade magnética. O núcleo magnético, por sua vez, é constituído por chapas ferromagnéticas empilhadas e isoladas entre si pelo verniz existente entre as chapas. As bobinas são isoladas umas das outras, uma vez que estão montadas sobre as ranhuras do núcleo magnético do estator. Um motor de indução trifásico apresenta em sua constituição três conjuntos iguais de bobinas, que são conectadas ao sistema trifásico da rede de alimentação (SOUZA, 2014).

O rotor é a parte móvel girante que transmite a energia mecânica produzida ao eixo de uma máquina de indução. O mesmo também é constituído por um núcleo ferromagnético laminado, o qual é envolvido por um enrolamento ou um conjunto de condutores. Em tais condutores são induzidas tensões trifásicas que produzem as correntes elétricas das bobinas do estator. As tensões induzidas são geradas pela tendência de alinhamento do campo magnético girante do estator com o campo magnético do rotor. O rotor tipo gaiola de esquilo apresenta condutores que se localizam em volta do conjunto de chapas do rotor. As chapas, por sua vez, são curto-circuitadas por dois anéis metálicos (PAULETTI, 2009).

3.3 Princípio de funcionamento do motor de indução assíncrono

Por meio da aplicação de três tensões defasadas temporalmente de 120° ao enrolamento do estator, formado por três bobinas também defasadas espacialmente de 120° , um campo magnético girante é criado e aplicado sobre os condutores do rotor. Uma vez que um campo magnético variável incide sobre esses condutores, uma força eletromotriz é induzida nos mesmos. Assim, o rotor também apresentará um campo magnético girante, que manifestará uma tendência de alinhamento com o campo magnético girante do estator. Esse efeito, caracterizado por uma indução de tensão elétrica e , conseqüentemente, pela criação de um campo magnético girante no rotor, é definido pela lei de Faraday-Lenz. A diferença entre a

velocidade angular dos campos magnéticos do estator e do rotor qualifica a máquina como assíncrona e resulta na geração do torque mecânico no motor de indução (KOSOW, 1985).

Um motor de indução trifásico é formado por um conjunto de três bobinas, que são instaladas em ranhuras do núcleo magnético do estator e defasadas mecanicamente de 120° entre si. As bobinas do estator são percorridas por correntes trifásicas defasadas temporalmente também de 120° entre si, sendo responsáveis pela geração de forças magnetomotrizes, cujas amplitudes são dadas pelas Equações (3.1), (3.2) e (3.3) para as fases A, B e C, respectivamente:

$$f_{mma}(t) = N.I.\text{sen}(\omega t) [A] \quad (3.1)$$

$$f_{mmb}(t) = N.I.\text{sen}(\omega t - 120^\circ) [A] \quad (3.2)$$

$$f_{mmc}(t) = N.I.\text{sen}(\omega t + 120^\circ) [A] \quad (3.3)$$

Em que: I é a intensidade da corrente elétrica provida no estator, expressa em [A]; N é o número de espiras do enrolamento; e ωt é a frequência angular, expressa em [rad/s].

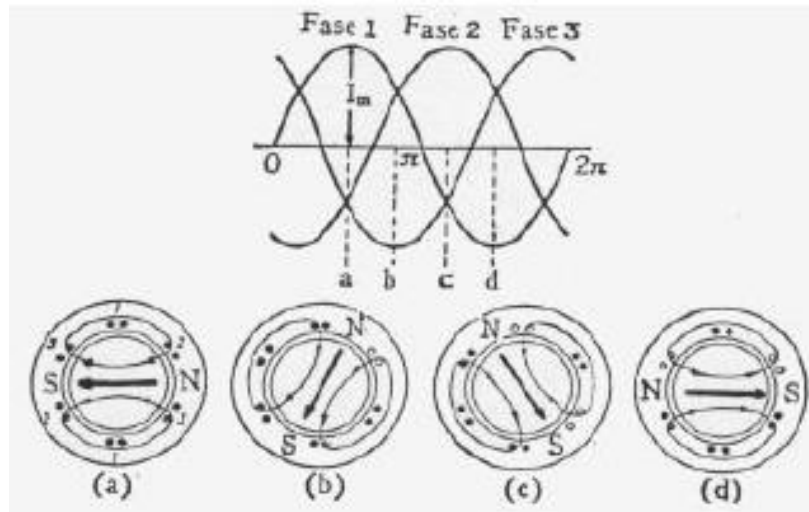
A força magnetomotriz resultante pode ser definida por meio da Equação (3.4), onde a fase A é utilizada como referência:

$$f_{mmr}(t) = 1,5.N.I.\text{sen}(\omega t) [A] \quad (3.4)$$

Essa força magnetomotriz produz um campo magnético girante com velocidade constante, conforme a frequência e a intensidade da corrente elétrica de excitação do estator. O campo girante resultante da força magnetomotriz de cada fase gera tensões trifásicas induzidas nas barras do rotor, que, por sua vez, são percorridas por correntes elétricas que produzem o campo magnético do rotor, com polaridade oposta ao campo girante do estator. Esse comportamento é representado na Figura 3.2.

Por observação da Figura 3.2, pode-se compreender que a variação do sentido do campo magnético girante do estator ocorre de acordo com a predominância de uma fase sobre as demais. O sentido de rotação do campo magnético, por sua vez, define o sentido de rotação do motor, que na prática pode ser facilmente invertido pela alteração de duas fases que alimentam o estator.

Figura 3.2 – Campo girante de um MIT de dois polos.



Fonte: Extraída de Pauletti (2009).

É importante ressaltar que a velocidade do campo magnético produzido pelo rotor não pode atingir a velocidade do campo girante, também chamada de velocidade síncrona. Isso porque, caso isso aconteça, os condutores do rotor não seriam alvos da geração de tensões induzidas, resultando na não circulação de correntes elétricas nos condutores do rotor e, conseqüentemente, em um valor de conjugado do motor nulo.

Para o funcionamento de um motor de indução trifásico operando a vazio, a velocidade do rotor aproxima-se da velocidade síncrona. Por outro lado, a operação com carga nominal tem como resultado o atraso do rotor em relação ao campo girante, culminando na necessidade de maiores amplitudes de correntes elétricas no rotor para se desenvolver o conjugado do motor. A relação entre a velocidade síncrona e a velocidade do motor é definida por um fator denominado escorregamento, que é dado pela equação (3.5) (SOUZA, 2014):

$$S = \frac{(\omega_s - \omega_r)}{\omega_s} \cdot 100\% \quad (3.5)$$

Em que: S é o escorregamento, expresso em [%]; ω_s é a velocidade angular síncrona e ω_r é a velocidade angular do rotor, ambas expressas em [rad/s].

Vale ressaltar que no momento da partida surge uma força eletromotriz de valor máximo, devido a um escorregamento próximo a 100%, em que a corrente do rotor atinge elevada amplitude e, conseqüentemente, um campo magnético girante de elevado módulo é gerado.

As forças produzidas pelo campo eletromagnético influenciam nas amplitudes das correntes elétricas que percorrem os condutores do rotor. Como essas forças são tangenciais, o

momento gerado é tangencial. Devido aos pares de forças atuantes em lados opostos das bobinas ou em condutores diametralmente opostos do rotor, esse conjunto de forças é chamado de binário ou conjugado. O conjugado desenvolvido no rotor aciona a carga. Esse conjugado também é denominado torque eletromagnético e pode ser calculado por meio da equação (3.6):

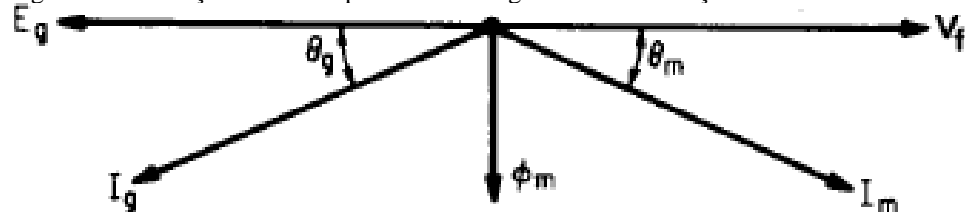
$$T_{elm} = \frac{P_d}{\omega_r} [N.m] \quad (3.6)$$

Em que: T_{elm} é o torque eletromagnético do motor, expresso em [N.m]; P_d é a potência mecânica desenvolvida, expressa em [W]; e ω_r é a velocidade angular do rotor, expressa em [rad/s].

O ponto de torque máximo de um gerador de indução é proporcional ao escorregamento do mesmo, ou seja, o torque decresce com a redução do escorregamento. Para esse tipo de máquina, o torque se torna zero para um escorregamento nulo (operação síncrona). Por outro lado, caso a máquina seja acionada com um escorregamento negativo, ou seja, com uma velocidade superior à velocidade síncrona, obtêm-se um torque negativo. Essa inversão do sentido do torque pode ser entendido como a geração de potência mecânica pelo motor. Em outras palavras, para um escorregamento negativo, o motor opera como gerador (KOSOW, 1985).

Esse tipo de operação pode ser obtido em máquinas de rotor em gaiola ou rotor de anéis. Porém, é importante ressaltar que o gerador de indução não é um gerador auto excitado, assim é necessário a excitação do mesmo por uma fonte externa que seja capaz de entregar sua tensão e sua frequência nominal. A Figura 3.3 apresenta as condições operacionais de um motor de indução operando como gerador.

Figura 3.3 – Relações fasoriais para motores e geradores de indução.



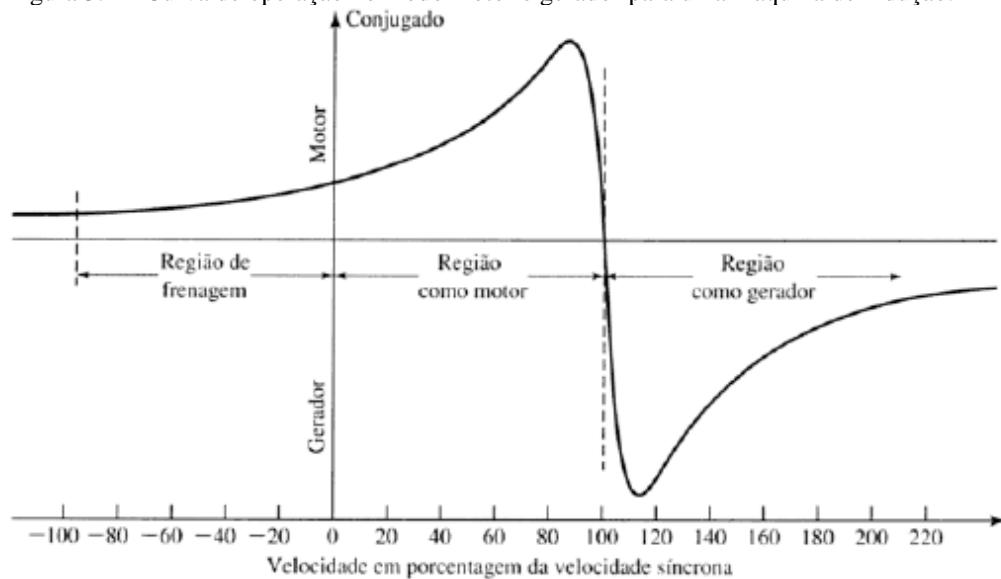
Fonte: Extraída de Kosow (1985).

O ângulo θ_m representa o ângulo de atraso da corrente de excitação do estator do motor (I_m) em relação à tensão terminal. A corrente de excitação do motor possui uma componente de corrente de magnetização, que, por sua vez, apresenta uma defasagem de 90° em relação à

tensão elétrica de suprimento (V_f), na direção do eixo ϕ_m . Quando o motor é acionado por uma máquina externa (como um motor *Stirling*, por exemplo) que o acelera a um valor de velocidade superior à síncrona, uma tensão induzida (E_g) é gerada, produzindo uma corrente elétrica de gerador (I_g) (KOSOW, 1985). A corrente elétrica do gerador de indução está adiantada da tensão elétrica de gerador, induzida no estator da máquina por um ângulo θ_g . Tal característica operacional da máquina assíncrona como gerador, em que a corrente elétrica é adiantada em relação à tensão induzida (E_g), torna o gerador de indução apto a realizar a correção do fator de potência da instalação elétrica em que estiver conectado.

Caso o gerador opere à plena carga, o mesmo é capaz de apresentar um escorregamento máximo de -5% . Valores maiores que esse podem causar danos ao eixo do gerador, tornando, assim, inviável o seu funcionamento nesse ponto de operação. A Figura 3.4 ilustra a transição de uma máquina de indução operando como motor e, posteriormente, como gerador.

Figura 3.4 – Curva de operação no modo motor e gerador para uma máquina de indução.



Fonte: Extraída de Souza (2014).

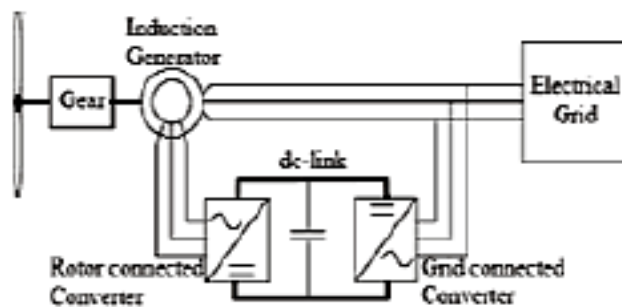
Assim sendo, pode-se observar que uma máquina de indução opera como motor para valores de velocidade até a velocidade síncrona e como gerador para velocidades acima da síncrona.

3.4 Determinação do tipo de gerador de indução apropriado para o aproveitamento de cada tipo de fonte de energia renovável

Dentre os tipos de geradores de indução empregados em unidades de geração de energia elétrica destinadas à utilização de recursos renováveis, destacam-se os geradores de indução de excitação simples e de excitação dupla.

Para casos onde exista uma grande variação do torque mecânico imposto ao eixo do rotor, utiliza-se um gerador de indução de dupla excitação, chamado de DFIG (*Double Feed Induction Generator*). Atualmente, esses geradores são utilizados na geração eólica que apresenta essa característica de variação da força motriz (PAULETTI, 2009) (SOUZA, 2014) (TAVARES *et al.*, 2009). Um DFIG possibilita que a amplitude e a frequência da tensão de saída sejam constantes, independentemente da velocidade do vento, a qual varia de forma complexa sobre o rotor da turbina eólica. A dupla excitação é efetuada por meio da alimentação do rotor por um conversor CA/CC ao mesmo tempo que o estator é conectado à rede, como mostra a Figura 3.5 (HOWARD *et al.*, 2010).

Figura 3.5 – Gerador DFIG utilizado na geração eólica.



Fonte: Extraída de Souza, 2014.

Na biblioteca padrão do *software* ATP, o componente UM4 (*Universal Machine Type 4*) representa um DFIG, o qual pode ser simulado levando-se em consideração todos os requisitos necessários para seu funcionamento, como apresentado por Souza (2014).

Por outro lado, os geradores de excitação simples são aqueles que apresentam uma excitação única sobre o estator. Essa excitação é derivada da alimentação da rede elétrica polifásica, para os casos de motores de indução trifásicos. O motor de indução trifásico (MIT) do tipo gaiola de esquilo é um exemplo de motor de simples excitação. Esse tipo de motor é utilizado como gerador quando não existem diferenças significativas de torque mecânico

injetado no eixo do rotor em regime permanente. Um exemplo seria o acionamento de um gerador de indução por uma máquina externa com torque mecânico constante (PAULETTI, 2009) (SOUZA, 2014) (KOSOW, 1985).

Na biblioteca padrão do ATP, o componente UM3 (*Universal Machine Type 3*) representa o motor de indução de simples excitação, o qual pode ser simulado levando-se em consideração todos os requisitos para seu funcionamento, sendo possível representar tanto os parâmetros da rede elétrica quanto os da carga mecânica.

Como o motor *Stirling* será utilizado como fonte de torque externo, com amplitude constante em regime permanente, a modelagem computacional do gerador de indução utilizado neste trabalho foi realizada empregando-se um gerador de indução trifásico com excitação simples (MOZDREN *et al.*, 2016) (PERES, 2013) (SOUZA, 2014).

3.5 Circuito elétrico equivalente de uma máquina assíncrona trifásica com rotor do tipo gaiola

Como apresentado anteriormente, para a modelagem de um gerador de indução trifásico no *ATPDraw*, deve-se analisar as características operacionais do gerador. Tal análise pode ser realizada por meio da representação da máquina de indução por um circuito elétrico equivalente. Embora essa representação não expresse com exatidão todas as características elétricas da máquina, essa estratégia de modelagem elétrica proporciona uma análise operacional confiável quando comparada à operação real de uma máquina elétrica (KOSOW, 1985). A principal vantagem na aplicação do circuito elétrico equivalente de uma máquina é a exemplificação e a avaliação do desempenho elétrico de uma máquina real.

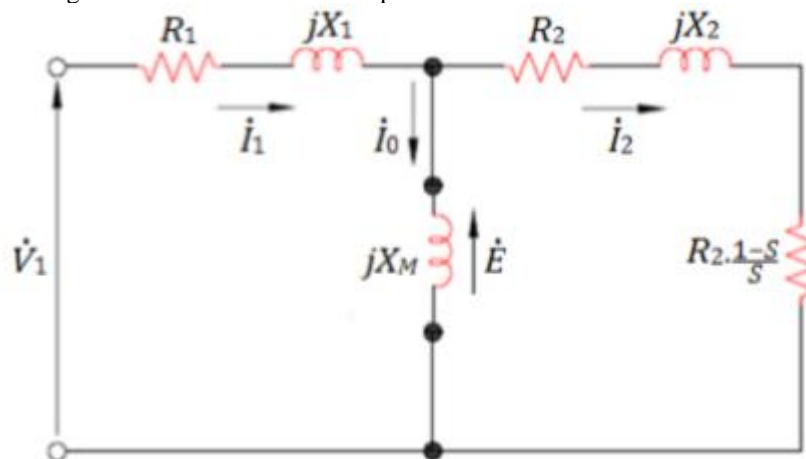
O fenômeno de indução de tensões, realizado pelo estator sobre o rotor, pode ser comparado à indução eletromagnética que ocorre entre os terminais primários e secundários de um transformador. Como em um transformador monofásico, um motor de indução trifásico tem sua potência elétrica transferida do estator para o rotor, sendo convertida em potência mecânica de saída e em perdas por efeito Joule no eixo do motor. Entretanto, o circuito equivalente de um motor trifásico se difere, principalmente, de um transformador monofásico no que se refere à variação do circuito do rotor causada pela velocidade de rotação do eixo (SOUZA, 2014).

O circuito elétrico equivalente possibilita as avaliações das perdas resistivas, da potência mecânica produzida, do rendimento elétrico e mecânico, das correntes do estator, das correntes

no rotor e de todas as demais características elétricas relevantes. Nesse circuito, considera-se que a máquina aciona uma carga trifásica equilibrada, possibilitando, assim, uma análise operacional por meio da equivalência a um circuito monofásico. É importante ressaltar que o circuito equivalente de um motor de indução trifásico também considera que o rotor e o estator estão conectados em estrela. Caso contrário, deve-se realizar as devidas transformações de uma ligação delta para estrela.

A Figura 3.6 ilustra o circuito equivalente monofásico teórico de um motor de indução trifásico, em que as resistências representam as perdas por efeito Joule e as reatâncias representam a dispersão do fluxo magnético nos enrolamentos do estator e do rotor.

Figura 3.6 – Circuito elétrico equivalente de um MIT.



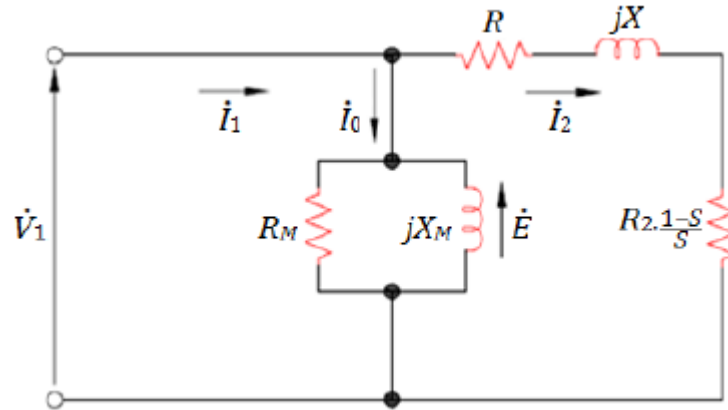
Fonte: Extraída de Souza (2014).

Em que: \dot{V}_1 representa a tensão de alimentação do estator por fase e \dot{E} representa a tensão induzida no enrolamento do rotor, ambos expressos em [V]; \dot{I}_0 é a corrente a vazio, \dot{I}_1 é a corrente elétrica do estator e \dot{I}_2 é a corrente elétrica do rotor, todas dimensionadas em [A]; as resistências R_1 , R_2 e R_M representam as resistências referentes ao enrolamento do estator, ao enrolamento do rotor e às perdas ôhmicas no ferro do núcleo magnético da máquina, respectivamente, todas são dimensionadas em [Ω]; as reatâncias são divididas em jX_1 , jX_2 e jX_M e representam as reatâncias referentes ao enrolamento do estator, ao enrolamento do rotor e às perdas devido ao fluxo magnético de dispersão no ferro, respectivamente, todas dimensionadas em [Ω]; por fim, S representa o escorregamento da máquina, expresso em [%].

É importante ressaltar que a potência transferida ao rotor depende da variação da resistência de carga conforme o valor do escorregamento.

A Figura 3.6 pode ser simplificada por meio do agrupamento das resistências e das reatâncias equivalentes do rotor e do estator, como mostra a Figura 3.7.

Figura 3.7 – Circuito equivalente simplificado de um MIT.



Fonte: Extraída de Souza (2014).

Em que: R é a resistência equivalente da associação em série de R_1 e R_2 ; e jX é a reatância equivalente da associação em série de jX_1 e jX_2 .

A modelagem matemática e eletromagnética apresentada de uma máquina de indução constitui a base para a modelagem computacional de um gerador de indução trifásico no *software ATPDraw*. Tal gerador de indução será posteriormente utilizado no estudo da conexão de motores *Stirling* à rede elétrica.

3.6 Modelagem do gerador de indução trifásico no *ATPDraw*

Conforme descrito na seção 3.3, o *software ATPDraw* apresenta dois modelos de máquinas de indução trifásicas para a realização de estudos computacionais. O primeiro é um DFIG, identificado como UM4 (*Universal Machine- Type 4*). O segundo modelo de máquina assíncrona é do tipo rotor em gaiola de esquilo, denominado UM3 (*Universal Machine- Type 3*). Como citado anteriormente, na modelagem computacional desenvolvida neste trabalho é utilizado o modelo de máquina de indução UM3.

Os desenvolvedores do *software ATP* publicaram um manual de usuário chamado *Rule Book* (1987). Tal manual dispõe de dois volumes, nos quais é especificado, detalhadamente, como deve ser realizada a parametrização dos dados necessários para a simulação de cada um dos componentes disponíveis no *ATPDraw*. Entretanto, essa documentação é de difícil

entendimento, apresentando muitas informações relevantes, distribuídas em diferentes seções do manual, acerca dos parâmetros elétricos e mecânicos de uma máquina representada em um estudo computacional. Esse fato evidencia a necessidade da elaboração de um documento que resuma, de forma prática, lógica e científica, todas as informações necessárias para a realização de estudos computacionais envolvendo máquinas elétricas. No *Rule Book* (1987), o modelo UM3 apresenta quatro terminais, conforme ilustrado na Figura 3.8.

Figura 3.8 – Bloco do UM3 no *ATPDraw*.



Fonte: Adaptada do *software ATPDraw*.

Em que: BUSMG representa o nó referente à carga mecânica acionada pelo motor; INIT é o nó de inicialização da máquina de indução; BUS representa o nó de alimentação trifásica do estator; e NEUTRO é o ramo de neutro da conexão em estrela do MIT.

O barramento de alimentação (BUS) deve ser conectado à três fontes de tensão alternada do tipo 14 (*AC Type 14*) com amplitudes e frequência iguais, porém com defasamento de 120° entre si, simulando uma fonte trifásica simétrica. Já o barramento de carga mecânica (BUSMG) representa o torque mecânico, o atrito viscoso e o momento de inércia do conjunto máquina-carga. O ramo de neutro (Neutro) é utilizado para definir o tipo de aterramento no ponto neutro da conexão em estrela (Y) do motor de indução trifásico. Por fim, o terminal INIT é utilizado para a inicialização do motor, representando a condição inicial do torque.

3.6.1 Parâmetros da rede mecânica do UM3

O *software ATP* apresenta uma equivalência entre as grandezas mecânicas e elétricas de uma máquina assíncrona. Dessa forma, o torque mecânico pode ser representado como uma fonte de corrente, obedecendo a relação de que 1 [N.m] de torque equivale à 1 [A] de corrente elétrica. As demais equivalências mecânico-elétricas apresentadas pelo *software ATPDraw* estão resumidas na Tabela 3.1. Neste caso, foi modelado uma carga de conjugado constante,

podendo, assim, ser utilizada uma fonte de corrente alternada (*AC Type 14*) com baixa frequência, por exemplo

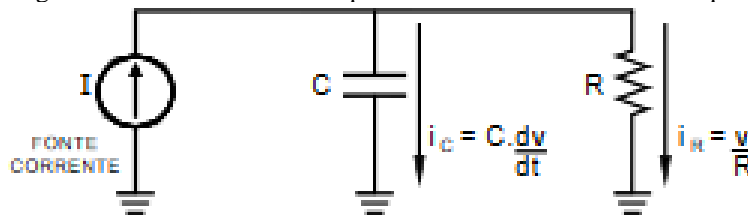
Tabela 3.1 – Equivalência entre grandezas mecânicas e elétricas.

Grandezas Mecânicas			Grandezas Elétricas		
T	Torque	[N.m]	i	Corrente no nó	[A]
ω	Velocidade angular	[rad/s]	v	Tensão no nó	[V]
φ	Posição angular	[rad]	q	Carga do capacitor	[C]
J	Momento de inércia	[kg.m ²]	C	Capacitância	[F]
K	Constante de mola	[N.m/rad]	$1/L$	Indutância recíproca	[1/H]
D	Coefficiente de atrito	[N.m.s/rad]	$1/R$	Condutância	[S]

Fonte: Extraída de Souza (2014).

Utilizando a equivalência baseada na analogia elétrico-mecânica, os parâmetros da rede mecânica podem ser representados pelo circuito equivalente ilustrado na Figura 3.9.

Figura 3.9 – Circuito elétrico equivalente à rede mecânica da máquina assíncrona.



Fonte: Extraída de Duarte *et al.* (2011).

De acordo com a Tabela 3.1 e a Figura 3.9, o momento de inércia (J) é comparado ao comportamento elétrico de um capacitor, respeitada a relação de que 1 [kg.m²] de momento de inércia equivale à 1 [F] de capacitância. Já o coeficiente de atrito (D) é representado por meio de uma condutância, onde 1 [$\frac{Nms}{rad}$] equivale à 1[S].

A fonte de corrente da Figura 3.9 representa o torque mecânico, respeitada a relação dimensional já citada anteriormente. A amplitude da fonte de corrente elétrica deve ser semelhante ao módulo do torque. Além disso, para valores positivos de torque, ou seja, valores positivos de corrente elétrica, entende-se que está sendo aplicado torque ao eixo da máquina de indução, resultando em uma operação como gerador. Por outro lado, para valores negativos de torque, entende-se que a máquina assíncrona está produzindo torque sobre seu eixo, resultando em um processo de motorização da máquina. Adicionalmente, a frequência da fonte de corrente elétrica deve possuir amplitude muito baixa, na ordem de 10^{-5} , para representar uma carga com torque constante conectada ao eixo do motor.

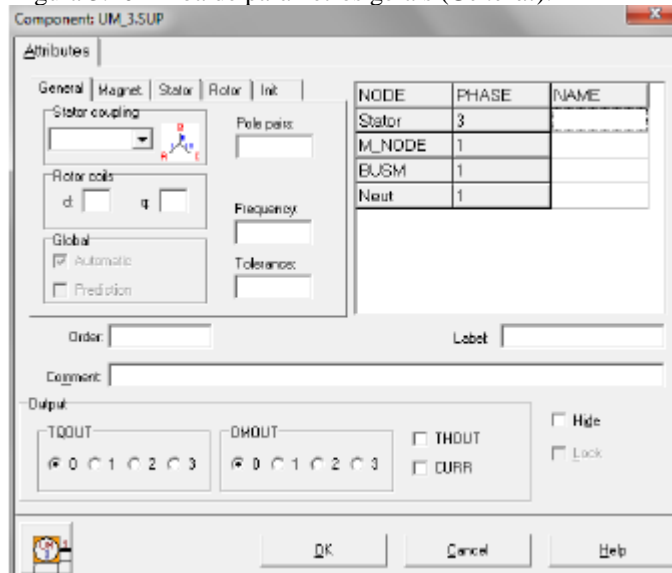
O resistor elétrico apresentado na Figura 3.9 é utilizado para representar a condutância do circuito elétrico, representando as perdas mecânicas na máquina, sendo que sua amplitude é proporcional à somatória das perdas por atrito e ventilação.

3.6.2 Parâmetros da rede elétrica do UM3

A máquina de indução trifásica de simples excitação (UM3) no *ATPDraw* é configurada pelo usuário por meio da janela de atributos. Essa janela possui cinco abas de parametrização, sendo essas: *General*, *Magnet*, *Stator*, *Rotor* e *Init*.

A Figura 3.10 apresenta a aba *General*. Na mesma, são configurados os parâmetros gerais da máquina de indução trifásica, como: número de pares de polos (*Pole Pairs*); margem de convergência para o cálculo da velocidade do motor (*Tolerance*); frequência de operação da máquina em regime permanente (*Frequency*); tipo de conexão, estrela ou delta, dos enrolamentos do estator (*Stator Coupling*); e número de bobinas dos enrolamentos do rotor de eixo (*Rotor Coils*) direto (d) e de quadratura (q).

Figura 3.10 – Aba de parâmetros gerais (*General*).



Fonte: Extraída do software *ATPDraw*.

Na aba *General* também é possível configurar outros parâmetros, como: a visualização do modo de inicialização e interface, por meio da caixa de seleção (*Global*); a identificação do componente por meio do campo *Label*; os dados de torque mecânico (TQOUT); a velocidade

angular do eixo do motor (OMOUT); e a posição angular do rotor, em [rad], bem como as correntes elétricas nas bobinas do rotor, em [A], por meio das opções (THOUT) e (CURR), respectivamente. Pode-se observar também os nomes dos nós e as quantidades de fases que são atribuídas aos mesmos.

Prosseguindo, a aba *Magnet* possibilita a parametrização dos valores de indutância de magnetização do eixo direto (LMUD) e de indutância de magnetização do eixo em quadratura (LMUQ). Além disso, possibilita a ativação da característica de saturação para o eixo direto (d), para o eixo em quadratura (q) ou para ambos os eixos (*both*), além de permitir a definição da magnetização simetricamente entre os eixos (*symm*) ou, ainda, desativar a caracterização manual da saturação magnética da máquina (*none*). A Figura 3.11 ilustra a aba *Magnet* relacionada ao UM3.

Figura 3.11 – Aba de parâmetros de magnetização (*Magnet*).

NODE	PHASE	NAME
Stator	3	
M_NODE	1	
BUSM	1	
Neut	1	

Fonte: Extraída do software ATPDraw.

Os valores devem ser inseridos em por unidade [pu], considerando os dados de placa do MIT como valores de base, ou em Henry [H].

A aba *Stator* é a próxima parametrização a ser realizada. Nessa aba, pode-se configurar os valores de resistência, em [Ω], e os valores de indutância, em [pu] ou [H], referentes aos eixos (d), (q) e (0) do estator. A aba *Stator* é mostrada na Figura 3.12.

Figura 3.12 – Aba de parâmetros do estator (*Stator*).

Component: UM_3.SUP

Attributes

General Magnet. Stator Rotor Init

	R [ohm]	L [H/pu]
0	0	0
d	0	0
q	0	0

NODE	PHASE	NAME
Stator	3	
M_NODE	1	
BUSM	1	
Neut	1	

Order: 0 Label:

Comment:

Output

TQOUT: 0 1 2 3 (0 selected)

OMDOUT: 0 1 2 3 (0 selected)

THOUT CURR

Hide Lock

OK Cancel Help

Fonte: Extraída do *software ATPDraw*.

Em sequência, na aba *Rotor* são parametrizados os valores específicos de resistência, em $[\Omega]$, e de indutância em, [pu] ou [H], referentes aos eixos direto (bobina 1) e quadratura (bobina 2) do rotor, como pode ser observado na Figura 3.13.

Figura 3.13 – Aba de parâmetros do rotor (*Rotor*).

Component: UM_3.SUP

Attributes

General Magnet. Stator Rotor Init

	R [ohm]	L [H/pu]
1	0	0
2	0	d

NODE	PHASE	NAME
Stator	3	
M_NODE	1	
BUSM	1	
Neut	1	

Order: 0 Label:

Comment:

Output

TQOUT: 0 1 2 3 (0 selected)

OMDOUT: 0 1 2 3 (0 selected)

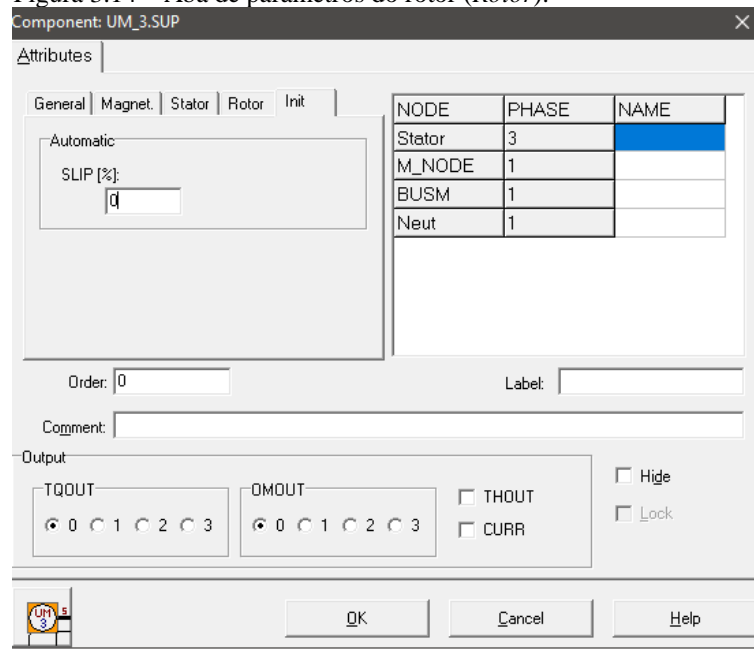
THOUT CURR

Hide Lock

OK Cancel Help

Fonte: Extraída do *software ATPDraw*.

Por fim, a aba *Init*, mostrada na Figura 3.14, possibilita a definição do valor do escorregamento inicial (*SLIP*) da máquina em questão, sendo expresso em [%].

Figura 3.14 – Aba de parâmetros do rotor (*Rotor*).

Fonte: Extraída do *software ATPDraw*.

Realizados os processos de configuração das cinco abas apresentadas, do circuito mecânico equivalente e dos demais requisitos para a simulação de um UM3, conclui-se a parametrização de uma máquina de indução trifásica, necessária para a realização dos estudos computacionais propostos neste trabalho.

Assim sendo, a partir da definição dos parâmetros necessários para a modelagem de uma máquina assíncrona, a próxima seção demonstra o modelamento computacional do motor *Stirling* dos tipos Alfa e Gama, os quais serão acoplados ao gerador UM3 como máquinas motrizes, para a geração de um torque externo.

3.7 Modelagem computacional de motores *Stirling* do tipo Alfa

Diversos componentes específicos presentes, atualmente, nos sistemas elétricos de potência não estão disponíveis na biblioteca padrão do *software ATPDraw*, como é o caso dos motores *Stirling*. Assim, neste trabalho, o motor *Stirling* foi modelado utilizando a linguagem *Models* do *software ATP*. O desenvolvimento desse novo componente foi realizado em dois estágios: no primeiro, criou-se uma rotina de programação que contempla todo o modelamento termodinâmico do motor *Stirling* descrito no Capítulo 2; no segundo, criou-se um componente para executar a rotina programada no primeiro estágio e, assim, permitir a modelagem

computacional do novo componente no *ATPDraw*. Esse novo componente criado pode interagir com todos os demais componentes do *software*, sejam eles pertencentes às redes elétricas ou aos sistemas de controle.

Esta seção contempla os processos de modelagem computacional de um motor *Stirling* do tipo Alfa, podendo ser também aplicado à motores da classe Gama. Os modelos computacionais desenvolvidos por meio do *software ATPDraw* são validados utilizando valores teóricos e experimentais extraídos dos trabalhos de Barros (2005) e Dias (2016).

3.7.1 Criação do model *Stirling* para motores *Stirling* dos tipos Alfa

O modelo computacional criado deve ser capaz de receber como dados de entrada as seguintes informações: características estruturais (como volume das câmaras de expansão e compressão, por exemplo); tipo de fluido de trabalho; valores das temperaturas de expansão e compressão; e a velocidade nominal de rotação do motor. A variável de saída é definida como o torque mecânico produzido pela máquina.

A rotina de programação foi desenvolvida com base nos padrões de sintaxe da linguagem de programação utilizada. Assim, para a criação do programa computacional, utilizou-se o *software* Keditw, que consiste em um editor gratuito de textos, possuindo os recursos apropriados para os objetivos propostos neste trabalho. Além de auxiliar nos padrões da linguagem utilizada, o *software* Keditw permite a criação de um arquivo do tipo .mod, o qual é suportado, interpretado e compilado pelo *software ATPDraw*.

A linguagem da rotina *Models* apresenta uma sintaxe específica para dados de entrada, dados de saída e instruções para a execução do programa computacional desenvolvido. Para a modelagem computacional do motor *Stirling*, foram necessários oito cartões de dados, os quais constituem a estrutura do programa computacional desenvolvido, sendo esses:

- DATA: contempla os dados de entrada do programa informados pelo usuário, como por exemplo os volumes geométricos do motor *Stirling*;
- OUTPUT: contempla as variáveis que serão utilizadas como saída do *model* desenvolvido no *ATPDraw*;
- VAR: define todas as variáveis utilizadas na rotina;

- HISTORY: contempla as variáveis que apresentam valores modificados ao longo do *software*, permitindo o acesso aos valores dessas variáveis em diferentes instantes de tempo da simulação. Também permite a realização de operações matemáticas, tais como: integração, derivação, diferenciação, além da execução de *loops* de programação.
- INIT: realiza a atribuição de valores iniciais para as variáveis declaradas;
- EXEC: contempla os cálculos realizados na rotina, ou seja, a execução do programa propriamente dita, assim como laços de repetição e condições de contorno;
- RECORD: contempla as variáveis que terão os valores registrados pelo *software ATPDraw* durante o processamento, disponibilizando-os para plotagem e traçado de gráficos.

Devido às peculiaridades de cada classe de motor *Stirling*, foram desenvolvidas duas rotinas de programação, sendo uma para o motor *Stirling* tipo Alfa e outra para o tipo Gama, uma vez que essas são as classes mais utilizadas de motores *Stirling*. Ambas as rotinas apresentaram semelhanças, como por exemplo, nos dados de entrada e saída.

Como dados de entrada, foram considerados os volumes de expansão e compressão ativos e mortos, em [m³]; o volume do regenerador, em [m³]; a velocidade de rotação, em [rpm]; a constante do fluido de trabalho, em [J/(mol * k)]; a pressão média do fluido de trabalho, em [kPa]; e as temperaturas de expansão e compressão, ambas em Kelvin [K].

As modelagens foram realizadas individualmente para cada tipo de motor *Stirling* (Alfa e Gama), devido às características próprias de cada classe, conforme apresentadas e discutidas no Capítulo 2. O programa implementado foi escrito na linguagem *MODELS*, com sintaxe semelhante às linguagens de programação *FORTRAN* e *PASCAL*. Ambas as modelagens são descritas em detalhes nos Apêndices C e D, respectivamente.

Como dados de saída, foram extraídos o torque resultante da máquina, expresso em [N.m]; e o trabalho total produzido pelo motor *Stirling*, expresso em [W]. Alguns valores de parâmetros termodinâmicos importantes, tais como a variação de pressão e o volume, foram exportados do *software ATPDraw*, por meio do *ATPLauncher*, no formato .csv, e tratados por meio do *software Excel*, com o intuito de plotar o ciclo *Stirling* para cada máquina.

No *software ATPDraw*, criou-se um componente, denominado STIRLA, para o motor *Stirling* classe Alfa e um outro componente, denominado STIRLG, para o motor *Stirling* classe Gama. Para o desenvolvimento desse bloco interativo, os seguintes passos foram seguidos:

- Criou-se um novo arquivo, clicando em *New File*;
- Nesse novo arquivo, selecionou-se a aba *Objects*;
- Na aba *Objects*, selecionou-se a opção *MODEL*;
- Em *MODEL*, selecionou-se a opção *New Sub File*;

O novo componente criado apresenta uma tabela de dados de entrada, descritos na aba *Data*, e de dados de saída, definidos na aba *Nodes*. Os dados de entrada correspondem aos nomes das variáveis definidas no cartão *DATA* do programa computacional. Isso porque os nomes das variáveis de entrada, informados na aba *Data*, devem ser os mesmos nomes das variáveis informadas no campo *DATA* do *model*, respeitando, inclusive, a sequência de citação dos nomes das variáveis de entrada do cartão *DATA*. De forma análoga, na aba *Nodes* devem ser descritas as mesmas variáveis de saída definidas no cartão *OUTPUT* do *model* criado. Nesta aba, o usuário define o tipo de variável de saída, a posição do nó ao qual essa variável será atribuída (de 1 a 12), além do número de fases (1/3) atribuídas a cada variável. As Figuras, Figura 3.15 e Figura 3.16 apresentam, respectivamente, os dados de entrada da aba *Data* e os nós de saída da aba *Nodes* para o novo componente que representa a máquina *Stirling* Classe Alfa.

Figura 3.15 – Criação do *Model* STIRLA: variáveis de entrada descritas na aba *Data*.

Name	Default	Min	Max	Param	Digits
VDEXPA	6.23349E-5	0	0	0	0
VMEXPA	3.32577E-5	0	0	0	0
VDCOMP	1.75929E-5	0	1000	0	0
VMCOMP	8.82356E-5	0	1000	0	0
VREGEN	9.35174E-5	0	1000	0	0
RPM	1140	0	10000	0	0
R	287.05	0	10000	0	0
PMEDIA	101325	0	1000000000	0	0
TEXPAN	417.78	0	10000	0	0
TDCOMPR	340.98	0	10000	0	0

Standard data

High precision



Output enable

Nonlinear

Type: Model

Num. data: 10

Num. nodes: 2

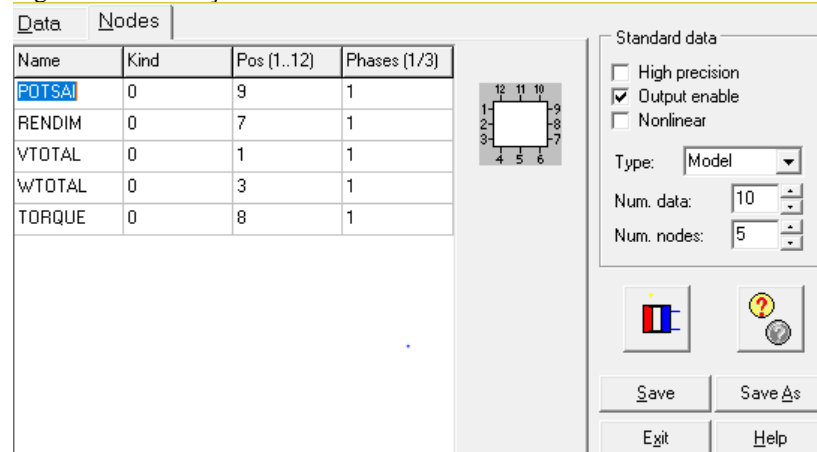
 

Save Save As

Exit Help

Fonte: Extraída do *software ATPDraw*.

Figura 3.16 – Criação do *Model STIRLA*: variáveis de saída descritas na aba *Nodes*.



Fonte: Extraída do *software ATPDraw*.

Pode-se perceber, por meio da Figura 3.15

Figura 3.15, que o *model STIRLA* exige que o usuário informe dez valores como dados de entrada. Sendo esses:

1. VDEXPA: volume de deslocamento de expansão, em [m³];
2. VMEXPA: volume morto de expansão, em [m³];
3. VDCOMP: volume de deslocamento de compressão, em [m³];
4. VMCOMP: volume morto de compressão, em [m³];
5. VREGEN: volume do regenerador, em [m³];
6. RPM: velocidade nominal do motor, em [rpm];
7. R: constante do fluido de trabalho, em [$\frac{J}{mol \cdot K}$];
8. PMEDIA: pressão média de trabalho, em [kPa];
9. TEXPAN: temperatura de expansão, em [K];
10. TCOMPR: temperatura de compressão, em [K].

Os dados de entrada inseridos na aba *Data* do *model STIRLA*, ilustrados na Figura 3.15, foram definidos com base na modelagem de Schmidt utilizada na construção do protótipo de um motor *Stirling*, conforme experimento realizado por Barros (2005). Por outro lado, os dados de entrada inseridos na aba *Data* do *model STIRLG* foram referentes aos dados teóricos extraídos do trabalho de Dias (2016).

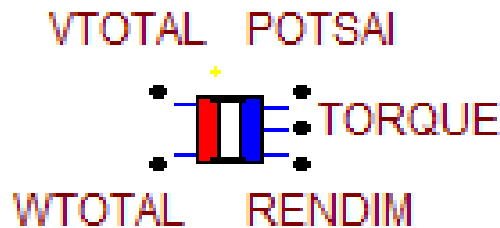
Na Figura 3.16 são ilustrados os cinco nós de saída, sendo esses:

1. POTSAI: potência mecânica de saída, em [W];
2. RENDIM: rendimento térmico, em [%];
3. VTOTAL: volume total, em [m³];
4. WTOTAL: trabalho total de saída, em [J];

5. TORQUE: torque mecânico de saída, em [N.m].

Por meio da interface de criação de ícone, elaborou-se um desenho representativo de ícone gráfico do *model* criado para a máquina *Stirling*, como pode ser visualizado na Figura 3.17.

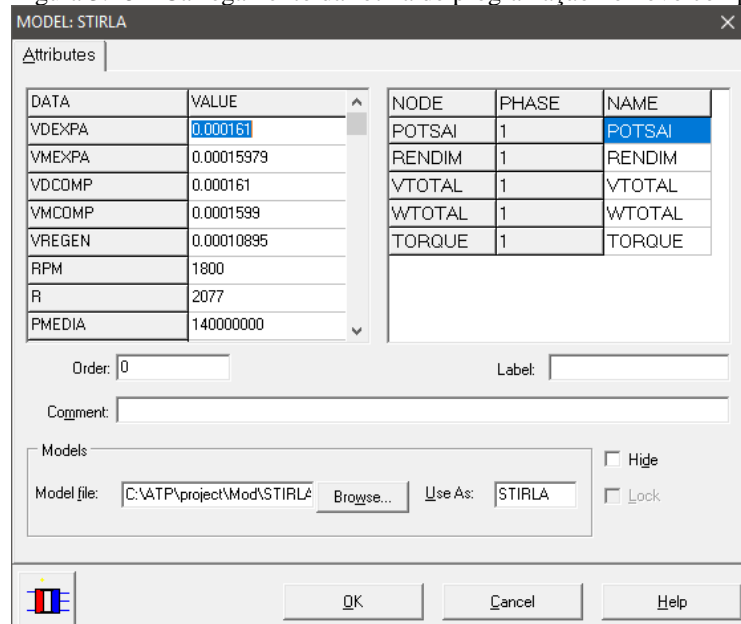
Figura 3.17 – Ícone gráfico criado para o motor *Stirling*.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Como as modelagens de Schmidt para motores *Stirling* das classes Alfa e Gama somente se diferem nas análises termodinâmicas, o mesmo bloco e o mesmo ícone são utilizados para ambas as classes. O diferencial entre essas classes é o modelamento termodinâmico descrito no programa computacional desenvolvido para cada *model* e carregado no campo mostrado na Figura 3.18, conforme a necessidade do usuário em simular um ou outro *model* (STIRLA ou STIRLG) para motores *Stirling*.

Figura 3.18 – Carregamento da rotina de programação no novo componente criado.



Fonte: Extraída do software ATPDraw.

A Figura 3.18 ilustra o processo de carregamento do programa computacional ou *model* criado com a extensão *.mod*, associado ao *model* STIRLA, que, por sua vez, refere-se à um motor *Stirling* classe Alfa. Esse processo pode ser realizado da mesma forma para o *model* STIRLG, carregando o arquivo *.mod* correspondente à este *model*. Ao realizar tal carregamento, é possível executar o programa do *model* implementado e plotar graficamente todas as variáveis de saída descritas na aba *Nodes* da Figura 3.16.

As variáveis de saída podem ser obtidas em forma gráfica, como a variação da pressão em relação ao tempo. Também é possível exportar, em um arquivo no formato *.csv* e em qualquer instante de tempo da simulação, todos os valores calculados pelo *software ATPDraw* para as variáveis do *model*, o que permite a obtenção do gráfico Pressão *versus* Volume, por exemplo. O arquivo *.csv* possibilita o tratamento dos valores das variáveis de saída por meio de outros *softwares*, como o Excel, o qual foi utilizado para plotar o ciclo *Stirling* do motor investigado.

Após a etapa de desenvolvimento dos *models* STIRLA e STIRLG, os resultados obtidos com esses modelos foram comparados, respectivamente, com os resultados obtidos por Barros (2005) e por Dias (2016), para fins de validação da modelagem computacional desenvolvida.

3.7.2 Validação termodinâmica do *model* STIRLA

Para a validação do *model* STIRLA implementado computacionalmente, foram comparados o rendimento térmico, o trabalho indicado e a potência de saída resultante da modelagem computacional desenvolvida neste trabalho com os resultados obtidos por Barros (2005). Como descrito no Capítulo 2, Barros (2005) simulou e testou em laboratório um motor *Stirling* classe Alfa denominado Solo 161.

Empregando os mesmos valores de temperatura, pressão e volume descritos na Tabela 2.2 como dados de entrada para o *model* STIRLA, foram obtidos os valores de rendimento térmico, trabalho indicado e potência de saída apresentados na Tabela 3.2. Os valores da Tabela 2.2 foram utilizados como dados de entrada para fins de comparação com os resultados obtidos por Barros (2005).

Tabela 3.2 – Comparação entre valores obtidos por Barros (2005) e pelo *model* STIRLA desenvolvido.

Dados	Solo 161		STIRLA	Erro Absoluto		Erro Relativo	
	Simulação-MATLAB	Ensaio	Simulação <i>ATPDraw</i>	STIRLA × Solo 161: Simulação	STIRLA × Solo 161: Ensaio	STIRLA × Solo 161: Simulação	STIRLA × Solo 161: Ensaio
Trabalho Indicado	323,43 [J]	292 [J]	322,05 [J]	1,38 [J]	30,05 [J]	0,427 [%]	9 [%]
Potência Gerada	9703 [W]	8760 [W]	9661 [W]	42 [W]	901 [W]	0,433 [%]	9 [%]
Eficiência Térmica de Carnot	70,08 [%]	19 [%]	70,08 [%]	0 [%]	51,8 [%]	0%	73 [%]

Fonte: Elaborada pelo Autor.

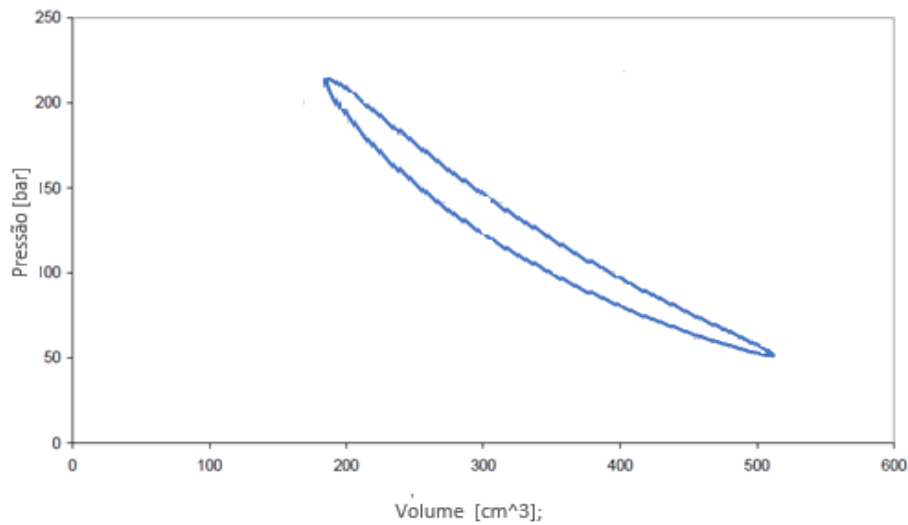
Entre os resultados obtidos por simulação empregando-se a modelagem de Schmidt por meio do software Matlab e os resultados de estudos computacionais obtidos com o *model* STIRLA, percebe-se um pequeno erro relativo de, aproximadamente, 0,4% em relação ao trabalho produzido e à potência de saída. Além disso, a comparação entre os resultados obtidos computacionalmente por Barros (2005) e com o emprego do *model* STIRLA mostra que a eficiência térmica não apresenta variação, uma vez que ambas utilizam a eficiência de Carnot para seu cálculo, Equação (1.1). Conforme essa equação, se as temperaturas de expansão e compressão forem iguais, o rendimento térmico também deverá ser igual. Assim, como as temperaturas de expansão e compressão da simulação do Solo 161 e do *model* STIRLA são iguais, obteve-se uma eficiência em torno de 70% e erro absoluto nulo.

Entre os dados experimentais realizados no Solo 161 e os dados obtidos com o *model* STIRLA, obteve-se um erro relativo de, aproximadamente, 9% em relação ao trabalho indicado e, conseqüentemente, à potência de saída. Deve-se frisar que o modelamento de Schmidt emprega aproximações isotérmicas e isovolumétricas que não se observam integralmente na prática, justificando as discrepâncias observadas. No caso da eficiência térmica, obteve-se um erro absoluto de 51,8%. Barros (2005) explica que já é esperado um erro absoluto de até 60% na eficiência térmica resultante do emprego da modelagem de Schmidt, devido à desconsideração de perdas caloríficas no modelamento térmico.

Assim sendo, os resultados obtidos para as grandezas termodinâmicas (trabalho indicado, potência elétrica e eficiência) calculadas pelo *model* STIRLA mostraram-se bastante concordantes e satisfatórios quando comparados aos resultados computacionais obtidos por Barros (2005).

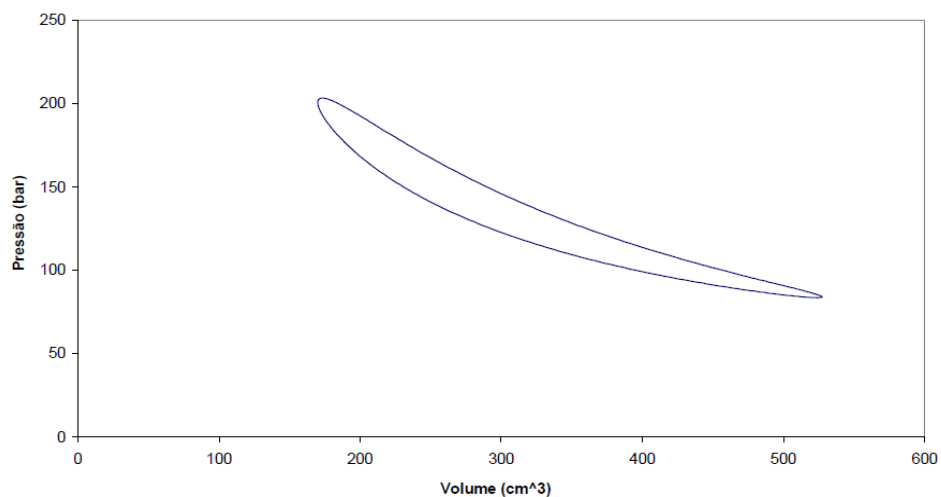
Os módulos de volume e pressão foram exportados para um arquivo no formato .csv por meio da interface de exportação e plotagem de gráficos das variáveis de saída do *model* STIRLA, disponível para o *software* ATPDraw utilizando o recurso ATPLauncher. Feito isso, os recursos do *software* Excel foram utilizados para o desenvolvimento e a plotagem do ciclo *Stirling* para o motor SOLO 161, como apresentado na Figura 3.19. O ciclo *Stirling* reproduzido por Barros (2005) pode ser novamente visualizado na Figura 3.20.

Figura 3.19 – Ciclo *Stirling* resultante plotado a partir dos valores calculados pelo *model* STIRLA.
Ciclo Stirling simulado para o SOLO 161



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Figura 3.20 – Ciclo *Stirling* para o Solo 161.
Diagrama P x V



Fonte: Extraída de Barros (2005).

Pode-se observar que os limites do gráfico resultante do ciclo *Stirling* calculado a partir do *model* STIRLA são semelhantes aos do ciclo *Stirling* gerado por Barros (2005).

Assim sendo, nota-se que os resultados obtidos com o emprego do *model* STIRLA provaram-se satisfatórios, uma vez que os mesmos apresentaram pequenas taxas de discrepância quando comparados aos resultados encontrados por Barros (2005). Com isso, pode-se validar o modelo computacional desenvolvido, tornando-o apto para a realização de estudos computacionais investigativos acerca do comportamento dinâmico e dos impactos da conexão de motores *Stirling* aos sistemas elétricos de potência, como fontes de geração distribuída de energia elétrica.

3.8 Considerações finais

Este capítulo apresentou o desenvolvimento de um *model* denominado STIRLA, apto a representar um motor *Stirling* da classe Alfa. O novo componente criado no *ATPDraw* também pode ser utilizado para representar um motor *Stirling* da classe Gama, por meio do emprego do *model* STIRLG. A criação deste novo componente foi realizada com o intuito de proporcionar a realização de estudos investigativos acerca do impacto gerado no sistema elétrico pela conexão de sistemas de geração de energia elétrica empregando motores *Stirling*. Adicionalmente, verificou-se que os motores de indução podem operar como geradores de indução, se respeitadas as limitações mecânicas e elétricas da máquina, tornando-os aptos para utilização em sistemas de geração de energia elétrica a partir de motores *Stirling*. Além disso, neste capítulo, pode-se comprovar que o acionamento de um gerador de indução de simples excitação por um motor *Stirling* é apropriada para representação deste tipo de sistema de geração de energia elétrica, uma vez que as máquinas *Stirling* apresentam um conjugado aproximadamente constante.

4 ESTUDOS COMPUTACIONAIS E RESULTADOS

O presente capítulo se destina à realização de estudos computacionais acerca da operação da máquina assíncrona UM3 e de sua utilização como gerador de indução acionado pelo *model STIRLA* desenvolvido. Assim, este capítulo se inicia com a simulação e a análise da máquina UM3 operando, primeiramente, como motor e, em seguida, como gerador. Em sequência, o *model STIRLA* é configurado com os mesmos parâmetros do motor *Stirling Solo 161*, citado por Barros (2005), para, posteriormente, ser acoplado como máquina motriz no acionamento de um gerador de indução do tipo UM3, a fim de analisar o comportamento dinâmico desse sistema de geração de energia.

4.1 Simulação da máquina assíncrona UM3 operando como motor ou como gerador

Esta seção tem por objetivo analisar o funcionamento de uma máquina assíncrona operando como motor e, em seguida, como gerador. Para isso, deve-se, primeiro, definir valores tanto para os parâmetros elétricos da UM3 quanto para os elementos da rede elétrica e do sistema mecânico.

A potência mecânica de saída do motor *Stirling Solo 161*, utilizado para parametrizar o *model STIRLA*, é de, aproximadamente, 9661 [W]. Portanto, faz-se necessário simular uma máquina UM3 com potência igual ou superior à potência do motor *Stirling*. Dessa forma, o modelo de máquina UM3 foi parametrizado baseando-se no procedimento e valores utilizados por Souza (2014), conforme mostrado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Especificações da WEG para o modelo de motor W22 Plus.

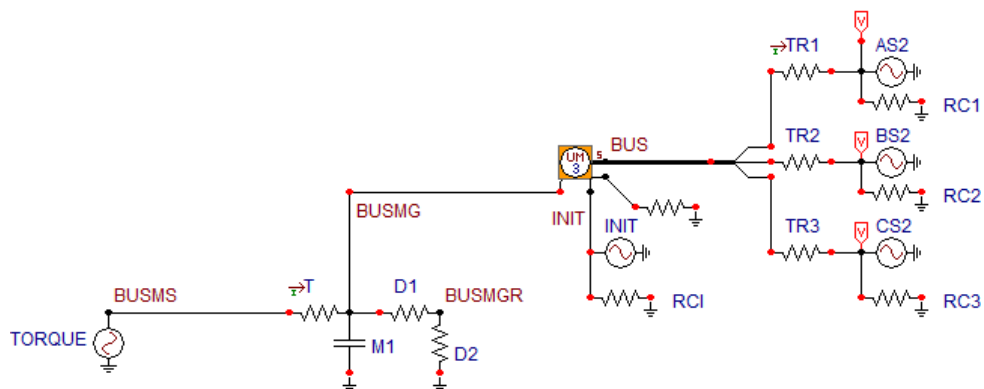
Símbolo	Descrição	Valor
V_n	Tensão nominal	220 [V]
I_n	Corrente nominal	38,2 [A]
P_n	Potência nominal	15 [cv]
f_n	Frequência nominal	60 [Hz]
P	Número de polos	4 [polos]
n_n	Velocidade nominal	1755 [rpm]
s_n	Escorregamento nominal	2,5%
$\eta_{100\%}$	Rendimento 100%	91,0%
$\cos\varphi_{100\%}$	Fator de potência 100%	83,0%
I_p/I_n	Relação entre corrente de partida e corrente nominal	6,0
T_n	Conjugado ou torque nominal	59,9 [N.m]
J	Momento de inércia	0,09737 [kg.m ²]

Fonte: Extraído de Souza (2014).

4.1.1 Parametrização para simulação da máquina assíncrona UM3

Na presente subsecção, são calculados os parâmetros necessários para a configuração da máquina UM3 utilizada em estudos computacionais, com base nas especificações de um fabricante. A Figura 4.1 apresenta o circuito de simulação do modelo de máquina assíncrona UM3 proposto pelo *Rule Book* (1987) do *ATP*.

Figura 4.1 – Circuito elétrico equivalente para simulação do modelo de máquina UM3.



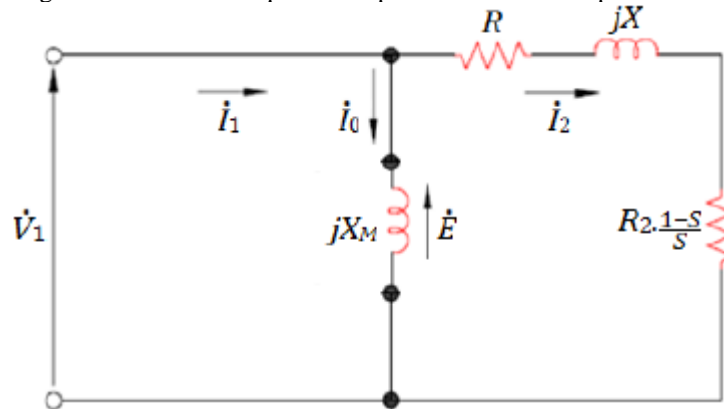
Fonte: Elaborada pelo Autor.

Os sistemas mecânico e elétrico de alimentação, bem como os ramos de inicialização e de neutro, acessados por meio dos nós do modelo UM3, devem ser devidamente configurados

pelo usuário para que se obtenha resultados em estudos computacionais condizentes com a operação real da máquina de indução. Os parâmetros necessários para a simulação da máquina UM3 foram selecionados com base nas especificações do motor de indução trifásico W22 Plus, fabricado pela Weg S.A. Em concordância com o procedimento de modelagem estabelecido por Souza (2014), buscou-se simular o modelo UM3 por meio das especificações elétricas e mecânicas do motor W22 Plus, apresentadas na Tabela 4.1.

Em detrimento aos procedimentos de cálculo dos valores de parâmetros e constantes eletromecânicas da máquina elétrica, optou-se, neste trabalho, pela parametrização do modelo de máquina UM3 a partir da análise do circuito equivalente de um MIT, como apresentado na Figura 4.2, juntamente com os parâmetros elétricos e mecânicos apresentados na Tabela 4.1.

Figura 4.2 – Circuito equivalente por fase de um MIT para o modelo UM3.



Fonte: Extraída de Souza (2014).

Para a definição dos parâmetros elétricos requeridos para simulação computacional da máquina de indução, é necessário calcular os valores das resistências dos enrolamentos referentes ao estator e ao rotor, às quais foram agrupadas e representadas por um único resistor (R) no circuito elétrico equivalente da Figura 4.2. De forma similar, é preciso calcular também os valores das reatâncias indutivas do estator e do rotor, que representam os fluxos magnéticos de dispersão nesses dois enrolamentos, às quais estão associadas e representadas unicamente pela reatância indutiva (jX) no circuito elétrico equivalente da Figura 4.2.

A potência nominal para o motor modelo W22 Plus é de 15 [cv], segundo a Tabela 4.1. Assim, deve-se converter a potência dada em cavalo-vapor [cv] para Watts [W], no intuito de averiguar se o W22 Plus é apropriado para utilização no sistema de geração de energia com o motor *Stirling*, modelado como *model STIRLA*. Tal conversão de [cv] para [W] é obtida empregando-se a Equação (4.1):

$$P_n = 15 \cdot 736 = 11.040 [W] \quad (4.1)$$

Considerando que o MIT será alimentado por uma rede trifásica equilibrada, empregando a conexão tipo estrela (Y), a amplitude da corrente de linha será igual à da corrente de fase e a potência ativa trifásica de entrada será dada pela Equação (4.2):

$$P_i = \sqrt{3} \cdot V_l I_l \cdot \cos \varphi \quad (4.2)$$

Em que: V_l é o valor nominal da tensão de linha, expressa em [V]; I_l é o valor nominal da corrente de linha, expressa em [A]; P_i é a potência ativa de entrada, expressa em [W]; e $\cos \varphi$ é o fator de potência nominal da máquina.

Aplicando à Equação (4.2) as especificações de tensão elétrica e corrente elétrica nominais para o modelo de motor W22 Plus, apresentadas na Tabela 4.1, é possível calcular a potência ativa de entrada conforme a Equação (4.3):

$$P_i = \sqrt{3} \cdot 220 \cdot 38,2 \cdot 0,83 = 12.081,6 [W] \quad (4.3)$$

Nota-se que existe uma diferença entre os valores da potência ativa de entrada (14,5561 kW) e da potência nominal (11,040 kW). Essa diferença ocorre devido às perdas totais na máquina de indução e será útil para a estimativa das perdas mecânicas presentes neste modelo de máquina. A Equação (4.4) apresenta o valor das perdas totais da máquina, expresso em Watts [W]:

$$\Delta P_t = 12.081,6 - 11.040 = 1.041,6 [W] \quad (4.4)$$

As perdas totais (ΔP_t) podem ser decompostas em três tipos: perdas no estator, perdas no rotor e perdas mecânicas.

De forma análoga, as perdas totais podem ser estimadas pela soma das perdas mecânicas totais com as perdas elétricas do estator e do rotor, conforme apresentado na Equação (4.5):

$$\Delta P_t = \Delta P_{mec} + P_e + P_r \quad (4.5)$$

Para a estimativa das perdas mecânicas (atrito e ventilação) sem a realização do ensaio a vazio da máquina, Souza (2014) sugere o uso da Equação (4.6), onde as perdas mecânicas podem ser estimadas em função das perdas totais e um fator de multiplicação (k):

$$\Delta P_{mec} = k \cdot \Delta P_t \quad (4.6)$$

O valor da constante k da Equação (4.6) pode ser ajustado de acordo com as especificações do fabricante. Entretanto, resultados de simulações realizadas por Souza (2014) mostraram que o valor de k igual à 0,5 resulta em valores significativamente aproximados dos valores utilizados pelas especificações do fabricante. Nesse sentido, como a Tabela 4.1 não apresenta o valor da constante k, utilizou-se o valor de 0,5, seguindo a recomendação técnica contida em Souza (2014). Assim, as perdas mecânicas totais são definidas de acordo a Equação (4.7):

$$\Delta P_{mec} = 0,5 \cdot 1.041,6 = 520,8 [W] \quad (4.7)$$

Em que: ΔP_{mec} são as perdas mecânicas totais de potência ativa (atrito e ventilação), expressas em [W].

Como consequência, a potência mecânica total fornecida pode ser calculada pela soma da potência nominal com as perdas mecânicas totais, como apresentado na Equação (4.8):

$$P_d = P_n + \Delta P_{mec} = 11.040 + 520,8 = 11.560,8 [W] \quad (4.8)$$

Em que: P_d é a potência mecânica desenvolvida no eixo do rotor, expressa em [W].

De forma análoga, a potência mecânica desenvolvida (P_d) pode ser calculada pela diferença entre a potência transferida do estator para o rotor (P_g) e as perdas de efeito Joule no rotor (P_r), todas expressas em Watts [W]. As Equações (4.9), (4.10) e (4.11) referem-se à forma alternativa de cálculo de P_d , por meio dos cálculos de P_g e P_r respectivamente:

$$P_d = P_g - P_r \quad (4.9)$$

$$P_g = 3 \cdot \frac{R_2}{s} \cdot (I_2)^2 \quad (4.10)$$

$$P_r = 3 \cdot R_2 \cdot (I_2)^2 \quad (4.11)$$

Em que: I_2 é a parcela de corrente que flui pelo circuito do rotor, expressa em [A]; R_2 é o valor da resistência do rotor, expresso em [Ω]; e s é o escorregamento nominal, expresso em [%].

Substituindo as Equações (4.10) e (4.11) na Equação (4.9), obtêm-se a Equação (4.12), o que possibilita o cálculo de R_2 :

$$R_2 = s \cdot \frac{P_d}{3 \cdot (I_2)^2 \cdot (1 - s)} \quad (4.12)$$

De acordo com Souza (2014), as correntes no rotor (I_2) e de magnetização (I_0), destacadas na Figura 4.2, podem ser estimadas pelas Equações (4.13) e (4.14), respectivamente:

$$I_2 = I_1 \cdot \cos \varphi \quad (4.13)$$

$$I_0 = I_1 \cdot \sin \varphi \quad (4.14)$$

Em que: φ é o ângulo do fator de potência, expresso em [$^\circ$].

Assim, pode-se calcular o valor das correntes elétricas I_2 e I_0 por meio das Equações (4.13) e (4.14), uma vez que o valor de I_1 é de 38,2 [A] e o de $\cos \varphi$ é de 0.83, de acordo com a Tabela 4.1. As Equações (4.15) e (4.16) apresentam os valores calculados:

$$I_2 = 38,2 \cdot 0,83 = 31,7 \text{ [A]} \quad (4.15)$$

$$I_0 = 38,2 \cdot 0,5578 = 21,3 \text{ [A]} \quad (4.16)$$

Para se calcular o valor da resistência do rotor (R_2), basta substituir na Equação (4.12) o valor de P_d , encontrado na Equação (4.9), o valor da corrente elétrica (I_2), calculado por meio da Equação (4.15), e o valor do escorregamento (s), extraído da Tabela 4.1. O cálculo da resistência do rotor é mostrado na Equação (4.17):

$$R_2 = 0,025 \cdot \frac{11.560,8}{3 \cdot (31,7)^2 \cdot (1 - 0,025)} = 0,098 \text{ [\Omega]} \quad (4.17)$$

Uma vez determinada a resistência do rotor, pode-se calcular as perdas por efeito Joule no rotor utilizando-se a Equação (4.11), conforme mostrado na Equação (4.18):

$$P_r = 3 \cdot R_2 \cdot (I_2)^2 = 3 \cdot 0,098 \cdot (31,7)^2 = 295,44 [W] \quad (4.18)$$

Como o modelo simplificado considera as perdas Joule tanto do rotor quanto do estator, deve-se agora calcular as perdas Joule no estator. De posse dos valores obtidos pelas Equações (4.4), (4.7) e (4.18), pode-se calcular as perdas no estator substituindo-os na Equação (4.5), resultando na Equação (4.19):

$$P_e = \Delta P_t - (\Delta P_{mec} + P_r) = 1.041,6 - (520,8 + 295,44) = 225,36 [W] \quad (4.19)$$

A razão entre as perdas por efeito Joule no estator (P_e) e a corrente que percorre nesse enrolamento (I_1) resulta no valor da resistência do estator (R_1), expresso em $[\Omega]$, como mostra a Equação (4.20):

$$R_1 = \frac{P_e}{3 \cdot (I_1)^2} = \frac{225,36}{3 \cdot (38,2)^2} = 0,05 [\Omega] \quad (4.20)$$

O circuito elétrico equivalente da Figura 4.2 permite uma simplificação nos cálculos dos parâmetros elétricos da máquina de indução, como já visto anteriormente. Assim sendo, uma vez determinados os valores das resistências do estator e do rotor, deve-se determinar os valores das reatâncias indutivas (X_{bl}), referentes ao estator e ao rotor, e da reatância de magnetização (X_M).

O módulo da impedância do rotor bloqueado (Z_{bl}) pode ser determinado por meio da Equação (4.21), expresso em Ohms $[\Omega]$. Utilizando-se os dados de placa mostrados na Tabela 4.1, tem-se que a tensão nominal (V_n) corresponde à 220 V e que a corrente de partida (I_p) equivale à 229,2 [A]:

$$|Z_{bl}| = \frac{V_n}{\sqrt{3} \cdot I_p} = \frac{220}{\sqrt{3} \cdot 229,2} = 0,55 [\Omega] \quad (4.21)$$

O módulo da reatância do rotor bloqueado (X_{bl}) pode ser estimado por meio da Equação (4.22), expressa em Ohms $[\Omega]$:

$$|X_{bl}| = \sqrt{(Z_{bl})^2 - (R_1 + R_2)} = \sqrt{(0,55)^2 - (0,05 + 0,098)^2} = 0,53 [\Omega] \quad (4.22)$$

Como o modelo W22 Plus é um motor da categoria N, assume-se uma divisão empírica igualitária de X_{bl} para as reatâncias do estator e do rotor. Logo, $X_1 = X_2 = 0,265 [\Omega]$ para os enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente.

Em sequência, a reatância de magnetização pode ser calculada pela razão da tensão nominal e o valor da corrente de magnetização (I_0) calculada na Equação (4.16), como mostra a Equação (4.23):

$$X_M = \frac{V_n}{\sqrt{3} \cdot I_0} = \frac{220}{\sqrt{3} \cdot 21,3} = 5,963 [\Omega] \quad (4.23)$$

Em que: X_M é a reatância do ramo de magnetização, expressa em $[\Omega]$.

O *software ATPDraw* permite que o usuário informe os valores dos parâmetros para as reatâncias indutivas do modelo UM3 tanto em Henry [H] quanto em por unidade [pu]. Nesse sentido, optou-se pela entrada desses parâmetros na unidade de medida Henry [H]. Assim, as Equações (4.24), (4.25) e (4.26) apresentam os valores destes parâmetros com suas unidades de medida convertidas de Ohms $[\Omega]$ para Henry [H]:

$$L_1 = \frac{X_1}{2 \cdot \pi \cdot f} = \frac{0,265}{2 \cdot \pi \cdot 60} = 0,7029 [mH] \quad (4.24)$$

$$L_1 = L_2 = 0,7029 [mH] \quad (4.25)$$

$$L_M = \frac{X_M}{2 \cdot \pi \cdot f} = \frac{5,963}{2 \cdot \pi \cdot 60} = 0,0158 [H] \quad (4.26)$$

Em que: f é a frequência da rede elétrica de 60 [Hz] que alimenta o motor W22 Plus; L_1 é a indutância do estator, expressa em [mH]; L_2 é a indutância do rotor, expressa em [mH]; e L_M é a indutância de magnetização, expressa em [H].

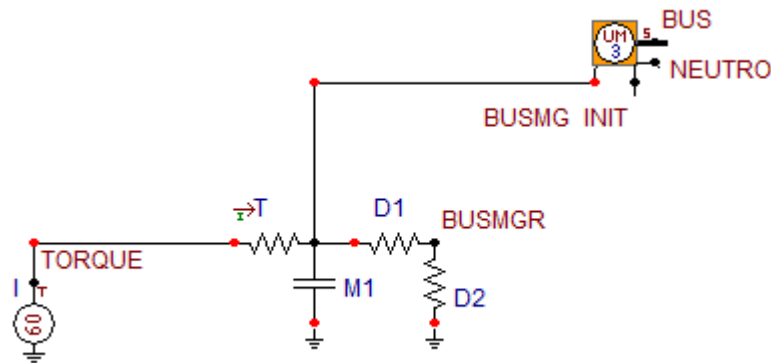
O sistema mecânico a ser conectado ao modelo UM3 é configurado por meio do nó denominado BUSMG, mostrado na Figura 4.3. Essa rede mecânica é composta por elementos que representam o momento de inércia da máquina (M1), retratado por um capacitor, as perdas mecânicas por atrito e ventilação, retratadas por dois resistores associados em série, e o torque eletromagnético, retratado por uma fonte de corrente *AC Type 14*. Os valores desses parâmetros, fornecidos pelo fabricante, estão apresentados na Tabela 4.1.

É importante ressaltar que, caso o usuário configure essa fonte de corrente com uma amplitude negativa de corrente, o torque eletromagnético desenvolvido pela máquina será

entregue à rede mecânica, configurando a operação da máquina UM3 como motor, ou seja, o motor de indução consumirá potência elétrica da rede de alimentação (nó BUS) e entregará o torque desenvolvido para a rede mecânica (nó BUSMG). Por outro lado, se a configuração da fonte de corrente representativa do torque for feita com amplitude positiva de corrente, a operação da máquina UM3 será caracterizada como gerador de indução, ou seja, o torque mecânico será fornecido ao rotor da máquina de indução pela rede mecânica e será entregue potência elétrica para a rede de alimentação. Essa convenção de sinais para a fonte de corrente que representa o torque eletromagnético da máquina UM3 advém das recomendações do *Rule Book* (1987) do ATP. Em síntese:

1. Fonte de corrente com amplitude negativa: a rede mecânica absorve corrente do motor, ou seja, a rede mecânica recebe o torque eletromagnético produzido pela máquina UM3. O torque do motor será então negativo;
2. Fonte de corrente com amplitude positiva: a rede mecânica fornece corrente ao gerador, ou seja, a rede mecânica aplica torque eletromagnético ao rotor da máquina UM3. O torque do gerador será então positivo.

Figura 4.3 – Ramo de conexão do sistema mecânico ao modelo UM3.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Como exemplificado no Capítulo 3, o momento de inércia pode ser representado por um capacitor, com valor de capacitância regido pela relação de $1 [kg * m^2]$ para $1 [F]$. Nesse sentido, o valor do momento de inércia de $0,09737 [kg * m^2]$, apresentado na Tabela 4.1, é equivalente a um capacitor de $0,09737 [F]$.

As resistências D1 e D2 associadas em série, representando as perdas mecânicas por atrito e ventilação por uma condutância equivalente, podem ser calculadas pela Equação (4.27):

$$(D1 + D2) = \frac{\omega_r^2}{\Delta P_{mec}} = \frac{\left(1755 \cdot \left(2 \cdot \frac{\pi}{60}\right)\right)^2}{520,8} = 64,85 \text{ } [\Omega] \quad (4.27)$$

Em que: ω_r é a velocidade angular, expressa em [rpm]; e P_n é a potência nominal do motor W22 Plus.

Como visto, todos os parâmetros para a simulação já foram definidos, possibilitando, assim, a realização dos estudos computacionais investigativos acerca do funcionamento do modelo UM3 como motor ou, mais especificamente, como gerador de indução acionado por motores *Stirling*, como almejado neste trabalho.

4.1.2 Caso 1 – modelo UM3 operando como motor de indução trifásico

Na Figura 4.1, pode-se notar que o usuário deve configurar os 4 nós do modelo de máquina assíncrona UM3, sendo esses: ramo de inicialização, ramo de neutro, rede mecânica e rede elétrica de alimentação. Assim, a partir das especificações fornecidas pelo fabricante, pode-se calcular os valores referentes aos parâmetros do circuito elétrico equivalente do motor de indução trifásico W22 Plus. Além disso, pode-se extrair os dados necessários para a simulação computacional do estator no catálogo do fabricante, utilizado por Souza (2014).

A alimentação do motor de indução é realizada por meio do barramento infinito, denominado nó BUS. Através desse nó, o motor de indução UM3 é conectado à três fontes monofásicas de tensão, por meio dos resistores TR1, TR2 e TR3, mostrados na Figura 4.1. Esses resistores, por sua vez, apresentam valores muito pequenos de resistência elétrica, na ordem de 5 [mΩ], sendo conectados ao sistema com a finalidade de atender os requisitos recomendados no *Rule Book* (1987) do ATP.

O modelo computacional do UM3 é compreendido pelo ATP de forma similar à uma fonte de tensão ou corrente, não permitindo, assim, sua conexão direta à outras fontes de tensão sem que haja um elemento resistivo passivo entre essas duas fontes. Dessa forma, foram configuradas três fontes de tensão alternada *AC type 14*, sendo essas: AS2, BS2 e CS2, representando as fases A, B e C da rede elétrica, respectivamente. Como o sistema de alimentação deve ser considerado equilibrado, as três fontes de tensão AC (AS2, BS2 e CS2) apresentam a mesma amplitude de tensão de pico, correspondente à 180 [V], a mesma

frequência, correspondente à 60 [Hz], e sequência de fase positiva, ou seja, as fontes de tensão estão defasadas de 120° entre si, tomando como referência a fase A. Todas as três fontes de tensão alternada em questão foram configuradas para serem acionadas (TSTART) no tempo de simulação de -1 [s] e desligadas (TSTOP) em 1 [s].

As resistências RC1, RC2 e RC3 referentes às fases A, B e C, respectivamente, apresentam um valor de apenas 1 [$\mu\Omega$] e são utilizadas para que a corrente elétrica que flui em cada ramo de alimentação do estator possa ser medida.

Como as fases de alimentação do estator estão ligadas em Y (estrela) sem aterramento, o nó do ramo de neutro foi conectado à uma resistência elétrica com valor de 10 [M Ω], a fim de representar e garantir o comportamento de um motor de indução operando sem a ligação do ponto neutro à terra, ou seja, sem a circulação de amplitude de corrente relevante para a terra.

O ramo de inicialização, identificado por INIT na Figura 4.1, representa a condição inicial do torque do motor, sendo esse desprezado durante a operação do motor em regime permanente na simulação. Entretanto, tal parâmetro é fundamental para a partida do motor, devendo ser apropriadamente configurado para se inicializar o motor, segundo o *Rule book* (1987) do ATP. Assim sendo, foi utilizada uma fonte de corrente *AC Type 14*, com amplitude apropriada para representar um torque inicial com amplitude de 1 [μ A]. A frequência dessa fonte é muito baixa, na ordem de 0,1 [μ Hz], o que reproduz um conjugado constante, e seu tempo de desligamento (TSTOP) é igual a 0 [s].

Os parâmetros elétricos do estator e do rotor, bem como os parâmetros mecânicos do motor, calculados na subseção anterior, estão apresentados na Tabela 4.2

Para uma correta configuração do modelo UM3, o usuário deve realizar um duplo clique sobre o ícone do UM3 e informar o valor do campo *Tolerance*, na aba *General*. Esse parâmetro representa o valor de tolerância aceitável para que ocorra a convergência da velocidade do rotor. Neste caso, foi utilizado um valor de 0,002%. O usuário também deve informar o valor inicial do escorregamento no campo *SLIP%*, da aba *Init*. Assim sendo, foi ajustado um valor inicial de escorregamento de 8%, seguindo os valores recomendados nas instruções do *Rule Book* (1987) do ATP.

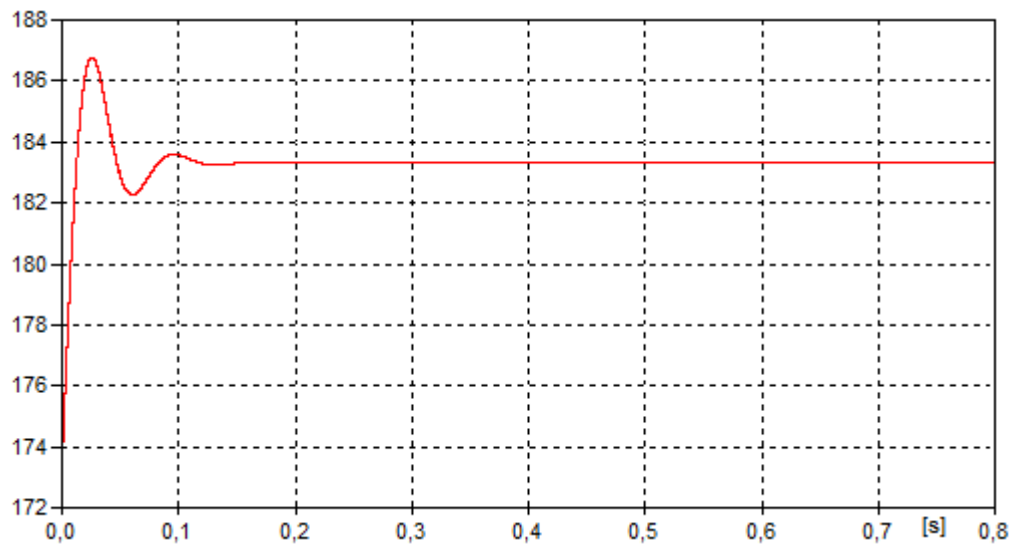
Tabela 4.2 – Parâmetros estimados do W22 Plus.

Simbologia	Descrição	Valor Estimado
L_M	Indutância de Magnetização	0,0158 [H]
L_1	Indutância de dispersão do estator	0,7029 [mH]
L_2	Indutância de dispersão do rotor	0,7029 [mH]
R_1	Resistência série do estator	0,05 [Ω]
R_2	Resistência série do rotor	0,098 [Ω]
M_1	Momento de inercia	0,09737 [$kg * m^2$]
D_1	Perdas por atrito	32,425 [Ω]
D_2	Perdas por ventilação	32,425 [Ω]
Torque	Torque nominal produzido	- 60 [N.m]

Fonte: Elaborada pelo Autor.

A Figura 4.4 apresenta a variação da velocidade angular do motor, expressa em [rad/s], em função do tempo de simulação, variando de 0 à 0,8 [s].

Figura 4.4 – Velocidade do rotor, em [rad/s], para o W22 Plus.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Por meio da análise da Figura 4.4, obtve-se que a velocidade angular do rotor se iniciou em 173,42 [rad/s] e se estabilizou em 183,57 [rad/s]. A velocidade angular estacionária de regime permanente pode ser convertida de [rad/s] para [rpm] utilizando a Equação (4.28):

$$\omega_{simulada} = 183,57 \cdot \frac{60}{2\pi} = 1.752,96 \text{ [rpm]} \quad (4.28)$$

Nota-se que a velocidade do rotor, obtida computacionalmente (1.752,96 [rpm]), possui valor muito próximo da velocidade nominal do motor (1.755 [rpm]), especificada pelo

fabricante. Adicionalmente, têm-se que o valor inicial da velocidade angular (ω_0) pode ser estimado por meio da Equação (4.29):

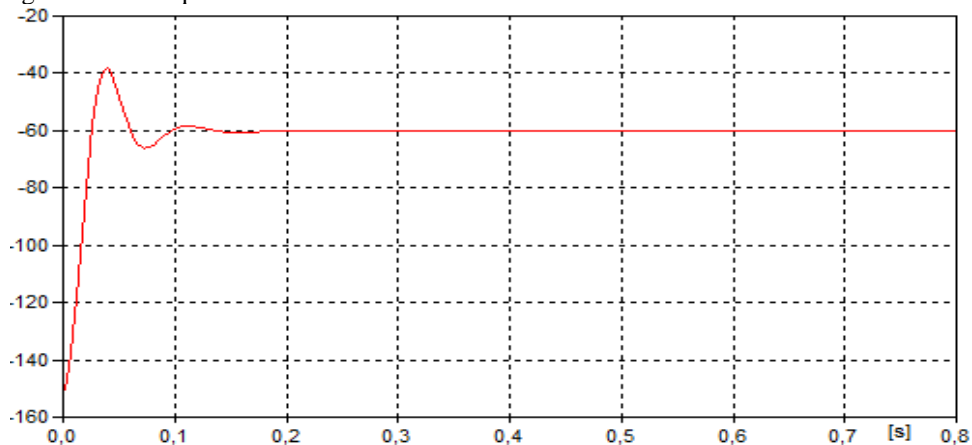
$$\omega_0 = (1 - s_0) \cdot \omega_s = (1 - 0,08) \cdot 1800 * \left(\frac{2\pi}{60}\right) = 173,416 \left[\frac{rad}{s}\right] \quad (4.29)$$

Em que: ω_0 é a velocidade angular inicial teórica do rotor, expressa em [rad/s]; s_0 é o escorregamento inicial, expresso em [%]; e ω_s é a velocidade síncrona do rotor, expressa em [rpm].

Percebe-se que o valor inicial da velocidade angular do motor (ω_0) calculado teoricamente (173,416 [rad/s]) é coincidente com o valor da velocidade angular inicial obtida computacionalmente (173,42 [rad/s]) e demonstrada por meio do gráfico da Figura 4.4.

Como resultado do estudo computacional do motor modelo W22 Plus, obteve-se, também, um gráfico correspondente ao torque eletromecânico produzido no eixo do motor. A Figura 4.5 apresenta a curva do torque extraída dessa simulação.

Figura 4.5 – Torque do motor W22 Plus.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

O valor inicial do torque eletromagnético (T_0), extraído da curva da Figura 4.5, é de -151,99 [N.m], e o valor do torque estacionário de regime permanente (T_{elm1}) é de -59,961 [N.m]. Os valores negativos de torque evidenciam que o motor de indução UM3 entrega torque eletromagnético para a sua rede mecânica.

Para a valiação dos valores de torque encontrados (inicial e de regime permanente), utiliza-se a Equação (4.30). A partir dessa equação, o valor do torque eletromecânico total é estimado pela soma do torque mecânico extraído (T) com o torque consumido pelas perdas mecânicas:

$$-T_{elm2} = T + \left(\frac{\omega_1}{D1 + D2} \right) = -59,28 [Nm] \quad (4.30)$$

Em que: T é o torque exigido pela carga, expresso em [N.m]; V_1 é a velocidade no regime estacionário do eixo do rotor, expressa em [rad/s]; e $D1$ e $D2$ são as resistências representativas das perdas mecânicas do motor.

O valor da potência mecânica desenvolvida pelo motor UM3, expressa em [cv], pode ser calculado por meio da Equação (4.31):

$$P_o = T_{elm1} \cdot \omega_1 = \frac{(-59,961 \cdot 183,57)}{736} = -14,95 [cv] \quad (4.31)$$

Em que: P_o é a potência desenvolvida, expressa em [cv]; T_{elm1} é o torque eletromecânico no regime estacionário, expresso em [N.m]; e ω_1 é a velocidade angular do rotor em regime permanente, expressa em [rad/s];

Por meio da curva de torque da Figura 4.5, pode-se perceber que o torque eletromecânico produzido pela máquina (T_{elm1}) condiz com o torque nominal da máquina, correspondente à 59.9 [N.m]. De forma análoga, a potência desenvolvida (P_o) também apresenta um valor concordante com o valor nominal de 15 [cv].

Esta subseção apresentou os resultados de um estudo computacional acerca da operação de um motor de indução trifásico utilizando o modelo de máquina assíncrona UM3, disponível no *ATPDraw*. A análise dos resultados obtidos demonstrou que a parametrização do modelo UM3, empregando valores baseados nas especificações técnicas dos fabricantes e também na estimativa de parâmetros elétricos e mecânicos do circuito elétrico equivalente de um MIT, conduz a resultados computacionais condizentes e concordantes com a operação real da máquina.

4.1.3 Modelo UM3 operando como gerador de indução trifásico

Como descrito no Capítulo 3, um motor de indução trifásico pode operar como gerador quando a velocidade angular no eixo do rotor for superior à velocidade síncrona, resultando em

um escorregamento negativo. Porém, um motor de indução somente é capaz de operar com valores limites para o escorregamento negativo de 5%. Para valores que excedam esse limite, o eixo do rotor pode se partir, impossibilitando a operação da máquina.

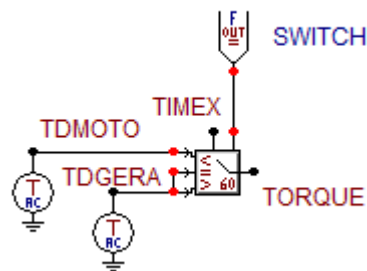
O gerador de indução deve ser alimentado a partir de uma rede elétrica, de maneira similar à alimentação de um motor de indução (KOSOW, 1985), ou seja, não se trata de um gerador auto excitado.

Para a simulação de um gerador de indução no *ATPDraw*, a configuração dos parâmetros é realizada de forma semelhante à configuração do motor de indução simulado na subseção 4.1.2, Caso 1. Assim, neste caso, foram mantidos os parâmetros elétricos e mecânicos definidos na subseção anterior para a operação do modelo UM3 como gerador. A exceção consiste na mudança do sentido da corrente suprida ou fornecida ao nó BUSMG da rede mecânica, conforme convenção de sinais descrita na subseção 4.1.1. Nesse contexto, para a operação do UM3 como gerador, foi mantido o mesmo valor de torque eletromagnético utilizado no caso anterior (Caso 1), em que se analisava a operação como motor.

Com o intuito de proporcionar a avaliação do comportamento dinâmico de uma máquina assíncrona operando tanto como motor quanto como gerador de indução, o estudo de caso apresentado nesta subseção contempla a operação da máquina UM3 inicialmente como motor e, posteriormente, como gerador. Tal análise proporciona a compreensão dos fenômenos eletromagnéticos decorrentes da mudança de operação da máquina de indução, os quais serão avaliados por meio das curvas de torque eletromagnético, velocidade angular e dos sentidos de circulação das correntes do estator, ou seja, do fluxo de potência entre gerador de indução e rede elétrica de alimentação.

Para isso, foi implementado um sistema de controle do torque eletromagnético fornecido ou absorvido pela rede mecânica associada à máquina UM3, conforme mostrado na Figura 4.6. Por meio desse sistema de controle, pode-se controlar o sentido da fonte de corrente que representa o torque eletromagnético da rede mecânica. O usuário pode definir, no componente SWITCH, o instante de tempo que ocorrerá a mudança de sentido da fonte de corrente da rede elétrica. Para instantes de tempo anteriores ao tempo definido pelo usuário, a máquina UM3 funcionará como motor, devido ao sentido negativo da corrente aplicada pela fonte TDMOTO. A partir do instante de tempo definido pelo usuário, a fonte de corrente TDMOTO é desconectada do motor, sendo, então, aplicada uma corrente com polaridade positiva pela fonte TDGERA, forçando a máquina UM3 a operar como gerador de indução. O instante de transição para a operação como motor ou como gerador é realizada com a utilização de um comparador DEVICE 60, disponível na rotina *TACS (Transient Analysis Control Systems)* do *ATPDraw*.

Figura 4.6 – Circuito de controle do modo de operação.

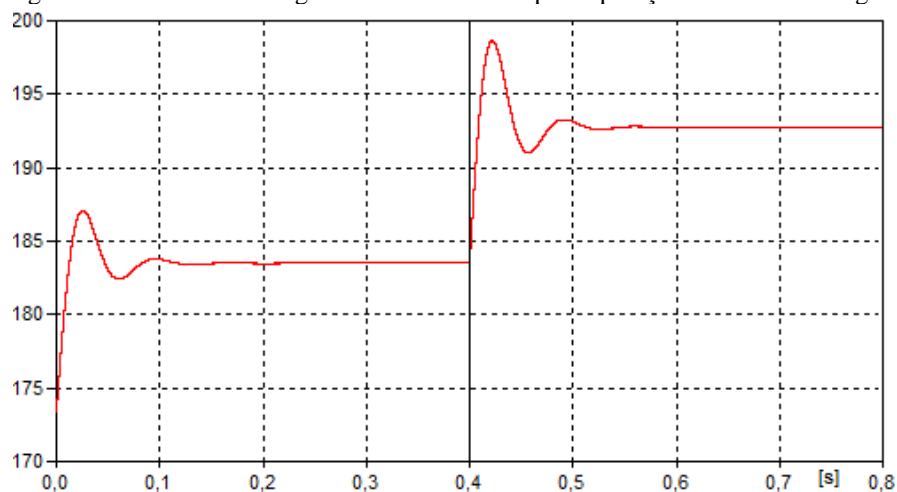


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Na Figura 4.6, o componente TDMOTO é o torque eletromagnético desenvolvido pelo motor, cuja amplitude da fonte de corrente de $-59,9$ [A] equivale à $-59,9$ [N.m]; TDGERA é o torque mecânico entregue ao gerador, no qual a amplitude da fonte de corrente de $59,9$ [A] equivale à $59,9$ [N.m]; TIMEX é a variável que representa o tempo de simulação, expressa em [s]; e SWITCH representa o tempo de chaveamento definido pelo usuário, neste caso, considerado como 400 [ms].

Dessa forma, para o intervalo de tempo da simulação de 0 a 400 [ms], o modelo UM3 desenvolverá um torque motor de $-59,9$ [N.m]. Logo após o instante de tempo de 400 [ms], o valor do torque mecânico entregue ao gerador de indução será de $59,9$ [N.m]. A Figura 4.7 apresenta a resposta da velocidade angular do eixo do rotor do W22 Plus para a operação como motor e, em seguida, como gerador. É esperado que, após o chaveamento para a operação como gerador de indução, a velocidade angular do eixo do rotor seja superior à velocidade síncrona (ω_s) do UM3, que é de $188,49$ [rad/s]. Conseqüentemente, o valor do escorregamento deve manter-se dentro dos limites operacionais (-5%) para um gerador de indução.

Figura 4.7 – Velocidade angular do eixo do rotor para operações como motor e gerador.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

No intervalo de tempo entre 0 e 0,4 [s], a máquina simulado opera como motor, apresentando uma resposta idêntica àquela analisada na Figura 4.4 do caso anterior, onde a velocidade angular inicial (ω_{0m}) apresentava um valor inicial de 173,42 [rad/s] e um valor final (ω_m) de 183,57 [rad/s]. De forma análoga, o escorregamento inicial foi mantido dentro do limite de 8%.

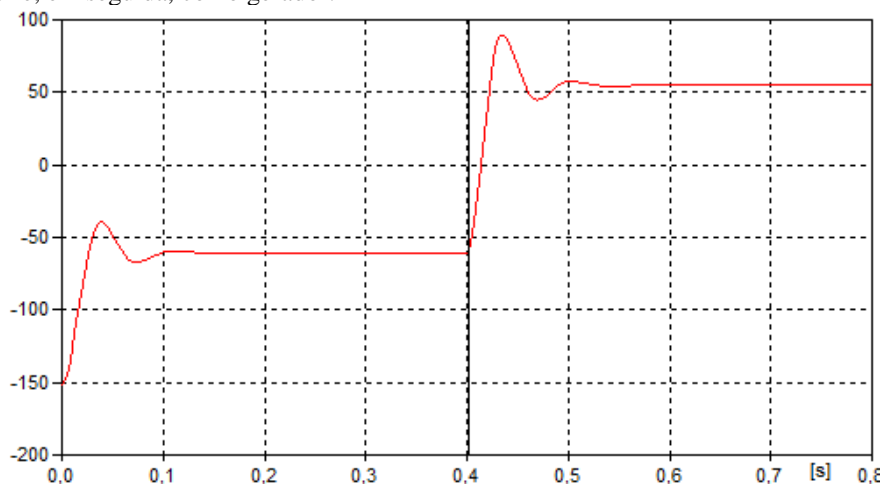
Para o intervalo de 0,4 a 0,8 [s], no qual a máquina opera como gerador de indução, a velocidade angular final do rotor do gerador (ω_g) alcança o valor de 192,76 [rad/s], valor esse superior à velocidade síncrona, que é de 188,49 [rads/s]. Por meio da Equação (3.5), utilizada para calcular o escorregamento de uma máquina assíncrona, foi possível calcular o escorregamento para a máquina UM3 operando como gerador (s_g), conforme mostrado na Equação (4.32):

$$s_g = \frac{\omega_s - \omega_g}{\omega_s} \cdot 100\% = \frac{188,49 - 192,76}{188,49} \cdot 100\% = -2,27\% \quad (4.32)$$

O escorregamento da máquina UM3 operando como gerador se encontra dentro do limite aceitável de -5%. Tal fato possibilita que o MIT W22 Plus, simulado por meio do modelo UM3, opere como gerador de indução sem que ocorra danos no eixo do rotor.

Em sequência, analisou-se a curva do torque para ambos os intervalos de operação. A Figura 4.8 mostra a curva do torque do modelo UM3 com chaveamento do modo de operação ocorrendo em 400 [ms].

Figura 4.8 – Torque no nó BUSMG da rede mecânica para o motor W22 Plus simulado operando como motor e, em seguida, como gerador.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Para a operação como motor, o torque sobre o eixo se inicia em -151,99 [N.m] e se estabiliza em -59,42 [N.m], em concordância com os valores obtidos no Caso 1. Comparando com os dados encontrados na subseção anterior, observou-se uma pequena discrepância no torque estabilizado, em que o valor, neste caso, foi de -59,961 [N.m]. Tal discrepância pode ser decorrente das diferenças nos valores de torque para o instante de tempo de 400 ms, considerado neste caso, e de 800 ms, considerado no caso anterior (Caso 1). Porém, o valor inicial de torque é coincidente com o valor obtido no caso anterior, ou seja, a utilização do sistema de controle de torque do UM3 é totalmente compatível com o modelo de máquina UM3, devido à interação entre os componentes da *TACS* e do *ATPDraw*.

Observa-se também que no tempo de simulação igual a 400 [ms], quando ocorre o chaveamento para o modo de funcionamento como gerador, o torque inicial é de -59,42 [N.m] e se estabiliza em 54,791 [N.m], no regime permanente. O valor positivo de torque indica que a rede mecânica está entregando torque à máquina UM3, caracterizando seu funcionamento como gerador de indução. A estabilização do valor do conjugado de regime permanente em 54,791 [N.m] pode ser justificada por meio da Equação (4.33):

$$T_{elm\,g} = T - \left(\frac{\omega_1}{D1 + D2} \right) = 56,36 [Nm] \quad (4.33)$$

Em que: $T_{elm\,g}$ é o torque eletromecânico do gerador, expresso em [N.m]; T é o torque inicial de funcionamento, expresso em [A]; ω_1 é a velocidade angular estacionária de operação em regime permanente do gerador, expressa em [rad/s]; e $D1$ e $D2$ representam as perdas mecânicas, expressas em [Ω].

A diferença entre o torque de regime permanente do gerador (54,791 [N.m]) e o torque eletromecânico calculado na Equação (4.33) pode ser decorrente da estratégia de modelagem computacional adotada com base no circuito elétrico equivalente. Tal modelagem apresenta premissas que incorrem em pequenas discrepâncias.

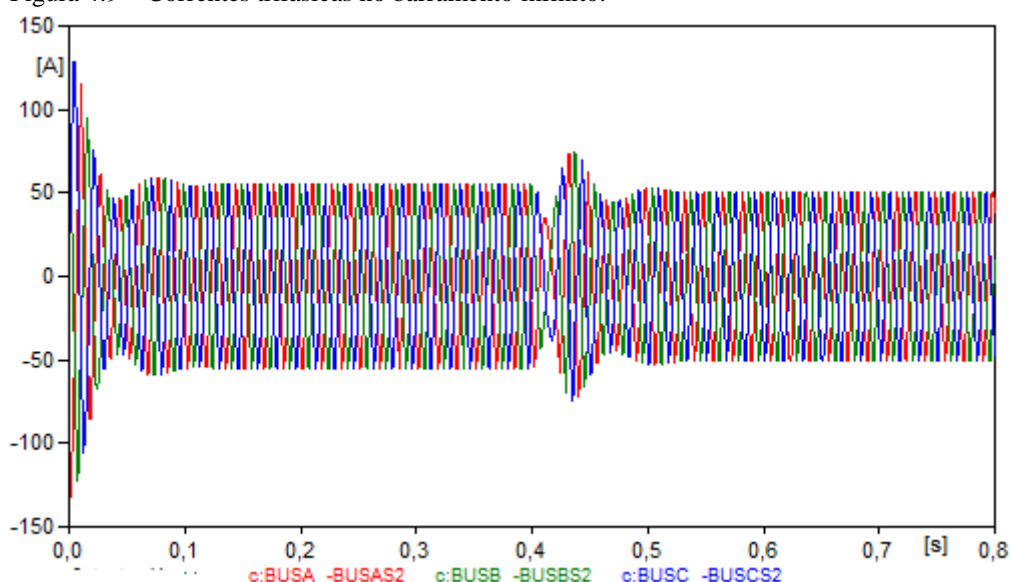
Por meio da Equação (4.34), pode-se calcular a potência desenvolvida pelo gerador:

$$P_{og} = T_{elm\,g} \cdot \omega_g = \frac{(54,791 \cdot 192,96)}{736} = 14.36 [cv] \quad (4.34)$$

A partir do valor encontrado de potência do gerador (14,36 [cv]), pode-se afirmar que o modelo UM3, simulado conforme metodologia proposta neste trabalho e em conformidade com as recomendações adotadas, permite uma análise bastante precisa e realista acerca da operação de máquinas de indução, uma vez que o fabricante informa a potência nominal desse motor como sendo de 15 [cv]. Além disso, a potência apresenta valor positivo, evidenciando, assim, que a carga mecânica está fornecendo potência ao motor, ou seja, que a máquina está sendo acionada como gerador.

Por fim, realiza-se uma análise das correntes elétricas trifásicas no barramento infinito (BUS), com o intuito de averiguar se o gerador está entregando corrente à rede a ele conectada. A Figura 4.9 apresenta as formas de onda das correntes trifásicas ao longo de o todo período da simulação.

Figura 4.9 – Correntes trifásicas no barramento infinito.

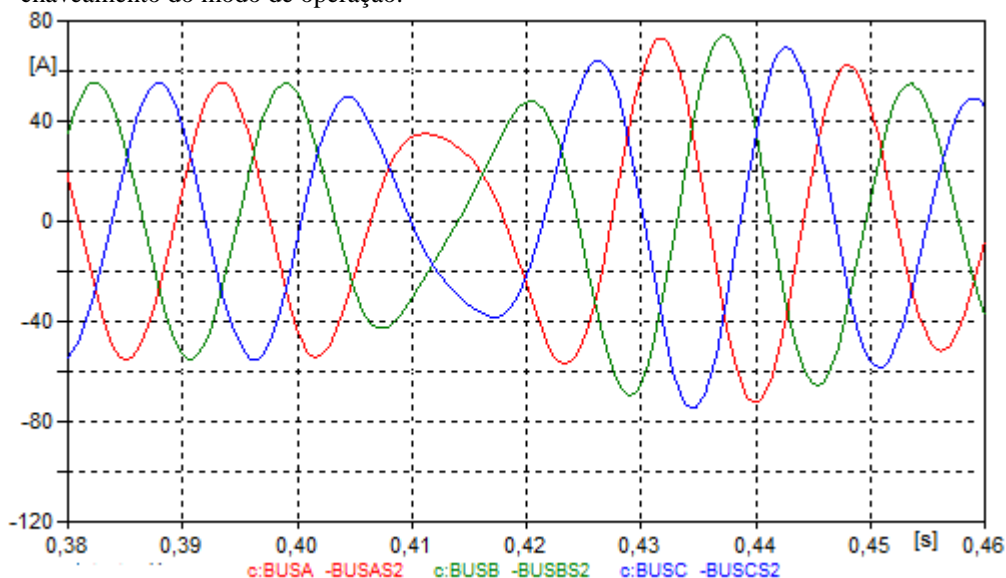


Fonte: Elaborada pelo Autor.

Em que: BUSA refere-se à fase A; BUSB refere-se à fase B; e BUSC refere-se à fase C. Todas com amplitudes expressas em [A].

A partir da análise da Figura 4.9, observa-se que, após a partida do motor, no instante de tempo de 150 [ms], a amplitude máxima das correntes elétricas do estator alcançam valores em torno de 50 [A]. Porém, em 400 [ms] ocorre o chaveamento do modo de operação do UM3, ocasionando em uma mudança de fase nas formas de onda das correntes trifásicas. A Figura 4.10 destaca esse instante de tempo.

Figura 4.10 – Formas de onda das correntes no barramento de alimentação no instante de tempo de chaveamento do modo de operação.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Após a transição do modo de operação, em $t = 400$ [ms], o ângulo de fase das correntes elétricas do estator sofre uma mudança de 180° , o que evidencia que a máquina UM3 passa, então, a operar como gerador de indução, entregando potência elétrica ao sistema elétrico. A amplitude máxima das correntes atinge um valor de $50,701$ [A], a partir do instante de tempo de 600 [ms].

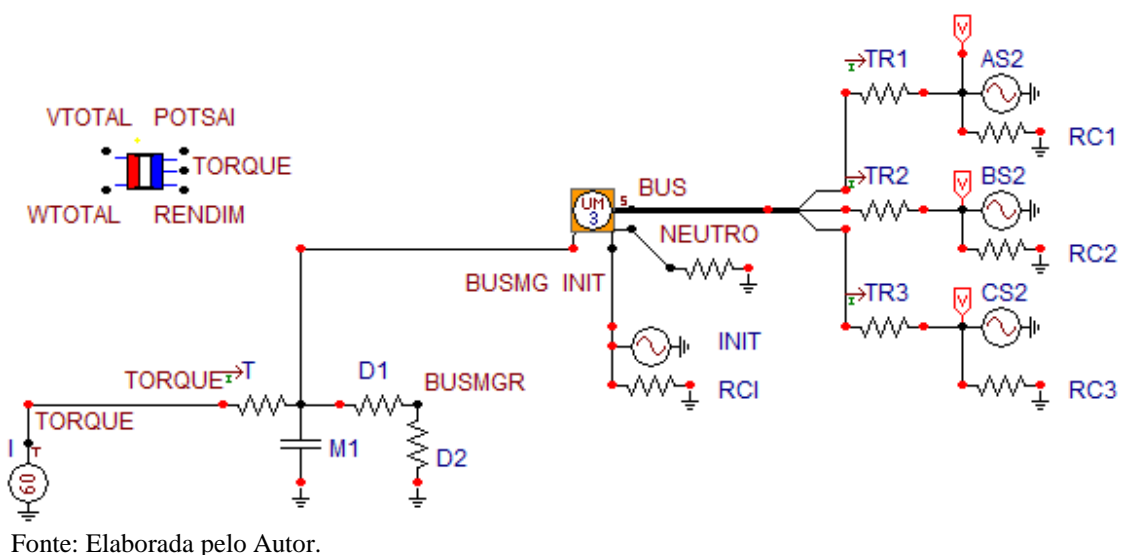
Os resultados obtidos neste estudo de caso comprovaram que o motor de indução simulado, W22 Plus, pode ser empregado como gerador de indução com excitação simples e que o sistema de controle de torque da rede mecânica do modelo UM3 consiste num método eficiente para controle dos modos de operação da máquina elétrica, sendo passível de ser empregado em estudos investigativos acerca da dinâmica operacional desses dispositivos eletromecânicos.

4.2 Motor *Stirling* conectado à um gerador de indução

Na seção anterior, modelou-se computacionalmente o motor de indução trifásico W22 Plus utilizando o modelo UM3, presente no *software ATPDraw*. Além disso, foram realizados dois estudos de caso com o intuito de validar os modelos computacionais desenvolvidos, nos quais a máquina UM3 operou tanto como motor quanto como gerador de indução.

Após a realização desses estudos de caso, esta seção propõe o acoplamento do modelo computacional de motor *Stirling* desenvolvido neste trabalho (*model STIRLA*) como máquina motriz para o acionamento da máquina UM3 operando como gerador de indução. Neste caso, também são utilizadas as especificações técnicas de fabricante para o motor W22 Plus. Para isso, o *model STIRLA* é conectado ao barramento BUSMG da rede mecânica da UM3 como uma fonte de corrente da *TACS type 60*. Dessa forma, o torque mecânico produzido pelo motor *Stirling*, modelado como *model STIRLA*, é entregue à máquina UM3, que opera como gerador de indução, conforme diagrama elétrico mostrado na Figura 4.11.

Figura 4.11 – Acoplamento do *model STIRLA* ao BUSMG.



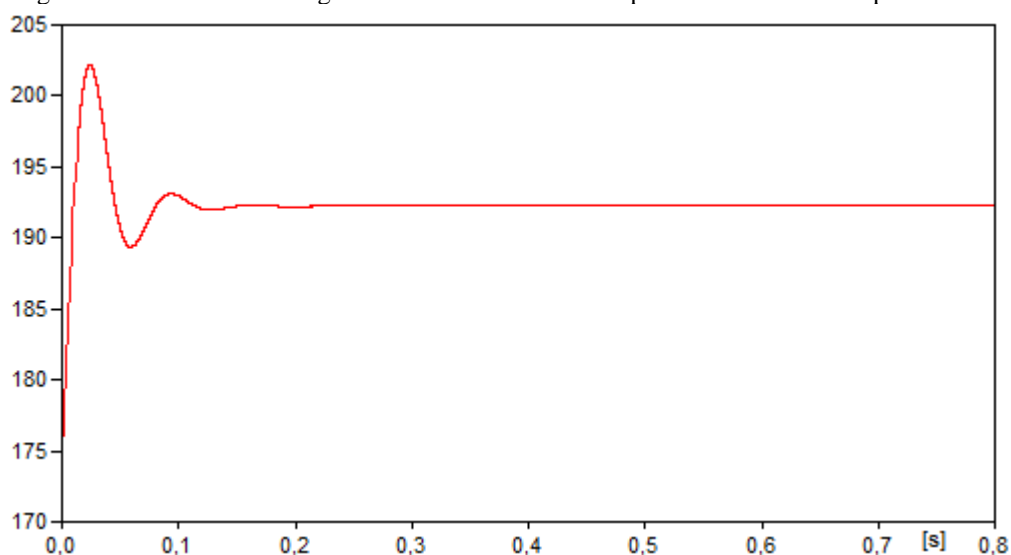
Utilizou-se a mesma parametrização realizada no caso anterior para os parâmetros de enrolamento do estator, do rotor e também para os ramos de inicialização, o terminal de neutro, o ramo de alimentação e para a rede mecânica.

Como o nó TORQUE do *model STIRLA* é considerado como um sinal algébrico, é obrigatório o uso de uma fonte *TACS tipo 60* para converter esse sinal algébrico (módulo do torque) em uma fonte de corrente com amplitude proporcional ao torque calculado pelo *model STIRLA*. Dessa forma, realizando essa conversão, será possível fazer o acoplamento entre o motor *Stirling* e a máquina UM3, por meio do nó BUSMG da rede mecânica.

A fonte *TACS tipo 60* recebe o valor instantâneo calculado pelo *model STIRLA* para a variável TORQUE e transforma-o na amplitude de uma fonte de corrente. Para isso, o nó da fonte *TACS tipo 60* deve ter o mesmo nome da variável TORQUE do *model STIRLA*. Como o *model STIRLA* foi simulado de acordo com os dados ensaiados por Barros (2005) no Solo 161,

o mesmo apresenta um torque mecânico constante de, aproximadamente, 51,15 [N.m]. Assim, conclui-se que a fonte *TACS* deve operar como uma fonte de corrente com amplitude constante e igual a 51,15 [A]. Com a realização dessa configuração, foi possível extrair a resposta da velocidade angular do eixo do rotor, conforme mostrado na Figura 4.12.

Figura 4.12 – Velocidade angular do eixo do rotor obtida pelo *model* STIRLA e pelo UM3.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Por meio da análise da Figura 4.12, observa-se que o gerador de indução partiu com uma velocidade angular (ω_{gen0}) correspondente à 173,42 [rad/s], alcançando um valor final de velocidade de regime permanente (ω_{gen1}) de 192,23 [rad/s]. Nota-se que ambos os valores se aproximam aos encontrados na seção anterior, isso se deve ao fato da pequena diferença (59,9 [N.m] para 51,15 [N.m]) entre os torques aplicados sobre o gerador. Tal fato já era esperado, uma vez que o MIT W22 Plus foi selecionado por apresentar uma potência nominal próxima ao valor de potência do motor *Stirling* considerado.

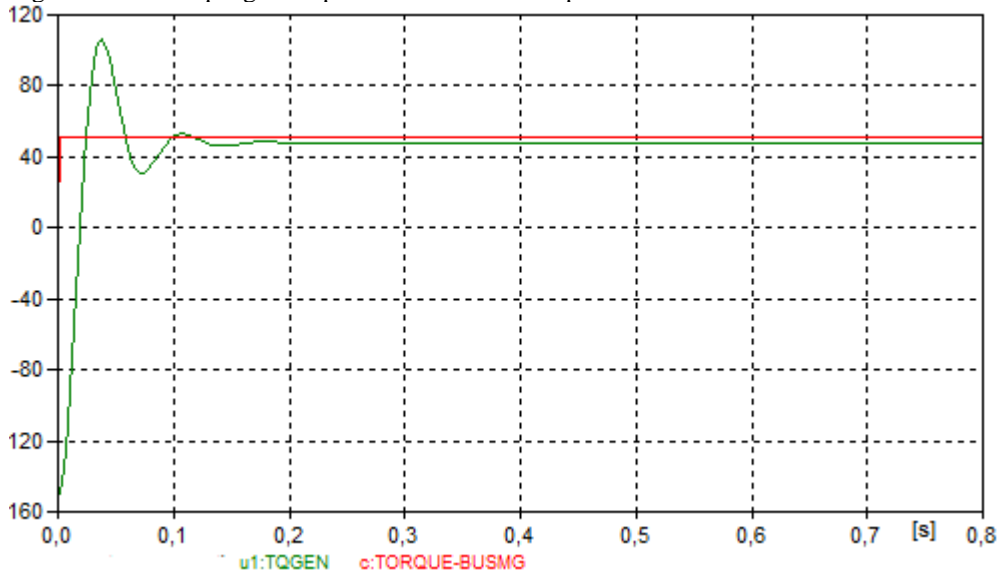
Em seguida, por meio da Equação (3.5), calculou-se o escorregamento nominal do motor para o conjunto da Figura 4.11. O resultado é apresentado na Equação (4.35):

$$s_{gstirla} = \frac{\omega_s - \omega_g}{\omega_s} \cdot 100\% = \frac{188,49 - 192,23}{188,49} \cdot 100\% = -1,98\% \quad (4.35)$$

Nota-se que o valor do escorregamento respeita o limite de -5%, possibilitando, assim, o funcionamento conjunto do UM3 e o *model* STIRLA.

A Figura 4.13 apresenta as curvas do torque produzido pelo *model* STIRLA em comparação ao torque mecânico entregue ao gerador de indução.

Figura 4.13 – Torque gerado pelo *model* STIRLA e pelo UM3.



Fonte: Elaborada pelo Autor.

Na Figura 4.13, a variável TQGEN corresponde ao torque entregue ao gerador de indução UM3, expressa em [N.m]; e a variável TORQUE-BUSMG representa a amplitude de corrente proporcional ao torque fornecido pelo *model* STIRLA, com uma relação de 1[A] para 1 [N.m].

Pode-se perceber que o torque desenvolvido pelo *model* STIRLA (TQ_{stirla}) apresenta um valor constante de 51,149 [N.m], enquanto o torque do gerador (TQ_{gen}) apresenta um valor estacionário de 48,08 [N.m]. O valor inicial do torque (TQ_0) do gerador é de -151,99 [N.m], o que é uma característica do modelo de MIT em análise. Assim, avalia-se o valor final calculado para o torque por meio da Equação (4.36):

$$T_{elmstirla} = TQ_{stirla} - \left(\frac{\omega_{gen1}}{D1 + D2} \right) = 48,18 [Nm] \quad (4.36)$$

O valor do torque eletromecânico estimado ($T_{elmstirla}$) se assemelha ao torque eletromecânico do gerador (TQ_{gen}), com valores de 48,18 e 48,08 [N.m], respectivamente.

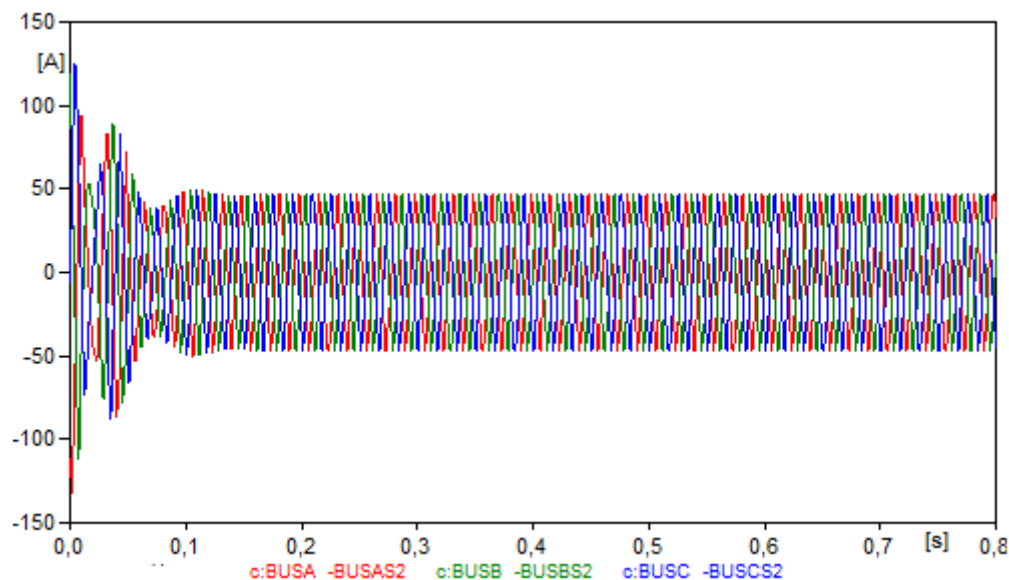
A Equação (4.37) permite realizar uma estimativa do valor da potência fornecida pelo *model* STIRLA para o MIT simulado:

$$P_{ostirla} = T_{elmstirla} \cdot \omega_{gen1} = \frac{(48,08 \cdot 192,23)}{736} = 12,557 [cv] \quad (4.37)$$

O valor de 12,557 [cv] possibilita o acionamento do W22 Plus pelo Solo 161.

As correntes trifásicas fornecidas pelo gerador ao barramento infinito (BUS) estão apresentadas na Figura 4.14.

Figura 4.14 – Correntes trifásicas geradas pelo *model* STIRLA e pelo UM3.



Em que: BUSA refere-se à fase A; BUSB refere-se à fase B; e BUSC refere-se à fase C. Todas expressas em [A].

As correntes fornecidas pelo gerador de indução à rede elétrica apresentam valor máximo de 46,617 [A], a partir do instante de tempo de 200 [ms]. As correntes geradas são simétricas, ou seja, apresentam defasagem de 120° entre si e frequência de 60 [Hz], possibilitando, assim, o acoplamento do gerador à rede, uma vez que ambas apresentam sincronismo de frequência.

Ao ampliar as formas de onda das correntes estatóricas, constata-se que é necessário, primeiramente, acionar o MIT por meio da excitação da rede elétrica, para então, somente após um intervalo de tempo de, aproximadamente, 10 [ms], o motor *Stirling* entregar torque mecânico ao eixo do rotor da máquina de indução, aumentando a velocidade do rotor para um valor superior à velocidade síncrona e, assim, alterando o modo de operação da máquina UM3 para gerador de indução. Nesse instante de tempo, ocorre uma inversão dos ângulos de fase das correntes estatóricas, indicando que a UM3 passou a injetar corrente na rede elétrica, consistindo no mesmo comportamento dinâmico observado no caso anterior

4.3 Considerações finais

No presente capítulo, foi implementada a modelagem computacional do motor de indução modelo W22 Plus no *software ATPDraw*, por meio da utilização dos dados de placas contendo as especificações elétricas e mecânicas extraídas de Souza (2014). A partir dos resultados obtidos com os estudos computacionais, foi possível realizar a validação dos modelos computacionais implementados, por meio de comparações com os valores teóricos calculados. Em sequência, foi avaliado o funcionamento do motor W22 Plus modelado operando tanto como motor quanto como gerador de indução, por meio da análise das curvas de torque, velocidade angular e formas de onda das correntes do estator. Em todos os casos avaliados, os resultados computacionais foram comparados com resultados teóricos obtidos por meio das equações eletromecânicas. Por fim, o *model STIRLA*, implementado computacionalmente e validado por comparação com os dados experimentais extraídos de Barros (2005), foi acoplado ao gerador de indução UM3.

Este sistema modelado consiste em uma topologia típica de sistemas de geração de energia elétrica que empregam fontes de energia alternativas, no caso a radiação solar, o que permite a análise do comportamento dinâmico desse sistema tanto em regime permanente quanto transitório. Além disso, o modelo computacional desenvolvido consiste em uma ferramenta computacional apropriada para a condução de estudos acerca das vantagens e desvantagens desses tipos de sistemas elétricos alternativos de geração de energia frente aos sistemas tradicionais de geração de energia elétrica, tais como: hidrelétricas, termelétricas, pequenas centrais elétricas e usinas nucleares. A modelagem computacional também permite o desenvolvimento de estratégias, métodos e técnicas capazes de aumentar a eficiência energética de tais sistemas, no intuito de torná-los economicamente viáveis e comerciais. A metodologia de modelagem computacional desenvolvida mostrou-se apropriada para o dimensionamento de geradores de indução acionados por motores *Stirling*.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O motor *Stirling* é classificado como uma tecnologia conversão indireta, uma vez que utiliza o calor produzido pela concentração da radiação solar como fonte calorífica para o aquecimento do fluido de trabalho. Além do aproveitamento energético da radiação solar, os motores *Stirling* também podem ser aplicados a sistemas de cogeração de energia elétrica a partir do aproveitamento do calor de gases de exaustão em produtos industriais para gerar energia elétrica, contribuindo para aumento da eficiência energética de tais sistemas elétricos.

O motor *Stirling* é caracterizado por ser uma máquina térmica de ciclo fechado de expansão e compressão, denominado ciclo de *Stirling*. A máquina *Stirling* pode ser classificada como Alfa, Beta ou Gama de acordo com o arranjo de seus cilindros e pistões. Com o trabalho realizado pode-se compreender como o arranjo construtivo de cada classe de motor *Stirling* pode afetar diretamente a eficiência térmica, potência e torque extraídos de uma máquina *Stirling*.

Para estimar os parâmetros de eficiência térmica, potência e torque mecânicos desenvolvidos por uma máquina *Stirling*, este trabalho tomou por base a modelagem termodinâmica de *Schmidt*. A modelagem de *Schmidt* se diferencia para cada classe de motor *Stirling*, Alfa, Beta ou Gama, devido às suas particularidades. Estudos de caso como o de Dias (2016) e de Barros (2005), esclareceram que a modelagem de *Schmidt* pode ser utilizada para a estimativa dos parâmetros em questão, pois a mesma apresenta uma boa aproximação entre os valores calculados por simulações computacionais empregando tal modelagem e os valores medidos em laboratório.

Com auxílio do software *ATPDraw* e sua linguagem *models*, foi implementado um modelo computacional (*model*) STIRLA para representar motores *Stirling* das classes Alfa. Os resultados obtidos pelo *model* STIRLA foram comparados com os dados obtidos por simulação computacional, embasados na modelagem de *Schmidt*, e resultados de ensaios realizados por Barros (2005) no motor *Stirling* denominado SOLO 161, para validação do modelo computacional criado neste trabalho. Assim, obteve-se uma variação de aproximadamente 0,4% para o trabalho e potência entre os valores simulados computacionalmente por Barros (2005) e os valores obtidos computacionalmente por meio do emprego do *model* STIRLA. Entretanto, esta variação atingiu um erro percentual de 9% quando comparados os resultados obtidos empregando o *model* STIRLA e os resultados de ensaios laboratoriais realizados com o motor SOLO 161. Além disso, a eficiência térmica extraído do *model* STIRLA apresentou um valor

51% superior à eficiência extraída do ensaio laboratorial. Essa amplitude de erro percentual deve-se às premissas adotadas pela modelagem de Schmidt não representando de forma precisa os fenômenos termodinâmicos reais que regem a operação de motores *Stirling*. Tal fato denota a necessidade de realização de estudos mais aprofundados sobre a modelagem de Schmidt, no intuito de aumentar sua capacidade de reproduzir, com maior precisão, os princípios termodinâmicos reais presentes nos motores *Stirling*, apesar de, atualmente, ser largamente empregada para modelar estas máquinas.

Afim de analisar os impactos da inserção do *model* STIRLA na rede elétrica, este trabalho fez a proposição de uma estratégia de modelagem computacional para acoplamento do motor *Stirling*, representado pelo *model* STIRLA, como máquina motriz para acionamento de um gerador de indução trifásico de simples excitação, simulado utilizando o modelo UM3 (*Universal Machine Type 3*) disponível no *software* ATPDraw. É de notório conhecimento que um motor de indução pode operar como um gerador de indução, caso a velocidade do rotor for superior à velocidade síncrona, ou seja, operando com um valor de escorregamento negativo. Diferente do gerador de indução de dupla excitação, o gerador de indução de simples excitação é empregado para cargas mecânicas com conjugado constante, que é o caso do torque mecânica produzido pelo *model* STIRLA. O *model* STIRLA entregou uma potência de saída de aproximadamente 9,320 kW. Assim, para a geração de energia elétrica, necessitou-se projetar um gerador de indução com potência maior ou igual àquela produzida pelo *model* STIRLA. Infelizmente, a modelagem termodinâmica de *Schmidt* se baseia em processos isotérmicos, o que não ocorre em uma máquina *Stirling* real.

Os geradores de indução avaliados para o acoplamento com o motor *Stirling* foram os motores de indução de simples excitação e de dupla excitação. Verificou-se que enquanto os geradores de dupla excitação são empregados em situações com conjugado variável, por exemplo na geração eólica, os geradores de simples indução apresentam funcionamento mais suscetível para cargas com conjugado constante, como o produzido pelo motor *Stirling*. Por este motivo, optou-se pela utilização de geradores de indução de simples excitação neste trabalho.

Com base nos resultados de Souza (2014), modelou-se computacionalmente a máquina assíncrona UM3 com os parâmetros disponíveis em catálogo do fabricante para um MIT modelo W22Plus. A máquina de indução modelo W22 Plus apresenta uma potência de saída de aproximadamente 12 kW, tornando exequível o seu acionamento pelo *model* STIRLA, por sua vez parametrizado com base nos dados do motor *Stirling* SOLO 161, que apresenta potência mecânica de 9kW. Para que isso fosse possível, avaliou-se o funcionamento da máquina

assíncrona UM3 parametrizado como motor W22 Plus, analisando e comparando as curvas de torque, velocidade e os valores de potência obtidos computacionalmente com os valores especificados pelo fabricante. Por meio da comparação destes resultados, validou-se o modelo em questão, uma vez que os resultados obtidos apresentaram boa concordância. Em sequência, investigou-se a possibilidade de operação da máquina assíncrona UM3 como gerador de indução, uma vez que o mesmo apresentou um escorregamento de -2,27%, valor abaixo do limite teórico de -5%. Após o acoplamento do *model* STIRLA com o gerador de indução UM3, observou-se um escorregamento de -1,98% e uma potência elétrica gerada de aproximadamente 9,51 kW.

Os estudos realizados nesse trabalho mostraram-se valiosos, pois foi possível o desenvolvimento de novo *model* empregando o *software* ATPDraw, denominado STIRLA. Tal model apresenta suporte para a simulação de qualquer motor *Stirling* de classe Alfa.

Também foi avaliada a utilização de motores de indução operando como geradores de indução. Tal possibilidade de operação pode ser considerada uma solução técnica e economicamente viável, uma vez que os motores de indução apresentam custos de fabricação e manutenção inferiores aos geradores convencionais. Porém, mesmo utilizando as máquinas de indução como geradores, verificou-se a obrigatoriedade de iniciar a operação como motor de indução e posteriormente efetuar a mudança de estado de funcionamento para gerador de indução, uma vez que tal tipo de gerador não é auto-excitado.

A modelagem computacional desenvolvida pode ser empregada para realização de estudos computacionais acerca do desempenho de sistemas de geração de energia empregando motores *Stirling*, avaliando suas potencialidades e identificando vantagens e desvantagens destes sistemas. Portanto, os modelos desenvolvidos constituem uma ferramenta computacional largamente utilizável nestes tipos de estudos.

5.1 Propostas para trabalhos futuros

- O desenvolvimento de protótipos de motores *Stirling* e o acoplamento dos mesmos à rede por meio de um gerador de indução trifásico;
- Estudo comparativo de geradores de indução de simples e dupla excitação para diferentes tipos de conjugado;
- Estudo da viabilidade da operação de motores de indução como geradores de indução;

- Realizar um estudo técnico-econômico acerca da utilização de motores Stirling para realizar o rastreamento solar em sistemas de geração de energia elétrica por conversão fotovoltaica.
- Estudos acerca da utilização de motores *Stirling* em sistemas de cogeração de energia elétrica.
- Modelagem do torque e da potência produzidos por motores *Stirling* reais em função da incidência de radiação solar para analisar sua influência na geração de energia elétrica.
- Propor aprimoramento da modelagem de Schmidt por meio da substituição de condições termodinâmicas ideais por condições reais de operação, com intuito de alcançar maior eficiência em comparação aos resultados obtidos com testes em protótipos de motores Stirling.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alternative transients program rule book. KU Leuven EMTP Center, 1987.

Anuário Estatístico de Energia Elétrica, Ano Base 2016. Rio de Janeiro, Rj, jun. 2017. Disponível em: <[https:// epe.gov.br/downloads/Síntese do Relatório Final_2017_Web.pdf](https://epe.gov.br/downloads/Síntese%20do%20Relatório%20Final_2017_Web.pdf)>. Acesso em: 07 de maio de 2018.

ATLAS SOLARIMÉTRICO DO BRASIL, Recife, Pernambuco, outubro de 2000.

BALANÇO ENERGÉTICO NACIONAL: Relatório Síntese, Ano base 2016. Rio de Janeiro, Rj, jun. 2017. Disponível em: <[https://ben.epe.gov.br/downloads/Síntese do Relatório Final_2017_Web.pdf](https://ben.epe.gov.br/downloads/Síntese%20do%20Relatório%20Final_2017_Web.pdf)>. Acesso em: 07 de março de 2018.

BARROS, Robledo Wakin. **Avaliação Teórica e Experimental do Motor *Stirling* Modelo Solo 161 Operando com Diferentes Combustíveis**. 2005. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Itajubá.

CASTRO, Laís Costa. **Análise comparativa para geração de energia heliotérmica em diferentes regiões brasileiras**. 2016.

CRUZ, Vinicius Guimarães da et al. **Desenvolvimento experimental de um motor *Stirling* tipo gama**. 2012.

DIAS, Laura Vitória Rezende et al. **Modelagem e análise experimental de um protótipo didático de motor *Stirling***. 2016.

DUARTE, Luiz M.; ALVARENGA, Daniel M.; DOS SANTOS, Alexandre MA. **Modelagem, Simulação e Análise do Desempenho de Motores de Indução Trifásicos com o Programa ATPDRAW**. 2011.

FETTE, Peter. **How does a *Stirling* engine work?** Disponível em: <<http://www.geocities.ws/peterfette/howdoes.htm>>. Acesso em: 26 de março de 2018.

HIRATA, Koichi. Schmidt theory for *Stirling* engines. **Sataima**. 1997.

HOWARD, Dustin F.; LIANG, Jiaqi; HARLEY, Ronald G. Control of receiver temperature and shaft speed in dish-*Stirling* solar power plants to meet grid integration requirements. In: **Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2010 IEEE**. IEEE, 2010. p. 398-405.

KOSOW, Irving L. **Máquinas elétricas e transformadores**. Globo, 1985.

MORAN, Michael J.; SHAPIRO, Howard N.; BOETTNER, Daisie D. **Princípios de termodinâmica para engenharia** . Grupo Gen-LTC, 2000.

MOZDREN, Tomas et al. Use of the EMTP-ATP software to develop a dynamic model of the technological centre. **Advances in Electrical and Electronic Engineering**, v. 14, n. 5, p. 467, 2016.

NASCIMENTO, Rodrigo Limp. **ENERGIA SOLAR NO BRASIL: SITUAÇÃO E PERSPECTIVAS**. 2017. 46 f.- Consultor Legislativo da Área XII, Câmara dos Deputados, Distrito Federal, 2017.

PAULETTI, Luiz Celestino. **Um estudo de uso de gerador de tensão em motores de indução monofásicos**. 2009.

PAUTZ, Edson Ronaldo. Estudo e projeto de um motor *Stirling*. 2013.

PEREIRA, Enio Bueno; MARTINS, Fernando Ramos; ABREU, Samuel Luna de; RUHER, Ricardo. **Atlas Brasileiro de Energia Solar. 2006. 64f. 1ªEd.** São José dos Campos, São Paulo. Disponível em: <http://ftp.cptec.inpe.br/labren/publ/livros/brazil_solar_atlas_R1.pdf>. Acesso em: 07 de maio de 2018.

SANTOS, Roberta Ramos; CHAVES, Marcelo Lynce Ribeiro; GUIMARÃES, Geraldo Caixeta. **ESTUDO DO GERADOR DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADO IMPLEMENTADO NO SOFTWARE ATP**. 2016.

SILVA, R. M. **Energia Solar: dos incentivos aos desafios**. Texto para discussão nº 166. Brasília. Senado Federal, 2015.

SCHIMMOLLER, Brian K.. **Stirling Engine: Stirling-Technology Engines Shooting for DG Market Penetration**. Disponível em: <www.stmpower.com>. Acesso em: 30 jun. 2018.

SOUZA, Vinícius Ferreira de. **Análise dos modelos de máquinas de indução para estudos de transitórios eletromagnéticos em Sistemas Elétricos de Potência e sua representação no Programa de Simulação ATP**. 2014.

TARAWNEH, M., et al. "Numerical Simulation and Performance Evaluation of *Stirling* Engine Cycle." Jordan Journal of Mechanical & Industrial Engineering 4.5 (2010).

TAVARES, Francisco Luna et al. **Análise da Influência de Aero geradores Baseados Em Máquinas de Indução na Produção e Propagação de Harmônicos e de Transitórios Eletromagnéticos na Rede de Energia Elétrica da COSERN**. 2009.

TOLMASQUIM, Mauricio Tiomno. **Energia Renovável**. Rio de Janeiro, Rj: Empresa de Pesquisa Energética (epe), 2016.

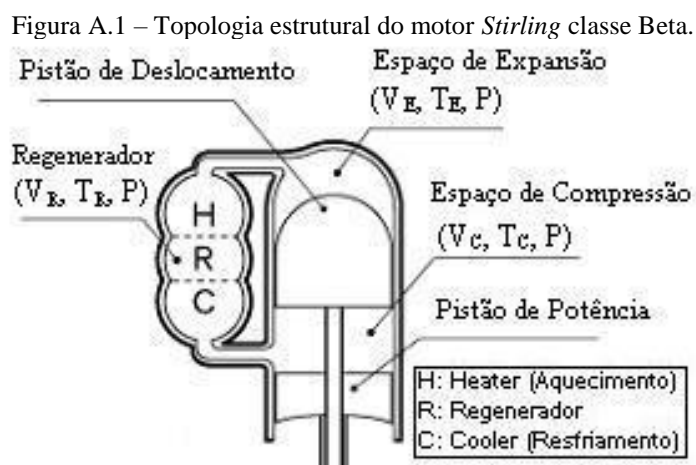
VITTI, Diego Christofolletti; ALVARES, Leandro Miranda. **Avaliação da Eficiência de sistemas fotovoltaicos**. 2006. 111 f. Curso de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2006.

WILLIAMS, Andrew. **SOLO Stirling 161**. Disponível em: <<http://www.buildup.eu/en/practices/cases/solo-Stirling-161-fact-sheet-germany>>. Acesso em: 30 jun. 2018.

WUDAG. **STIRLING-CHP**. Disponível em: <<http://www.Stirling-energie.de>>. Acesso em: 30 jun. 2018.

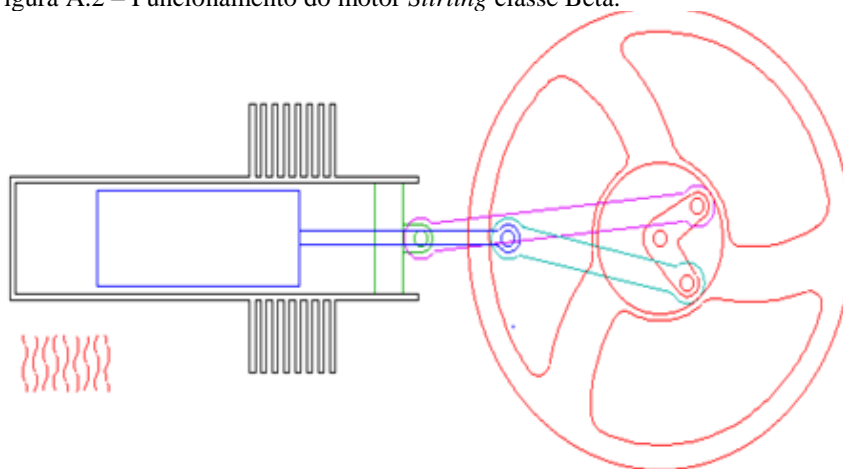
APÊNDICE A - Modelagem de Schmidt para motores *Stirling* da classe Beta

A modelagem termodinâmica de motores *Stirling* da classe Beta também está fundamentada na mesma estratégia da modelagem de Schmidt empregada em motores da classe Alfa. As mesmas premissas adotadas anteriormente para a determinação das grandezas termodinâmicas de volume, temperatura, massa e pressão são igualmente aplicáveis aos motores *Stirling* da classe Beta. As Figuras A.1 e A.2 apresentam a topologia construtiva de um motor *Stirling* classe Beta.



Fonte: Extraída de Hirata (1997).

Figura A.2 – Funcionamento do motor *Stirling* classe Beta.



Fonte: Disponível em <http://www.animatedengines.com/>. Acesso em 04 de maio de 2018.

Motores da classe Beta dispõem de apenas um cilindro, uma câmara regenerativa, um pistão de trabalho (potência) e um pistão de deslocamento, como pode ser observado nas

Figuras A.1 e A.2. Pelo fato dos pistões de deslocamento e de potência se encontrarem no mesmo cilindro, forma-se um ângulo de fase ($d\theta$) entre ambos os pistões.

Como destacado na equação (A1), o volume instantâneo total (V_{total}) do fluido de trabalho é dado pelo somatório dos volumes de expansão (V_e), do regenerador (V_r) e de compressão (V_c), todos expressos em metros cúbicos [m^3]:

$$V_{total} = V_e + V_r + V_c \quad (A.1)$$

De forma análoga à máquina de *Stirling* classe Alfa, Schimdt modela o gás de trabalho considerando-o ideal. Além disso, considera-se o processo de expansão e de compressão do fluido com periodicidade senoidal. Assim, pode-se equacionar o volume de expansão e compressão considerando as premissas sobre o gás de trabalho, geometria do cilindro e o espaço ocupado pelos pistões de trabalho e deslocamento. As equações (A.2) e (A.3) descrevem os volumes de expansão e compressão para esta classe de motor *Stirling*, respectivamente:

$$V_e = \frac{V_{se}}{2} (1 - \cos(\theta)) + V_{de} \quad (A.2)$$

$$V_c = \frac{V_{se}}{2} (1 - \cos(\theta)) + \frac{V_{sc}}{2} [1 - \cos(\theta - d\theta)] + V_{dc} - V_b \quad (A.3)$$

Em que: V_{se} é o volume percorrido pelo pistão de deslocamento; V_{de} é o volume morto de expansão; V_{sc} é o volume percorrido pelo pistão de potência; V_{dc} é o volume morto de compressão; e V_b é o volume sobreposto pelos pistões. Todos os valores de volume são expressos em metros cúbicos [m^3], enquanto os ângulos (θ e $d\theta$) são expressos em graus [$^\circ$]. O volume V_b é equacionado em função dos volumes de deslocamento de expansão e compressão, conforme a equação (A.4). É importante ressaltar que a sobreposição dos pistões gera um espaço de trabalho efetivo:

$$V_b = \frac{V_{se} + V_{sc}}{2} - \sqrt{\frac{V_{se}^2 + V_{sc}^2}{4} - \frac{V_{se} \cdot V_{sc}}{2} \cdot \cos\theta} \quad (A.4)$$

As equações (A.5) à (A.9) expressam as relações desenvolvidas com base na análise do volume realizada por Schmidt:

$$v = \frac{V_{sc}}{V_{se}} \quad (\text{A.5})$$

$$X_{de} = \frac{V_{de}}{V_{se}} \quad (\text{A.6})$$

$$X_{dc} = \frac{V_{dc}}{V_{se}} \quad (\text{A.7})$$

$$X_r = \frac{V_r}{V_{se}} \quad (\text{A.8})$$

$$X_b = \frac{V_b}{V_{se}} \quad (\text{A.9})$$

Em que: v é o volume percorrido relativo, sendo descrito como a razão do volume percorrido de compressão (V_{sc}) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); X_{de} é a relação entre o volume morto de expansão (V_{de}) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); X_{dc} representa a relação entre o volume morto de compressão (V_{dc}) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); X_r representa a relação entre o volume do regenerador (V_r) e o volume percorrido de expansão (V_{se}); e X_b relaciona o volume sobreposto entre pistões (V_b) com o volume percorrido de expansão (V_{se}).

Como as modelagens de temperatura, massa e pressão do fluido para a classe Beta são similares aos equacionamentos já realizado na classe Alfa, o desenvolvimento de tais processos foi omitido. Essas similaridades ocorrem devido ao princípio de conservação da massa, aos processos isotérmicos e ao princípio dos gases nobres.

Logo, a pressão do motor (P), já baseada nas pressões média (P_{med}), mínima (P_{min}) e máxima (P_{max}), pode ser calculada por meio das Equações (A.10) à A.12). Os valores de pressão são expressos em Pascal [Pa] e os valores angulares ($d\theta$ e θ) em graus [$^\circ$]:

$$P = P_{med} \cdot \frac{\sqrt{1 - C^2}}{1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)} \quad (\text{A.10})$$

$$P = P_{min} \cdot \frac{(1 + c)}{1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)} \quad (\text{A.11})$$

$$P = P_{max} \cdot \frac{(1 - c)}{1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)} \quad (\text{A.12})$$

Os coeficientes termodinâmicos dos motores da classe Beta são determinados por meio das Equações (A.13) à (A.16). Os valores angulares ($d\theta$ e θ) são dados em graus [$^\circ$]:

$$\alpha = tg^{-1} \left[\frac{v \cdot \text{send}(d\theta)}{t + \cos(d\theta) + 1} \right] \quad (\text{A.13})$$

$$B = \sqrt{t^2 + 2(t-1) \cdot v \cdot \cos(d\theta) + v^2 - 2 \cdot t + 1} \quad (\text{A.14})$$

$$A = t + 2t \cdot Xde + \frac{4 \cdot t \cdot Xr}{1+t} + v + 2 \cdot Xdc + 1 - 2 \cdot Xb \quad (\text{A.15})$$

$$c = \frac{B}{A} \quad (\text{A.16})$$

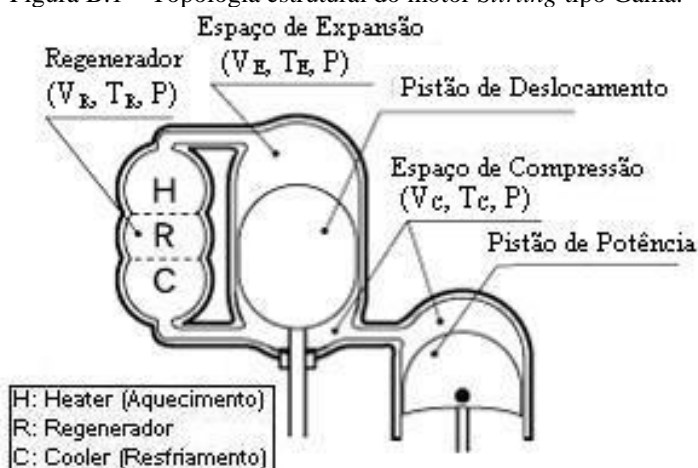
Pode-se perceber que as modelagens de volume e pressão para as máquinas da classe Beta apresentam diferenças em relação às modelagens das máquinas da classe Alfa, uma vez que existem particularidades estruturais entre as classes. Assim sendo, conforme Schmidt, da mesma forma como ocorreu nesta seção para a classe Beta, a modelagem da classe Gama também apresentará diferenças nos cálculos de volume e pressão do fluido, quando comparada às outras classes.

APÊNDICE B – Modelagem de Schmidt para motores *Stirling* da classe Gama

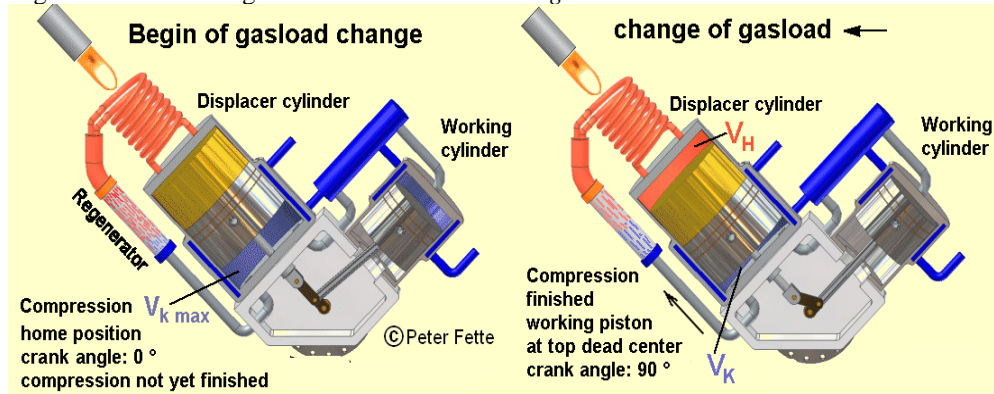
A seção anterior demonstrou que a modelagem de Schmidt apresenta diferenças entre as classes de motores *Stirling*, no que se refere aos cálculos de volume e pressão do gás de trabalho. Assim sendo, a presente seção evidencia apenas os equacionamentos que dizem respeito ao volume, à pressão e às relações entre os coeficientes termodinâmicos.

As Figuras B.1 e B.2 apresentam a estrutura genérica de um motor *Stirling* tipo Gama.

Figura B.1 – Topologia estrutural do motor *Stirling* tipo Gama.



Fonte: Extraída de Hirata (1997).

Figura B.2 – Modelo genérico de um motor *Stirling* da classe Gama.

Fonte: Adaptada de Fette (2008).

A classe Gama apresenta dois pistões, sendo um de deslocamento e o outro de potência. Porém, diferentemente da classe Beta, a classe Gama apresenta dois cilindros que comportam os pistões, separando-os estruturalmente, os quais operam com defasagem de um ângulo de fase ($d\theta$).

De forma análoga à modelagem da classe Beta, o desenvolvimento da modelagem da classe Gama apresenta modificações nas equações de volume e pressão, quando comparado à classe Alfa. Sendo assim, pode-se determinar o volume instantâneo da expansão (V) e o volume instantâneo da compressão (V_c) desta classe por meio das equações (B.1) e (B.2):

$$V_e = \frac{V_{se}}{2}(1 - \cos(\theta)) + V_{de} \quad (\text{B.1})$$

$$V_c = \frac{V_{se}}{2}(1 - \cos(\theta)) + \frac{V_{sc}}{2}[1 - \cos(\theta - d\theta)] + V_{dc} \quad (\text{B.2})$$

Em que: o volume percorrido pelo pistão de deslocamento é denotado como V_{se} ; e o volume percorrido pelo pistão de potência é denotado como V_{sc} . O volume total instantâneo pode ser calculado por meio da equação B.3):

$$V_{total} = V_e + V_r + V_c \quad (\text{B.3})$$

Em que: V_e , V_r e V_c representam, respectivamente, os volumes de expansão, do regenerador e de compressão, todos expressos em $[\text{m}^3]$.

Os volumes presentes nas Equações (B.1) à (B.3) são expressos em Pascal [Pa] e as grandezas angulares (θ e $d\theta$) são expressas graus $[\text{°}]$.

As pressões média (P_{med}), mínima (P_{min}) e máxima (P_{max}) podem ser calculadas por meio das Equações (B.4) à (B.6):

$$P_{med} = P \cdot \frac{[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]}{\sqrt{1 - c^2}} \quad (\text{B.4})$$

$$P_{min} = P \cdot \frac{[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]}{(1 + c)} \quad (\text{B.5})$$

$$P_{max} = P \cdot \frac{[1 - c \cdot \cos(\theta - \alpha)]}{(1 - c)} \quad (\text{B.6})$$

Em que: P é a pressão instantânea, expressa em [Pa]; c e α são os coeficientes de Schmidt; e θ é o ângulo de deslocamento do pistão, expresso em graus [°].

As relações de volume para as máquinas do tipo Gama são definidas pelas equações (B.7) à (B.10):

$$v = \frac{V_{sc}}{V_{se}} \quad (\text{B.7})$$

$$X_{dc} = \frac{V_{dc}}{V_{se}} \quad (\text{B.8})$$

$$X_{de} = \frac{V_{de}}{V_{se}} \quad (\text{B.9})$$

$$X_r = \frac{V_r}{V_{se}} \quad (\text{B.10})$$

Em que: V_{sc} é o volume percorrido pelo pistão de potência; V_{se} é o volume percorrido pelo pistão de deslocamento; V_{dc} é o volume morto de compressão; e V_{de} é o volume morto de expansão. Os volumes são dados em metros cúbicos [m³].

As Equações (B.11) à (B.15) permitem o cálculo dos coeficientes termodinâmicos utilizados para a modelagem de Schmidt em motores *Stirling* da classe Gama:

$$\alpha = \text{tg}^{-1} \left[\frac{v \cdot \text{send}(d\theta)}{t + \text{cos}(d\theta) + 1} \right] \quad (\text{B.11})$$

$$B = \sqrt{t^2 + 2(t-1) \cdot v \cdot \text{cos}(d\theta) + v^2 - 2 \cdot t + 1} \quad (\text{B.11})$$

$$A = t + 2 \cdot t \cdot X_{de} + \frac{4 \cdot t \cdot X_r}{1 + t} + v + 2 \cdot X_{dc} + 1 \quad (\text{B.11})$$

$$c = \frac{B}{A} \quad (\text{B.11})$$

$$t = \frac{T_c}{T_e} \quad (\text{B.11})$$

Em que: os volumes são expressos em [Pa]; os ângulos em graus [°]; e as temperaturas em [K].

A partir das equações descritas, pode-se construir o diagrama $P \times V$ para um motor *Stirling* tipo Gama.

APÊNDICE C – *Model STIRLA*

MODEL STIRLA -- Inicia a compilação de um cartao com os recursos da MODELS

C *****

C *** MODEL PARA IMPLEMENTAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE
TERMODINÂMICA DE MOTORES

C *** *STIRLING* TIPO ALFA

C -----

C *** TRABALHO DE CONCLUSAO DE CURSO DO ALUNO CLEUDER

C***AUGUSTO

C *** BACHARELADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - IFMG - CAMPUS FORMIGA

C -----

C ORIENTADOR: ANDRÉ ROGER RODRIGUES

C *** Este model STIRLG utiliza a análise isotérmica proposta por SCHMIDT

C *** aplicada à modelagem termodinâmica de motores *STIRLING*

C *** Esta modelagem permite calcular a potencia de saída e o rendimento de

C *** motores *Stirling* - esta modelagem foi aplicada a motores tipo GAMA

C ----- IMPORTANTE CARACTERISTICA DESTE PROGRAMA:----

C ESTE ARQUIVO FOI BASEADO NA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE ROBERTO
WAKIN BARROS, UNIFEI, 2005, CAP. 4 E 5.

COMMENT -----

Este model não possui variáveis de entrada (INPUT). Estas são grandezas tais

como tensão em um nó, corrente em um ramo, ou sinais de controle da TACS ou

INPUT PULSO1, PULSO2, PULSO3, PULSO4, PULSO5, PULSO6, PULSO7, PULSO8

-----ENDCOMMENT

C *****

COMMENT -----

Este cartão é destinado a entrada de dados (DATA) pelo usuário. Neste model, o

usuário deve entrar com todos os dados necessários para implementar a modelagem

termodinâmica de SCHMIDT.

-----ENDCOMMENT

DATA

VDEXPA {dflt: 161E-6} -- grandezas expressas em m3
 VMEXPA {dflt: 159.79E-6} -- grandezas expressas em m3
 VDCOMP {dflt: 161E-6} -- grandezas expressas em m3
 VMCOMP {dflt: 159.79E-6} -- grandezas expressas em m3
 VREGEN {dflt: 108.95E-6} -- grandezas expressas em m3
 RPM {dflt: 1800} -- rotacoes por minuto- rpm
 R {dflt: 2077} -- Val. tipico do Helio (cp-cv)
 PMEDIA {dflt: 140E+6} -- Pressão expressa em PA. Valor típico A DEFINIR
 TEXPAN {dflt: 1013} -- VAL.de temperatura expressos em K
 TCOMPR {dflt: 303} -- VAL.de temperatura expressos em K

COMMENT -----

Este cartão é destinado a declaracao de variaveis(VAR) que serao utilizadas para o procedimento de cálculo das grandezas empregadas na modelagem de SCHMIDT.

-----ENDCOMMENT

VAR

C CALCULO DA GRANDEZAS PARA ESTIMATIVA DA POTENCIA DE SAIDA E RENDIMENTO DO

C MOTOR *STIRLING* ALFA

VEXPAN, VCOMPR, VCOMAU, VTOTAL, AUXIS1, RAIZ1,
 ANTETA, ANGPHI, A, A1,RELAVO, RELATE, XDEXPA, XDCOMP, XREGEN,
 POTENC,
 PRESAO, PMININ, PMAXIM, C, B, S, WEXPAN, WCOMPR, WTOTAL, POTSAI,
 RENDIM,
 TORQUE, MASSA, SENO,PMEDI

C *****

COMMENT -----

Este cartão é destinado a declaracao de variaveis que necessitam de registro dos valores anteriores para fins de procedimento de cálculo (tipo integrais, derivadas, diferenciacao, etc) das grandezas empregadas na modelagem de SCHMIDT.

-----ENDCOMMENT

HISTORY

```

ANTETA {dflt: 0.0},
C *****
COMMENT -----
Este cartão é destinado a declaracao de variaveis de saída(OUTPUT) obtidas com
o procedimento de cálculo para analise isotermica de SCHMIDT.
-----ENDCOMMENT
OUTPUT POTSAI, RENDIM, VTOTAL,WTOTAL,TORQUE
INIT
  POTSAI:=0.0,RENDIM:=0.0
  VEXPAN:=0.0,  VCOMPR:=0.0,  VCOMAU:=0.0,  VTOTAL:=0.0,  AUXIS1:=0.0,
RAIZ1:=0.0,
  ANTETA:=0.0, ANGPHI:=0.0, RELAVO:=0.0, RELATE:=0.0,
  XDEXPA:=0.0,  XDCOMP:=0.0,  XREGEN:=0.0,  POTENC:=0.0,PRESAO:=0.0,
PMININ:=0.0,
  PMAXIM:=0.0, C:=0.0, B:=0.0, S:=0.0, WEXPAN:=0.0, WCOMPR:=0.0, WTOTAL:=0.0,
  POTSAI:=0.0, RENDIM:=0.0
  SENO:=0.0, PMEDI:=0.0
C ALPHA:=0.0, ALPHA1:=0.0
ENDINIT
EXEC
Comment-----
ALGORITMO PARA CÁLCULO DA POTENCIA DE SAIDA E RENDIMENTO DE UM
MOTOR
STIRLING TIPO ALFA EMPREGANDO ANÁLISE TERMODINAMICA DE SCHMIDT
-----Endcomment
C -- Calculo do angulo phi
  ANGPHI := pi/2
  ANTETA := 0.0
C -- Calculo das relacoes de temperatura e de volume
  RELATE := TCOMPR/TEXPAN
  RELAVO := VDCOMP/VDEXPA
  XDEXPA := VMEXPA/VDEXPA
  XDCOMP := VMCOMP/VDEXPA
  XREGEN := VREGEN/VDEXPA

```

C -- Calculo das grandezas auxiliares para analise de SCHMIDT

B := sqrt(RELATE**2+2*RELATE*RELAVO*cos(ANGPHI)+RELAVO**2)

AUXIS1 := (4*RELATE*XREGEN)/(1+RELATE)

S := RELATE+2*RELATE*XDEXPA+AUXIS1+RELAVO+2*XDCOMP

C := B/S

A1:= RELAVO*sin(ANGPHI)/(RELATE+cos(ANGPHI))

A := atan(A1)

C -- Calculo das grandezas pressao, trabalho e rendimento de acordo com

C -- dissertacao de BARROS-UNIFEI

RAIZ1 := (1-C)/(1+C)

FOR ANTETA := 0 TO 2*PI BY (2*PI/10)

DO

PRESAO := PMEDIA *sqrt(1-C*C)/(1-C*cos(ANTETA-A))

MASSA := PRESAO*VDEXPA*sqrt((S*S-B*B))/(2*R*TCOMPR)

PMEDI := 2*MASSA*R*TCOMPR/(VDEXPA*sqrt(S**2-B**2))

PMININ := PMEDIA*RAIZ1

PMAXIM := PMEDIA*sqrt(1/RAIZ1)

C -- Calculo dos volumes de expansao e de compressao

VEXPAN := (VDEXPA/2)*(1- cos(ANGPHI))+ VMEXPA

VCOMAU := (VDCOMP/2)*(1- cos(ANTETA-ANGPHI))

VCOMPR := VCOMAU + VMCOMP

VTOTAL := VEXPAN + VCOMPR + VREGEN

ENDFOR

C-- NO CALCULO DE TRABALHO DEVE-SE INFORMAR O ARGUMENTO ALPHA EM GRAUS

WEXPAN := PMEDIA *VDEXPA *PI*C*SIN(A)/(1+sqrt(1-C**2))

WCOMPR := PMEDIA *VDEXPA *PI*C*RELATE*SIN(A)/(1+sqrt(1-C**2))

WTOTAL := WEXPAN-WCOMPR

POTSAI := WTOTAL*RPM/60

TORQUE := POTSAI/(RPM*2*PI/60) -- EM Nm

RENDIM := WTOTAL/WEXPAN

ENDEXEC

ENDMODEL

RECORD

STIRLA.VEXPAN AS VEXPAN
STIRLA.VCOMPR AS VCOMPR
STIRLA.VCOMAU AS VCOMAU
STIRLA.VTOTAL AS VTOTAL
STIRLA.AUXIS1 AS AUXIS1
STIRLA.RAIZ1 AS RAIZ1
STIRLA.ANTETA AS ANTETA
STIRLA.ANGPHI AS ANGPHI
STIRLA.RELAVO AS RELAVO
STIRLA.RELATE AS RELATE
STIRLA.XDEXPA AS XDEXPA
STIRLA.XDCOMP AS XDCOMP
STIRLA.XREGEN AS XREGEN
STIRLA.POTENC AS POTENC
STIRLA.PRESAO AS PRESAO
STIRLA.PMININ AS PMININ
STIRLA.PMAXIM AS PMAXIM
STIRLA.C AS C
STIRLA.B AS B
STIRLA.S AS S
STIRLA.WEXPAN AS WEXPAN
STIRLA.WCOMPR AS WCOMPR
STIRLA.WTOTAL AS WTOTAL
STIRLA.POTSAI AS POTSAI
STIRLA.RENDIM AS RENDIM
STIRLA.TORQUE AS TORQUE

APÊNDICE D – Model STIRLG

```

MODEL STIRLG  -- Inicia a compilação de um cartao com os recursos da MODELS
C *****
C ***  MODEL PARA IMPLEMENTAÇÃO DO MÉTODO DE ANÁLISE
TERMODINÂMICA DE MOTORES
C ***  STIRLING TIPO GAMA
C -----
C *** TRABALHO DE CONCLUSAO DE CURSO DO ALUNO CLEUDER AUGUSTO
C *** BACHARELADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - IFMG - CAMPUS FORMIGA
C -----
C  ORIENTADOR: ANDRÉ ROGER RODRIGUES
C ***Este model STIRLG utiliza a análise isotérmica proposta por SCHMIDT
C *** aplicada à modelagem termodinâmica de motores STIRLING
C *** Esta modelagem permite calcular a potencia de saída e o rendimento de
C *** motores Stirling - esta modelagem foi aplicada a motores tipo GAMA
C -----  IMPORTANTE CARACTERISTICA DESTE
C- PROGRAMA: ESTE ARQUIVO FOI BASEADO NA DISSERTAÇÃO DE C -
MESTRADO DE LAURA VITORIA RESENDE
C DIAS, UFG, 2016 - CAPÍTULOS 2 E 3.
COMMENT -----
Este model não possui variáveis de entrada (INPUT). Estas são grandezas tais
como tensão em um nó, corrente em um ramo, ou sinais de controle da TACS ou
INPUT PULSO1, PULSO2, PULSO3, PULSO4, PULSO5, PULSO6, PULSO7, PULSO8
-----ENDCOMMENT
C *****
COMMENT -----
Este cartão é destinado a entrada de dados (DATA) pelo usuário. Neste model, o
usuário deve entrar com todos os dados necessários para implementar a modelagem
termodinâmica de SCHMIDT.
-----ENDCOMMENT

DATA
VDEXPA {dflt: 62.3349E-6}  -- grandezas expressas em m3

```

```

VMEXPA {dflt: 33.2577E-6}
VDCOMP {dflt: 17.5929E-6}
VMCOMP {dflt: 88.2356E-6}
VREGEN {dflt: 93.5174E-6}
RPM  {dflt: 1140}  -- rotacoes por minuto- rpm
R    {dflt: 287.0530}
-- R equivale a Cp - Cv. Valor típico de 287.0530 para ar
  PMEDIA {dflt: 101.325}  -- pressão expressa em PA. Valor típico A DEFINIR
  TEXPAN {dflt: 417.78}  -- Valores de temperatura expressos em K
  TCOMPR {dflt: 340.98}
COMMENT -----
Este cartão é destinado a declaracao de constantes(CONST) que serao utilizadas
para o procedimento de cálculo das grandezas empregadas na modelagem de SCHMIDT.
C -----ENDCOMMENT
  CONST  -- DECLARAÇÃO DAS CONSTANTES QUE SERÃO UTILIZADAS NO
CÁLCULO
  ALPHA {val:90.0}  -- R equivale a Cp - Cv. Valor típico de 0.287 para ar
C*****
COMMENT -----
Este cartão é destinado a declaracao de variaveis(VAR) que serao utilizadas
para o procedimento de cálculo das grandezas empregadas na modelagem de SCHMIDT.
-----ENDCOMMENT
VAR
C  CALCULO DA GRANDEZAS PARA ESTIMATIVA DA POTENCIA DE SAIDA E
RENDIMENTO DO
C  MOTOR STIRLING
  VEXPAN, VCOMPR, VCOMAU, VTOTAL, AUXIS1, RAIZ1,
  ANTETA, ANGPHI, A, A1,RELAVO, RELATE, XDEXPA, XDCOMP, XREGEN,
POTENC,
  PRESAO, PMININ, PMAXIM, C, B, S, WEXPAN, WCOMPR, WTOTAL, POTSAI,
RENDIM,
  MASSA, SENO,PMEDI, AUX2, PRESSI[1..360], VOLUMI[1..360],

```

C

**

COMMENT -----

Este cartão é destinado a declaracao de variaveis que necessitam de registro dos valores anteriores para fins de procedimento de cálculo (tipo integrais, derivadas, diferenciacao, etc)das grandezas empregadas na modelagem de SCHMIDT.

-----ENDCOMMENT

HISTORY

ANTETA{df!t: 0.0}, PRESSI[1..360], VOLUMI[1..360],

C *****

COMMENT -----

Este cartão é destinado a declaracao de variaveis de saída(OUTPUT) obtidas com o procedimento de calculo para analise isotermica de SCHMIDT.

-----ENDCOMMENT

OUTPUT POTSAI, RENDIM,VTOTAL,WTOTAL

INIT

POTSAI:=0.0,RENDIM:=0.0

VEXPAN:=0.0, VCOMPR:=0.0, VCOMAU:=0.0, VTOTAL:=0.0, AUXIS1:=0.0,
RAIZ1:=0.0,

ANTETA:=0.0, ANGPFI:=0.0, RELAVO:=0.0, RELATE:=0.0,

XDEXPA:=0.0, XDCOMP:=0.0, XREGEN:=0.0, POTENC:=0.0,PRESAO:=0.0,
PMININ:=0.0,

PMAXIM:=0.0, C:=0.0, B:=0.0, S:=0.0, WEXPAN:=0.0, WCOMPR:=0.0, WTOTAL:=0.0,

POTSAI:=0.0, RENDIM:=0.0, AUX2:=0.0,

SENO:=0.0, PMEDI:=0.0

C ALPHA:=0.0, ALPHA1:=0.0

ENDINIT

EXEC

Comment*****

ALGORITMO PARA CÁLCULO DA POTENCIA DE SAIDA E RENDIMENTO DE UM
MOTOR

STIRLING TIPO GAMA EMPREGANDO ANÁLISE TERMODINAMICA DE SCHMIDT

*****Endcomment

C -- Calculo do angulo phi

ANGPHI := pi/2

ANTETA := 0.0

C -- Calculo das relacoes de temperatura e de volume

RELATE := TCOMPR/TEXPAN

RELAVO := VDCOMP/VDEXPA

XDEXPA := VMEXPA/VDEXPA

XDCOMP := VMCOMP/VDEXPA

XREGEN := VREGEN/VDEXPA

C -- Calculo das grandezas auxiliares para analise de SCHMIDT

B := sqrt(RELATE**2+2*(RELATE-1)*RELAVO*cos(ANGPHI)+RELAVO**2-2*RELATE+1)

AUXIS1 := (4*RELATE*XREGEN)/(1+RELATE)

S := RELATE+2*RELATE*XDEXPA+AUXIS1+RELAVO+2*XDCOMP+1

C := B/S

A1:= RELAVO*sin(ANGPHI)/(RELATE+cos(ANGPHI)+1)

A := atan(A1)

C -- Calculo das grandezas pressao, trabalho e rendimento de acordo com

C -- dissertacao de Laura-UFG

RAIZ1 := (1-C)/(1+C)

FOR AUX2:= 1 TO 360 BY 1

DO

ANTETA := ANTETA + 0.0179

PRESAO := PMEDIA *sqrt(1-C*C)/(1-C*cos(ANTETA-A))

PRESSI[AUX2]:=PRESAO

C write (" ", PRESSI[AUX2])

MASSA := PRESAO*VDEXPA*(S-B*cos(ANTETA-A))/(2*R*TCOMPR)

PMEDI := 2*MASSA*R*TCOMPR/(VDEXPA*sqrt(S**2-B**2))

PMININ := 2*MASSA*R*TCOMPR/(VDEXPA*(S+B))

PMAXIM := PMEDIA*sqrt(1/RAIZ1)

C -- Calculo dos volumes de expansao e de compressao

VEXPAN := (VDEXPA/2)*(1- cos(ANTETA))+ VMEXPA

VCOMAU := (VDEXPA/2)*(1- cos(ANTETA))+(VDCOMP/2)*(1- cos(ANTETA-ANGPHI))


```

VCOMPR := VCOMAU + VMCOMP
VTOTAL := VEXPAN + VCOMPR+VREGEN
VOLUMI[AUX2]:= VTOTAL
C --      write (" ", VOLUMI[AUX2])
ENDFOR
C NO CALCULO DE TRABALHO DEVE-SE INFORMAR O ARGUMENTO ALPHA EM
GRAUS
WEXPAN := PMEDIA *VDEXPA *PI*C*SIN(A)/(1+sqrt(1-C**2))
WCOMPR := PMEDIA *VDEXPA *PI*C*RELATE*SIN(A)/(1+sqrt(1-C**2))
WTOTAL := WEXPAN-WCOMPR
POTSAI := WTOTAL*RPM/60
RENDIM := WTOTAL/WEXPAN
ENDEXEC
ENDMODEL
RECORD
  STIRLG.VEXPAN AS VEXPAN
  STIRLG.VCOMPR AS VCOMPR
  STIRLG.VCOMAU AS VCOMAU
  STIRLG.VTOTAL AS VTOTAL
  STIRLG.AUXIS1 AS AUXIS1
  STIRLG.RAIZ1 AS RAIZ1
  STIRLG.ANTETA AS ANTETA
  STIRLG.ANGPHI AS ANGPHI
  STIRLG.RELAVO AS RELAVO
  STIRLG.RELATE AS RELATE
  STIRLG.XDEXPA AS XDEXPA
  STIRLG.XDCOMP AS XDCOMP
  STIRLG.XREGEN AS XREGEN
  STIRLG.POTENC AS POTENC
  STIRLG.PRESAO AS PRESAO
  STIRLG.PMININ AS PMININ
  STIRLG.PMAXIM AS PMAXIM
  STIRLG.WEXPAN AS WEXPAN
  STIRLG.WCOMPR AS WCOMPR

```

STIRLG.WTOTAL AS WTOTAL
STIRLG.POTSAI AS POTSAI
STIRLG.RENDIM AS RENDIM