

**A MÁQUINA DE INDUÇÃO EM CASCATA DE DUPLA ALIMENTAÇÃO NA GERAÇÃO DE ENERGIA  
ELÉTRICA EM VELOCIDADE VARIÁVEL E OUTRAS APLICAÇÕES**

Danilo de Brito Lima

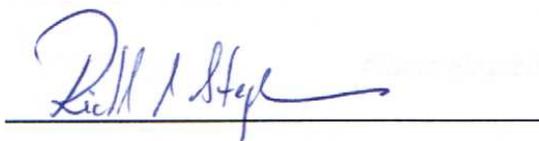
PROJETO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO ELETRICISTA.

Aprovada por:



Prof. Antonio Carlos Ferreira, Ph. D

(Orientador)



Prof. Richard Magdalena Stephan, Dr.-Ing



Prof. Sebastião Ércules Melo de Oliveira, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JULHO DE 2010

*"The most beautiful thing we can experience is the mysterious. It is the source of all true art and science. He to whom this emotion is a stranger, who can no longer pause to wonder and stand rapt in awe, is as good as dead: his eyes are closed."<sup>1</sup>*

*Albert Einstein*

---

<sup>1</sup> "A coisa mais bela que podemos experimentar é o misterioso. É a fonte de toda verdadeira arte e ciência. Aquele a quem esta emoção é um desconhecido, que já não pode parar para contemplar e entusiasmar-se em admiração, é tão bom como morto: seus olhos estão fechados."

# Agradecimentos

---

Primeiramente à minha família, pela força e incentivos dados ao longo desses muitos anos de estudo.

Aos amigos, com quem passei momentos de descontração e amizade.

Ao Professor Antonio Carlos Ferreira, por ter me orientado durante todo esse trabalho e com quem pude aprender bastante.

Ao Professor Richard Stephan, que me acolheu em seu laboratório e com quem pude, também, aprender ainda mais.

Ao Fellipe Lessa, companheiro de projeto e nas muitas horas de discussão e ensaios em máquinas.

Ao Sérgio Ferreira, cujas contribuições foram muito importantes para o desenvolvimento deste trabalho.

Finalmente, a todos aqueles que contribuíram de forma direta ou indireta em toda a minha formação como Engenheiro Eletricista.

Muito Obrigado!

Resumo do trabalho apresentado à Escola Politécnica como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Eletricista.

A MÁQUINA DE INDUÇÃO EM CASCATA DE DUPLA ALIMENTAÇÃO NA GERAÇÃO DE ENERGIA  
ELÉTRICA EM VELOCIDADE VARIÁVEL E OUTRAS APLICAÇÕES

Danilo de Brito Lima

Julho de 2010

Orientador: Prof. Antonio Carlos Ferreira

Departamento de Engenharia Elétrica – UFRJ

Este trabalho consiste em uma reunião e consolidação de conceitos já apresentados sobre a Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação (MICDA) e seu funcionamento como máquina de velocidade variável. São identificadas, também, algumas áreas onde a aplicação de tais máquinas é vantajosa devido à melhor adaptação ao ambiente e a maior eficiência de conversão de energia. Uma bancada experimental foi montada para obter resultados de modo a confirmar a validade dos modelos propostos. Ao final do trabalho segue uma discussão sobre esses resultados ratificando os conceitos introduzidos.

# Sumário

---

Agradecimentos .....	iii
Sumário .....	v
1 Introdução.....	1
1.1 Motivação.....	1
1.2 Objetivo .....	2
1.3 Organização.....	2
2 Máquinas de Velocidade Variável.....	4
2.1 Definições.....	4
2.2 Geração de Energia Elétrica .....	4
2.2.1 Geração Eólica .....	4
2.2.2 Geração Hidráulica .....	6
2.3 Outras Aplicações.....	9
2.3.1 Bombas Centrífugas e Ventiladores.....	9
2.3.2 Geração Aeronáutica Embarcada.....	10
2.3.3 Triturador de Automóveis.....	11
3 Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação .....	13
3.1 Breve História da MICDA.....	13
3.2 Revisão Teórica das Máquinas de Indução .....	17
3.2.1 Equações de Velocidade.....	17
3.2.2 Circuito Equivalente .....	18
4 Análise em Regime Permanente da MICDA .....	21
4.1 Condições para a Conexão .....	21
4.2 Pontos de Operação.....	21
4.3 Previsão de Potências Ativas.....	26
4.4 Modelagem do Circuito Equivalente.....	31

4.4.1	Fluxo de Potência Ativa .....	34
4.4.2	Torques.....	38
5	Testes Experimentais .....	40
5.1	Bancada Experimental.....	40
5.2	Resultados Experimentais .....	43
5.2.1	Validação dos Pontos de Operação.....	43
5.2.2	Obtenção dos Parâmetros das Máquinas .....	48
5.2.3	Validação dos Fluxos de Potência Ativa e Circuito Equivalente.....	49
5.3	Discussão dos Resultados.....	50
6	Conclusões e Trabalhos Futuros.....	56
	Referências Bibliográficas .....	57

# 1 Introdução

---

## 1.1 Motivação

A energia elétrica é gerada a partir da conversão de outras formas de energia presentes na natureza. A energia térmica da queima de combustíveis, a energia potencial das águas e a energia da fissão de materiais radioativos são exemplos de fontes primárias de energia que são convertidas em eletricidade. Entretanto, a potência dessas fontes, em geral, não é constante. Isso dificulta a produção de eletricidade utilizada pelo homem, que deve ter tensão e frequência constantes. Para contornar este problema, o homem desenvolveu modos de se controlar essas fontes primárias através de dispositivos mecânicos, possibilitando assim a conversão da maneira desejada. Contudo, ainda restam casos em que esse controle se mostra complexo e muitas vezes muito dispendioso financeira e energeticamente. São nestes casos de geração de energia elétrica que as máquinas de velocidade variável encontram seu nicho de aplicação.

Analisando agora a outra direção desta transformação de energia, o homem emprega motores elétricos para converter eletricidade em trabalho mecânico. Esse trabalho é utilizado em diversas áreas, desde aplicações simples, como ventiladores, bombas ou compressores, até usos mais complexos, como no transporte, através de veículos elétricos, ou na fabricação de aço. Algumas dessas aplicações necessitam que o motor possa operar em diferentes faixas de velocidade, o que era atingido, antigamente, através de controles mecânicos.

As máquinas de corrente contínua passaram a ser muito empregadas nessas aplicações de velocidade variável graças à facilidade do seu controle de velocidade. Entretanto, devido à sua construção com anéis e escovas de contato – tornando-as caras e aumentando a necessidade de manutenção – elas foram sendo substituídas por outros tipos de máquinas.

A partir da década de 80, com o advento dos dispositivos de eletrônica de potência, máquinas síncronas e de indução também começaram a ser usadas para operar em velocidade variável em diversas áreas, como controle de linhas de produção, transmissão de gás, extração de petróleo e transporte de massas [1]. Estudos mostraram que, para o caso de bombas centrifugas, a eficiência destas máquinas era maior do que a dos dispositivos mecânicos previamente utilizados [2].

Para cargas que apresentam uma forte relação entre torque e velocidade, pequenas variações na velocidade são suficientes para se atingir o efeito desejado [3]. A Máquina de Indução de Dupla Alimentação (MIDA) é um tipo de máquina utilizada para essas aplicações em que a faixa de velocidades desejadas é pequena, como geradores eólicos [4] e siderúrgicas [5], é, que apresenta

técnicas de controle de velocidade já consagradas. A MIDA é uma máquina de indução de rotor bobinado na qual tanto o estator como o rotor são conectados a uma fonte de tensão. Entretanto, sua construção ainda apresenta a desvantagem encontrada na máquina de corrente contínua: a presença dos anéis e escovas.

A Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação (MICDA) é formada por duas máquinas de indução de rotor bobinado conectadas eletricamente e mecanicamente. Ela tem funcionamento semelhante à MIDA no que diz respeito à operação em diferentes velocidades, mas oferece a vantagem construtiva de não necessitar de anéis e escovas.

Este trabalho apresenta um estudo geral sobre a MICDA, citando-se algumas áreas de interesse para a sua aplicação e apresentando sua análise para a operação em regime permanente. Resultados experimentais também serão mostrados para confirmar os resultados da análise proposta.

## 1.2 Objetivo

Os principais objetivos deste trabalho são:

- Apresenta algumas aplicações e vantagens das máquinas de velocidade variável;
- Reunir alguns conceitos já propostos anteriormente para a MICDA e apresentá-los de forma unificada e concisa;
- Descreve modelos matemáticos para analisar a operação da MICDA em regime permanente;
- Obter resultados experimentais e compará-los aos resultados obtidos com os modelos teóricos de modo a verificar sua consistência.

## 1.3 Organização

O conteúdo do presente trabalho está dividido nas seguintes partes:

- O segundo capítulo apresenta uma revisão bibliográfica sobre alguns usos das máquinas de velocidade variável na geração de energia elétrica e também em aplicações industriais;
- O terceiro capítulo introduz a MICDA. É apresentado também um resumo de sua história bem como uma revisão sucinta dos conceitos sobre máquinas de indução;
- No quarto capítulo são apresentados os resultados do estudo de regime permanente da MICDA onde são mostradas suas equações de velocidade, previsões de potência ativa e o desenvolvimento de um circuito equivalente;

- No quinto capítulo são apresentados resultados experimentais obtidos em laboratório e são relatadas as comparações com os modelos apresentados;
- O sexto e último capítulo apresentam as conclusões sobre este trabalho e propostas para trabalhos futuros.

## 2 Máquinas de Velocidade Variável

---

### 2.1 Definições

As máquinas de velocidade variável são utilizadas tanto como motores, onde são chamadas de acionadores de velocidade ajustável (ASD – do inglês *adjustable speed drive*), quanto geradores de energia elétrica, onde são chamadas de geradores de velocidade variável (VSG – do inglês *variable speed generator*).

Geralmente, a frequência da tensão produzida por geradores de energia elétrica comuns é proporcional à rotação mecânica de seus eixos, fornecida por fontes de energia que não são necessariamente constantes no tempo. Por exemplo, alternadores de carro são acoplados ao eixo do motor de propulsão e geram tensão de frequência variável. Entretanto, como essa tensão em corrente alternada será retificada para carregar a bateria do automóvel, o fato da frequência não ser constante é irrelevante. Entretanto para aplicações em que a energia deve ser enviada diretamente para a rede elétrica ou ser usada em equipamentos, a frequência da tensão de saída deve ser constante. Os VSG são geradores que produzem eletricidade a uma frequência fixa mesmo que a fonte primária de energia tenha potência variável. Devido a essa característica, os geradores de velocidade variável podem ser empregados, por exemplo, na geração de energia elétrica através da energia eólica e também para alimentar equipamentos dentro de um avião.

Os ASD têm grande aplicação na indústria, em processos como linhas de produção que devem operar a velocidades diferentes para diferentes produtos. Processos que requerem ajuste de carga, como por exemplo, bombas centrífugas e ventiladores, podem ser mais eficientes ao se empregar ASD que as técnicas convencionais utilizadas para seu controle. Essas técnicas convencionais geralmente são mecânicas, empregando válvulas aceleradoras e trocadores de calor (chicanas).

Nos itens que se seguem estão enumeradas algumas aplicações para as máquinas de velocidade variável, operando como geradores e motores.

### 2.2 Geração de Energia Elétrica

#### 2.2.1 Geração Eólica

A crescente preocupação mundial com os impactos socioambientais causados pela sociedade moderna e o consenso sobre a necessidade de se criar bases sustentáveis para o desenvolvimento

vêm impulsionando o aumento da participação de energias renováveis e limpas na matriz energética de todo o mundo. Uma dessas fontes é a energia eólica, proveniente dos ventos.

Devido ao comportamento imprevisível do vento, o aproveitamento de sua energia torna-se ao mesmo tempo incerto e complexo. Essa característica é percebida em qualquer tipo de conversão da energia eólica, seja em trabalho mecânico, na moagem de grãos ou bombeamento de água em moinhos; na navegação de barcos à vela; ou em energia elétrica, nos aerogeradores.

Os primeiros aproveitamentos da energia gerada a partir dos ventos foram suprindo redes elétricas isoladas dos grandes centros urbanos [6]. Hoje em dia, a participação da energia eólica na matriz de energia elétrica de alguns países já chega a 20% [7]. A Tabela 1 abaixo mostra a participação da energia eólica na matriz de energia elétrica de alguns países no ano de 2008 e projeções (otimistas e pessimistas) para o ano de 2020.

Tabela 1 – Participação da energia eólica na matriz de energia elétrica de alguns países. Fonte: [7]

<b>Pais</b>	<b>2008</b>	<b>Projeção pessimista para 2020</b>	<b>Projeção otimista para 2020</b>
Dinamarca	20.30%	42.50%	46.20%
Espanha	12.30%	24.50%	26.30%
Portugal	11.40%	21.80%	26.20%
Irlanda	9.30%	47.80%	55.40%
Alemanha	6.90%	15.80%	17.20%
Países Baixos	4.20%	18.10%	22.30%
Grécia	3.70%	21.80%	28.80%
Áustria	2.90%	9.50%	10.90%
Reino Unido	2.30%	18.60%	24.90%
Itália	2.20%	7.60%	8.60%

No Brasil, a participação da energia eólica na matriz de energia elétrica ainda é muito pequena. Em 2008, a capacidade total instalada no país era de 105.4 GW enquanto a capacidade instalada proveniente de usinas aerogeradoras era de 341 MW, correspondendo a 0.3% do total [8].

A conversão da energia eólica em energia elétrica acontece no aerogerador. Essa conversão depende de uma série de fatores, mas o mais importante deles é a velocidade do vento [9]. Primeiramente o vento passa pelas pás da turbina fazendo-a girar. O eixo da turbina está ligado a uma caixa multiplicadora para a adequação da velocidade da turbina e do gerador elétrico. É no gerador elétrico que a energia cinética do vento, já transformada em energia mecânica no eixo, é convertida em energia elétrica.

A potência elétrica gerada pelo aerogerador depende da velocidade do vento e também da velocidade da turbina [4]. Logo, para ser capaz de transformar a energia eólica em energia elétrica de forma mais eficiente, é preciso que o aerogerador seja capaz de se adequar às condições impostas pelo vento, operando sempre que possível com a máxima eficiência.

Existem basicamente dois tipos de aerogeradores: os de velocidade fixa e os de velocidade variável [4]. Os aerogeradores de velocidade fixa, conhecidos segundo o “Conceito Dinamarquês”, foram os primeiros a serem utilizados e são formados geralmente por geradores de indução de gaiola. Sua turbina opera sempre sob a mesma velocidade e o controle de sua velocidade é feito através de dispositivos mecânicos. Entretanto tais controles não são capazes de rejeitar rajadas de vento, que têm constantes de tempo rápidas, e isso faz com que a potência elétrica gerada sofra grandes e rápidas variações. Outra desvantagem é a necessidade de um projeto robusto para as torres de sustentação, pois toda a energia que incide sobre as pás e não é aproveitada na produção de eletricidade será absorvida pela torre.

Os aerogeradores de velocidade variável são capazes de ajustar a velocidade da turbina para diferentes valores, tornando mais flexível a conversão em energia elétrica. Outras vantagens desse tipo são:

- Rajadas de vento podem ser mais bem absorvidas devido ao ajuste da velocidade;
- Menores estresses mecânicos sofridos pela torre de sustentação, pois a energia convertida é maior;
- Reduzem o ruído acústico, pois o aerogerador pode operar para baixas velocidades da turbina.

Uma forma de se aproveitar diretamente a energia produzida pelo aerogerador, sem a conexão com a rede elétrica, é no bombeamento de água em regiões remotas. Dessa forma a energia pode ser gerada onde o potencial eólico seja maior e depois transportada, na forma de eletricidade, para uma bomba que esteja perto da fonte de água [10,11].

### **2.2.2 Geração Hidráulica**

Uma típica usina hidrelétrica é composta, em geral, por reservatório de água, barragem, vertedouro, condutos forçados de água, turbina hidráulica, gerador elétrico e canal de fuga [12]. A turbina e o gerador ficam alojados na casa de força. A barragem é construída para que o reservatório de água possa ser formado. Esse reservatório armazena energia na forma potencial, criada pela diferença entre a altura do reservatório e a turbina. A água é conduzida até ela através dos condutos. A vazão da água pelos condutos é, normalmente, controlada por válvulas, permitindo a passagem de maiores

ou menores quantidades de água, conforme necessário. A água que chega à turbina hidráulica transfere sua energia cinética para a turbina fazendo-a girar. O eixo desta turbina está ligado ao eixo do gerador elétrico que transforma a energia mecânica em eletricidade. A água deixa a barragem pelo canal de fuga. Caso a quantidade de água no reservatório seja maior que a sua capacidade, a água excedente deve ser vertida para que a integridade do reservatório seja mantida. O esquema descrito está representado na Figura 1.

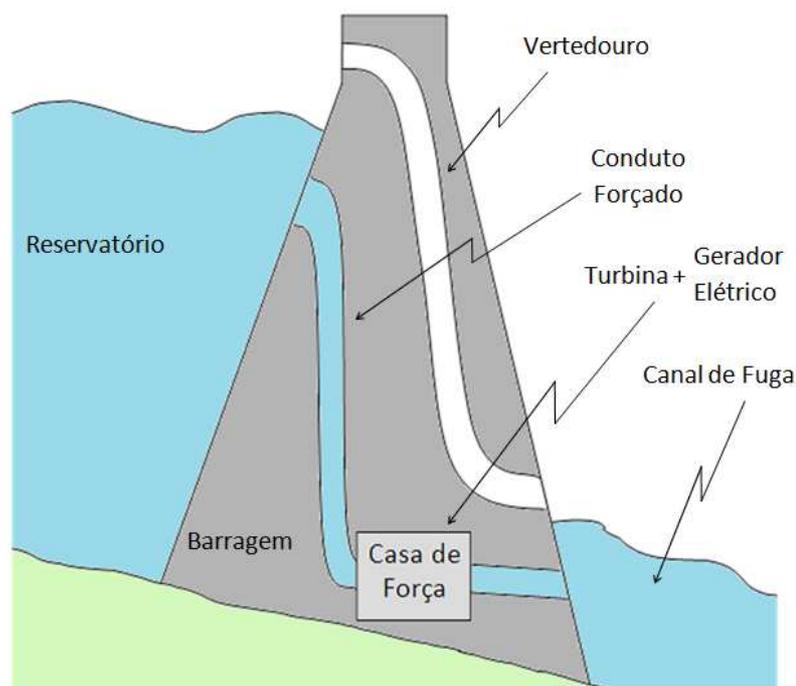


Figura 1 – Desenho esquemático de uma usina hidrelétrica genérica

No sistema acima descrito, o reservatório de água armazena energia na forma potencial para ser transformada em eletricidade. Como a quantidade de água no reservatório e, conseqüentemente, a vazão que passa pelos condutos forçados, é controlada, é possível que se utilizem geradores elétricos síncronos operando a uma velocidade única.

Entretanto, nos últimos anos aumentou-se a preocupação com a construção indiscriminada de barragens devido aos impactos socioambientais causados como a destruição dos ecossistemas alagados e no deslocamento de comunidades ribeirinhas [13]. Além das conseqüências socioambientais, existe também a crescente conscientização do uso racional da água, pois além da geração de energia, a água é igualmente utilizada no saneamento (esgoto), irrigação (agricultura), transporte (modal fluvial), alimentação (pesca) e outros. Por essas razões a construção de barragens no dias de hoje tem se tornado complexa.

No Brasil, diversas leis regulam a construção de novas usinas hidrelétricas, a começar pela Lei Federal 6.938 de 1981, que estabelece as primeiras definições sobre políticas ambientais, até a Lei Federal

9433 de 1997, que institui a Política Nacional de Recursos Hídricos. Toda usina hidrelétrica construída deve atender a uma série de exigências que identifiquem os impactos socioambientais a serem causados e os respectivos planos para preveni-los ou ao menos minimizá-los. Da mesma forma, é preciso analisar quais são os impactos sobre os outros usos possíveis da água naquele local, como navegação, irrigação ou turismo, evitando possíveis influências desfavoráveis que a hidrogenação possa causar.

Outro fator a se levar em conta, dessa vez a nível mundial, é a escassez de locais geograficamente propícios à implantação de grandes usinas hidrelétricas [14]. Os países, de maneira geral, já aproveitaram quase todos os recursos hidrológicos para a geração de energia elétrica em grande escala, restando apenas pequenas bacias e rios cujas represas não podem ou não devem ser realizadas, devido aos impactos anteriormente citados.

É nesse contexto que surgem as Pequenas Centrais Hidrelétricas (PCH). Segundo a resolução nº 394 de 04/12/1998 da Agência Nacional de Energia Elétrica, ANEEL [15], “os empreendimentos hidrelétricos com potência superior a 1.000 kW e igual ou inferior a 30.000 kW, com área total de reservatório igual ou inferior a 3 (três) km<sup>2</sup>, serão considerados como aproveitamentos com características de pequenas centrais hidrelétricas.” Geralmente, os reservatórios das PCH não têm capacidade de regular a vazão de água que passa pelas turbinas, dependendo em grande parte da vazão do rio. Usinas com essa característica são chamadas de usinas a fio d’água.

Como em usinas a fio d’água a velocidade da água que passa pela turbina não pode ser controlada de forma efetiva, o uso de geradores síncronos torna-se inviável, pois a sua utilização só pode ser feita quando se tem controle da velocidade da água. Por isso, para que o máximo de energia possa ser retirado da água que passa pela PCH, autores como Souza [13], Kato [14] e Adamowicz [16] propõem o uso de geradores de velocidade variável. A Figura 2 mostra o desenho esquemático de uma usina a fio d’água.



Figura 2 - Desenho esquemático de uma usina a fio d’água

## 2.3 Outras Aplicações

### 2.3.1 Bombas Centrífugas e Ventiladores

Bombas centrífugas e ventiladores são largamente utilizados na indústria. Bombas centrífugas são usadas para aumentar a pressão de um determinado líquido, transportando-o através de um sistema de tubulação. Ventiladores são utilizados para movimentar gases, mais freqüentemente ar. Mesmo com finalidades distintas, bombas centrífugas e ventiladores apresentam semelhanças no funcionamento, por isso a presente análise se aplica a ambos os equipamentos.

Para poder controlar o processo de escoamento de fluidos, como o controle da vazão que passa pela bomba, são utilizados válvulas aceleradoras e trocadores de calor (chicanas) [17]. Esses métodos atuam diretamente no sistema, mudando suas características e conseqüentemente a carga ligada ao motor que aciona a bomba. Isso força o motor a trabalhar em um novo ponto de operação. Esse método é utilizado para o controle da velocidade dos fluidos [2]. A seguir será mostrado como uma grande economia de energia pode ser feita se acionadores de velocidade variável forem empregados no lugar desses dispositivos mecânicos.

A relação entre potência e velocidade de bombas e ventiladores é cúbica e tem a forma  $P = k\omega^3$ . Assim sendo, a relação entre torque e velocidade é quadrática e tem forma  $T = k\omega^2$  [18].

A Figura 3 mostra um exemplo de operação em velocidade variável, onde um motor deve reduzir a velocidade da bomba de V1 para V2.

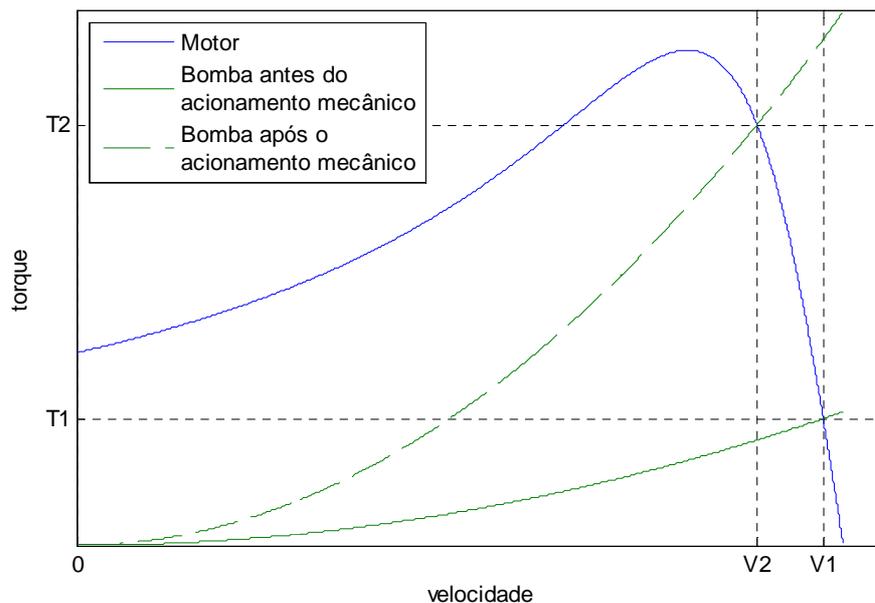


Figura 3 – Curva Torque x Velocidade de um motor e uma bomba de característica variável

A utilização dos métodos de controle do escoamento de fluidos previamente citados modifica a curva característica da bomba conforme mostra a Figura 3. Percebe-se que o novo ponto de operação do sistema requer do motor um torque ( $T_2$ ) maior que antes, e conseqüentemente uma potência elétrica maior demandada da rede elétrica pelo motor. Segundo a referência [2], a redução na velocidade causa um aumento de pressão no fluido, o que pode danificar o sistema físico. Adicionalmente, a energia que se deseja retirar do fluido é dissipada nos dispositivos mecânicos, aumentando os gastos com sua manutenção.

Ao se utilizar bombas acionadas com velocidade variável, a mudança seria feita na curva característica do motor, e não na da bomba. A Figura 4 mostra os mesmos dois pontos de operação anteriores, mas utilizando o controle de velocidade do fluido através do acionador.

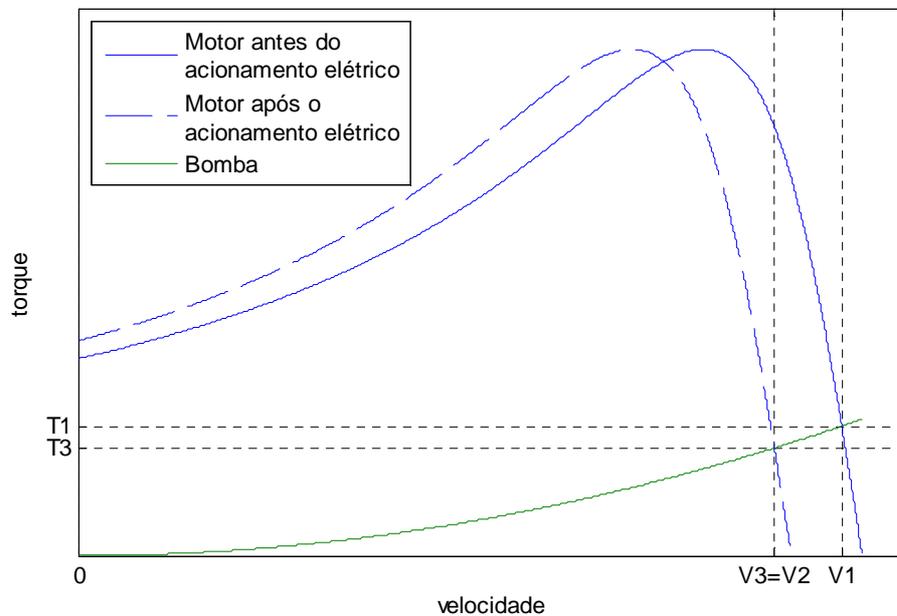


Figura 4 – Curva Torque x Velocidade de um motor com velocidade variável e de uma bomba

Analisando a Figura 4, o torque final do sistema é menor que no caso anterior. Além de resultar em uma menor potência elétrica demandada, a pressão no fluido também é menor, trazendo benefícios operacionais. A economia de energia pode ser representada pela diferença de torques entre os dois pontos de operação 2 e 3.

### 2.3.2 Geração Aeronáutica Embarcada

A função de um gerador elétrico embarcado é gerar, regular e distribuir eletricidade para todo o veículo [19]. Na aplicação aeronáutica, por exemplo, a energia elétrica é necessária para os instrumentos de vôo da aeronave, para os sistemas essenciais – que garantem a operação segura da

aeronave – e para os serviços aos passageiros – como iluminação, entretenimento e preparação da comida.

Grande parte dos equipamentos embarcados necessita de corrente contínua ou de corrente alternada a uma frequência fixa. Entretanto, a fonte de energia primária utilizada em aeronaves é a rotação mecânica do motor de propulsão, que tem velocidade variável. Por essa razão, seria necessário utilizar um gerador que fosse capaz de produzir energia elétrica a uma frequência fixa a partir dessa energia cuja potência é variante no tempo.

A maioria dos geradores aeronáuticos existentes atualmente emprega conversores hidráulicos de velocidade para converter a velocidade variável do eixo do motor em velocidade fixa no eixo do gerador. São os chamados acionadores de velocidade constante (CSD – do inglês *constant speed drive*) [19].

A fim de se substituir esse controle mecânico de velocidade, já existem casos em que geradores de velocidade variável são utilizados diretamente conectados ao motor de propulsão sem o uso do CSD. A referência [20] apresenta um desses geradores utilizado, considerado atualmente o estado da arte. Trata-se de um sistema composto por uma excitatriz sem escovas (“*brushless exciter*”) e um gerador síncrono. A excitatriz sem escovas consiste em uma excitatriz piloto de ímã permanente que alimenta a excitatriz principal, cujo enrolamento de campo se situa no estator e cujo enrolamento de armadura é montado no rotor. Um retificador é ligado em série com o enrolamento de armadura desse rotor e alimenta o campo de um gerador síncrono. Em [20] e [21], os autores propõem que, devido a sua complexidade, este sistema descrito seja substituído por uma máquina de indução em cascata de dupla alimentação com uma excitatriz de ímã permanente ligada a um conversor.

### 2.3.3 Triturador de Automóveis

A indústria da reciclagem mundial vem se expandindo muito nos últimos anos. Estima-se que nos Estados Unidos 60% da produção atual de aço é feita com aço reciclado [22]. Segundo o governo norte-americano, a reciclagem de aço resulta em uma economia de energia de 74%, a reciclagem de cobre economiza 85%, reciclagem de papel 64% e a reciclagem de plástico economiza mais de 80% [22]. Além dessa vantagem, existe uma crescente pressão social sobre o descarte de materiais em geral, pois geralmente o que não é reciclado é destinado aos aterros. Nesse contexto, haverá uma enorme demanda da indústria da reciclagem para que novas tecnologias e equipamentos sejam desenvolvidos a fim de melhorá-la.

Trituradores de automóveis apresentam rigorosas restrições de uso como, por exemplo, partida do motor acionador sob qualquer condição de carga e sem danos à integridade do equipamento. A atual

solução para essa questão são motores de rotor bobinado que desenvolvem alto torque, têm baixas correntes de partida e um projeto mecânico robusto. Para a partida do triturador é usado um “starter” de reostato líquido com pequeno tape (10%) da resistência permanentemente ligada em série com os enrolamentos do rotor para regular as severas variações da carga.

O ciclo de trabalho de um triturador de automóveis é altamente irregular e tem a forma aproximada que aparece na Figura 5. O perfil dessa curva deve-se ao fato do material a ser triturado não ter forma específica. Para tentar minimizar a rápida variação na carga, os martelos do triturador são projetados com alta inércia.

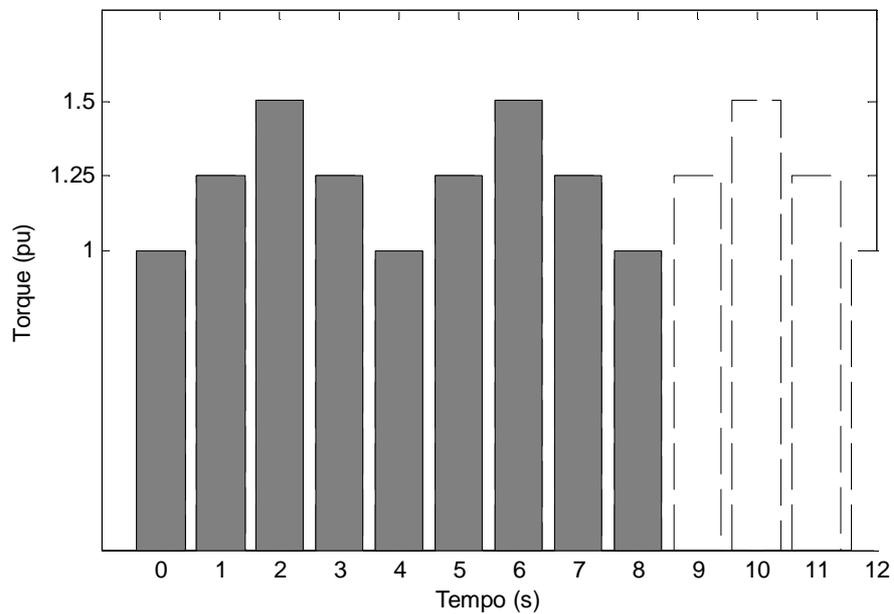


Figura 5 – Ciclo de trabalho de um triturador de automóveis. Fonte: [22]

Se a solução atual fosse substituída por um acionador de velocidade variável, não haveria mais a necessidade de se utilizar os reostatos de partida. Isso geraria uma economia da energia que seria dissipada nele. Outra vantagem é que as severas variações na carga podem ser controladas. Essa solução apresenta melhor desempenho e eficiência que a atualmente utilizada [22].

# 3 Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação

---

## 3.1 Breve História da MICDA

Devido à sua robustez, simplicidade, confiabilidade e baixo custo, a máquina de indução de gaiola de esquilo sempre foi largamente utilizada na indústria, apesar das dificuldades em se controlá-la. Entretanto, com a evolução de dispositivos semicondutores de potência na década de 80 e o surgimento de técnicas de controle mais elaboradas, como o “Controle Orientado pelo Campo”, proposto por Felix Blaschke em 1973, as máquinas de indução de gaiola passaram a ser utilizadas também como acionadoras de velocidade variável [23].

Os conversores de eletrônica de potência utilizados para o controle de máquinas de indução de gaiola devem ser dimensionados para a potência nominal da máquina. Essa característica dos conversores restringe a sua aplicação em casos onde a potência envolvida no processo é grande demais. Isto porque o custo dos dispositivos semicondutores cresce de forma acentuada quando a potência a ser processada por eles aumenta. Dessa forma, a aplicação desses conversores está diretamente relacionada ao custo de sua implantação [24].

As máquinas de indução de rotor bobinado também são empregadas em acionadores de velocidade variável. Adicionando resistências em série com os enrolamentos do rotor, é possível alterar a curva de torque – velocidade, alterando também o ponto de operação da máquina. Na verdade, a curva de torque – velocidade é alterada devido à mudança na potência do rotor. Logo, a partir dessa afirmação, também seria possível alterar a curva de torque inserindo conversores de potência em série com o rotor e controlar a potência diretamente e não via a inserção de resistências [23]. Neste caso, a máquina de indução de rotor bobinado recebe a denominação de Máquina de Indução de Dupla Alimentação (MIDA).

Uma consequência da dupla alimentação é que a potência a ser processada pelo conversor a ser utilizado pode ser proporcional à faixa de velocidade desejada, diminuindo enormemente o custo de implantação da MIDA. Essa afirmação será explicada no decorrer deste trabalho. De fato, aerogeradores com essa topologia, chamada de conversor de potência de escala parcial, vêm apresentando a melhor penetração no mercado nos últimos anos [25].

Apesar de apresentar uma série de benefícios, como a utilização de técnicas de controle consagradas e possibilidade de utilização de conversor de escala parcial, a MIDA apresenta uma característica que, dependendo de sua aplicação, pode ser uma enorme desvantagem: a presença de anéis e

escovas de contatos. Anéis e escovas de contato devem sofrer manutenções periódicas, dificultando a utilização da MIDA em algumas aplicações como aerogeradores “*off-shore*” [26]. Além da manutenção, os anéis e escovas podem acarretar outros problemas, como o aumento da rugosidade de sua superfície, quebra de pedaços de carbono e perda na pressão dos contatos. Essa quebra pode levar a centelhamento e significativa perda no desempenho da máquina [27].

Uma forma de se juntar os benefícios construtivos da máquina de indução de gaiola de esquilo – robustez, simplicidade, confiabilidade e baixo custo – e os benefícios operativos da MIDA – facilidade de operação em velocidade variável e melhor controlabilidade – é a chamada Máquina de Indução de Dupla Alimentação Sem escovas (MIDAS). A MIDAS consiste em uma máquina de indução com dois enrolamentos trifásicos no estator e um rotor de gaiola de esquilo modificada.

A história da MIDAS encontra-se reunida na tese de doutorado de Paul C. Roberts [28]. A MIDAS tem sua origem no início do século XX com a patente de Siemens Brothers e Francis Lydall. Até aquele momento o controle da velocidade de máquinas de indução era feito inserindo-se resistores variáveis (reostatos) em série com o rotor. Entretanto, como as perdas energéticas nesse processo eram muito grandes, havia o interesse em se desenvolver máquinas de velocidade variável sem a necessidade de reostatos.

À época já se usavam conexões em cascata entre máquinas de indução para se atingir velocidades diferentes. Essa conexão elétrica era feita ligando os enrolamentos do rotor de uma máquina ao estator da outra. O que Lydall fez foi juntar duas máquinas de indução em uma só estrutura, criando uma máquina em auto-cascata. Essa máquina era composta por um estator e um rotor com dois enrolamentos trifásicos cada, sendo que cada par de enrolamentos estator-rotor tinha um número de pólos diferente, pois dessa forma os campos girantes dos dois pares de enrolamentos não iriam interagir. A conexão utilizada por Lydall ainda era a mesma ligação rotor-estator já conhecida, o que levava à necessidade de anéis de contato. A Figura 6 mostra o esquema de ligação da máquina de Lydall.

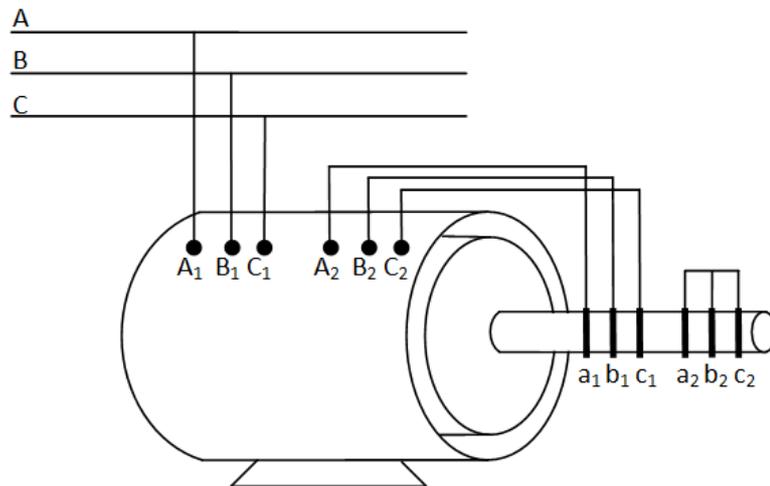


Figura 6 – Esquema da máquina de Lydall e Siemens Brothers

Em 1907, Louis J. Hunt propõe a conexão elétrica direta entre rotores [29]. Essa simples troca de conexão permitiu a retirada dos anéis de contato sem o comprometimento da operação da máquina. Hunt também propôs outras modificações no projeto da máquina, levando a um melhor desempenho e a uma maior eficiência. A Figura 7 mostra o esquema de ligação da máquina de Hunt.

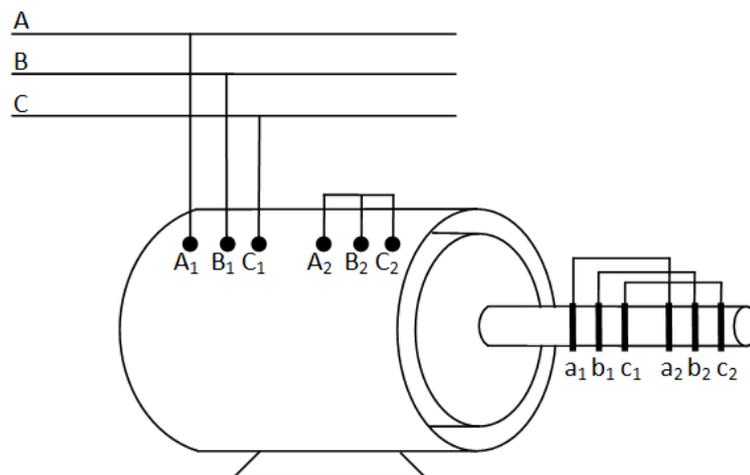


Figura 7 – Esquema da máquina de Hunt

Em 1921, F. Creedy propôs algumas melhorias para o projeto do rotor e estator para máquinas em auto-cascata [30]. Ele também apurou os métodos para escolha dos números de pólos adequados para esse tipo de máquina, o que aumentou consideravelmente o leque de configurações possíveis.

Entretanto somente em 1966, B. H. Smith apresentou uma nova configuração do estator, onde os campos girantes dos enrolamentos são desacoplados espacialmente e não através da diferença de número de pólos [31]. No mesmo trabalho, ele apresenta uma primeira análise em regime permanente. Em 1967, Smith relata o modo de funcionamento síncrono dessa máquina através da

alimentação do segundo enrolamento por um conversor de potência [24]. Era a primeira vez que esse efeito era explorado. A Figura 8 mostra o esquema de ligação da máquina de Smith.

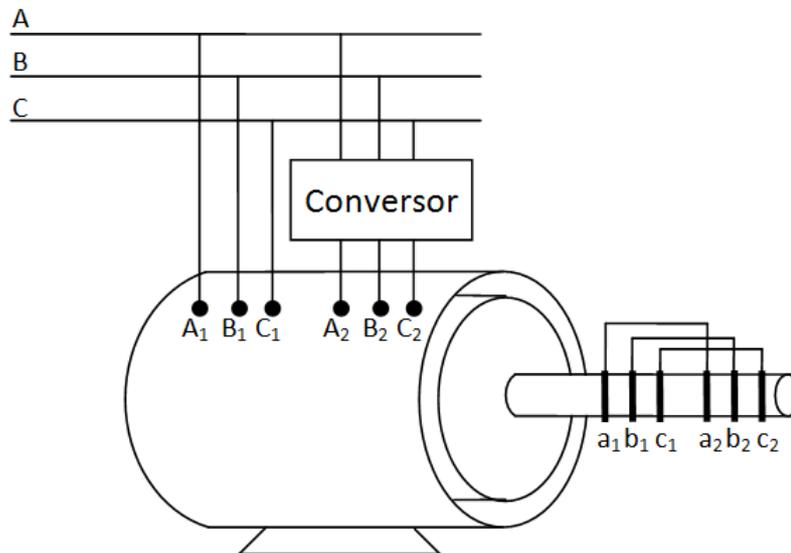


Figura 8 – Esquema da máquina de Smith

Em 1970, A. R. W. Broadway e L. Burbridge fizeram uma enorme contribuição para o desenvolvimento da MIDAS. Eles aprimoraram o projeto de Hunt e propuseram um rotor similar ao rotor gaiola de esquilo, mas que não apresentava reatâncias de dispersão tão excessivas, como no caso do rotor bobinado [32]. Esse rotor é chamado de “*nested-loop*” e os trabalhos em desenvolvimento hoje em dia ainda o utilizam [28]. Na realidade, a máquina proposta por Broadway e Burbridge é muito semelhante à MIDAS encontrada nos dias atuais. A Figura 9 mostra o esquema de ligação da máquina de Broadway e Burbridge.

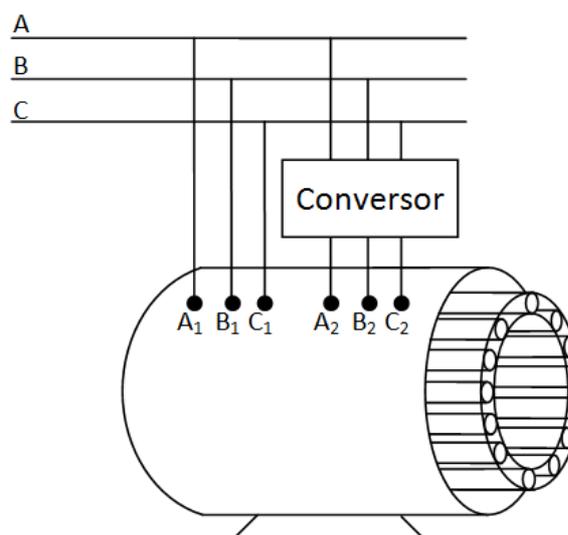


Figura 9 – Esquema da máquina de Broadway e Burbridge

Depois das contribuições de Broadway e Burbridge, muitos outros autores tiveram a MIDAS como objeto de estudo. Eles se concentram em aspectos construtivos, como Kusko e Somuah [33] e Rochelle, Wallace e Spée [34]; análise harmônica, como Williamson, Ferreira e Wallace [35]; modelagem dinâmica, como Wallace, Spée e Li [36]; e controle de torque, como Brassfield, Spée e Habetler [37].

A fim de se familiarizar com o funcionamento da MIDAS, costuma-se emular seu comportamento através de uma conexão elétrica e mecânica em cascata de duas máquinas de indução de rotor bobinado. Essa conexão tem o nome de Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação (MICDA) e, por ser de fácil montagem (duas máquinas de indução de rotor bobinado comuns), é bastante utilizada para o estudo didático da MIDAS [38].

Pelas razões supracitadas (facilidade de montagem e estudo introdutório para a MIDAS), o presente trabalho se dedica ao estudo da MICDA, e mais particularmente ao estudo do seu comportamento em regime permanente. Seu esquema de ligação encontra-se na Figura 10.

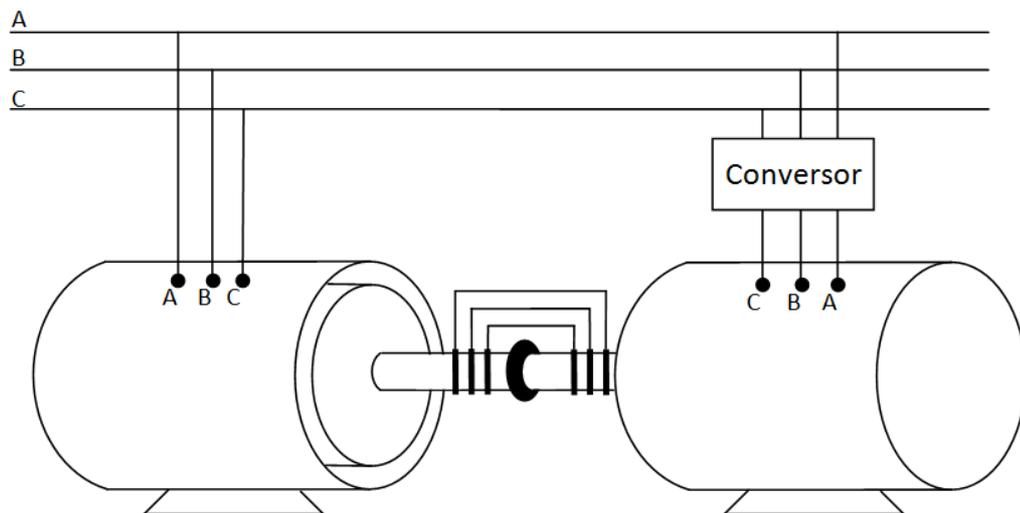


Figura 10 – Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação (MICDA)

Como a MICDA é formada pela conexão entre duas máquinas de indução de rotor bobinado, faz-se necessária uma revisão teórica sobre a análise de regime permanente destas máquinas.

## 3.2 Revisão Teórica das Máquinas de Indução

### 3.2.1 Equações de Velocidade

A teoria básica sobre as máquinas de indução pode ser encontrada na literatura [39] e é apresentada nesta seção.

A frequência angular da tensão de alimentação é definida como:

$$\omega_s = 2\pi f \quad (3.2.1)$$

Onde  $f$  é a freqüência da tensão de alimentação.

Logo, a velocidade do campo girante do estator será igual a  $\frac{\omega_s}{p}$ , onde  $p$  é o número de pares de pólos da máquina.

Define-se escorregamento de uma máquina de indução como:

$$s = \frac{\frac{\omega_s}{p} - \omega_m}{\frac{\omega_s}{p}} \quad (3.2.2)$$

$$s = \frac{\omega_s - p\omega_m}{\omega_s}$$

Onde  $\omega_m$  é a velocidade mecânica do rotor.

A velocidade do campo girante do rotor no referencial do próprio rotor será:

$$\omega_r = s\omega_s = \omega_s - p\omega_m \quad (3.2.3)$$

Reescrevendo (3.2.3) em função de  $\omega_s$ :

$$\omega_s = \omega_r + p\omega_m \quad (3.2.4)$$

Uma característica importante a ser ressaltada é que, ao operar com duas fontes de alimentação, a máquina de indução de rotor bobinado passa a ter um comportamento síncrono, isto é, a velocidade mecânica do rotor terá um valor único, definido por (3.2.4).

### 3.2.2 Circuito Equivalente

Tal qual um transformador, a máquina de indução apresenta dois circuitos galvanicamente independentes, mas magneticamente acoplados. Para que a análise do circuito seja mais simples, é conveniente referenciar todas as grandezas para um dos lados, levando em consideração a relação de transformação do número de espiras e, no caso da máquina de indução, o escorregamento.

O circuito equivalente de uma máquina de indução referenciada ao estator é apresentado na Figura 11 abaixo.

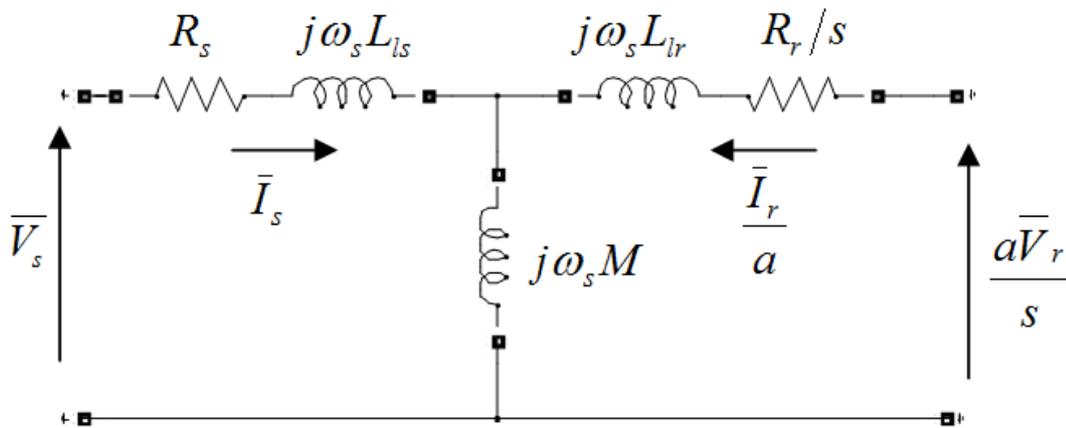


Figura 11 – Circuito equivalente de uma máquina de rotor bobinado referenciado ao estator

Onde:

- $V_s$  e  $V_r$ : tensão aplicada ao estator e rotor, respectivamente;
- $I_s$  e  $I_r$ : correntes no estator e rotor, respectivamente;
- $R_s$  e  $R_r$ : resistências dos enrolamentos do estator e rotor, respectivamente;
- $L_s$  e  $L_r$ : indutâncias de dispersão do estator e rotor, respectivamente;
- $M$ : indutância de magnetização;
- $a$ : relação de transformação efetiva entre os enrolamentos do estator e rotor.

As resistências e indutâncias que aparecem no circuito da Figura 11 estão referenciadas ao estator e por isso não necessitam da equivalência pela relação de transformação. Na realidade, quando os parâmetros são obtidos através dos ensaios usuais para máquinas de indução, eles já estão referidos ao estator. Por essa razão optou-se por essa representação do circuito.

Considerando uma máquina sem perdas mecânicas (atrito e ventilação) e magnéticas (histerese), as relações de potência ativa presentes em uma máquina de indução são [39]:

$$P_s = P_g + P_{ohm,s} \quad (3.2.5)$$

$$P_m = (1 - s)P_g \quad (3.2.6)$$

$$P_r = sP_g \quad (3.2.7)$$

Onde:

- $P_s$ : potência ativa que é fornecida ao estator;
- $P_g$ : potência ativa que atravessa o entreferro;
- $P_{ohm,s}$ : perdas ôhmicas nos enrolamentos do estator;

- $P_m$  : potência mecânica presente no eixo da máquina;
- $P_r$  : perdas ôhmicas nos enrolamentos do rotor.

Somando-se (3.2.6) e (3.2.7), pode-se concluir que:

$$P_g = P_m + P_r \quad (3.2.8)$$

Ao comparar (3.2.8) com (3.2.5), chega-se à seguinte equação:

$$P_s - P_{ohm,s} = P_m + P_r \quad (3.2.9)$$

Para o caso ideal em que a máquina não apresente perdas ôhmicas no estator, isto é, para uma máquina com resistência estatórica igual a zero, tem-se:

$$P_s = P_m + P_r \quad (3.2.10)$$

As equações apresentadas nessa sessão, bem como o circuito equivalente podem representar tanto uma máquina de rotor bobinado como uma máquina de gaiola.

Ao rever (3.2.7), a potência no rotor depende do escorregamento, ou seja, da velocidade mecânica de rotação. Para uma operação eficiente da máquina de indução, a parcela  $sP_g$  será minimizada quando o escorregamento for baixo. Para uma máquina de rotor bobinado, entretanto, essa potência pode ser devolvida à rede elétrica, pois há acesso aos enrolamentos do rotor pelos anéis de contato.

Se essa parcela de potência nos enrolamentos do rotor pudesse ser recuperada sem o acesso direto ao rotor, a operação da máquina seria ainda mais eficiente e poder-se-ia obter uma máquina com as características de robustez, confiabilidade e baixo custo da máquina de indução de gaiola [24]. Uma forma de se fazer essa recuperação é através da indução eletromagnética, presente na MICDA.

## 4 Análise em Regime Permanente da MICDA

---

### 4.1 Condições para a Conexão

A MICDA é formada por duas máquinas de indução de rotor bobinado cujos rotores estão acoplados mecanicamente e eletricamente. Este capítulo reúne algumas análises já desenvolvidas por outros autores para seu comportamento síncrono de regime permanente.

Entretanto, para que seu estudo possa ser realizado, algumas considerações devem ser levadas em conta. São elas:

- A velocidade mecânica dos eixos é a mesma, uma vez que os eixos estão mecanicamente acoplados;
- A frequência e a seqüência de fases das correntes em cada rotor, induzidos pelos seus respectivos estatores, deverá ser a mesma;

### 4.2 Pontos de Operação

Foi visto que os campos girantes do estator e rotor em uma máquina de indução interagem e geram o torque elétrico gerador ou motor, dependendo da aplicação da máquina. O desenvolvimento que se segue é uma junção das propostas em [23] e [40].

No presente trabalho será adotada como convenção de sentido positivo da rotação mecânica e dos campos girantes de cada máquina quando estas forem alimentadas pelo estator com uma fonte de tensão de seqüência positiva e com o seu rotor em curto circuito. Valores negativos de frequência indicam que a seqüência de fases é negativa. A Figura 12 abaixo ilustra essas convenções.

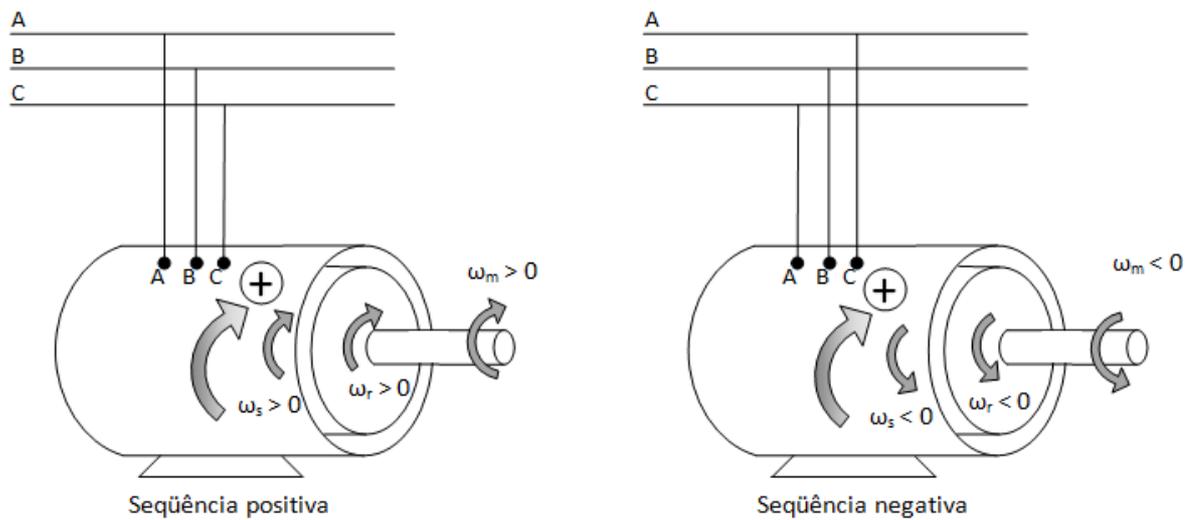


Figura 12 – Convenção de sinais para os campos girantes e velocidade mecânica

Onde:

- $\omega_s$  : freqüência angular das correntes dos enrolamentos do estator;
- $\omega_r$  : freqüência angular das correntes dos enrolamentos do rotor;
- $\omega_m$  : velocidade de rotação mecânica;

Há duas disposições possíveis para a conexão entre as duas máquinas. A primeira, que tem nome de *conexão frontal*, ocorre quando elas forem conectadas uma de frente para a outra. Quando as máquinas forem conectadas uma atrás da outra, a conexão recebe o nome de *conexão posterior*. Ambas as conexões podem ser vistas na Figura 13.

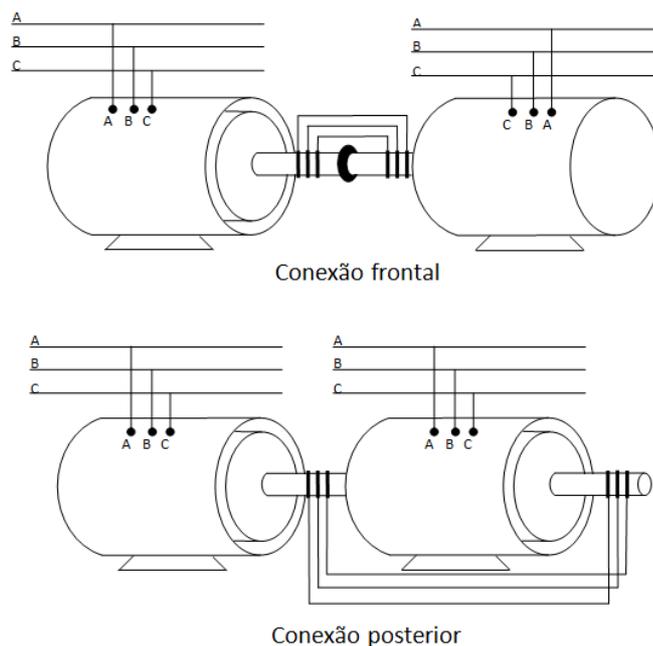


Figura 13 – Tipos de conexão da MICDA

Esse trabalho irá se restringir à conexão frontal. As equações que serão apresentadas abaixo podem ser facilmente derivadas para a conexão posterior, bastando mudar a referência de sinal.

A seguir, a referência de sinal será a máquina 1, pois geralmente é a máquina que será ligada à rede elétrica. Considerando as duas máquinas de indução de rotor bobinado com conexão frontal na Figura 14 abaixo, pode-se dizer que [23]:

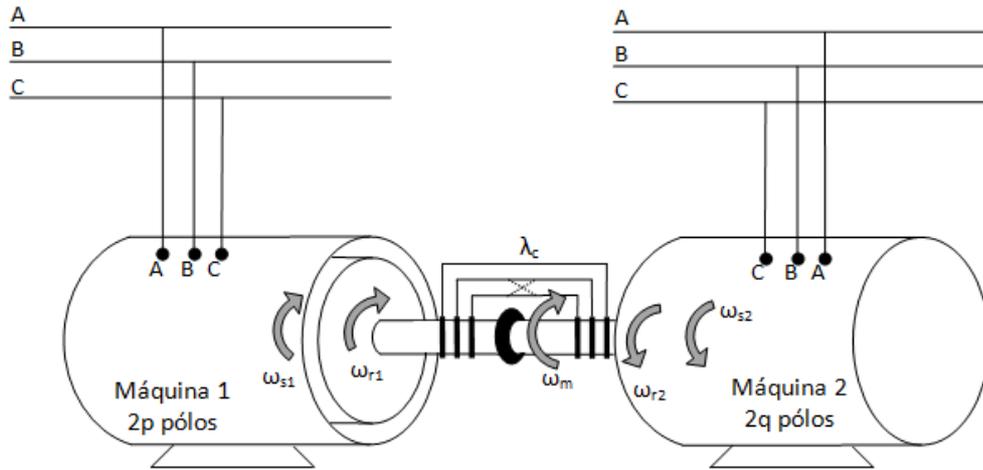


Figura 14 – Conexão frontal de duas máquinas de rotor bobinado

$$\omega_{s1} = \omega_{r1} + p\omega_m \quad (4.2.1)$$

$$-\omega_{s2} = -\omega_{r2} + q\omega_m \quad (4.2.2)$$

Os subíndices 1 e 2 representam grandezas referentes às máquinas 1 e 2. Os parâmetros  $p$  e  $q$  são, respectivamente, os números de pares de pólos das máquinas 1 e 2.

Uma das condições ao se atingir o comportamento síncrono é que a frequência angular das correntes nos rotores seja igual, isto é:

$$\omega_{r2} = \lambda_c \omega_{r1} \quad (4.2.3)$$

O parâmetro  $\lambda_c$  diz respeito à conexão elétrica entre os rotores. Temos que:

$$\lambda_c = \begin{cases} +1, & \text{para conexão sem transposição elétrica de fases entre rotores} \\ -1, & \text{para conexão com transposição elétrica de fases entre rotores} \end{cases} \quad (4.2.4)$$

$\lambda_c$  irá determinar a seqüência de fases da alimentação das máquinas. Isolando  $\omega_{r1}$  e  $\omega_{r2}$  em (4.2.1) e (4.2.2) e aplicando a igualdade (4.2.3), seguem-se seguintes resultados:

$$\omega_m = \frac{\lambda_c \omega_{s1} - \omega_{s2}}{\lambda_c p + q} \quad (4.2.5)$$

$$\omega_{s2} = \lambda_c \omega_{s1} - \omega_m (\lambda_c p + q) \quad (4.2.6)$$

Expressando em palavras (4.2.5), a velocidade mecânica será determinada pelas freqüências de alimentação de ambas as máquinas ( $\omega_{s1} = 2\pi f_1$  e  $\omega_{s2} = 2\pi f_2$ ), a seqüência de fases ( $\omega_{s1}$  e  $\omega_{s2}$  serão positivos se for seqüência positiva e negativos se for seqüência negativa), a forma de conexão elétrica entre os rotores (com ou sem transposição de fases) e o número de pólos de cada uma das máquinas. Essa equação pode ser usada na utilização da MICDA como motor para a previsão da velocidade mecânica de regime permanente.

Já (4.2.6) diz respeito à freqüência de alimentação da máquina 2. Ela mostra qual a freqüência deve ser imposta pela alimentação da máquina 2 em função da freqüência da máquina 1 e da velocidade mecânica desejada no eixo. Essa equação pode ser usada na utilização da MICDA como gerador para que a freqüência correta da tensão de alimentação possa ser aplicada à máquina 2.

Segundo a referência [41], o número de par de pólos da máquina ligada à rede elétrica deve ser igual ou superior ao da outra máquina. Neste trabalho, como a máquina 1 será considerada ligada à rede,  $p \geq q$ .

A Figura 15 mostra como variam a freqüência de alimentação da máquina 2 e a velocidade mecânica, uma em relação à outra. Nesse caso, a freqüência de alimentação da máquina 1 manteve-se constante.

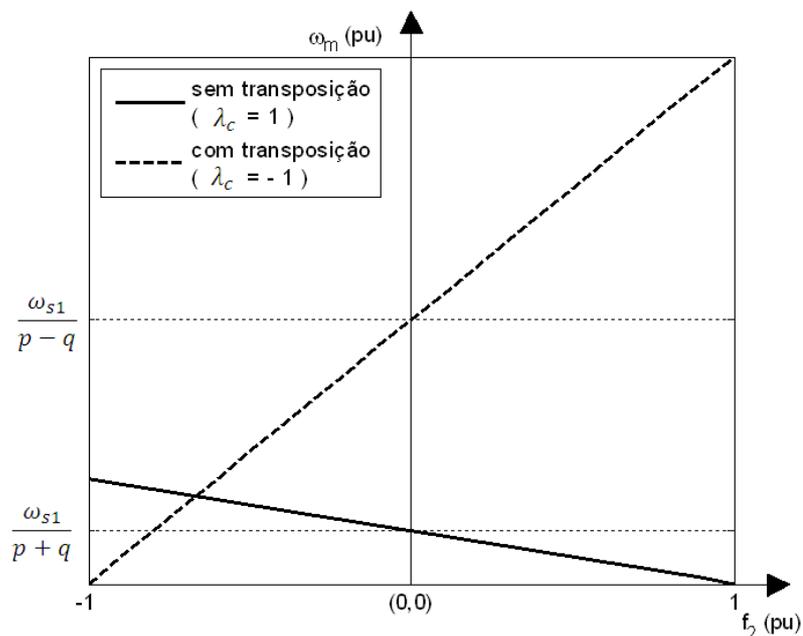


Figura 15 – Freqüência de alimentação da máquina 2 em função da velocidade mecânica

No caso em que a máquina 2 é alimentada com tensão contínua, isto é, quando  $\omega_{s2} = 0$ , a velocidade mecânica da MICDA é:

$$\omega_n = \frac{\lambda_c \omega_{s1}}{\lambda_c p + q} \quad (4.2.7)$$

Esta velocidade  $\omega_n$  é chamada de *velocidade síncrona natural* para a conexão frontal. Esse é o caso em que a MICDA se comporta como uma máquina síncrona. Esse ponto pode ser percebido para os dois casos: conexão entre rotores não transposta ( $\lambda_c = 1$ ) e transposta ( $\lambda_c = -1$ ).

Nota-se na Figura 15 que quando a conexão entre rotores for não transposta, o leque de velocidades mecânicas é menor que quando a conexão for transposta. Essa característica mostra que a MICDA apresenta versatilidade de aplicação por conta da vasta gama de velocidade atingível.

Generalizando o resultado obtido com a Figura 15, é possível estabelecer uma relação onde se pode determinar seqüência de fase da alimentação da máquina 2 em função da conexão elétrica entre os rotores e a sua velocidade mecânica. Essa relação é apresentada pela Figura 16.

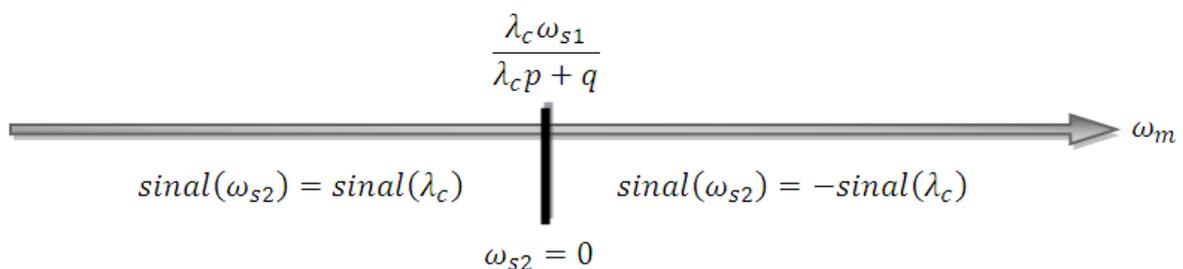


Figura 16 – Sinal da freqüência de alimentação da máquina 2 em função da conexão rotórica elétrica

A observação da Figura 16 mostra que:

- Para que a MICDA opere com velocidades abaixo da velocidade síncrona natural, a máquina 2 deve ser alimentada com seqüência de fase de mesmo sinal de  $\lambda_c$ .
- Para que a MICDA opere com velocidades acima da velocidade síncrona natural, a máquina 2 deve ser alimentada com seqüência de fase de sinal contrário ao de  $\lambda_c$ .
- Para que a MICDA opere com velocidade igual à velocidade síncrona natural, a máquina 2 deve ser alimentada com corrente contínua.

Com base em (4.2.5) e (4.2.6) e no gráfico da Figura 15, pode-se construir tabelas com os valores esperados de  $\omega_m$  e  $\omega_{s2}$ . Em ambos os casos a alimentação da máquina 1 será considerada de seqüência positiva.

Tabela 2 – Valores de  $\omega_m$  quando  $\omega_{s1} > 0$

	$\omega_{s2}$ de seqüência positiva	$\omega_{s2}$ de seqüência negativa
$\lambda_c = 1$	$\frac{\omega_{s1} - \omega_{s2}}{p + q}$	$\frac{\omega_{s1} + \omega_{s2}}{p + q}$
$\lambda_c = -1$	$\frac{\omega_{s1} + \omega_{s2}}{p - q}$	$\frac{\omega_{s1} - \omega_{s2}}{p - q}$

A Tabela 2 mostra os valores esperados de velocidade mecânica para diferentes seqüências de fase da máquina 2.

A Tabela 3 mostra os valores de freqüência que devem ser alimentados à máquina 2 para que a MICDA possa operar no modo síncrono e dado que a velocidade mecânica e a freqüência de alimentação da máquina 1 são conhecidas.

Tabela 3 – Valores de  $\omega_{s2}$  para operação no modo síncrono e  $\omega_{s1} > 0$

	$\omega_m > 0$	$\omega_m < 0$
$\lambda_c = 1$	$\omega_{s1} - \omega_m(p + q)$	$\omega_{s1} + \omega_m(p + q)$
$\lambda_c = -1$	$-\omega_{s1} + \omega_m(p - q)$	$-\omega_{s1} - \omega_m(p - q)$

Para calcular  $\omega_{s2}$  e  $\omega_m$  nas tabelas acima, utilizam-se apenas os módulos de  $\omega_{s1}$ ,  $\omega_{s2}$  e  $\omega_m$ , pois os sinais devido ao sentido de rotação e seqüência de fases já são considerados.

### 4.3 Previsão de Potências Ativas

A fim de se fazer um estudo preliminar do fluxo de potência ativa da MICDA será feita uma primeira abordagem utilizando-se apenas as equações de velocidade e potência ativa para uma máquina de rotor bobinado. Essa análise encontra-se em [40,41].

A convenção usada nesse estudo preliminar é que a potência terá valor positivo quando estiver entrando na máquina. Ou seja, será utilizada a convenção de carga para as máquinas. A direção das setas na Figura 17 indica o sentido positivo para as potências.

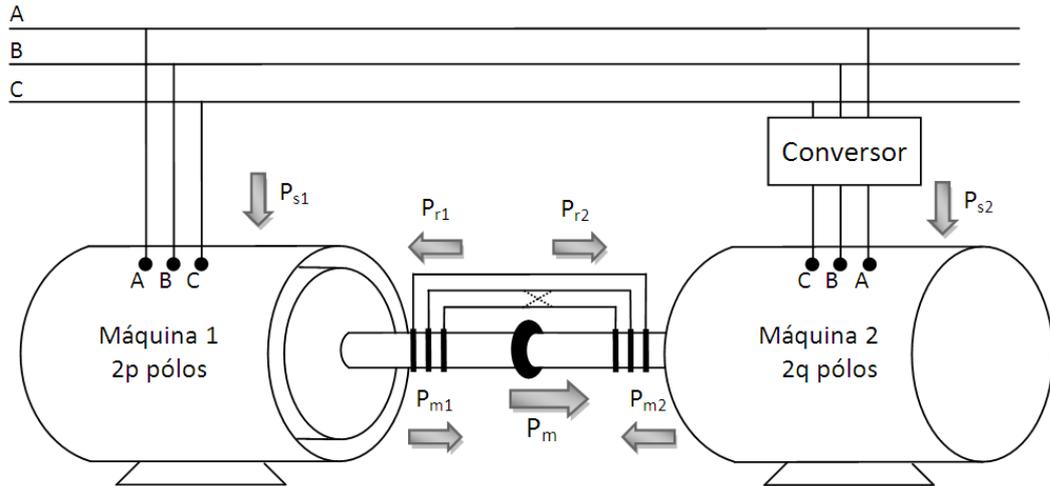


Figura 17 – MICDA com conexão frontal

O conversor ligado à máquina 2 irá impor tensões a uma frequência  $f_2$ , que criará um campo girante com velocidade angular  $\omega_{s2}$ , de modo que a equação de velocidades seja atendida.

Como essa primeira análise tem caráter qualitativo, as máquinas analisadas serão ideais (sem perdas ôhmicas nem magnéticas). Dessa forma, as seguintes equações de uma máquina de rotor bobinado serão consideradas:

$$\omega_{s1} = \omega_{r1} + p\omega_m \quad (4.3.1)$$

$$P_{r1} = -s_1 P_{s1} \quad (4.3.2)$$

$$P_{s1} + P_{r1} = P_{m1} \quad (4.3.3)$$

Nota-se que os sinais de (4.3.2) e (4.3.3) estão diferentes do apresentado na seção 3.2. Isto acontece pela convenção de sinais aqui adotada.

Contudo, para analisar a MICDA, é preciso que as condições de conexão apresentadas anteriormente sejam levadas em consideração. Logo:

$$\omega_{r2} = \lambda_c \omega_{r1} \quad (4.3.4)$$

$$P_{r1} = -P_{r2} \quad (4.3.5)$$

Utilizando (4.3.1) e (4.3.4), as velocidades angulares  $\omega_{r2}$ ,  $\omega_{r1}$  e  $\omega_{s1}$  serão expressas em função da velocidade angular  $\omega_{s2}$  (uma vez que ela é imposta pelo inversor) e da velocidade mecânica.

$$\omega_{r2} = \omega_{s2} + q\omega_m \quad (4.3.6)$$

$$\omega_{r1} = \frac{\omega_{s2} + q\omega_m}{\lambda_c} \quad (4.3.7)$$

$$\omega_{s1} = \frac{\omega_{s2} + q\omega_m}{\lambda_c} + p\omega_m \quad (4.3.8)$$

As potências ativas envolvidas na MICDA ( $P_{m1}$ ,  $P_{m2}$ ,  $P_m$  e  $P_{s2}$ ) podem ser obtidas a partir de (4.3.1)-(4.3.8). Para que se possa fazer uma comparação entre as potências ativas analisadas, elas serão normalizadas pela potência ativa entregue à rede elétrica pela máquina 1, ou seja,  $P_{rede} = -P_{s1}$ . Da mesma forma, como a máquina 1 é alimentada diretamente pelas tensões da rede, a velocidade angular do campo girante da máquina 1 será usada como base, ou seja,  $\omega_{rede} = \omega_{s1}$ .

1. Potência mecânica no eixo da máquina 1 ( $P_{m1}$ ):

$$P_{m1} = P_{s1} + P_{r1} = \frac{p\omega_m}{\omega_{s1}} P_{s1} \quad (4.3.9)$$

$$\frac{P_{m1}}{P_{rede}} = -\frac{p\omega_m}{\omega_{rede}}$$

2. Potência mecânica no eixo da máquina 2 ( $P_{m2}$ ):

$$P_{m2} = P_{s2} + P_{r2} = \frac{q\omega_m}{\lambda_c\omega_{s1}} (-P_{s1}) \quad (4.3.10)$$

$$\frac{P_{m2}}{P_{rede}} = \frac{q\omega_m}{\lambda_c\omega_{rede}}$$

3. Potência mecânica total no eixo ( $P_m$ ):

$$P_m = P_{m1} - P_{m2} = -\frac{(\lambda_c p + q)\omega_m}{\lambda_c\omega_{s1}} (-P_{s1}) \quad (4.3.11)$$

$$\frac{P_m}{P_{rede}} = -\frac{(\lambda_c p + q)\omega_m}{\lambda_c\omega_{rede}}$$

O sinal de negativo em (4.3.11) acima se dá pela convenção de sinais utilizada.

4. Potência ativa no estator da máquina 2 ( $P_{s2}$ ):

$$P_{s2} = -\frac{P_{r2}}{s_2} = \frac{(\lambda_c\omega_{s1} - \lambda_c p\omega_m - q\omega_m)}{\lambda_c\omega_{s1}} (-P_{s1}) \quad (4.3.12)$$

$$\frac{P_{s2}}{P_{rede}} = \frac{\lambda_c\omega_{rede} - (\lambda_c p + q)\omega_m}{\lambda_c\omega_{rede}}$$

Algumas conclusões podem ser tiradas dos últimos resultados obtidos:

- 1) As potências mecânicas presentes no eixo de cada máquina são diretamente proporcionais ao seu número de par de pólos;
- 2) Devido à convenção para os sinais positivos das potências, as potências mecânicas provenientes da máquina 1 e 2 terão sentidos iguais ou contrários dependendo do tipo de conexão elétrica dos seus rotores, isto é, se a conexão for transposta ( $\lambda_c = -1$ ) as potências terão sentidos opostos e se for não-transposta ( $\lambda_c = 1$ ) as potências terão mesmo sentido. Logo, se  $\lambda_c = -1$ , a potência mecânica total será a subtração dos módulos das potências mecânicas individuais. Já se  $\lambda_c = 1$ , a potência mecânica total será a soma dos módulos. Por essa razão, é preferível que a conexão elétrica entre os rotores para a conexão frontal seja não-transposta.
- 3) A potência ativa que circula pelo estator da máquina 2 (a mesma potência ativa que será processada pelo conversor) depende da velocidade mecânica.

A equação (4.3.12) está expressa em formato de um gráfico na Figura 18 mostrando como a potência ativa no estator da máquina 2 varia com a velocidade mecânica. A potência ativa no estator da máquina 1 tem valor constante e igual a -1, ou seja,  $P_{s1} = -1$ . Logo  $P_{rede} = 1$ . Nesse caso a potência ativa é fornecida da máquina 1 à rede.

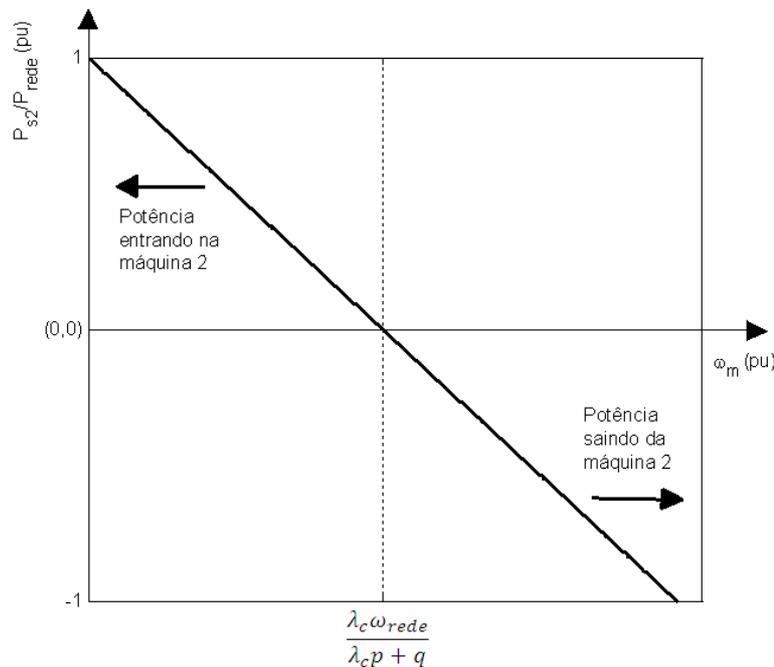


Figura 18 – Potência ativa no estator da máquina 2 em função da velocidade

Analisando (4.3.12), tem-se que, para o ponto em que a potência ativa no estator da máquina 2 for igual a zero:

$$\frac{P_{s2}}{Prede} = 0 \tag{4.3.13}$$

$$\omega_m = \frac{\lambda_c \omega_{rede}}{\lambda_c p + q}$$

Podemos ver que (4.3.13) é igual à expressão para a velocidade síncrona natural da MICDA. Ou seja, para a operação na velocidade síncrona natural, a máquina 2 não produz nenhum efeito sobre a potência ativa total da MICDA.

A conclusão 3) acima e as equações (4.3.12)-(4.3.13) dizem que quanto mais próxima da velocidade síncrona natural for a velocidade mecânica da MICDA, menor será a potência ativa nos terminais da máquina 2 e, conseqüentemente, no conversor ligado a ela. Logo, a máquina 2 e o conversor a serem utilizados podem ter potência nominal ( $P_{s2}$ ) menor que a potência nominal total a ser tratada pela MICDA ( $P_{s1}+P_{s2}$ ). Esta conclusão remete à vantagem mencionada no capítulo 3 sobre a relação entre a potência na máquina 2 e a faixa de velocidades.

Observando a Figura 18 é possível estabelecer uma relação onde se podem determinar os sentidos relativos das potências ativas das máquinas em função da velocidade mecânica da MICDA. Essa relação é apresentada pela Figura 19.

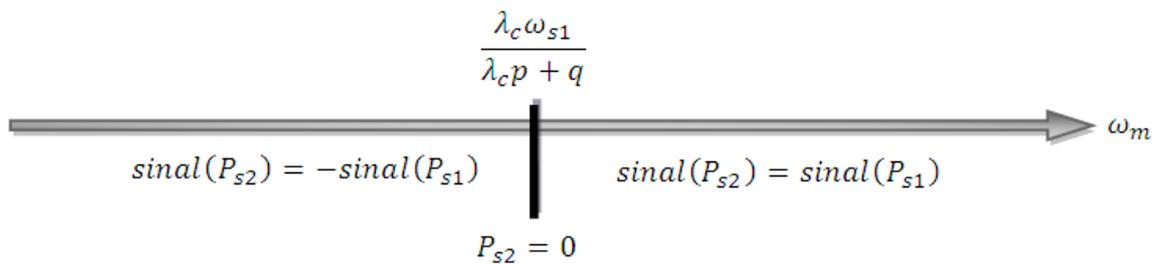


Figura 19 – Sinal das potências ativas em função da velocidade mecânica

A Figura 19 mostra que, independentemente da conexão elétrica entre os rotores:

- Quando a MICDA opera com velocidades abaixo da velocidade síncrona natural, as potências ativas das duas máquinas têm valor contrário, ou seja, quando a potencia vai da rede para a máquina 1 ela vai da máquina 2 para a rede e vice versa.
- Quando a MICDA opera com velocidades acima da velocidade síncrona natural, as potências ativas das duas máquinas têm o mesmo valor, ou seja, quando a potencia vai da rede para a máquina 1 ela vai também da rede para a máquina 2 e quando vai da máquina 1 para a rede ela também vai da máquina 2 para a rede.
- Quando a MICDA opera com velocidade igual à velocidade síncrona natural, a potência ativa estatórica da máquina 2 é igual a zero.

## 4.4 Modelagem do Circuito Equivalente

Para que a análise do fluxo de potência ativa possa ser mais precisa, faz-se necessário um estudo mais aprofundado do circuito equivalente da MICDA, como proposto por [24] e [38].

Para prosseguir com a análise do circuito equivalente, as seguintes hipóteses serão feitas:

- A distribuição dos enrolamentos do estator e de rotor é ideal, isto é, as harmônicas espaciais são desprezadas;
- As perdas no ferro e a saturação são desprezadas;
- Apenas a operação síncrona será analisada.

A análise de todo e qualquer circuito elétrico deve ser feita com todas as tensões e correntes à mesma frequência. Por isso, para que se possam analisar conjuntamente os circuitos das duas máquinas que compõem a MICDA, devem-se referenciá-los aos seus respectivos rotores, onde a frequência das correntes e tensões induzidas é a mesma e é igual a:

$$s_1 f_1 = s_2 f_2 = f_r \quad (4.4.1)$$

A mesma igualdade acontece com o campo girante formado no rotor.

$$s_1 \omega_{s1} = s_2 \omega_{s2} = \omega_r \quad (4.4.2)$$

A Figura 20 apresenta os circuitos equivalentes de cada uma das máquinas referenciados aos respectivos rotores. Os pontos A e B são os pontos de conexão terminais das fases de cada rotor.

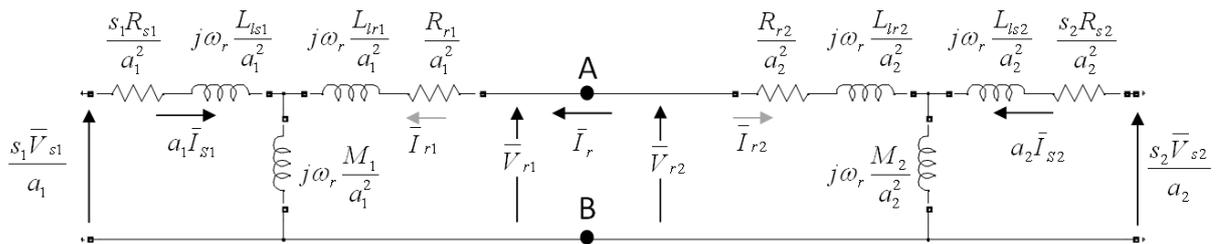


Figura 20 – Circuito da MICDA referenciado ao rotor

Com relação ao circuito acima, as seguintes afirmações podem ser feitas:

$$\bar{V}_{r1} = \bar{V}_{r2} \quad (4.4.3)$$

$$\bar{I}_{r1} = -\bar{I}_{r2} = \bar{I}_r \quad (4.4.4)$$

Utilizando as leis de Kirchoff no circuito, as seguintes equações podem ser escritas:

$$s_1 \frac{\bar{V}_{s1}}{a_1} = \left[ s_1 \frac{R_{s1}}{a_1^2} + j\omega_r \frac{L_{ls1} + M_1}{a_1^2} \right] a_1 \bar{I}_{s1} + j\omega_r \frac{M_1}{a_1^2} \bar{I}_r \quad (4.4.5)$$

$$s_2 \frac{\bar{V}_{s2}}{a_2} = \left[ s_2 \frac{R_{s2}}{a_2^2} + j\omega_r \frac{L_{ls2} + M_2}{a_2^2} \right] a_2 \bar{I}_{s2} - j\omega_r \frac{M_2}{a_2^2} \bar{I}_r \quad (4.4.6)$$

$$0 = \left[ \frac{R_{r1}}{a_1^2} + \frac{R_{r2}}{a_2^2} + j\omega_r \left( \frac{L_{lr1} + M_1}{a_1^2} + \frac{L_{lr2} + M_2}{a_2^2} \right) \right] \bar{I}_r + j\omega_r \frac{M_1}{a_1^2} a_1 \bar{I}_{s1} - j\omega_r \frac{M_2}{a_2^2} a_2 \bar{I}_{s2} \quad (4.4.7)$$

Analisando (4.4.5)-(4.4.7), as seguintes substituições de variáveis são feitas:

$$L_{s1} = L_{ls1} + M_1$$

$$L_{s2} = L_{ls2} + M_2$$

$$L_{r1} = \frac{L_{lr1} + M_1}{a_1^2} \quad (4.4.8)$$

$$L_{r2} = \frac{L_{lr2} + M_2}{a_2^2}$$

Utilizando a substituições (4.4.8) feitas acima, pode-se resolver (4.4.7) em  $\bar{I}_r$ :

$$\bar{I}_r = - \frac{j\omega_r \left( \frac{M_1}{a_1} \bar{I}_{s1} - \frac{M_2}{a_2} \bar{I}_{s2} \right)}{(R_{r1} + R_{r2}) + j\omega_r (L_{r1} + L_{r2})} \quad (4.4.9)$$

Substituindo (4.4.9) em (4.4.5):

$$s_1 \bar{V}_{s1} = \left[ (s_1 R_{s1} + j\omega_r L_{s1}) + \frac{\omega_r^2 \frac{M_1^2}{a_1^2}}{\left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2} + j\omega_r (L_{r1} + L_{r2}) \right)} \right] \bar{I}_{s1} - \frac{\omega_r^2 \frac{M_1 M_2}{a_1 a_2}}{\left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2} + j\omega_r (L_{r1} + L_{r2}) \right)} \bar{I}_{s2} \quad (4.4.10)$$

De modo a sintetizar (4.4.10), pode-se fazer as seguintes substituições:

$$Z_{s1} = s_1 R_{s1} + j\omega_r L_{s1}$$

$$Z_{r1} = \frac{\omega_r^2 \frac{M_1^2}{a_1^2}}{\left(\frac{R_{r1}}{a_1^2} + \frac{R_{r2}}{a_2^2}\right) + j\omega_r(L_{r1} + L_{r2})}$$

$$Z_{r12} = \frac{\omega_r^2 \frac{M_1 M_2}{a_1 a_2}}{\left(\frac{R_{r1}}{a_1^2} + \frac{R_{r2}}{a_2^2}\right) + j\omega_r(L_{r1} + L_{r2})}$$
(4.4.11)

Dessa maneira, obtém-se a seguinte equação para a tensão  $s_1 \bar{V}_{s1}$ :

$$s_1 \bar{V}_{s1} = (Z_{s1} + Z_{r1}) \bar{I}_{s1} - Z_{r12} \bar{I}_{s2}$$
(4.4.12)

Ao proceder da mesma forma para (4.4.6), isto é, fazendo as substituições análogas, chega-se à seguinte equação para a tensão  $s_2 \bar{V}_{s2}$ :

$$s_2 \bar{V}_{s2} = -Z_{r12} \bar{I}_{s1} + (Z_{s2} + Z_{r2}) \bar{I}_{s2}$$
(4.4.13)

Onde:

$$Z_{s2} = s_2 R_{s2} + j\omega_r L_{s2}$$

$$Z_{r2} = \frac{\omega_r^2 \frac{M_2^2}{a_2^2}}{\left(\frac{R_{r1}}{a_1^2} + \frac{R_{r2}}{a_2^2}\right) + j\omega_r(L_{r1} + L_{r2})}$$
(4.4.14)

As equações (4.4.12) e (4.4.13) sugerem que o circuito da Figura 20 pode ser representado por um único circuito elétrico equivalente. Esse circuito é mostrado na Figura 21.

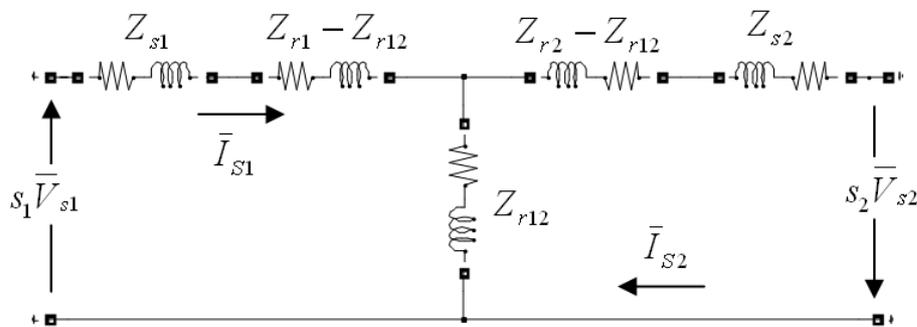


Figura 21 – Circuito equivalente da MICDA referenciado ao rotor

Com o intuito de sintetizar ainda mais o circuito equivalente, calcula-se a impedância equivalente  $Z_1$ :

$$Z_1 = Z_{s1} + Z_{r1} - Z_{r12}$$

$$Z_1 = s_1 R_{s1} + \frac{\omega_r^2 \left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2 + a_2^2} \right) \frac{M_1 (M_1 - M_2)}{a_1 (a_1 - a_2)}}{\left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2 + a_2^2} \right)^2 + \omega_r^2 (L_{r1} + L_{r2})^2} + j\omega_r \left[ L_{s1} + \frac{\omega_r^2 (L_{r1} + L_{r2}) \frac{M_1 (M_2 - M_1)}{a_1 (a_2 - a_1)}}{\left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2 + a_2^2} \right)^2 + \omega_r^2 (L_{r1} + L_{r2})^2} \right] \quad (4.4.15)$$

Da mesma forma, pode-se calcular  $Z_2$ :

$$Z_2 = Z_{s2} + Z_{r2} - Z_{r12}$$

$$Z_2 = s_2 R_{s2} + \frac{\omega_r^2 \left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2 + a_2^2} \right) \frac{M_2 (M_2 - M_1)}{a_2 (a_2 - a_1)}}{\left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2 + a_2^2} \right)^2 + \omega_r^2 (L_{r1} + L_{r2})^2} + j\omega_r \left[ L_{s2} + \frac{\omega_r^2 (L_{r1} + L_{r2}) \frac{M_2 (M_1 - M_2)}{a_2 (a_1 - a_2)}}{\left( \frac{R_{r1} + R_{r2}}{a_1^2 + a_2^2} \right)^2 + \omega_r^2 (L_{r1} + L_{r2})^2} \right] \quad (4.4.16)$$

Agora, com as equações (4.4.15) e (4.4.16), o circuito equivalente reduzido para a MICDA é apresentado na Figura 22:

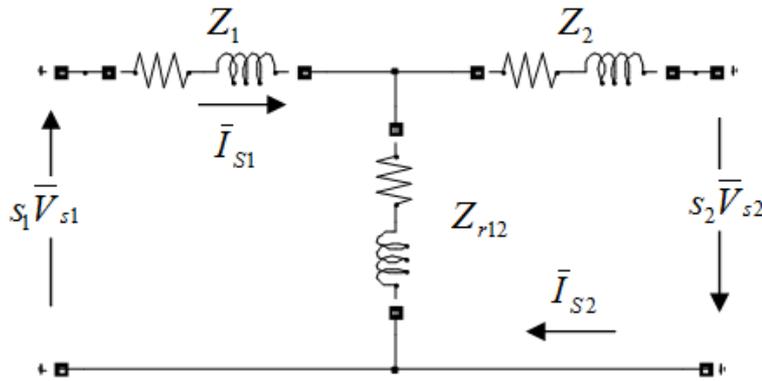


Figura 22 – Circuito equivalente reduzido da MICDA referenciado ao rotor

#### 4.4.1 Fluxo de Potência Ativa

A potência ativa trifásica no estator de uma máquina de rotor bobinado é calculada por:

$$P_{si} = Re\{3\bar{V}_{si}\bar{I}_{si}^*\} \quad (4.4.17)$$

Logo, para que se possa calcular a potência ativa pelo circuito equivalente, é necessário conhecer tensões e correntes. A partir do circuito da Figura 22, podem-se escrever as seguintes equações:

$$s_1 \bar{V}_{s1} = (Z_1 + Z_{r12})\bar{I}_{s1} - Z_{r12}\bar{I}_{s2} \quad (4.4.18)$$

$$s_2 \bar{V}_{s2} = -Z_{r12}\bar{I}_{s1} + (Z_2 + Z_{r12})\bar{I}_{s2} \quad (4.4.19)$$

Isolando  $\bar{I}_{s2}$  em (4.4.18) e (4.4.19) e igualando-se, pode-se encontrar a expressão para  $\bar{I}_{s1}$ :

$$\bar{I}_{s1} = \frac{(Z_2 + Z_{r12})s_1 \bar{V}_{s1} + Z_{r12}s_2 \bar{V}_{s2}}{(Z_1 + Z_{r12})(Z_2 + Z_{r12}) - Z_{r12}^2} \quad (4.4.20)$$

Procedendo da mesma forma, pode-se encontrar a expressão para  $\bar{I}_{s2}$ :

$$\bar{I}_{s2} = \frac{Z_{r12}s_1 \bar{V}_{s1} + (Z_1 + Z_{r12})s_2 \bar{V}_{s2}}{(Z_1 + Z_{r12})(Z_2 + Z_{r12}) - Z_{r12}^2} \quad (4.4.21)$$

Para uma análise qualitativa do fluxo de potência ativa, considera-se que ambas as máquinas são ideais, isto é, sem perdas ôhmicas estatóricas ou rotóricas. Assim pode-se dizer que:

$$\begin{aligned} Z_1 &= j\omega_r \left[ L_{s1} + \frac{\frac{M_1}{a_1} \left( \frac{M_2}{a_2} - \frac{M_1}{a_1} \right)}{L_{r1} + L_{r2}} \right] = j\omega_r L_1 \\ Z_2 &= j\omega_r \left[ L_{s2} + \frac{\frac{M_2}{a_2} \left( \frac{M_1}{a_1} - \frac{M_2}{a_2} \right)}{L_{r1} + L_{r2}} \right] = j\omega_r L_2 \\ Z_{r12} &= -j\omega_r \frac{\frac{M_1 M_2}{a_1 a_2}}{L_{r1} + L_{r2}} = -j\omega_r M \end{aligned} \quad (4.4.22)$$

Como a tensão da máquina 1 é a própria tensão da rede elétrica, ela é escolhida como sendo a referência angular para o circuito, sendo então puramente real, isto é,  $\bar{V}_1 = V_1$ . Assim, a tensão da máquina 2 será expressa como  $\bar{V}_2 = V_2 e^{j\theta}$ , onde  $\theta$  é a diferença de fase entre  $\bar{V}_1$  e  $\bar{V}_2$ . Vale ressaltar que, mesmo que as tensões  $\bar{V}_1$  e  $\bar{V}_2$  tenham frequências diferentes, elas terão a mesma frequência quando são referenciadas ao rotor.

Utilizando as simplificações feitas em (4.4.22), as potências ativas trifásicas nas máquinas 1 e 2 podem ser calculadas:

$$P_{s1} = -3 \frac{M s_2 V_1 V_2}{\omega_r [(L_1 - M)(L_2 - M) - M^2]} \text{sen } \theta \quad (4.4.23)$$

$$P_{s2} = 3 \frac{M s_1 V_1 V_2}{\omega_r \left[ \left( (L_1 - M)(L_2 - M) - M^2 \right) \right]} \text{sen } \theta \quad (4.4.24)$$

Analisando (4.4.23) e (4.4.24), conclui-se que:

$$\frac{P_{s1}}{P_{s2}} = -\frac{s_2}{s_1} \quad (4.4.25)$$

Utilizando a igualdade (4.4.1), isto é,  $s_1 f_1 = s_2 f_2$ , chega-se à relação:

$$\frac{P_{s1}}{P_{s2}} = -\frac{f_1}{f_2} \quad (4.4.26)$$

Segundo [23], a relação entre as potências ativas estatórica e rotórica para a MIDA é:

$$\frac{P_s}{P_r} = \frac{f_s}{f_r} \quad (4.4.27)$$

A equação (4.4.26) se assemelha à relação (4.4.27) estabelecida para a MIDA, onde a máquina 1 pode ser comparada ao estator e a máquina 2 pode ser comparada ao rotor da MIDA.

Ao analisar com mais atenção a expressão (4.4.26), esse resultado já era de certa forma esperado. Foi mostrado anteriormente que tanto a potência ativa no estator ( $P_{s2}$ ) quanto a frequência de alimentação da máquina 2 ( $f_2$ ) são funções da velocidade mecânica ( $\omega_m$ ). A Figura 23 mostra ambas as funções representadas no mesmo gráfico. Para a expressão da potência ativa  $P_{s2}$ , a potência ativa no estator da máquina 1 tem valor constante e igual a -1, ou seja,  $P_{s1} = -1$ . Logo  $P_{rede} = 1$ . Nesse caso a potência ativa é fornecida da máquina 1 à rede.

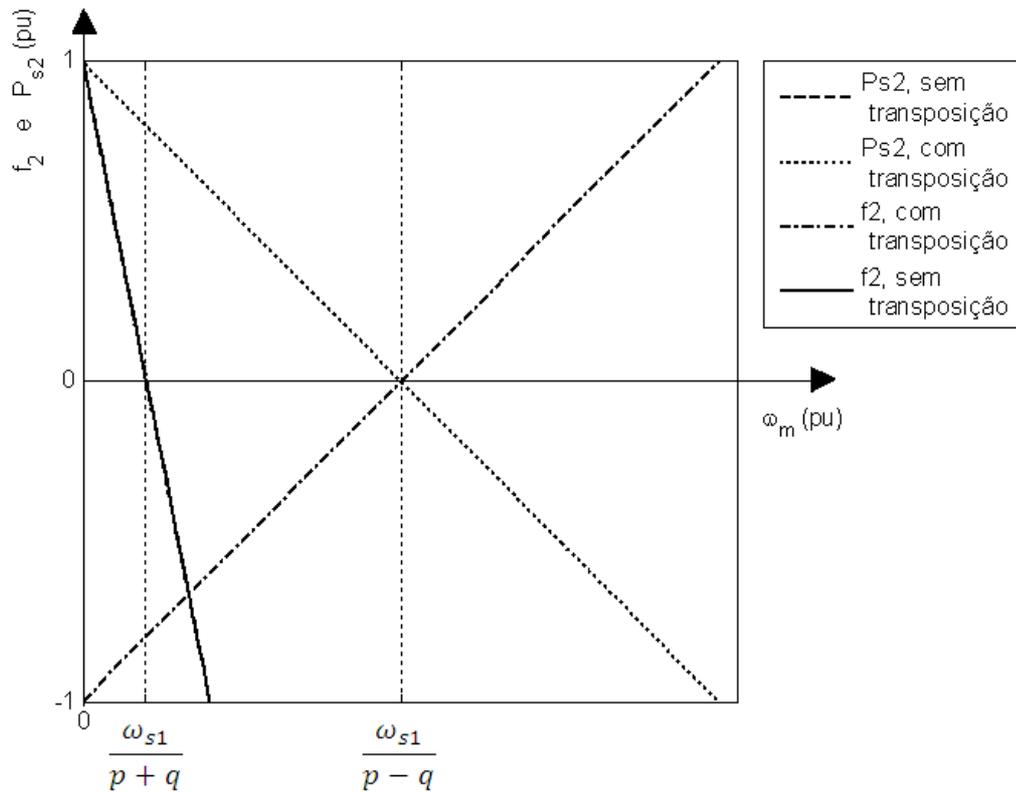


Figura 23 – Potência ativa no estator e freqüência de alimentação da máquina 2

É possível perceber na Figura 23 as relações entre a potência ativa estatórica e a freqüência de alimentação da máquina 2. Quando expressas em pu, as retas de  $P_{s2}$  e  $f_2$  serão coincidentes quando  $\lambda_c$  for positivo (sem transposição) e serão simétricas quando  $\lambda_c$  for negativo (com transposição).

A Figura 23 mostra a relação direta entre a potência ativa a ser processada pelo conversor e a faixa de velocidades de operação desejada.

Todo o desenvolvimento para o circuito equivalente da MICDA não levou em consideração o tipo de conexão elétrica entre os rotores. Entretanto, juntando os resultados obtidos para o fluxo de potência ativa anteriormente com o fluxo de potência ativa proveniente do circuito equivalente, é possível definir uma equação única que relacione o fluxo de potência ativa com a seqüência de fase da alimentação e o tipo de conexão elétrica entre rotores.

$$\frac{P_{s1}}{P_{s2}} = -\lambda_c \frac{f_1}{f_2} \quad (4.4.28)$$

Observando (4.4.28) e comparando com as expressões que prevêm o fluxo de potência ativa da MICDA em função das freqüências de alimentação e velocidade mecânica – equações (4.3.12) e (4.4.26) e Figura 23 - nota-se que todos os casos são englobados. A Figura 24 resume esses casos.

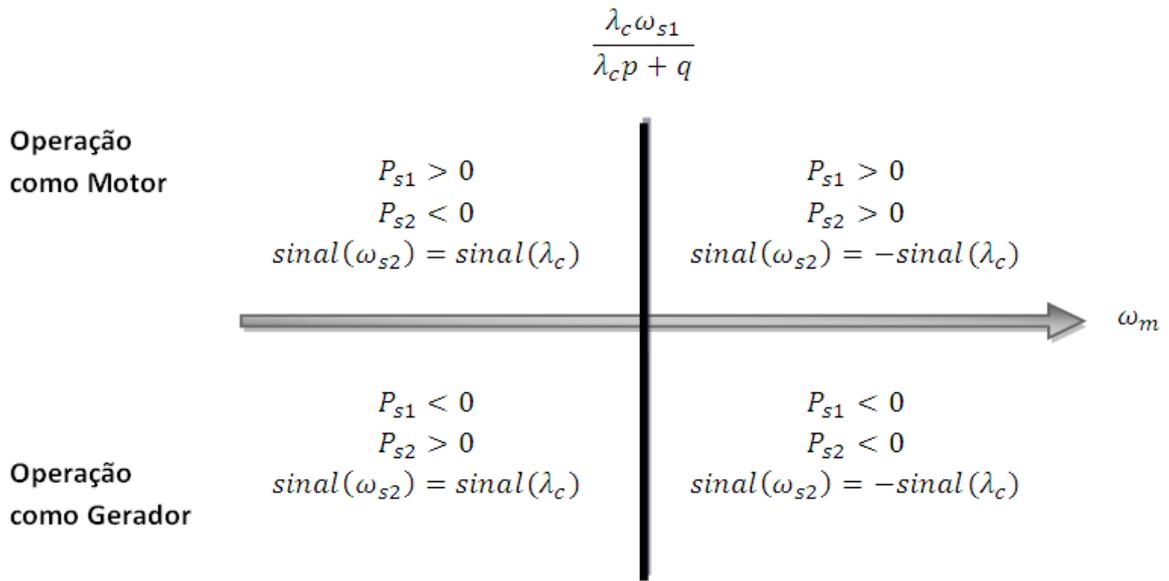


Figura 24 – Fluxo de potência ativa nas duas máquinas

#### 4.4.2 Torques

O torque disponível no eixo de uma máquina de indução é definido como:

$$T = \frac{P_m}{\omega_m} \quad (4.4.29)$$

Ele tem o mesmo sentido do campo girante da alimentação do estator.

Substituindo as expressões da potência e velocidade mecânicas no eixo da máquina apresentadas anteriormente, o torque pode ser expresso como:

$$T = \frac{P_m}{\omega_m} = \frac{P_g(1-s)}{\frac{\omega_s}{p}(1-s)} = \frac{p}{\omega_s} P_g \quad (4.4.30)$$

Para uma análise qualitativa dos torques envolvidos na MICDA, supõe-se que as máquinas não apresentam perdas elétricas no estator. De tal modo, a potência ativa transferida através do entreferro da máquina 1 ( $P_{g1}$ ) é igual à potência ativa de entrada no estator ( $P_{s1}$ ). Assim pode-se reescrever (4.4.30):

$$T_1 = \frac{p}{\omega_{s1}} P_{s1} \quad (4.4.31)$$

$$T_1 = \frac{p}{\omega_{s1}} \left[ -3 \frac{M s_2 V_1 V_2}{\omega_r [(L_1 - M)(L_2 - M) - M^2]} \text{sen } \theta \right]$$

Procedendo da mesma forma para a máquina 2, chega-se à expressão para o torque:

$$T_2 = \frac{q}{\omega_{s2}} P_{s2}$$

$$T_2 = \frac{q}{\omega_{s2}} \left[ 3 \frac{M s_1 V_1 V_2}{\omega_r [(L_1 - M)(L_2 - M) - M^2]} \text{sen } \theta \right] \quad (4.4.32)$$

De forma análoga às equações de potência ativa, a razão entre os torques provenientes de cada máquina é:

$$\frac{T_1}{T_2} = -\frac{p s_2 \omega_2}{q s_1 \omega_1} = -\frac{p}{q} \quad (4.4.33)$$

Assim, pode-se concluir que a razão entre os torques das duas máquinas é uma função do número de pólos de cada máquina.

Para a conexão frontal, os sentidos positivos dos campos girantes são contrários entre si em relação ao eixo da MICDA. Desta forma, o torque total é calculado pela subtração dos torques de cada máquina.

$$T_{total} = T_1 - T_2 \quad (4.4.34)$$

# 5 Testes Experimentais

## 5.1 Bancada Experimental

A bancada experimental montada consiste em duas máquinas de indução de rotor bobinado de 127 V e 370 W cada uma. A Máquina 1 (M1) apresenta 6 pólos enquanto a Máquina 2 (M2), 4 pólos. A conexão elétrica entre rotores é feita externamente, possibilitando a alteração da interligação entre eles e alterando, conseqüentemente, sua velocidade síncrona natural. A Figura 25 mostra a disposição esquemática da bancada experimental.

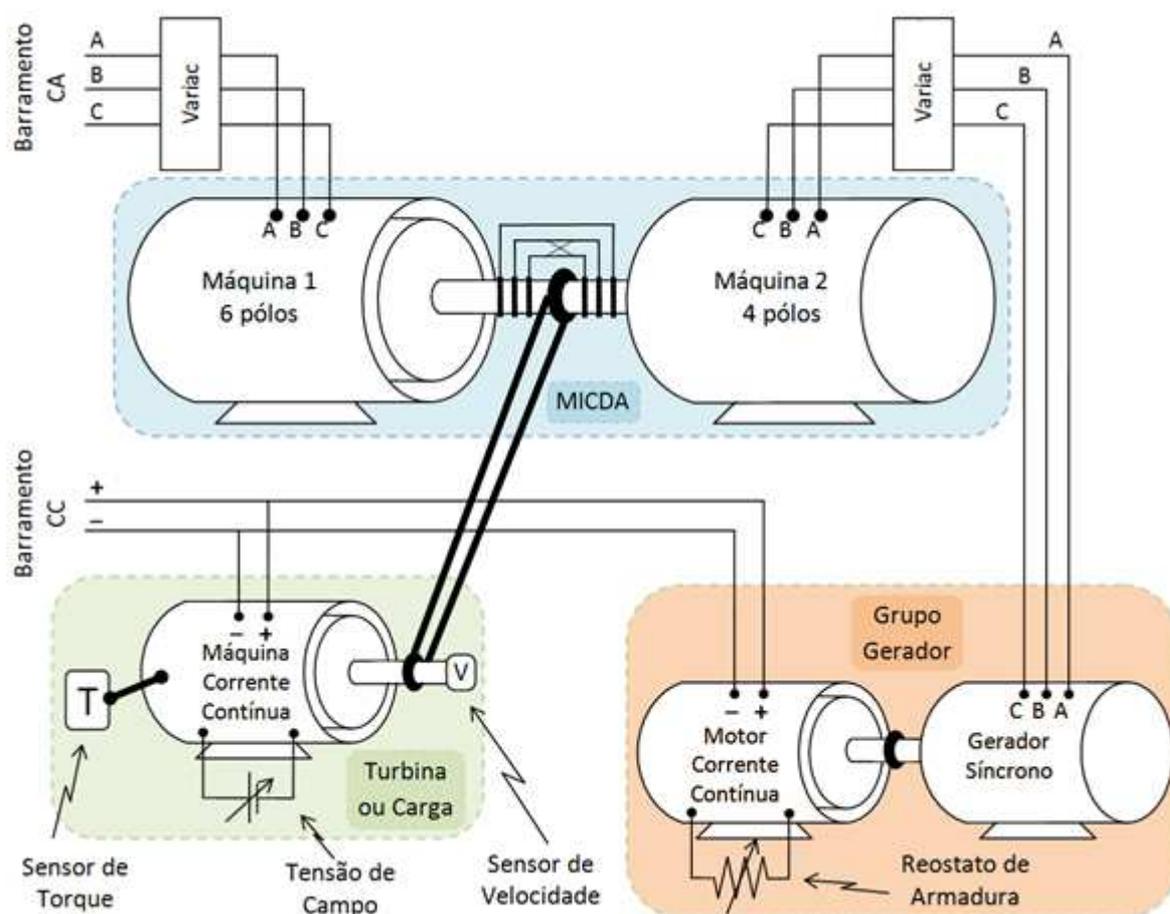


Figura 25 – Disposição esquemática da bancada experimental

M1 é ligada à rede elétrica através de um autotransformador com relação de transformação variável (Variac). O presente trabalho fará uso de um grupo gerador composto de um motor de corrente contínua e um gerador síncrono para alimentar M2. Variando-se a velocidade do motor, através do ajuste do seu reostato de armadura, é possível alimentar M2 com a freqüência desejada. Isto se fez necessário, pois durante a realização dos presentes testes o conversor que seria usado nesse experimento ainda encontrava-se em desenvolvimento. Este conversor será bidirecional em potência

(configuração “back-to-back”), isto é, admitirá que a potência seja fornecida ou recebida da máquina. Ele possibilitará também, futuramente, o estudo e a implementação de estratégias de controle para a MICDA.

A MICDA está acoplada, por meio de uma correia, a uma máquina de corrente contínua de excitação independente que irá atuar tanto como turbina quanto como carga. O comportamento como turbina ou carga é feito através do controle da tensão de campo.

A Figura 26 mostra as duas máquinas de indução de rotor bobinado usadas para a montagem da MICDA.



Figura 26 – Máquina de indução de rotor bobinado formando a MICDA

A Figura 27 mostra o arranjo físico de parte da bancada experimental.

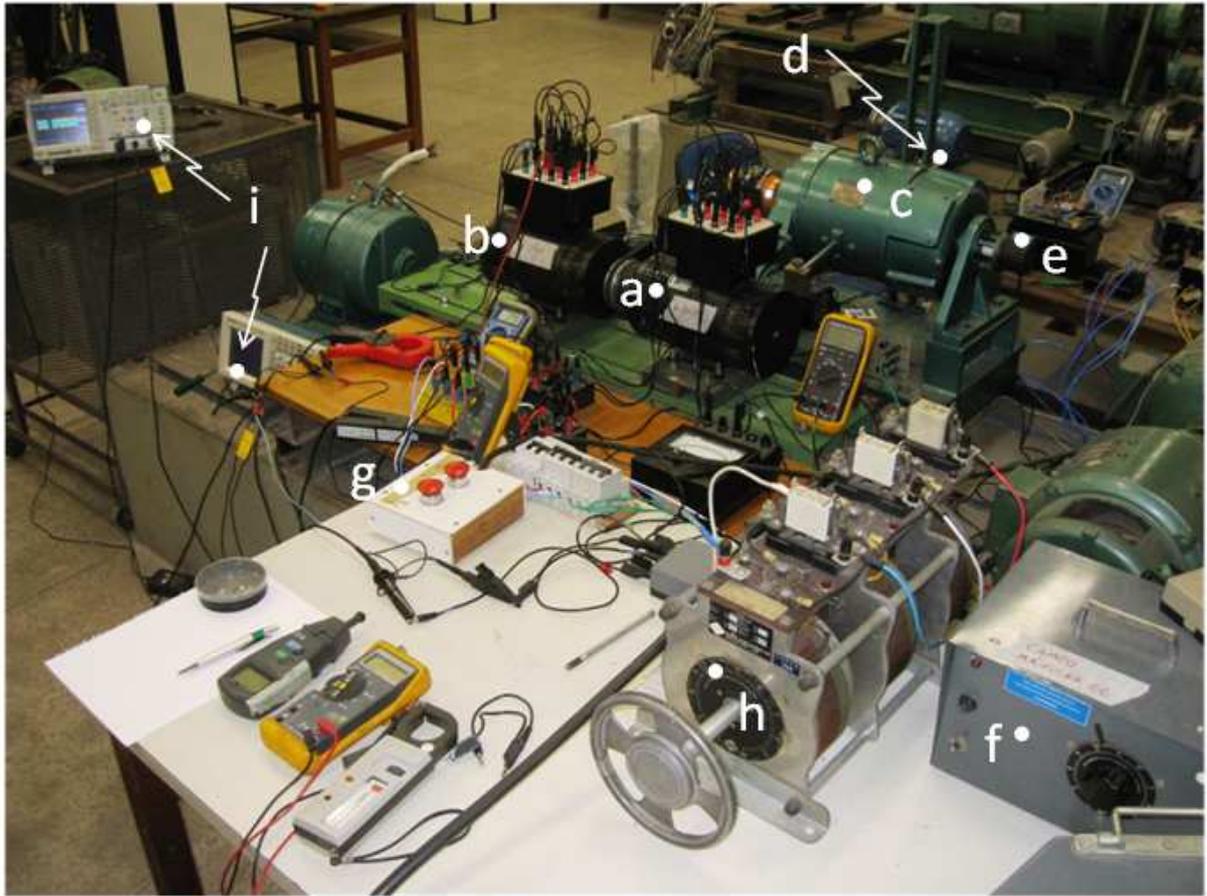


Figura 27 – Foto da bancada experimental

As letras marcadas na Figura 27 correspondem a:

- a. Máquina de indução de rotor bobinado de 6 pólos - M1;
- b. Máquina de indução de rotor bobinado de 4 pólos - M2;
- c. Máquina de corrente contínua - turbina ou carga;
- d. Sensor de torque;
- e. Sensor de velocidade;
- f. Fonte da tensão de campo da máquina de corrente contínua;
- g. Controle do Variac da M1;
- h. Controle do Variac da M2;
- i. Osciloscópios.

A Figura 28 mostra o grupo gerador.



Figura 28 – Foto do grupo gerador

As letras marcadas na Figura 28 correspondem a:

- a. Motor de corrente contínua;
- b. Gerador síncrono;
- c. Reostato de armadura do motor CC.

O procedimento de partida e sincronização da MICDA será efetuado com o auxílio da máquina de corrente contínua, que é utilizada para levar o conjunto à velocidade de operação desejada. Uma vez atingida esta velocidade, eleva-se gradativamente as tensões nos estatores de cada uma das máquinas de indução. Este procedimento se faz necessário para que os campos girantes induzidos nos rotores possam entrar em sincronismo.

## 5.2 Resultados Experimentais

### 5.2.1 Validação dos Pontos de Operação

Para a confirmação dos pontos de operação, escolheu-se alimentar ambas as máquinas com frequências conhecidas e verificar a velocidade de rotação mecânica. O presente teste foi feito alimentando-se M2 com 3 frequências diferentes.

O primeiro ponto de operação foi escolhido alimentando-se a M2 com a frequência igual a 60 Hz e a conexão entre rotores não-transposta ( $\lambda_c = 1$ ). Para esse teste, uma modificação foi feita ao esquema de conexões elétricas da bancada, conectando-se ambas as máquinas diretamente à rede. Segundo a Tabela 2, alimentando-se M2 com seqüência de fases negativa, a velocidade mecânica esperada é:

$$\omega_m = \frac{2\pi 60 - (-2\pi 60)}{3 + 2} = 48\pi \text{ rad/s} = 1440 \text{ rpm} \quad (5.2.1)$$

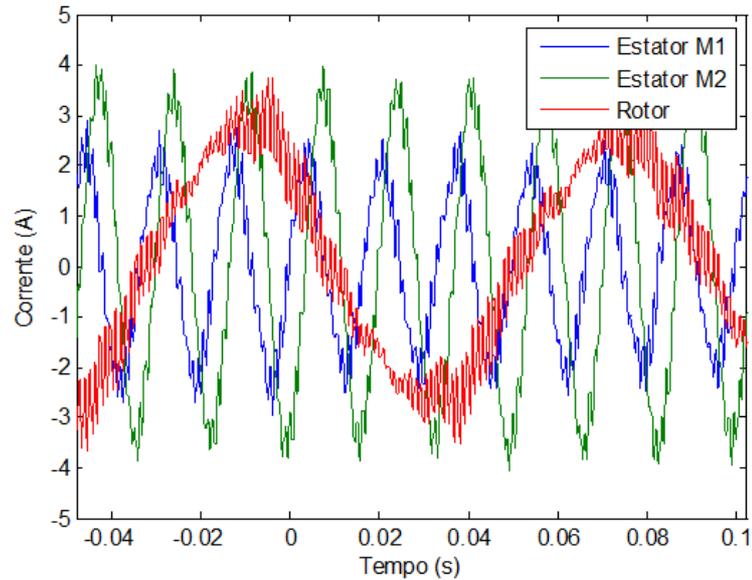


Figura 29 – Correntes nos estatores de cada máquina e no rotor para  $\omega_m = 1440 \text{ rpm}$

A frequência da corrente no rotor é dada por (4.4.1), ou seja,  $f_r = s_1 f_1 = s_2 f_2$ . Para o ponto de operação analisado,  $f_r$  esperada, segundo (5.2.2), é de 12 Hz (período de aproximadamente 83 ms), o que pode ser comprovado pela Figura 29.

$$f_r = s_1 f_1 = \frac{2\pi 60 - 3 * 48\pi}{2\pi 60} * 60 = 12 \text{ Hz} \quad (5.2.2)$$

Em seguida variou-se o torque exercido pela máquina de corrente contínua fazendo-a atuar como turbina para a MICDA, a fim de se validar seu comportamento síncrono. Espera-se, dessa forma, que as correntes nas máquinas sejam alteradas, mas a velocidade continue a mesma. As figuras abaixo comprovam o resultado esperado, pois as correntes no rotor (Figura 30) e estatores da M1 (Figura 31) e M2 (Figura 32) variam, devido à mudança na potência mecânica, mas a velocidade da MICDA continua num valor próximo de 1440 rpm, sujeito somente às variações de frequência da rede. Um degrau de torque foi aplicado em  $t \approx 10 \text{ s}$  e foi retirado em  $t \approx 31 \text{ s}$ .

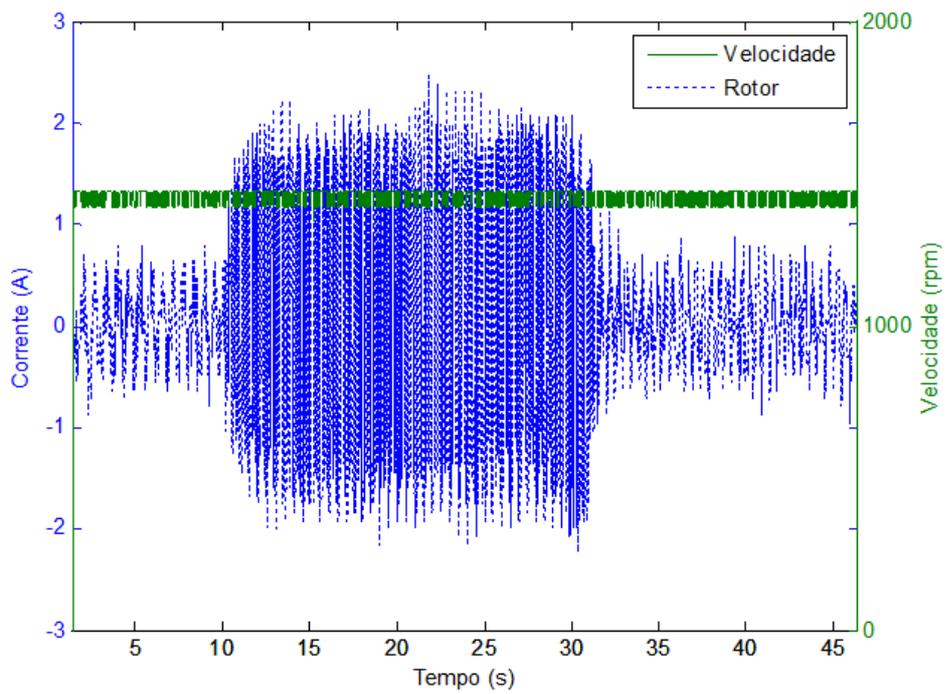


Figura 30 – Corrente no rotor e velocidade com variação do torque imposto

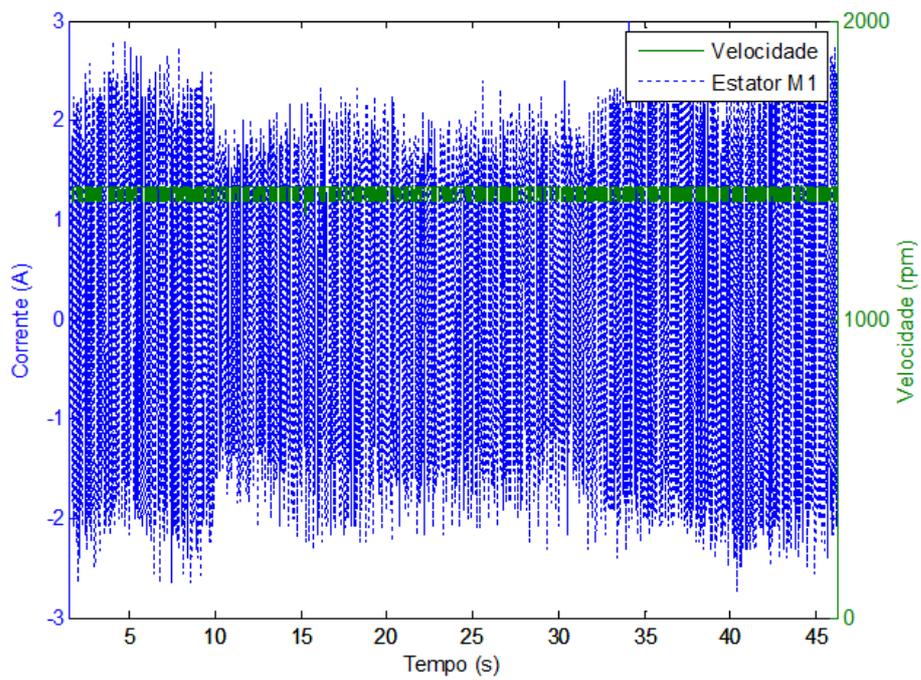


Figura 31 – Corrente do estator da M1 e velocidade com variação do torque imposto

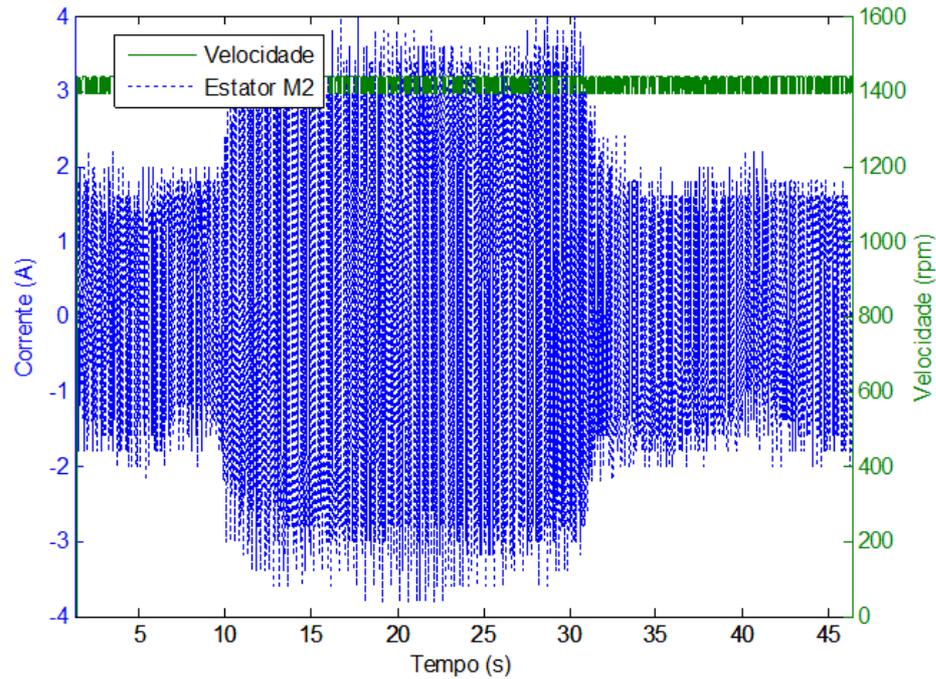


Figura 32 – Corrente do estator da M2 e velocidade com variação do torque imposto

Para o segundo ponto de operação escolheu-se a frequência de alimentação de M2 igual a 37 Hz de seqüência positiva, a partir do grupo gerador, e com a conexão dos rotores não-transposta ( $\lambda_c = 1$ ).

A velocidade mecânica esperada:

$$\omega_m = \frac{2\pi 60 - (2\pi 37)}{3 + 2} = 9.2\pi \text{ rad/s} = 276 \text{ rpm} \quad (5.2.3)$$

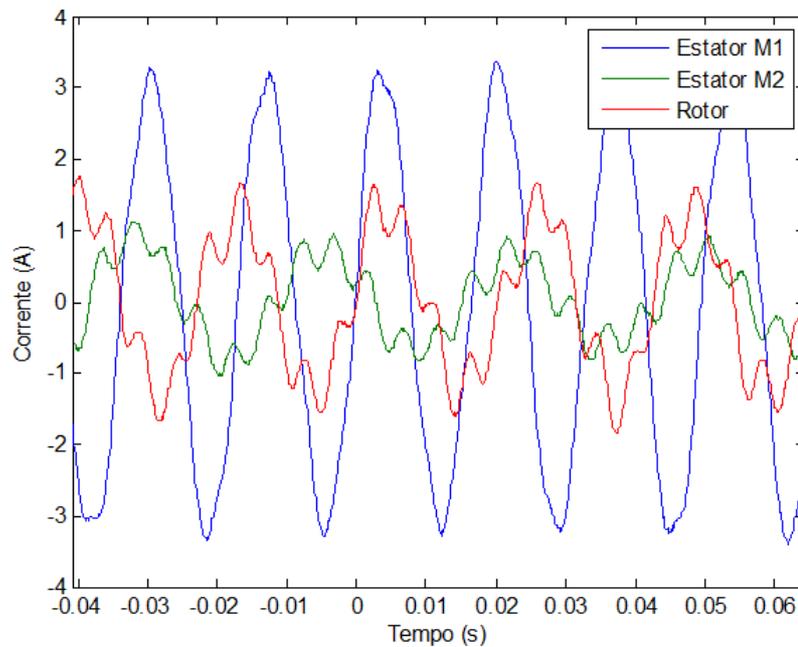


Figura 33 – Correntes nos estatores de cada máquina e no rotor para  $\omega_m = 276 \text{ rpm}$

Para este ponto de operação analisado,  $f_r$  esperada, segundo (5.2.4) é de 46 Hz (período de aproximadamente 21 ms), o que pode ser comprovado pela Figura 33.

$$f_r = s_1 f_1 = \frac{2\pi 60 - 3 * 9.2\pi}{2\pi 60} * 60 = 46 \text{ Hz} \quad (5.2.4)$$

Ao variar o torque aplicado no eixo da MICDA, notou-se o mesmo comportamento apresentado para o primeiro ponto de operação. Por essa razão optou-se por não incluir novamente os gráficos de corrente nos estatores e no rotor.

O terceiro ponto de operação escolhido foi obtido com a frequência de alimentação da M2 igual 32 Hz de seqüência negativa e com a conexão dos rotores transposta ( $\lambda_c = -1$ ). A velocidade mecânica esperada da MICDA é:

$$\omega_m = \frac{-2\pi 60 - (-2\pi 32)}{-3 + 2} = 56\pi \text{ rad/s} = 1680 \text{ rpm} \quad (5.2.5)$$

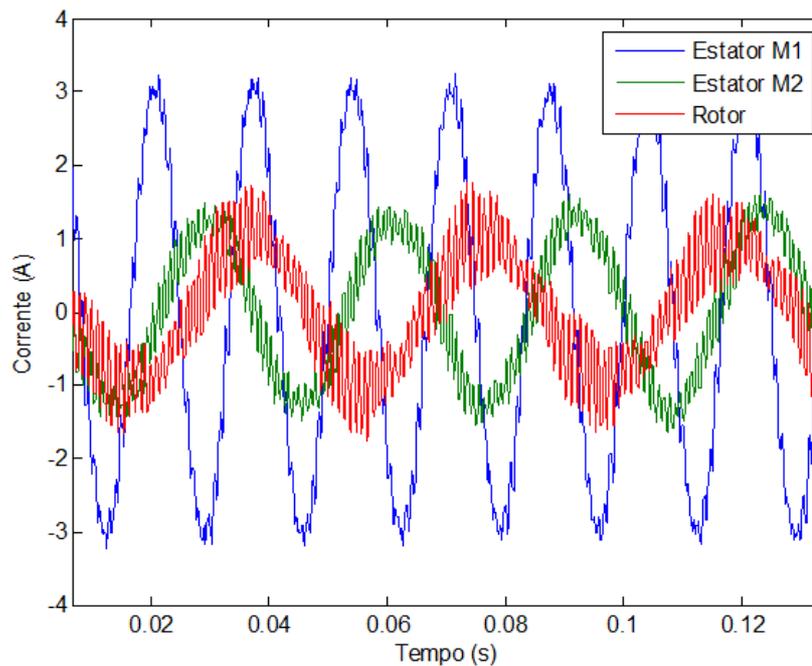


Figura 34 – Correntes nos estatores de cada máquina e no rotor para  $\omega_m = 1680 \text{ rpm}$

Desta vez,  $f_r$  esperada, segundo (5.2.6), é de 24.5 Hz (período de aproximadamente 41 ms), o que pode ser comprovado pela Figura 34.

$$f_r = s_1 f_1 = \frac{2\pi 60 - 3 * 56\pi}{2\pi 60} * 60 = 24.5 \text{ Hz} \quad (5.2.6)$$

Mais uma vez, variando-se torque aplicado à MICDA, o comportamento mostrou-se similar aos dois casos anteriores.

## 5.2.2 Obtenção dos Parâmetros das Máquinas

As máquinas utilizadas para a comprovação da teoria apresentada foram recentemente adquiridas pelo Laboratório de Máquinas Elétricas do Departamento de Engenharia Elétrica da UFRJ. Por se tratarem de novas máquinas foi necessária a realização de testes para a obtenção dos parâmetros dessas máquinas. Os ensaios realizados em cada uma delas foram o ensaio a vazio, o ensaio de rotor bloqueado e o teste de resistência de corrente contínua.

Diante das primeiras medidas, percebeu-se que tanto as máquinas como o barramento CA não são perfeitamente balanceados. Essa simples observação já mostra que toda e qualquer tentativa de comparação de resultados pode ser comprometida, visto que a teoria apresentada baseia-se em um equivalente monofásico que, por definição, pressupõe que todas as grandezas analisadas sejam balanceadas.

Depois que as medidas de potência ativa, corrente e tensão em cada um dos testes foram realizadas, passou-se ao cálculo dos parâmetros das máquinas. Para uma melhor determinação desses parâmetros, duas referências foram usadas [39] e [42]. Entretanto, as considerações feitas em cada uma das referências fizeram com que diferentes valores para os parâmetros fossem encontrados.

Devido às incertezas quanto aos reais valores dos parâmetros das máquinas, os resultados obtidos no decorrer deste trabalho terão um caráter apenas qualitativo.

Os parâmetros assumidos para as máquinas encontram-se na Tabela 4.

Tabela 4 – Parâmetros das máquinas de indução

Parâmetros	Máquina 1	Máquina 2
Número de Par de Pólos	3	2
Relação de Transformação Efetiva	1.4	1.5
Resistência estatórica ( $\Omega$ )	5	3.4
Resistência rotórica ( $\Omega$ )	5.7	4.3
Indutância de dispersão estatórica (mH)	10	7
Indutância de dispersão rotórica (mH)	10	7
Indutância de magnetização (mH)	97	150
Tensão Nominal (V)	127	127
Potência Nominal (W)	370	370
Torque Nominal (N.m)	2.95	1.96

### 5.2.3 Validação dos Fluxos de Potência Ativa e Circuito Equivalente

A confirmação dos fluxos de potência ativa e do circuito equivalente será feita impondo-se diferentes valores de torque à MICDA e observando os valores das correntes e potências de cada máquina.

Os fluxos de potência ativa serão medidos para o ponto de operação em que ambas M1 e M2 são alimentadas através da rede elétrica, com frequência de 60 Hz e seqüência de fases entre rotores não-transposta. Essa particularização se fez necessária pois o grupo gerador apresentou oscilações significativas na frequência ao se variar o torque imposto à MICDA.

Para que se possam prever os fluxos de potência ativa do conjunto, deve-se primeiro, de acordo com a seção 4.3, conhecer a velocidade síncrona natural do conjunto. Como as máquinas utilizadas apresentam 3 e 2 pares de pólos,  $\omega_n$  será:

$$\omega_n = \frac{2\pi 60}{3 + 2} = 24\pi \text{ rad/s} = 720 \text{ rpm} \quad (5.2.7)$$

Já foi visto anteriormente que para a alimentação de ambas as máquinas com 60 Hz, a velocidade mecânica de rotação é 1440 rpm, que é acima da velocidade síncrona natural de 720 rpm. Logo, de acordo com a Figura 19, espera-se que as potências ativas apresentem sinais iguais. A Figura 35 mostra as medidas de potências ativas obtidas.

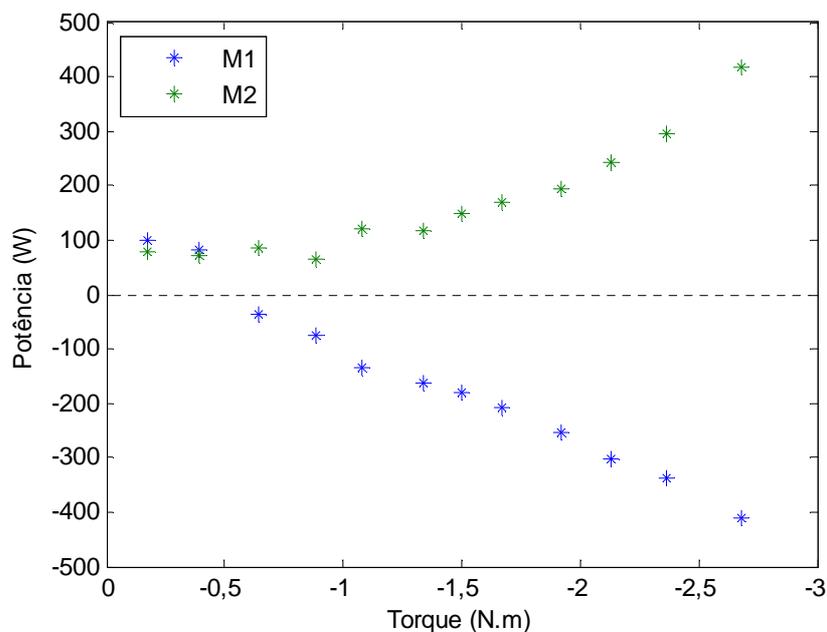


Figura 35 - Potências ativas de entrada medidas

Percebe-se que os valores de potência medidos não confirmam a teoria previamente apresentada. Por isso a próxima sessão irá tratar da discussão desses resultados.

A Figura 36 mostra as correntes medidas nas máquinas, para os mesmos pontos mostrados anteriormente.

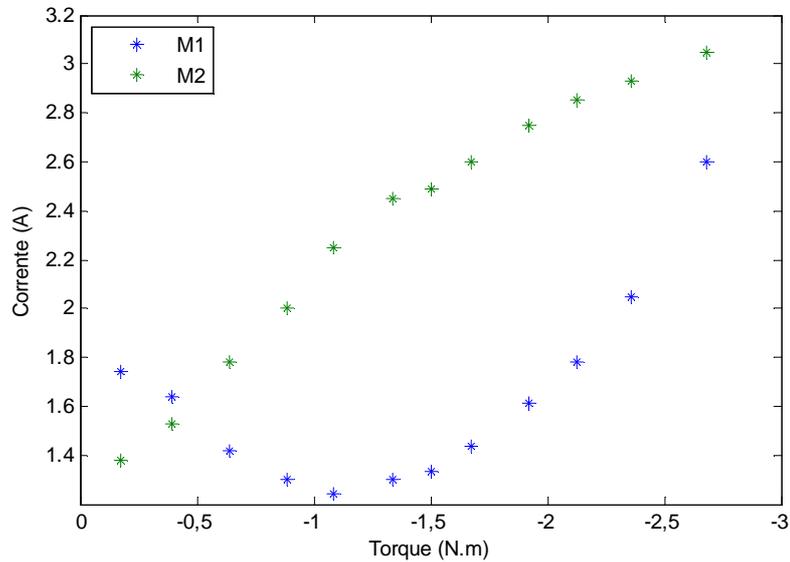


Figura 36 - Correntes estatísticas medidas

### 5.3 Discussão dos Resultados

Foi visto que os resultados obtidos com a medição das potências ativas da MICDA não condizem com a teoria apresentada. De fato, algumas hipóteses foram admitidas para que uma análise qualitativa pudesse ser feita. Tanto para a previsão das potências ativas bem como para a sua resolução matemática, através de um circuito equivalente, considerou-se que ambas as máquinas teriam resistências desprezíveis. Dessa forma, passa-se então a uma análise mais criteriosa a fim de verificar o efeito da resistência dos enrolamentos.

A Tabela 5 abaixo compara os parâmetros, em pu, das máquinas utilizadas neste trabalho com valores para uma máquina de indução típica de 3.5 kW, obtida do simulador Simulink. Não foi possível obter parâmetros de uma máquina de indução típica de 370 W, pois se trata de uma potência muito baixa para aplicações reais.

Tabela 5 – Comparação dos parâmetros em pu entre as máquinas de indução

Parâmetros	Máquina 1	Máquina 2	Máquina 3.5 kW
Resistência estatórica	0.1147	0.0688	0.0197
Resistência rotórica	0.1308	0.0986	0.0191

Nota-se que as resistências estatóricas das máquinas 1 e 2 são aproximadamente 11.5 % e 6.9 %, respectivamente, enquanto o valor típico é igual a aproximadamente 2 %. Da mesma forma, as resistências rotóricas das máquinas 1 e 2 são aproximadamente 13 % e 9.8 %, respectivamente, enquanto o valor típico é aproximadamente 1.9 %.

Essa comparação mostra que as máquinas utilizadas nestes testes não foram construídas de forma otimizada.

A fim de se verificar a validade das expressões obtidas para as potências, a Figura 37 mostra as curvas das potências estatóricas das máquinas 1 e 2 para diferentes valores de resistência, desde a resistência nula (identificado no gráfico como R = 0%), com valores maiores (10% da resistência total de cada máquina) até a atingir resistência total de cada máquina (R = 100%).

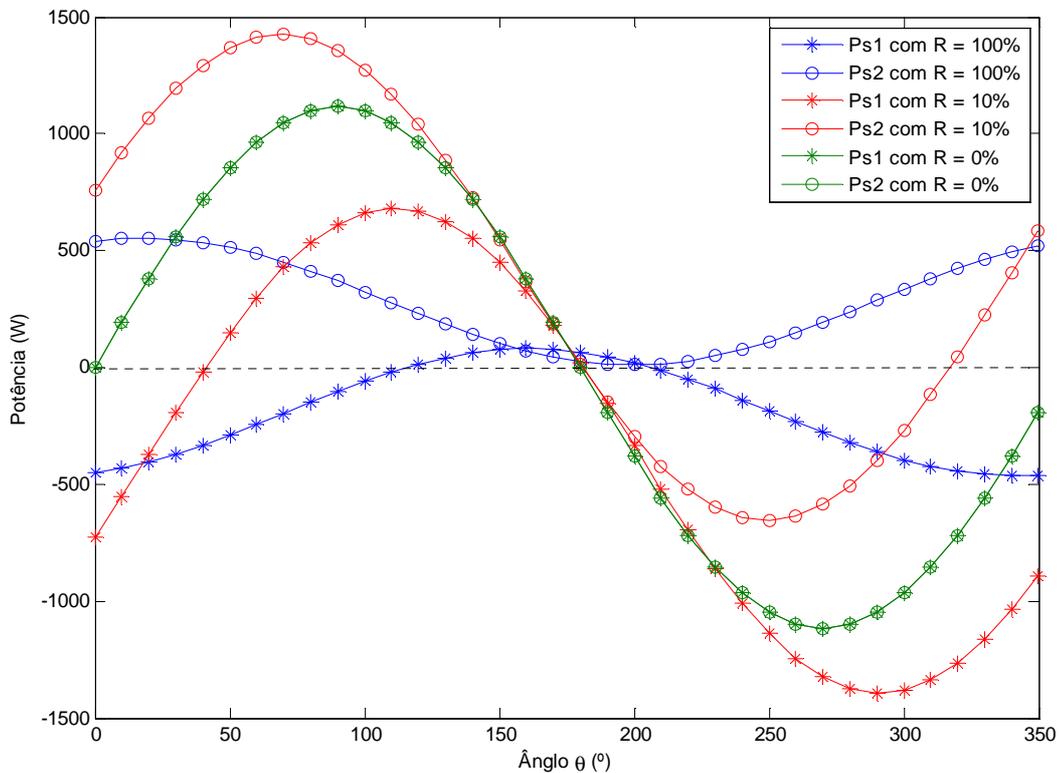


Figura 37 – Potência ativa para diferentes valores de resistência

As curvas de mesma cor correspondem aos mesmos valores percentuais das resistências: azul para resistência de 100% do valor das máquinas, vermelho para 10% e verde para 0%. As curvas marcadas com o símbolo \* correspondem à  $P_{s1}$  e as curvas marcadas com ○ correspondem à  $P_{s2}$ .

Pode-se notar que quanto menor forem os valores das resistências, mais as curvas se aproximam à forma senoidal das equações para  $P_{s1}$  (4.4.23) e  $P_{s2}$  (4.4.24). Essa observação confirma a necessidade de se incluir o efeito das resistências na análise das máquinas utilizadas nesse trabalho.

Para a comparação dos resultados medidos com a teoria apresentada, calcula-se a potência ativa e as correntes de entrada de ambos os circuitos. De posse das equações de tensão e corrente do circuito equivalente, chegam-se às seguintes curvas para as potências das máquinas:

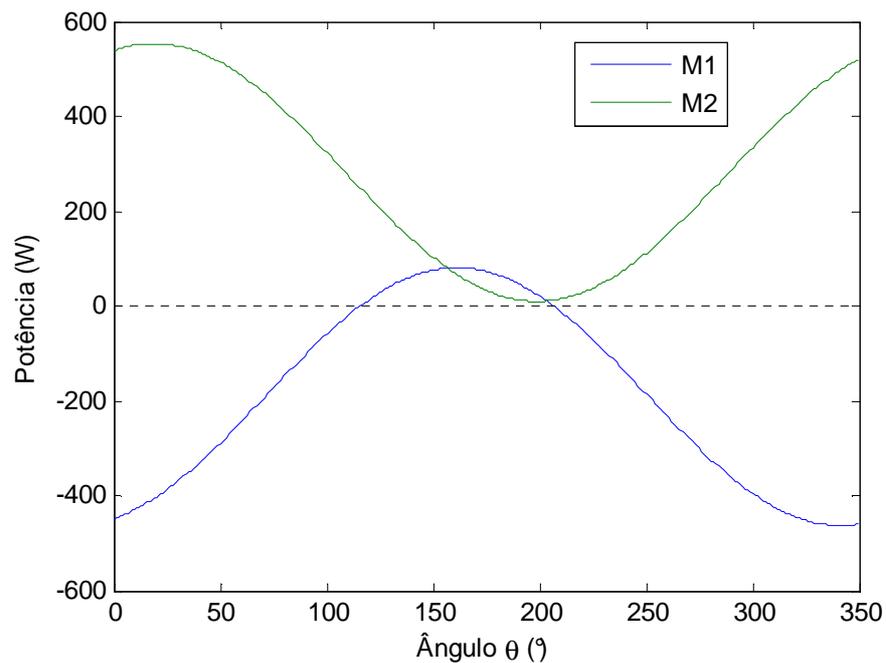


Figura 38 - Potências ativas calculadas

De fato, vê-se que para as máquinas utilizadas nesse trabalho para a constituição da MICDA as resistências influenciam grandemente o fluxo de potências ativas.

As figuras abaixo mostram as correntes calculadas para cada máquina (Figura 39) e o torque total disponível no eixo (Figura 40). Ambos foram calculados com base nas equações apresentadas no capítulo anterior.

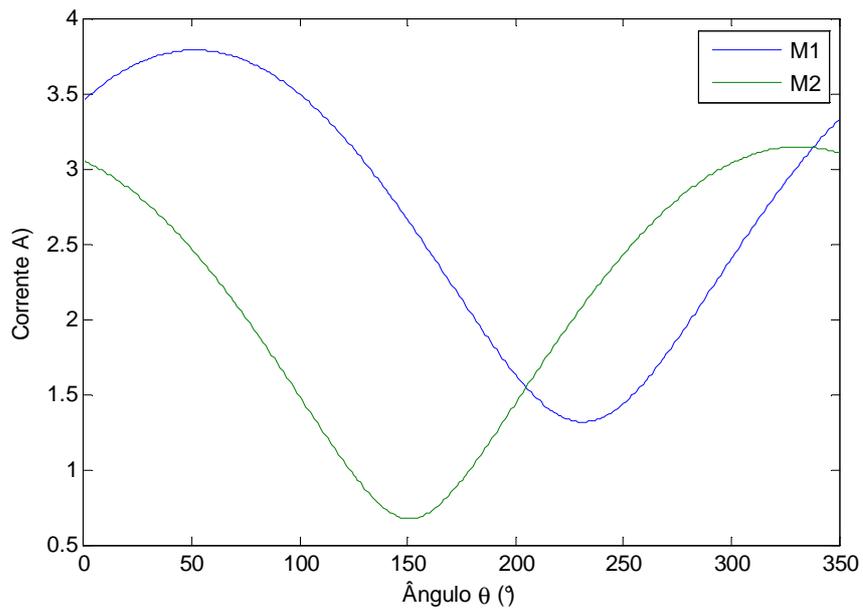


Figura 39 - Correntes estatóricas calculadas

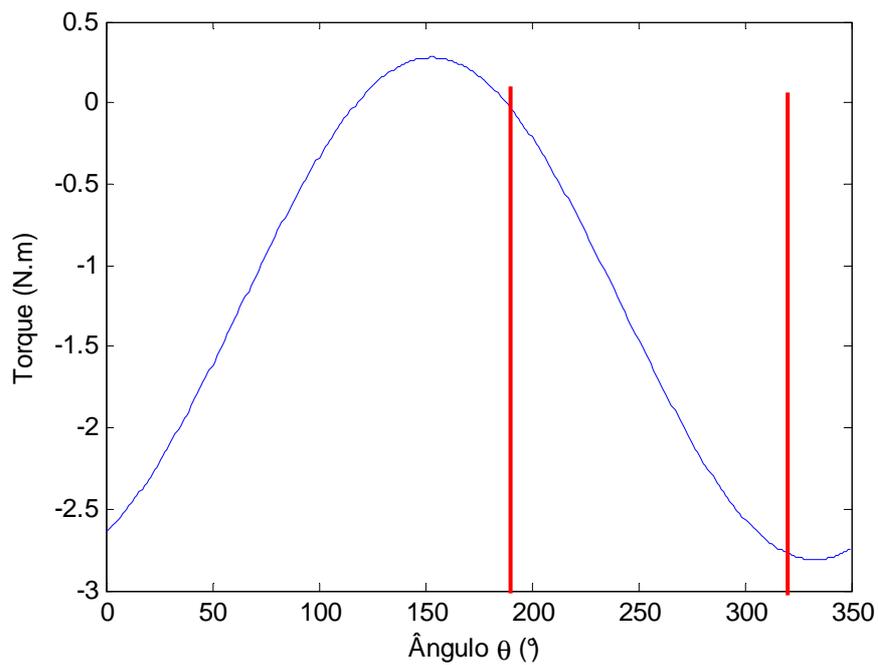


Figura 40 - Torque total calculado no eixo

Variar o ângulo  $\theta$  entre as tensões no circuito elétrico é equivalente a se modificar o torque no eixo das máquinas reais. De fato, observando-se a Figura 40, vê-se como o torque mecânico no eixo varia com esse ângulo. Logo, para que se possam comparar os resultados medidos, obtidos em função do torque no eixo da MICDA, com os resultados teóricos, as potências e correntes calculadas devem ser mostradas em função do torque calculado.

Na Figura 40 acima, pode-se perceber que para valores do ângulo  $\theta$  entre as linhas marcas ( $190^\circ$  e  $320^\circ$ ), o torque mecânico teórico se aproxima aos valores de torque medidos. Dessa forma, as figuras abaixo mostram as potências e correntes em função do torque para esses valores de ângulo. Nessas mesmas figuras serão mostrados os valores medidos.

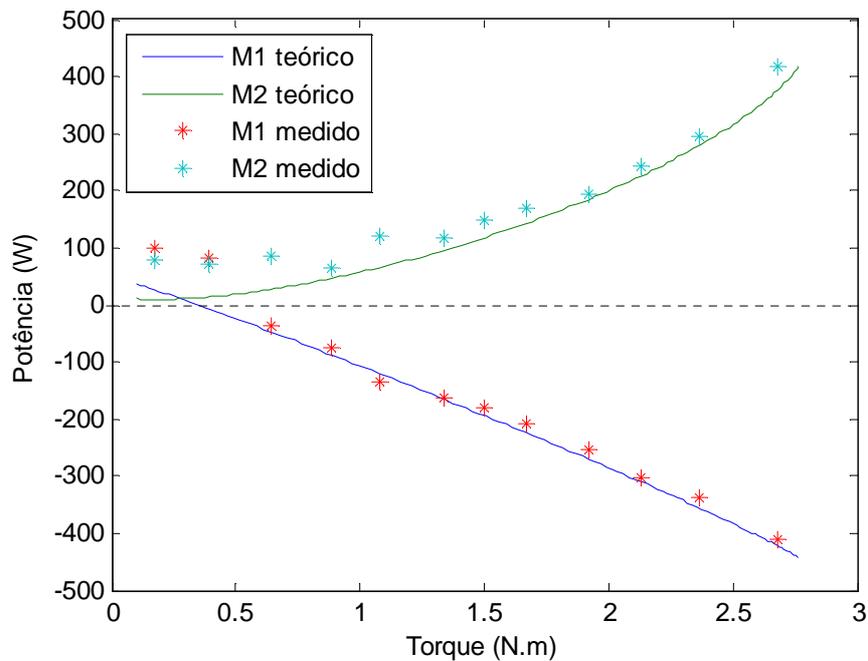


Figura 41 - Potências ativas teóricas e medidas

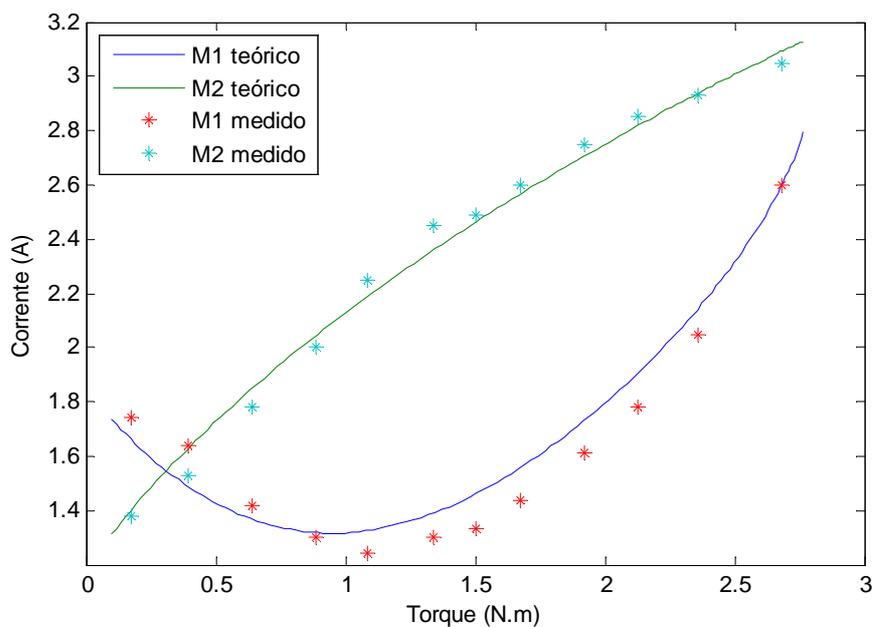


Figura 42 - Correntes estatóricas teóricas e medidas

Percebe-se nas figuras anteriores que, embora os valores não sejam exatamente iguais, as formas das curvas de potência e corrente teóricas se aproximam dos valores medidos, comprovando assim a validade da teoria previamente apresentada.

## 6 Conclusões e Trabalhos Futuros

---

Este trabalho se dedicou à apresentação, formulação teórica e testes experimentais da Máquina de Indução em Cascata de Dupla Alimentação, ou MICDA. Sua historia foi brevemente delineada através de suas origens até a sua evolução para a MIDAS. Um estudo preliminar foi capaz de determinar quais são as faixas de operação da MICDA no que diz respeito a velocidades mecânicas do conjunto e potências circulantes, sendo possível determinar as potências nominais das máquinas a serem escolhidas. Em seguida, um estudo mais aprofundado foi feito com o intuito de se determinar um modelo de regime permanente para que possa prever o comportamento das potências, correntes e torques que irão atuar sobre ambas as máquinas. Finalmente, resultados experimentais foram obtidos de modo a confirmar a teoria apresentada.

Este trabalho também discutiu algumas aplicações para as máquinas de velocidade variável em diversas áreas assim como vantagens na sua adoção, mostrando como é vasto o campo para sua utilização. Entretanto, existe uma preocupação no uso de máquinas que apresentem escovas e anéis de contato. Nesse contexto, a MICDA se torna uma candidata em potencial, uma vez que possui facilidade de montagem – se tratam de apenas duas máquinas de indução de rotor bobinado comuns conectadas mecanicamente e eletricamente – e possibilidade de ajuste da faixa de velocidades de forma simples – escolhendo adequadamente o número de pólos de ambas as máquinas. O custo aparentemente maior devido ao emprego de duas máquinas ao invés de apenas uma – quando comparada à MIDA – pode ser minimizado com a escolha de uma das máquinas com potencial nominal igual à faixa de operação desejada para o conjunto.

Propostas para trabalhos futuros poderiam se concentrar em duas frentes: uma para o desenvolvimento de um modelo dinâmico da MICDA capaz de representar os transitórios das máquinas; e outra na determinação de estratégias de controle de velocidade e torque para aplicações que não necessitem de respostas dinâmicas muito rápidas, como é o caso das bombas centrífugas e ventiladores [43].

# Referências Bibliográficas

---

1. ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE. **Adjustable Speed Drives: Applications Guide**. Pleasant Hill, CA. 1992.
2. AMÉRICO, M. et al. Motores-bombas com acionamento eletrônico na indústria petroquímica. **Eletricidade Moderna**, n. 251, p. 26-42, Fevereiro 1995.
3. LEONHARD, W. **Control of Electrical Drives**. 3ª. ed. Berlim: Springer-Verlag, 2001.
4. MULLER, S.; DEICKE, M.; DE DONCKER, R. W. Doubly fed induction generator systems for wind turbines. **IEEE Industry Applications Magazine**, Vol. 8, N° 3, Maio/Junho 2002. 26 - 33.
5. BONNET, F.; PIETRZAK-DAVID, M. **Control Optimization of a Doubly Fed Induction Machine**. IEEE Power Electronics Specialists Conference. [S.l.]: [s.n.]. 15-19 Junho 2008. p. 2579 - 2585.
6. PROTSENKO, K.; DEWEI, X. Modeling and Control of Brushless Doubly-Fed Induction Generators in Wind Energy Applications. **IEEE Transactions on Power Electronics**, Vol.23, N° 3, Maio 2008. 1191 - 1197.
7. EUROPEAN WIND ENERGY ASSOCIATION. **Pure Power - Wind energy targets for 2020 and 2030**. [S.l.]. 2009.
8. GLOBAL WIND ENERGY COUNCIL. Disponível em: <<http://www.gwec.net/index.php?id=118>>. Acesso em: 17 Maio 2010.
9. PINHO, J. T. **Sistemas Híbridos - Soluções Energéticas para a Amazônia**. 1ª. ed. Brasília: Ministério de Minas e Energia, 2008.
10. CAMOCARDI, P.; BATTAIOTTO, P.; MANTZ, R. Wind Generator with Double Stator Induction Machine. Control Strategy for a Water Pumping Application. **43rd International Universities Power Engineering Conference**, Padova, 1-4 Setembro 2008. 1-5.
11. ADAMOWICZ, M.; STRZELECKI, R. Cascaded Doubly Fed Induction Generator with a Back-to-Back Converter Connected to a Small Distributed Generation System. **Ecologic Vehicles Renewable Energies**, Monaco, 26-29 Março 2009.
12. FILHO, G. L. T. **Pequenos Aproveitamentos Hidroelétricos - Soluções Energéticas para a Amazônia**. 1ª. ed. Brasília: Ministério de Minas e Energia, 2008.

13. SOUZA, L. M. D. O. Geração Hidráulica em Velocidade Ajustável Utilizando Máquinas de Dupla Alimentação. **Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ**, Rio de Janeiro, Julho 2005.
14. KATO, S.; HOSHI, N.; OGUCHI, K. Small-scale hydropower. **IEEE Industry Applications Magazine**, **Vol. 9 , N° 4**, Julho - Agosto 2003. 32 - 38.
15. ANEEL. Resolução nº 394, 4 Dezembro 1998.
16. ADAMOWICZ, M.; STRZELECKI, R. Cascaded Doubly Fed Induction Generator for Mini and Micro Power Plants Connected to Grid. **13° Power Electronics and Motion Control Conference**, Poznan, 1-3 Setembro 2008. 1729 - 1733.
17. GORTI, B. V. et al. Development Of A Brushless Doubly-Fed Machine For A Limited-Speed Pump Drive In A Waste-Water Treatment Plant. **Conference Record of the 1994 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, Vol.1** , 2-6 Outubro 1994. 523 - 529.
18. DEWAN, S. B.; SLEMON, G. R.; STRAUGHEN, A. **Power Semiconductor Drives**. 1ª. ed. Canada: John Wiley & Sons, Inc., 1984.
19. WILD, T. **Transport Category Aircraft Systems**. 3ª. ed. [S.l.]: Jeppesen, 2008.
20. PATIN, N.; MONMASSON, E.; LOUIS, J.-P. Analysis and control of a cascaded doubly-fed induction generator. **31st Annual Conference of IEEE Industrial Electronics Society**, 6-10 Novembro 2005. 2487-2492.
21. PATIN, N. **Analyse d'architectures, modélisation et commande de générateurs pour réseaux autonomes: Application aux générateurs de bord d'avions**. Tese de Doutorado. École Normale Supérieure de Cachan. [S.l.]. 2008.
22. RUNCOS, F. et al. New Electric Drive for Car Shredder. **IEEE International Symposium on Industrial Electronics, Vol. 3**, Montréal, 9-13 Julho 2006. 2428 - 2433.
23. STEPHAN, R. M. **Acionamento, Comando e Controle de Máquinas Elétricas**. 1ª. ed. Jaraguá do Sul: WEG, 2009.
24. SMITH, B. H. Synchronous Behaviour of Doubly Fed Twin Stator Induction Machine. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. 86, N° 10**, Outubro 1967. 1227-1236.
25. HANSEN, A. D.; HANSEN, L. H. Turbinas eólicas: as principais tecnologias e sua participação no mercado. **Eletricidade Moderna**, n. 420, p. 112-123, Março 2009.

26. ADAMOWICZ, M.; STRZELECKI, R.; WOJCIECHOWSKI, D. Steady State Analysis of Twin Stator Cascaded Doubly Fed Induction Generator. **Compatibility in Power Electronics**, 29 Maio - 1 Junho 2007.
27. OFFSHORE M&R. **Advanced Maintenance and Repair for Offshore Wind Farms using Fault Prediction and Condition Monitoring Techniques**. Final Public Report under the FP5 Contract NNE5/2001/710. [S.I.]. 2005.
28. ROBERTS, P. C. A Study of Brushless Doubly-Fed (Induction) Machines. **Ph. D. Thesis, University of Cambridge**, 2004.
29. HUNT, L. J. A new type of induction motor. **Journal Institution of Electrical Engineers, Vol. 39, Nº 186**, 1907. 648 - 677.
30. CREEDY, F. Some developments in multi-speed cascade induction motors. **Journal of the Institution of Electrical Engineers, Vol. 59, Nº 301**, p. 511 - 532.
31. SMITH, B. H. Theory and Performance of a Twin Stator Induction Machine. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. 85, Nº 2**, Fevereiro 1966. 123-131.
32. BROADWAY, A. R. W.; BURBRIDGE, L. Self-cascaded machine: a low-speed motor or high frequency brushless alternator. **Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, Vol. 117, Nº 7**, p. 1277 - 1290, 1970.
33. KUSKO, A.; SOMUAH, C. B. Speed Control of a Single-Frame Cascade Induction Motor with Slip-Power Pump Back. **IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-14, Nº 2**, p. 97 - 105.
34. ROCHELLE, P.; SPEE, R.; WALLACE, A. K. The effect of stator winding configuration on the performance of brushless doubly-fed machines in adjustable speed drives. **IEEE Industry Applications Society Annual Meeting**, p. 331 - 337 Vol.1, 1990.
35. WILLIAMSON, S.; FERREIRA, A. C.; WALLACE, A. K. Generalised theory of the brushless doubly-fed machine. part 1: Analysis. **IEE Proceedings - Electric Power Applications, Vol. 144, Nº 2**, p. 111-122, 1997.
36. LI, R. et al. Two-axis model development of cage-rotor brushless doubly-fed machines. **IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 6, Nº 3**, p. 453 - 460, 1991.
37. BRASSFIELD, W. R.; SPEE, R.; HABETLER, T. G. Direct torque control for brushless doubly-fed machines. **IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 32, Nº 5**, p. 1098 - 1104, 1996.

38. FERREIRA, A. C. et al. Operating Points of a Doubly Cascaded Induction Machine. **Brazilian Power Electronics Conference**, Bonito, 2009. 124-129.
39. FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR., C.; UMANS, S. D. **Electric Machinery**. 6<sup>a</sup>. ed. New York: McGraw-Hill, 2003.
40. PATIN, N.; LOUIS, J.-P.; MONMASSON, E. Cascaded doubly-fed induction generator - State-space modelling and performance analysis. **Electrimacs**, Hammamet, Tunisia, 17–20 April 2005.
41. PATIN, N.; MONMASSON, E.; LOUIS, J.-P. Modeling and Control of a Cascaded Doubly Fed Induction Generator Dedicated to Isolated Grids. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, Vol. **56**, No. **10**, Outubro 2009. 4207-4219.
42. CHAPMAN, S. J. **Electric Machinery Fundamentals**. 3<sup>a</sup>. ed. Nova Iorque: McGraw-Hill, 1999.
43. CHILAKAPATI, N.; RAMSDEN, V. S.; RAMASWAMY, V. Performance evaluation of doubly-fed twin stator induction machine drive with voltage and current space vector control schemes. **IEE Proceedings - Electric Power Applications**, Vol. **148**, N° **3**, Maio 2001. 287 - 292.