

Sistemas Tolerantes a Falta Usando o Motor de Indução de Cinco Fases

Isaac Soares de Freitas

Projeto de Engenharia Elétrica apresentado à Coordenação de
Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de
Campina Grande - Campus I.

Área de Concentração: Processamento da energia

Cursino Brandão Jacobina, Dr.Ing.
Orientador

Campina Grande, Paraíba, Brasil
©Isaac Soares de Freitas, Março de 2005



Biblioteca Setorial do CDSA. Fevereiro de 2021.

Sumé - PB

Sistemas Tolerantes a Falta Usando o Motor de Indução de Cinco Fases

Isaac Soares de Freitas

Apresentado em Março de 2005

Cursino Brandão Jacobina, Dr.Ing.
Orientador

Cursino Brandão Jacobina, Dr.Ing.
Componente da Banca
Talvanes Meneses Oliveira, Dsc.
Componente da Banca

Campina Grande, Paraíba, Brasil, Março de 2005

Conteúdo

1	Introdução Geral	3
2	Controle de Tensão	5
2.1	Introdução	5
2.2	Uma fase aberta (Caso <i>I</i>)	6
2.2.1	Controle <i>PWM</i> baseado nas tensões de fase	7
2.2.2	Controle de tensão <i>PWM</i> baseado em vetores espaciais	8
2.3	Duas fases abertas (Caso <i>II</i>)	9
2.3.1	Fases separadas por 72°	10
2.3.2	Fases separadas por 144°	13
2.4	Conclusão	16
3	Controle de Corrente	17
3.1	Introdução	17
3.2	Uma fase aberta (Caso <i>I</i>)	17
3.2.1	Escolha do i_{sy} de forma a minimizar o vetor \mathbf{i}_{sxy}	17
3.2.2	Escolha do i_{sy} de forma que as correntes de fase tenham amplitudes iguais	18
3.2.3	Modulação <i>PWM</i>	18
3.3	Duas fases abertas (Caso <i>II</i>)	19
3.3.1	Fases separadas por 72°	19
3.3.2	Fases separadas por 144°	20
3.3.3	Modulação <i>PWM</i>	20
3.4	Análises de regime permanente	21
3.4.1	Operação pré-falta	21
3.4.2	Uma fase aberta	21
3.4.3	Duas fases abertas	24
3.5	Conclusão	25

<i>CONTEÚDO</i>	2
4 Resultados Experimentais e de Simulação	26
4.1 Introdução	26
4.2 Controle de tensão	26
4.2.1 Uma fase aberta	28
4.2.2 Duas fases abertas	28
4.3 Controle de corrente	29
4.4 Conclusão	29
5 Conclusões	34

Capítulo 1

Introdução Geral

Em alguns sistemas de acionamento, após a ocorrência de falha na operação não é possível parar imediatamente com esta para que uma manutenção corretiva seja executada. Ao contrário, o sistema deve de alguma forma ignorar a falha e permanecer operando como se nada de errado tivesse acontecido até que certas condições mínimas de segurança sejam atingidas para que, então, o processo possa ser interrompido e a manutenção realizada.

Nos últimos anos diversos trabalhos apresentados em congressos e anais da área tratam de sistemas de acionamentos *CA* tolerantes às falhas. Os mais diferentes esforços são feitos no sentido de manter o sistema *CA* operando. No primeiro trabalho de tolerância a falha em sistemas de acionamento de máquinas, apresentado por [1], a tolerância a falha foi introduzida através do uso de múltiplas fases independentes para alimentar uma máquina polifásica. Em seguida, um grande número de trabalhos foram publicados, investigando os mais diversos aspectos do tema: i) o efeito de falhas no inversor de frequência sobre a operação da máquina elétrica [2], ii) métodos de diagnósticos de falhas [3, 4, 5, 6, 7, 8, 9], esquemas de reconfiguração para isolamento dos dispositivos de potência defeituosos [10, 11], e iii) técnicas de compensação de falta que garantem a operação do sistema de acionamento de máquinas [12, 13, 14].

As máquinas polifásicas apresentam certas características de tolerância a falha superiores à máquina trifásica convencional tal como a possibilidade de não haver a necessidade de conexões auxiliares quando da perda completa de uma ou mais fases. Esta e outras vantagens são função do grau de liberdade adicional devido a máquina usar um número de fases superior a três. Nos trabalhos apresentados por [15, 16, 17] a operação da máquina de cinco fases foi estudada quando uma ou duas fases são perdidas por completo. Nestes, a tolerância é estabelecida através de uma abordagem usando controle de corrente na máquina. Entretanto, algumas estratégias de controle

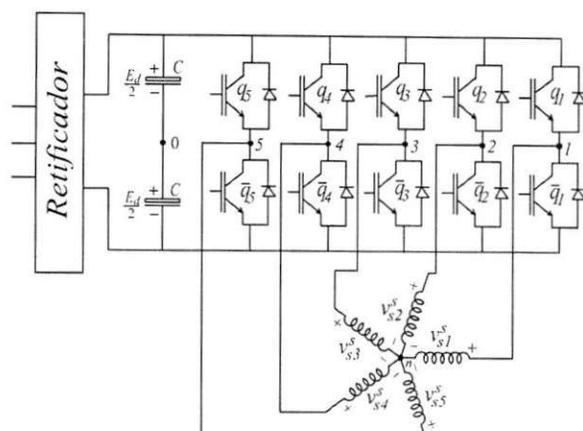


Figura 1.1: Sistema de acionamento usando motor de indução de cinco fases

de torque de malha aberta (tal como o controle Volts/Hz) não usam controle de corrente. Além disso, a estratégia de controle direto de torque (*DTC*) - ou até mesmo estratégias de campo orientado - os quais usam malha de controle de corrente - podem operar melhor se o controle de tensão, do controlador mais interno, é adaptado para tal condição de falta. Neste trabalho são apresentados o controle de tensão e corrente de um motor de indução de cinco fases (figura. 1.1) sob condições de falta com perda completa de um (figura 1.2(a)) ou dois (figura 1.2(b) e (c)) braços do inversor ou fases do motor. A estratégia de controle *PWM* permite uma operação contínua do sistema de acionamento livre de perturbação e sem a necessidade de conexões auxiliares em qualquer uma das condições de falta.

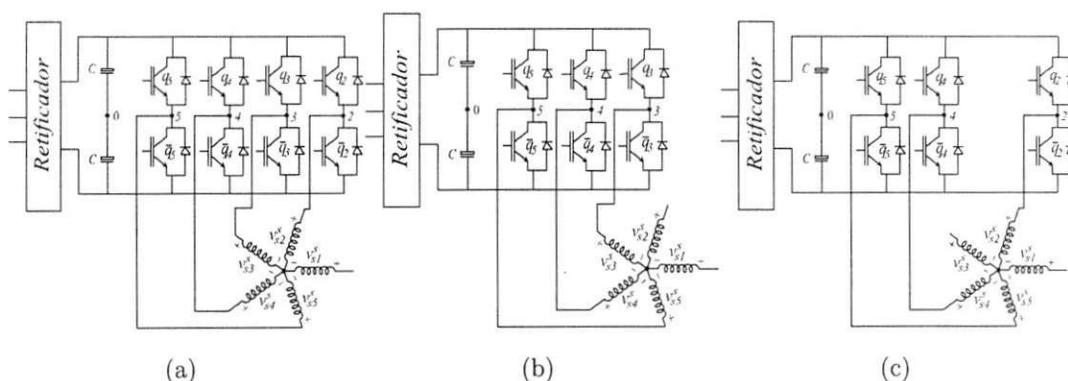


Figura 1.2: Sistemas de acionamento de cinco fases com a) a fase 1 aberta; b) as fases-1 e 2 abertas c) as fases-1 e 3

Capítulo 2

Controle de Tensão

2.1 Introdução

Na operação pré-falta é possível aplicar as cinco tensões de fase da máquina de forma independente. Portanto, das Eqs. (2.1) e (2.2) percebe-se que é possível impor, de forma independente, as tensões v_{sd}^s , v_{sq}^s , v_{sx} e v_{sy} (v_{so} é nula naturalmente devido a forma de conexão da máquina). Normalmente, deseja-se que $v_{sx}^s = 0$ e $v_{sy}^s = 0$, enquanto v_{sd}^s e v_{sq}^s seguem referências especificadas por algum controle de fluxo e conjugado.

Com a ocorrência da falta uma ou mais fases estarão completamente abertas e não poderão mais ser impostas, resultando em variáveis de saída da máquina e não de entrada como anterior à falta. Logo, se é desejado aplicar as mesmas tensões dq na operação pós-falta será necessário ler cada tensão da fase ou fases abertas para que a partir delas se possa definir as tensões que deverão ser impostas nas fases remanescentes de modo que o equilíbrio seja mantido.

$$\begin{bmatrix} v_{sd}^s \\ v_{sq}^s \end{bmatrix} = k \begin{bmatrix} 1 & c_2 & c_4 & c_6 & c_8 \\ 0 & s_2 & s_4 & s_6 & s_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{s1}^s \\ v_{s2}^s \\ v_{s3}^s \\ v_{s4}^s \\ v_{s5}^s \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

$$\begin{bmatrix} v_{sx}^s \\ v_{sy}^s \end{bmatrix} = k \begin{bmatrix} 1 & c_4 & c_8 & c_{12} & c_{16} \\ 0 & s_4 & s_8 & s_{12} & s_{16} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{s1}^s \\ v_{s2}^s \\ v_{s3}^s \\ v_{s4}^s \\ v_{s5}^s \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

2.2 Uma fase aberta (Caso I)

Considere que o sistema pós-falta é dado pela configuração mostrada na figura 1.2(a) onde, o braço 1 ou a fase 1 foi perdida. O conversor pós-falta é um conversor composto pelas chaves $q_2, \bar{q}_2, q_3, \bar{q}_3, q_4, \bar{q}_4, q_5$ e \bar{q}_5 . As tensões de pólo do conversor serão dadas por

$$v_{20} = v_{s2}^s + v_{no} \quad (2.3)$$

$$v_{30} = v_{s3}^s + v_{no}$$

$$v_{40} = v_{s4}^s + v_{no}$$

$$v_{50} = v_{s5}^s + v_{no} \quad (2.4)$$

A partir das Eqs. (2.3)-(2.4) as tensões de fase podem ser expressas como

$$v_{s2}^s = v_{20} - v_{no} \quad (2.5)$$

$$v_{s3}^s = v_{30} - v_{no} \quad (2.6)$$

$$v_{s4}^s = v_{40} - v_{no} \quad (2.7)$$

$$v_{s5}^s = v_{50} - v_{no} \quad (2.8)$$

A tensão v_{s1}^s passa a ser uma variável de saída da máquina.

Observa-se das Eqs. (2.1) e (2.2) as tensões v_{sd}^s e v_{sx}^s são perturbadas pela abertura de fase enquanto v_{sq}^s e v_{sy}^s não, pois não dependem da tensão na fase 1.

A partir da transformação $dqxyo$ [Eq. (??)] com $v_{so} = 0$, a tensão v_{s1}^s pode ser reescrita nq Eq. (2.9).

$$v_{s1}^s = \sqrt{\frac{2}{5}}(v_{sd}^s + v_{sx}^s) \quad (2.9)$$

Devido v_{sd}^s ser definido pelo controle de torque e v_{s1}^s ser uma variável de saída, v_{sx} não pode mais assumir qualquer valor (inclusive ser nula como é o ideal). Neste caso v_{sx} deve ser definida de modo permitir a imposição da tensão v_{sd}^{s*} . Considerando as tensões de referência v_{sd}^* e v_{sq}^* e o valor atual de v_{s1}^s , a tensão de referência v_{sx}^* é dada por:

$$v_{sx}^* = \sqrt{\frac{5}{2}}v_{s1}^s - v_{sd}^* \quad (2.10)$$

A tensão v_{sy}^* pode assumir qualquer valor, mesmo na ocorrência da falta. Fazê-la zero é a opção que minimiza o vetor de tensão \mathbf{v}_{sxy} consequentemente o de corrente e assim as perdas ôhmicas.

Observa-se que se um braço diferente é perdido, v_{sx}^* não é mais definido sem a escolha do v_{sy}^* e uma condição deve incluir a outra de modo a determinar v_{sx}^* e v_{sy}^* (por

exemplo, minimizando $(v_{sx}^*)^2 + (v_{sy}^*)^2$). Como este procedimento é mais complexo que o caso onde o braço 1 é perdido, é interessante escolher a matriz de transformação, expressa na Eq.(??), de modo que a fase aberta seja sempre a fase 1.

As tensões de fase de referência v_{s2}^{s*} a v_{s5}^{s*} devem ser modificadas para se levar em consideração a condição de falta. Usando a Eq. (??) com v_{so} e v_{sy} iguais a zero chega-se as Eqs (2.11)-(2.14).

$$v_{s2}^{s*} = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_4 v_{sx}^* + c_2 v_{sd}^{s*} + s_2 v_{sq}^{s*}] \quad (2.11)$$

$$v_{s3}^{s*} = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_8 v_{sx}^* + c_4 v_{sd}^{s*} + s_4 v_{sq}^{s*}] \quad (2.12)$$

$$v_{s4}^{s*} = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_{12} v_{sx}^* + c_6 v_{sd}^{s*} + s_6 v_{sq}^{s*}] \quad (2.13)$$

$$v_{s5}^{s*} = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_{16} v_{sx}^* + c_8 v_{sd}^{s*} + s_8 v_{sq}^{s*}] \quad (2.14)$$

O diagrama de controle para este caso está ilustrado na figura 2.1.

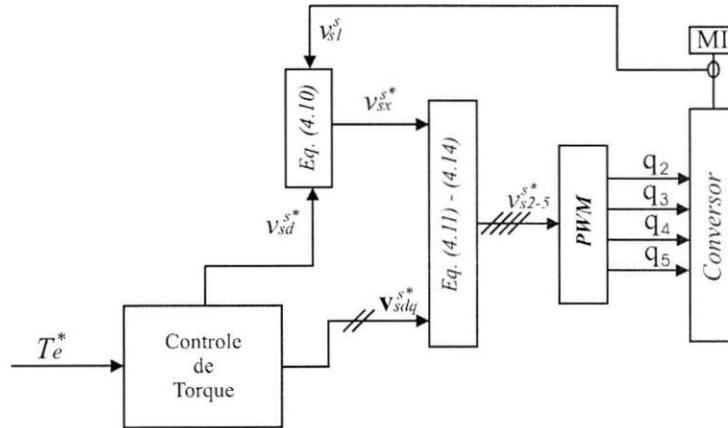


Figura 2.1: Diagrama de controle de tensão para a máquina de cinco fases com a fase 1 aberta

2.2.1 Controle *PWM* baseado nas tensões de fase

O controle *PWM* do conversor pode ser realizado em termos das tensões de fase. Neste caso as tensões de pólos de referência devem ser determinadas a partir das tensões de fases desejadas na máquina. Considerando as tensões de fases da máquina v_{si}^{s*} ($i = 2$ to 5) e as Eqs. (2.3) e (2.4), as tensões de pólos podem ser expressas na forma das Eqs.

(2.15)-(2.18).

$$v_{20}^* = v_{s2}^{s*} + v_{n0}^{s*} \quad (2.15)$$

$$v_{30}^* = v_{s3}^{s*} + v_{n0}^* \quad (2.16)$$

$$v_{40}^* = v_{s4}^{s*} + v_{n0}^* \quad (2.17)$$

$$v_{50}^* = v_{s5}^{s*} + v_{n0}^*. \quad (2.18)$$

Note que estas equações não podem ser resolvidas a menos que v_{n0}^* seja especificado. A tensão v_{n0}^* pode ser calculada como função do fator de distribuição μ ($0 \leq \mu \leq 1$) como considerado para o caso trifásico [18, 19] e como considerado para o caso de cinco fases simétrico no capítulo ???. Substituindo os valores de v_{s2}^{s*} a v_{s5}^{s*} , dado pelas Eq. (2.11)-(2.14) nas Eqs. (2.15)-(2.18), v_{20}^* a v_{50}^* são determinadas.

Usando este procedimento determinam-se as larguras dos pulsos de comando para as chaves de potência do inversor que são calculadas usando a Eq. (2.19).

$$\tau_i = T\left(\frac{1}{2} + \frac{v_{i0}^*}{E_d}\right), \quad i = 2 \text{ to } 5 \quad (2.19)$$

Uma vez que v_{20}^* a v_{50}^* dependem da tensão de saída v_{s1} , a determinação da máxima tensão que o conversor poderá fornecer não é um procedimento simples.

2.2.2 Controle de tensão PWM baseado em vetores espaciais

O controle de tensão também pode ser definido usando uma abordagem vetorial. Substituindo as Eqs. (2.5)-(2.8) em na Eq. (??) e permanecendo com a tensão v_{s1} chega-se a

$$\begin{aligned} v_{sd}^s &= kE_{dc} \left(c_2q_2 + c_4q_3 + c_6q_4 + c_8q_5 + \frac{1}{4} \sum_{j=2}^5 q_j \right) + \frac{5}{4}kv_{s1}^s = \\ &= v'_{sd} + \frac{5}{4}kv_{s1}^s \end{aligned} \quad (2.20)$$

$$v_{sq}^s = kE_{dc} (s_2q_2 + s_4q_3 + s_6q_4 + s_8q_5) = v'_{sq} \quad (2.21)$$

$$\begin{aligned} v_{sx} &= kE_{dc} \left(c_4q_2 + c_8q_3 + c_{12}q_4 + c_{16}q_5 + \frac{1}{4} \sum_{j=2}^5 q_j \right) + \frac{5}{4}kv_{s1}^s = \\ &= v'_{sx} + \frac{5}{4}kv_{s1}^s \end{aligned} \quad (2.22)$$

$$v_{sy} = kE_{dc} (s_4q_2 + s_8q_3 + s_{12}q_4 + s_{16}q_5) = v'_{sy} \quad (2.23)$$

Observe que os vetores gerados pelo conversor nos planos dq e xy dependem da tensão v_{s1}^s , gerando um certo grau de dificuldade na análise vetorial. Sendo assim, as variáveis auxiliares $d'q'$ e $x'y'$ foram introduzidas nas Eqs. (2.20)-(2.23) de modo a

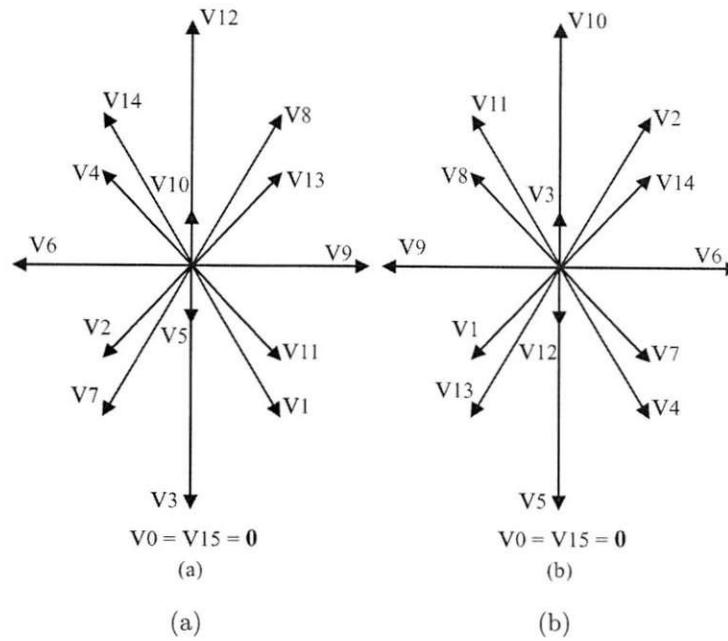


Figura 2.2: Planos vetoriais para uma fase aberta $d'q'$ (a) e $x'y'$ (b)

eliminar a dependência com a tensão v_{s1}^s . Vetores nos planos $d'q'$ e $x'y'$ são ilustrados na figura Fig. 2.2.

Para usar estas variáveis auxiliares é necessário modificar também as variáveis de referência. Assim, as tensões de referência v_{sd}^* , v_{sq}^* , v_{sx}^* e v_{sy}^* devem ser transformadas em variáveis $d'q'$ e $x'y'$ pelas Eq. (2.24)-(2.27).

$$v_{sd}^{*f} = v_{sd}^* - \frac{5}{4} \sqrt{\frac{2}{5}} v_{s1}^s \quad (2.24)$$

$$v_{sq}^{*f} = v_{sq}^* \quad (2.25)$$

$$v_{sx}^{*f} = v_{sx}^* - \frac{5}{4} \sqrt{\frac{2}{5}} v_{s1}^s \quad (2.26)$$

$$v_{sy}^{*f} = v_{sy}^* \quad (2.27)$$

2.3 Duas fases abertas (Caso II)

A abertura de duas fases na máquina de cinco fases pode se dar de duas formas distintas: i) em fases separadas por 72° (fases 1 e 2 por exemplo); ii) em fases separadas por 144° (fases 1 e 3 por exemplo).

2.3.1 Fases separadas por 72°

A ocorrência da abertura de duas fases separadas eletricamente por 72° pode se dar de diversas formas, entretanto, devido a simplicidade das equações a análise será feita para o caso em que as fases abertas são as fases 1 e 2 (figura 1.2(b)). Sempre que a falta ocorrer a matriz de transformação deve ser aplicada de modo que as fases abertas sejam as fases 1 e 2. O conversor pós-falta trata-se de um conversor trifásico composto pelas chaves q_3 , q_4 e q_5 .

As tensões v_{s1}^s e v_{s2}^s passam agora a ser variáveis de saída sobre as quais não é possível uma ação direta. Enquanto na máquina com alimentação simétrica tem-se total controle sobre as cinco tensões da máquina, neste caso, a atuação direta só pode ser sobre três fases. No interesse de impor determinadas referências de tensão dq à máquina, será necessário ler a tensão nas fases abertas para, a partir delas, definir quais tensões devem ser aplicadas nas fases remanescentes.

Da Eq. (??) com $v_{so} = 0$, v_{s1}^s e v_{s2}^s podem ser expressos como nas Eqs. (2.28) e (2.29).

$$v_{s1}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} [v_{sd}^s + v_{sx}^s] \quad (2.28)$$

$$v_{s2}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_2 v_{sd}^s + s_2 v_{sq}^s + c_4 v_{sx}^s + s_4 v_{sy}^s] \quad (2.29)$$

Como v_{s1}^s e v_{s2}^s são tensões de saída e v_{sd}^s e v_{sq}^s devem seguir referências pré-definidas, as tensões xy não podem ser quaisquer, devendo seguir valores que satisfaçam as Eqs. (2.28) e (2.29). Neste caso, dados os valores atuais de v_{s1}^s e v_{s2}^s e as tensões de referência v_{sd}^{s*} e v_{sq}^{s*} , as tensões de referência v_{sx}^* e v_{sy}^* são dadas pelas Eqs. (2.30) e (2.31).

$$v_{sx}^* = \sqrt{\frac{5}{2}} v_{s1}^s - v_{sd}^* \quad (2.30)$$

$$v_{sy}^* = \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{1}{s_4} (v_{s2}^s - c_4 v_{s1}^s) + \frac{1}{s_4} (c_4 - c_2) v_{sd}^* - \frac{s_2}{s_4} v_{sq}^* \quad (2.31)$$

e as tensões de referência de fase modificadas são dadas pelas Eqs. (2.32)-(2.34).

$$v_{s3}^* = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_8 v_{sx}^* + s_8 v_{sy}^* + c_4 v_{sd}^* + s_4 v_{sq}^*] \quad (2.32)$$

$$v_{s4}^* = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_{12} v_{sx}^* + s_{12} v_{sy}^* + c_6 v_{sd}^* + s_6 v_{sq}^*] \quad (2.33)$$

$$v_{s5}^* = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_{16} v_{sx}^* + s_{16} v_{sy}^* + c_8 v_{sd}^* + s_8 v_{sq}^*] \quad (2.34)$$

O diagrama de controle para este caso é apresentado na figura 2.3.

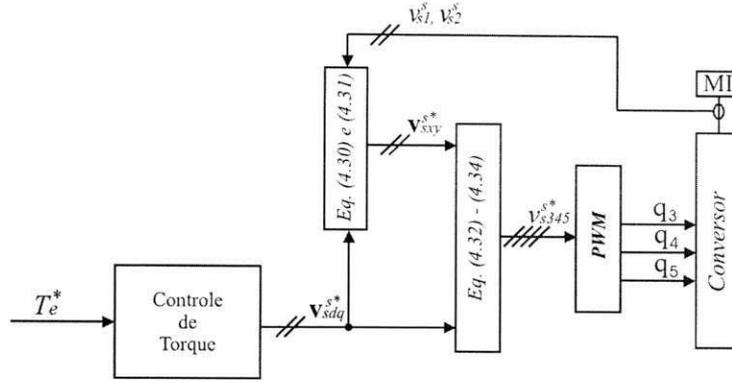


Figura 2.3: Diagrama de controle de tensão para a máquina de cinco fases com as fases 1 e 2 abertas

Controle de tensão *PWM* baseado nas tensões de fase

Dadas as referências de tensão de fase pelas Eqs. (2.32)-(2.34) as tensões de pólo de referência são especificadas pelas Eqs. (2.35)-(2.37).

$$v_{30}^* = v_{s3}^{s*} + v_{n0}^* \quad (2.35)$$

$$v_{40}^* = v_{s4}^{s*} + v_{n0}^* \quad (2.36)$$

$$v_{50}^* = v_{s5}^{s*} + v_{n0}^*. \quad (2.37)$$

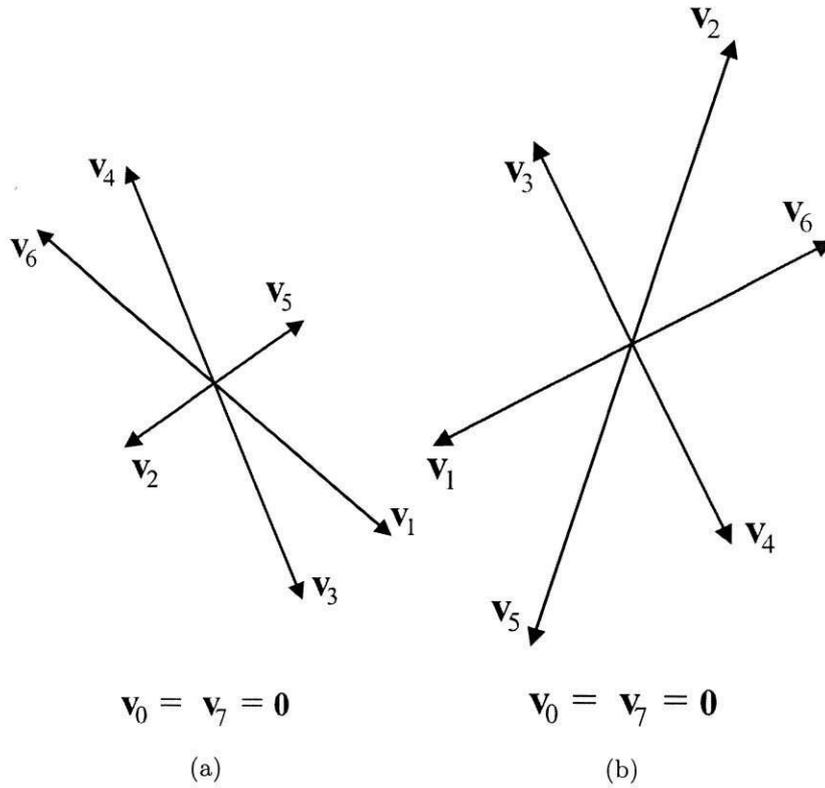
Similarmente ao caso de uma fase aberta, a tensão v_{n0}^* é definida segundo o fator de distribuição μ e o cálculo dos tempos de chaveamento se dará segundo a Eq. (2.19).

Controle de tensão *PWM* baseado em vetores espaciais

O controle de tensão também pode ser definido usando uma abordagem vetorial como se fez para o caso de uma fase aberta. Substituindo as Eqs. (2.6)-(2.8) na Eq. (??) e permanecendo com v_{s1}^s e v_{s2}^s chega-se as Eqs. (2.38)-(2.41).

$$v_{sx}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(c_8 q_3 + c_{12} q_4 + c_{16} q_5 + \frac{1}{3} (1 + c_4) \sum_{j=3}^5 q_j \right) + \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_4 v_{s2}^s + \frac{1}{3} (1 + c_4) (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.38)$$

$$v_{sy}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(s_8 q_3 + s_{12} q_4 + s_{16} q_5 + \frac{1}{3} s_4 \sum_{j=3}^5 q_j \right) + \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_4 v_{s2}^s + \frac{1}{3} s_4 (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.39)$$


 Figura 2.4: Planos vetoriais para as fases-1 e 2 abertas $d'q'$ (a) e $x'y'$ (b)

$$\begin{aligned}
 v_{sd}^s = & \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(c_4 q_3 + c_6 q_4 + c_8 q_5 + \frac{1}{3} (1 + c_2) \sum_{j=3}^5 q_j \right) + \\
 & \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_2 v_{s2}^s + \frac{1}{3} (1 + c_2) (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.40)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 v_{sq}^s = & \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(s_4 q_3 + s_6 q_4 + s_8 q_5 + \frac{1}{3} s_2 \sum_{j=3}^5 q_j \right) + \\
 & \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_2 v_{s2}^s + \frac{1}{3} s_2 (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.41)
 \end{aligned}$$

Os vetores gerados pelo conversor nos planos dq e xy dependem de v_{s1}^s e v_{s2}^s . Assim como se fez para o caso de uma fase aberta, esta dependência pode ser modificada se variáveis auxiliares $d'q'$ e $x'y'$ são intruduzidas nas Eqs. (2.38)-(2.41). Os vetores nos planos $d'q'$ e $x'y'$ são ilustrados na figura 2.4.

Para usar estas variáveis auxiliares é necessário modificar também as variáveis de referência. Assim, dadas as tensões de referência v_{sd}^* , v_{sq}^* , v_{sx}^* e v_{sy}^* , elas devem ser

transformadas nas Eqs. (2.42)-(2.45).

$$v_{sd}^{s*'} = v_{sd}^{s**} - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_2 v_{s2}^s + \frac{1}{3} (1 + c_2) (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.42)$$

$$v_{sq}^{s*'} = v_{sq}^{s**} - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_2 v_{s2}^s + \frac{1}{3} s_2 (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.43)$$

$$v_{sx}^{*'} = v_{sx}^* - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_4 v_{s2}^s + \frac{1}{3} (1 + c_4) (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.44)$$

$$v_{sy}^{*'} = v_{sy}^* - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_4 v_{s2}^s + \frac{1}{3} s_4 (v_{s1}^s + v_{s2}^s) \right) \quad (2.45)$$

2.3.2 Fases separadas por 144°

A ocorrência de falta em duas fases simultaneamente pode se dá também em fases separadas por 144°. Usando o mesmo procedimento realizado para o caso de duas fases próximas nesta seção será considerado sempre o caso em que as fases abertas são as fases 1 e 3 (figura 1.2(c)). Assim como no caso de fases próximas não há perda de generalidade, uma vez que na ocorrência da falta a matriz de transformação pode ser aplicada de tal forma que as fases abertas sejam as fases 1 e 3.

Como no caso anterior as tensões v_{sx}^* e v_{sy}^* não podem ser quaisquer. Devem ser tais que permitam impor v_{sd}^{s**} e v_{sq}^{s**} dados pelo controle de torque.

Fornecidos os valores atuais de v_{s1}^s e v_{s3}^s e os valores de referência v_{sd}^{s**} e v_{sq}^{s**} as referências para v_{sx}^* e v_{sy}^* são expressas pelas Eqs. (2.46) e (2.47).

$$v_{sx}^* = \sqrt{\frac{5}{2}} v_{s1}^s - v_{sd}^* \quad (2.46)$$

$$v_{sy}^* = \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{1}{s_8} (v_{s3}^s - c_8 v_{s1}^s) + \frac{1}{s_8} (c_8 - c_4) v_{sd}^* - \frac{s_4}{s_8} v_{sq}^* \quad (2.47)$$

Finalmente as referências das tensões nas fases remanescentes serão dadas pelas Eqs. (2.48)-(2.50).

$$v_{s2}^* = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_4 v_{sx}^* + s_4 v_{sy}^* + c_2 v_{sd}^* + s_2 v_{sq}^*] \quad (2.48)$$

$$v_{s4}^{s*} = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_{12} v_{sx}^* + s_{12} v_{sy}^* + c_6 v_{sd}^* + s_6 v_{sq}^*] \quad (2.49)$$

$$v_{s5}^{s*} = \sqrt{\frac{2}{5}} [c_{16} v_{sx}^* + s_{16} v_{sy}^* + c_8 v_{sd}^* + s_8 v_{sq}^*] \quad (2.50)$$

O diagrama de controle para este caso está apresentado na figura 2.5.

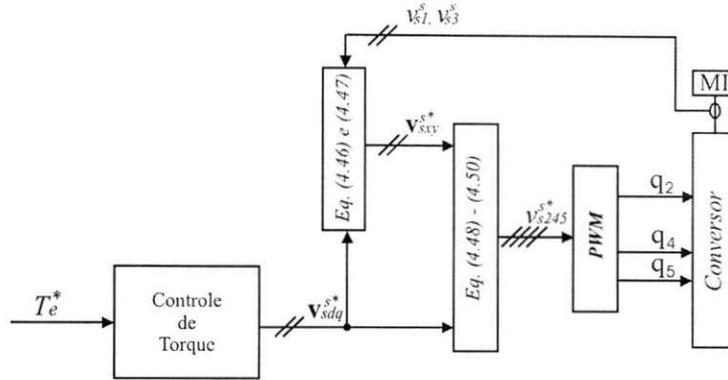


Figura 2.5: Diagrama de controle de tensão para a máquina de cinco fases com as fases 1 e 3 abertas

Controle de tensão *PWM* baseado nas tensões de fase

As tensões de pólos de referência são dadas pelas Eqs. (2.51)-(2.53).

$$v_{20}^* = v_{s2}^{s*} + v_{n0}^* \quad (2.51)$$

$$v_{40}^* = v_{s4}^{s*} + v_{n0}^* \quad (2.52)$$

$$v_{50}^* = v_{s5}^{s*} + v_{n0}^*. \quad (2.53)$$

A definição de v_{n0}^* e o cálculo do tempo de condução das chaves seguem o mesmo procedimento realizado para o caso de uma fase aberta.

Controle de tensão *PWM* baseado em vetores espaciais

Substituindo as Eqs. (2.5), (2.7) e (2.8) na Eq. (??) e permanecendo com v_{s1}^s e v_{s3}^s chega-se a

$$v_{sx}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(c_4 q_2 + c_{12} q_4 + c_{16} q_5 + \frac{1}{3} (1 + c_8) \sum_{j=2,4,5} q_j \right) + \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_8 v_{s3}^s + \frac{1}{3} (1 + c_8) (v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.54)$$

$$v_{sy}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(s_4 q_2 + s_{12} q_4 + s_{16} q_5 + \frac{1}{3} s_8 \sum_{j=2,4,5} q_j \right) + \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_8 v_{s3}^s + \frac{1}{3} s_8 (v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.55)$$

$$v_{sd}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(c_2 q_2 + c_6 q_4 + c_8 q_5 + \frac{1}{3} (1 + c_4) \sum_{j=2,4,5} q_j \right) + \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_4 v_{s3}^s + \frac{1}{3} (1 + c_4) (v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.56)$$

$$v_{sq}^s = \sqrt{\frac{2}{5}} E_{dc} \left(s_2 q_2 + s_6 q_4 + s_8 q_5 + \frac{1}{3} s_4 \sum_{j=2,4,5} q_j \right) + \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_4 v_{s4}^s + \frac{1}{3} s_4 (v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.57)$$

Seguindo o mesmo procedimento realizado para o Caso I, as variáveis auxiliares $d'q'$ e $x'y'$ são definidas de modo a eliminar a dependência dos vetores espaciais com as tensões nas fases abertas. Os planos $d'q'$ e $x'y'$ são ilustrados na figura 2.6.

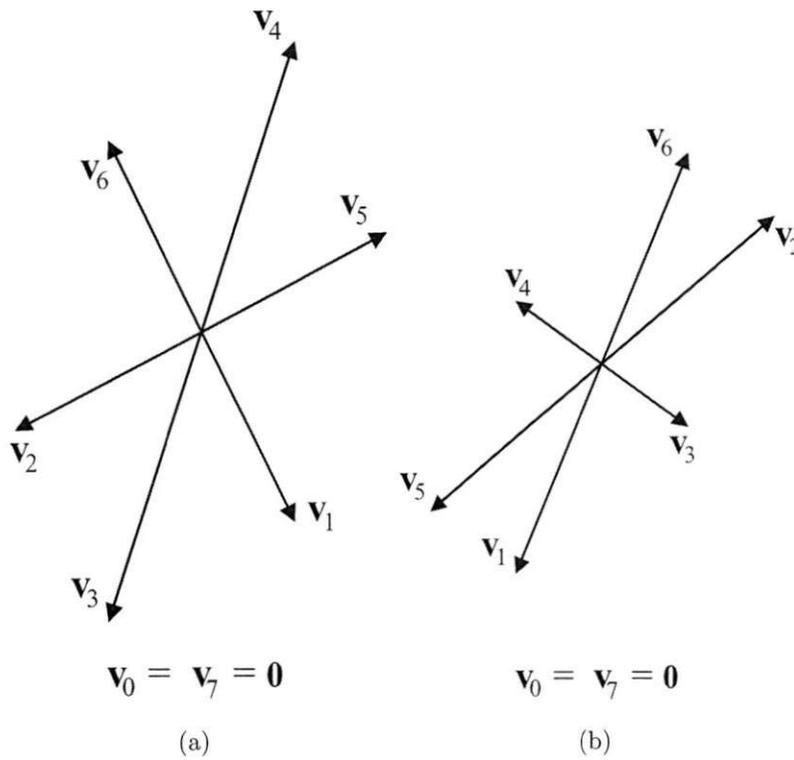


Figura 2.6: Planos vetoriais para as fases-1 e 3 abertas $d'q'$ (a) e $x'y'$ (b)

As referências de tensão devem ser alteradas para as novas variáveis dadas pelas

Eqs.(2.58)-(2.61).

$$v_{sd}^{s*'} = v_{sd}^{s*} - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_4 v_{s3}^s + \frac{1}{3}(1 + c_4)(v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.58)$$

$$v_{sq}^{s*'} = v_{sq}^{s*} - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_4 v_{s4}^s + \frac{1}{3} s_4 (v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.59)$$

$$v_{sx}^{*'} = v_{sx}^* - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(v_{s1}^s + c_8 v_{s3}^s + \frac{1}{3}(1 + c_8)(v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.60)$$

$$v_{sy}^{*'} = v_{sy}^* - \sqrt{\frac{2}{5}} \left(s_8 v_{s3}^s + \frac{1}{3} s_8 (v_{s1}^s + v_{s3}^s) \right) \quad (2.61)$$

2.4 Conclusão

Neste capítulo mostrou-se que é possível manter a máquina de cinco fases operando mesmo com uma ou duas fases completamente abertas. Para isto fez-se um ajuste nas referências das tensões que se deve aplicar às fases remanescentes a partir de uma leitura das tensões nas fases abertas. A este tipo de controle deu-se o nome de Controle de Tensão.

Capítulo 3

Controle de Corrente

3.1 Introdução

Na operação pré-falta é possível impor as correntes i_{sd}^s , i_{sq}^s , i_{sx} e i_{sy} de forma independente. Contudo, quando da abertura de fase(s) i_{sx} e i_{sy} são função de i_{sd}^s e i_{sq}^s , portanto, não podem ser impostas independentemente.

3.2 Uma fase aberta (Caso I)

Seja o conversor pós-falta dado pela configuração ilustrada na figura 1.2(a). Neste, a corrente i_{s1}^s é nula. Assim, a partir da Eq. (??) com $i_{so} = 0$ e $i_{s1}^s = 0$ chega-se a Eq. (3.1).

$$i_{sx} = -i_{sd}^s \quad (3.1)$$

Desse modo, não é possível impor as correntes de eixo x e d independentemente. A corrente de eixo y , no entanto, é independente e pode assumir qualquer valor.

Dadas as referências de corrente dq fornecidas por algum controle de fluxo e conjugado a corrente de eixo x está definida. Para corrente de eixo y são discutidas a seguir duas possibilidades: i) escolher i_{sy} de forma a minimizar o vetor de corrente \mathbf{i}_{sxy} ; ii) e escolher i_{sy} de forma que as correntes nas fases remanescentes da máquina durante o regime permanente possuam mesma amplitude.

3.2.1 Escolha do i_{sy} de forma a minimizar o vetor \mathbf{i}_{sxy}

Anular as variáveis xy é o que deseja-se na operação da máquina uma vez que elas não contribuem com o conjugado. A existência destas aparece elevando a corrente de fase e por conseguinte as perdas na máquina e no conversor. No caso da falta não é possível

anular a componente x , entretanto, a componente y está livre para ser imposta e fazê-la zero é uma opção que minimiza o vetor \mathbf{i}_{sxy} , conseqüentemente, as correntes por fase reduzindo assim as perdas.

Dadas então i_{sd}^{s*} e i_{sq}^{s*} define-se:

$$i_{sx}^* = -i_{sd}^{s*} \quad (3.2)$$

$$i_{sy}^* = 0 \quad (3.3)$$

3.2.2 Escolha do i_{sy} de forma que as correntes de fase tenham amplitudes iguais

A opção anterior em que o vetor \mathbf{i}_{sxy} é minimizado, resulta em correntes de fases com diferentes amplitudes. Uma outra opção pode ser escolher o i_{sy} de forma que as amplitudes das correntes de fase sejam as mesmas.

Dadas i_{sd}^{s*} e i_{sq}^{s*} , impõem-se $i_{sx}^* = -i_{sd}^{s*}$ e $i_{sy}^* = ki_{sq}^{s*}$. O objetivo é encontrar qual o valor de k que no regime permanente senoidal com dq balanceado resultará em correntes de fase com mesma amplitude. Este valor de k é

$$k = 2 - \sqrt{5} \quad (3.4)$$

Sendo assim dadas i_{sd}^{s*} e i_{sq}^{s*} define-se

$$i_{sx}^* = -i_{sd}^{s*} \quad (3.5)$$

$$i_{sy}^* = (2 - \sqrt{5}) i_{sq}^{s*} \quad (3.6)$$

3.2.3 Modulação *PWM*

Dadas i_{sd}^{s*} , i_{sq}^{s*} , i_{sx}^* e i_{sy}^* com \mathbf{i}_{sdq}^{s*} provenientes de algum controle de conjugado e \mathbf{i}_{sxy}^* provenientes das Eqs. (3.2) e (3.3) ou das Eqs. (3.5) e (3.6), duas estratégias de controle podem ser definidas: i) realizar o controle em termos das variáveis $dqxy$; ii) ou em termos das variáveis de fase. Os diagramas de controle para os casos i e ii estão ilustrados nas figuras 3.1 e 3.2, respectivamente.

O bloco *PWM* presente nas figuras 3.1 e 3.2 corresponde ao cálculo do tempo de condução de cada chave do conversor a partir das tensões de referência v_{s2}^{s*} , v_{s3}^{s*} , v_{s4}^{s*} e v_{s5}^{s*} . Dadas estas referências o restante do processo de cálculo é o mesmo utilizado no caso do controle de tensão com uma fase aberta apresentado no Caso I.

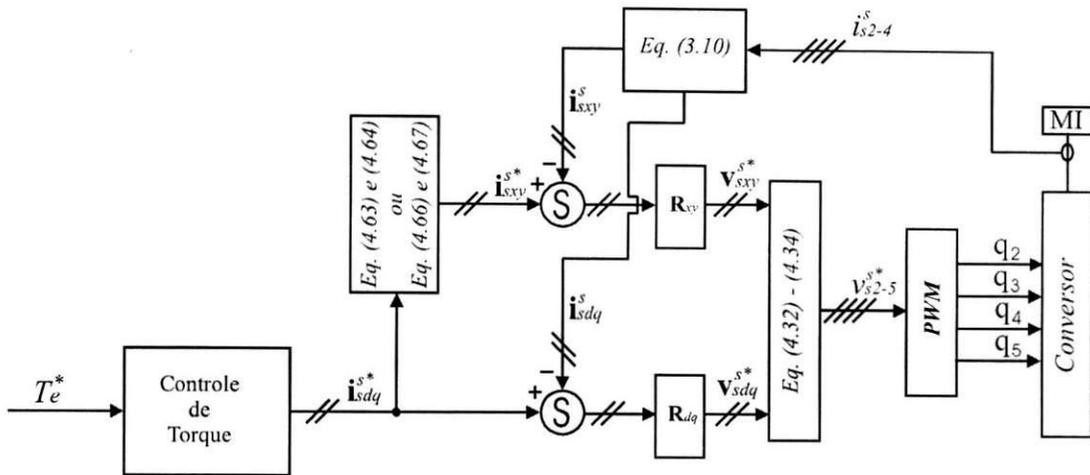


Figura 3.1: Diagrama de controle, baseado nas correntes dq , para a máquina de cinco fases com a fase 1 aberta

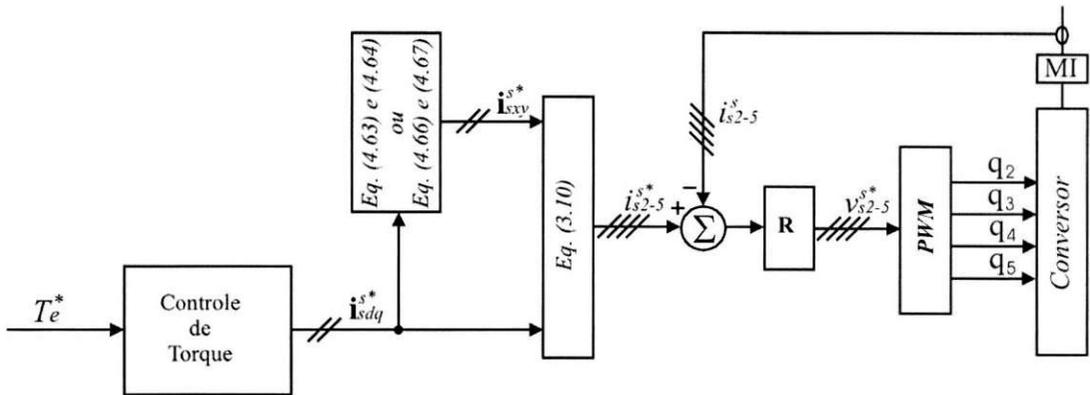


Figura 3.2: Diagrama de controle, baseado nas correntes de fase, para a máquina de cinco fases com a fase 1 aberta

3.3 Duas fases abertas (Caso II)

3.3.1 Fases separadas por 72°

Se o conversor pós-falta é dado pela configuração ilustrada na figura 1.2(b), onde as fases 1 e 2 estão completamente abertas, da Eq. (??) com $i_{s0} = 0$, $i_{s1}^s = 0$ e $i_{s2}^s = 0$, as correntes i_{sx} e i_{sy} ficam definidas. Assim, dadas as referências das tensões dq a serem impostas, as correntes xy não podem assumir qualquer valor, devendo satisfazer as equações às Eqs. (3.7) e (3.8).

$$i_{sx}^* = -i_{sd}^* \quad (3.7)$$

$$i_{sy}^* = \left(-\frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{5 + \sqrt{5}} \right) i_{sd}^* - \frac{1}{2} (1 + \sqrt{5}) i_{sq}^* \quad (3.8)$$

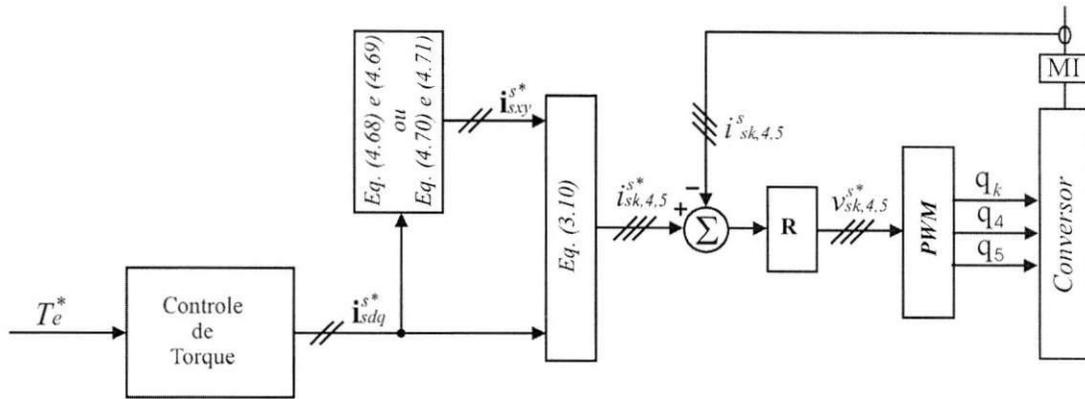


Figura 3.4: Diagrama de controle, baseado nas correntes de fase, para a máquina de cinco fases com duas fases abertas

3.4 Análises de regime permanente

No regime permanente senoidal com correntes dq balanceadas considera-se que elas são:

$$i_{sd}^s = I_{dq} \cos(\omega_s t) \tag{3.11}$$

$$i_{sq}^s = I_{dq} \sin(\omega_s t) \tag{3.12}$$

Para efeito de comparação são analisados e apresentados os diagramas fasoriais das correntes de fase para a máquina operando em regime permanente com as expressas pelas Eqs. (3.11) e (3.12) considerando os casos de alimentação simétrica e de falta (em uma ou em duas fases). É dado ênfase ao quanto a amplitude das correntes elevar-se-ão com a ocorrência da falta.

3.4.1 Operação pré-falta

Na operação pré-falta a máquina é alimentada de forma simétrica. A amplitude das correntes de fase, I_s (mesma para todas as fases), são dadas por:

$$I_s = \sqrt{\frac{2}{5}} I_{dq} \tag{3.13}$$

O diagrama fasorial das correntes de fases é ilustrado na figura 3.5.

3.4.2 Uma fase aberta

Na operação pós-falta com uma fase aberta foram analisados anteriormente dois casos de alimentação baseado na referência de corrente escolhida para o i_{sy} . O primeiro caso

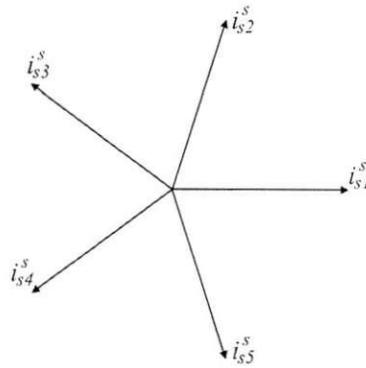


Figura 3.5: Diagrama fasorial das correntes de fase com alimentação simétrica durante a operação pré-falta

deseja-se minimizar i_{sxy} , já no segundo, deseja-se que as correntes de fase possuam mesma amplitude.

Primeiro caso ($i_{sy} = 0$)

Na operação pós-falta onde o i_{sy}^* é escolhido e igual a zero a amplitude das correntes de fase no regime permanente senoidal suposto anteriormente são:

$$I_{s2} = I_{s5} = I_{dq} \sqrt{\left(\frac{3}{4} + \frac{1}{20} \sqrt{5}\right)}$$

$$I_{s3} = I_{s4} = I_{dq} \frac{1}{10} \sqrt{(75 - 5\sqrt{5})}$$

onde, I_{s2} , I_{s3} , I_{s4} e I_{s5} são as amplitudes das correntes nas fases 2, 3, 4 e 5, respectivamente.

O diagrama fasorial das correntes de fases quando no regime permanente senoidal dq conforme expresso anteriormente é ilustrado na figura 3.6.

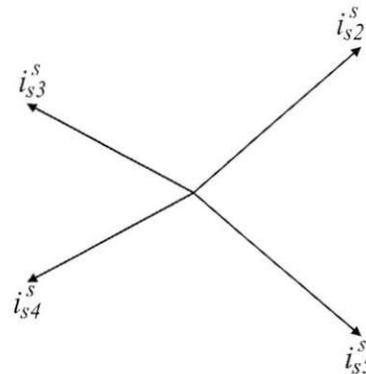


Figura 3.6: Diagrama fasorial das correntes de fase com uma fase aberta e $i_{sy} = 0$.

As amplitudes das correntes correntes nas fase com relação a corrente pré-falta são dadas por:

$$I_{s2} = I_{s5} = 1,4678I_s$$

$$I_{s3} = I_{s4} = 1,2631I_s$$

Segundo caso: correntes de fase com mesma amplitude

Com $i_{sy} = (2 - \sqrt{5}) i_{sq}^s$ a amplitude de todas as correntes nas fases remanescentes é a mesma e é dada por:

$$I_{s2} = I_{s3} = I_{s4} = I_{s5} = I_{dq} \sqrt{(3 - \sqrt{5})} \quad (3.14)$$

O diagrama fasorial das correntes de fase quando da operação em regime permanente senoidal dq será como o ilustrado na figura 3.7.

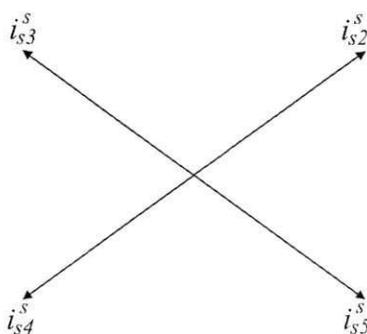


Figura 3.7: Diagrama fasorial das correntes de fase com uma fase aberta e $i_{sy} = (2 - \sqrt{5}) i_{sq}^s$.

As correntes de fase na operação pós falta com esta estratégia são maiores que as correntes anteriores à falta, e dadas por

$$I_{s2} = I_{s3} = I_{s4} = I_{s5} = 1,3820I_s$$

Observe que as correntes de fase durante o regime permanente quando se faz $i_{sy} = 0$ possui duas amplitudes diferentes. A maior destas amplitudes é maior que a amplitude conseguida quando $i_{sy} = (1 - \sqrt{5}) i_{sq}^s$. Entretanto, supondo que p_I e p_{II} são as perdas ôhmicas no primeiro caso ($i_{sy} = 0$) e no segundo caso ($i_{sy} = (1 - \sqrt{5}) i_{sq}^s$), respectivamente. Sendo assim,

$$p_I = r_s [(i_{s2}^s)^2 + (i_{s3}^s)^2 + (i_{s4}^s)^2 + (i_{s5}^s)^2] = 7,4997r_s I_s$$

$$p_{II} = r_s [(i_{s2}^s)^2 + (i_{s3}^s)^2 + (i_{s4}^s)^2 + (i_{s5}^s)^2] = 7,6397r_s I_s$$

Ou seja, as perdas ôhmicas nas quatro fases são menores no primeiro caso que no segundo. Porém, no primeiro caso o projeto do sistema deve ser feito considerando-se as correntes de maior amplitude, o que significa uma corrente maior que se fosse escolhido o caso dois. Embora as perdas no primeiro caso sejam menores que no segundo, o sistema será projetado para uma potência maior que se fosse utilizado o segundo como parâmetro de projeto.

3.4.3 Duas fases abertas

Fases separadas por 72°

Na operação pós-falta onde as fases-1 e 2 estão abertas, a amplitude das correntes nas fases remanescentes serão dadas por:

$$I_{s3} = I_{s5} = \sqrt{2}I_{dq}$$

$$I_{s4} = \frac{\sqrt{2}}{2} (1 + \sqrt{5}) I_{dq}$$

O diagrama fasorial das correntes de fase durante o regime permanente senoidal dq é ilustrado na figura 3.8.

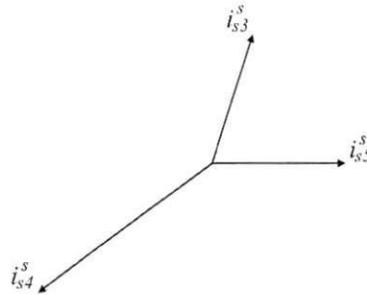


Figura 3.8: Diagrama fasorial das correntes de fase durante o regime permanente senoidal com as fases 1 e 2 abertas

A amplitude das correntes de fase na operação pós-falta são maiores que na operação pré-falta e dadas por:

$$I_{s3} = I_{s5} = 2,236 I_s$$

$$I_{s4} = 3,618 I_s$$

Fases separadas por 144°

Quando as fases abertas são as fases-1 e 3, as amplitude das correntes de fase remanescente são

$$I_{s4} = I_{s5} = \sqrt{2}I_{dq}$$

$$I_{s2} = \sqrt{(3 - \sqrt{5})} I_{dq}$$

O diagrama fasorial das correntes de fase durante o regime permanente senoidal dq é ilustrado na figura 3.9.

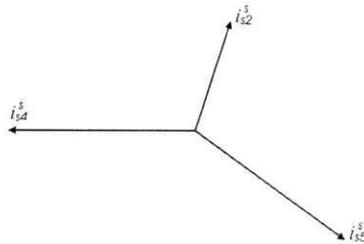


Figura 3.9: Diagrama fasorial das correntes de fase durante o regime permanente senoidal com as fases 1 e 3 abertas

A amplitude das correntes de fase na operação pós-falta são maiores que na operação pré-falta, e dadas por

$$I_{s4} = I_{s5} = 2,2361I_s$$

$$I_{s2} = 1,3820I_s$$

3.5 Conclusão

Neste capítulo mostrou-se que é possível manter a máquina de cinco fases operando mesmo com uma ou duas fases completamente abertas. Para isto fez-se um ajuste nas referências das correntes que se deve aplicar às fases remanescentes de forma a manter o mesmo conjugado que era fornecido antes da falta. A este tipo de controle deu-se o nome de Controle de Corrente.

Capítulo 4

Resultados Experimentais e de Simulação

4.1 Introdução

Os sistemas pós-falta ilustrados na figura 1.2 foram estudados inicialmente, por meio de simulação digital e em seguida por meio de testes experimentais. Os resultados e comentários relevantes estão apresentados em seções separadas de acordo com o controle *PWM* usado (tensão ou corrente) e com o tipo de falta (em uma ou duas fases), objetivando tornar a apresentação mais clara.

Os resultados experimentais são obtidos em uma plataforma contendo um auto-transformador, uma ponte de diodos trifásica, um banco de capacitores e um conversor com cinco braços a *IGBT* controlado por um micro-computador por meio da utilização de placas de interface.

Os resultados de simulação são obtidos a partir do modelo da máquina em variáveis *dqxyo*. Para resolução das equações diferenciais é aplicado o método de Runge-Kutta de quarta ordem usando um programa escrito em linguagem *C*.

Ambos os resultados experimentais e de simulação são obtidos com um período de amostragem do conversor de $100\ \mu\text{s}$.

4.2 Controle de tensão

No controle de tensão é necessário ler a tensão ou tensões das fases abertas. Devido as tensões apresentarem componentes de alta frequência, um filtro passa baixas deve ser utilizado de forma a retirar a componente fundamental do sinal chaveado. Este valor da fundamental lido deve corresponder exatamente ao valor real presente na máquina,

do contrário não será possível impor a tensão dq desejada. Sendo assim o filtro utilizado deve ser escolhido de modo que na frequência de trabalho da fundamental apresente ganho unitário e fase nula. Em todos os resultados de simulação foi utilizado o filtro de segunda ordem com a função de transferência

$$H(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2}, \quad (4.1)$$

com $\omega_n = 3141,6 \text{ rad/s}$, $\xi = 0.1$. e uma frequência de trabalho de 5 Hz.

Os diagramas de *bode* da função de transferência da pela Eq. (4.1) com os parâmetros citados são ilustrados na figura 4.1. Na frequência de trabalho especificada ($f = 5 \text{ Hz} \Rightarrow \omega = 10\pi$) o ganho e fase de $H(j\omega)$ são

$$|H(j10\pi)| = 1.000098$$

$$\angle H(j10\pi) = -0.002000 \text{ rad}$$

O valor deste ganho em dB é praticamente nulo

$$|H(j10\pi)|_{dB} = 0.000851.$$

Desta forma, este filtro garante praticamente ganho unitário e fase nula na frequência de trabalho.

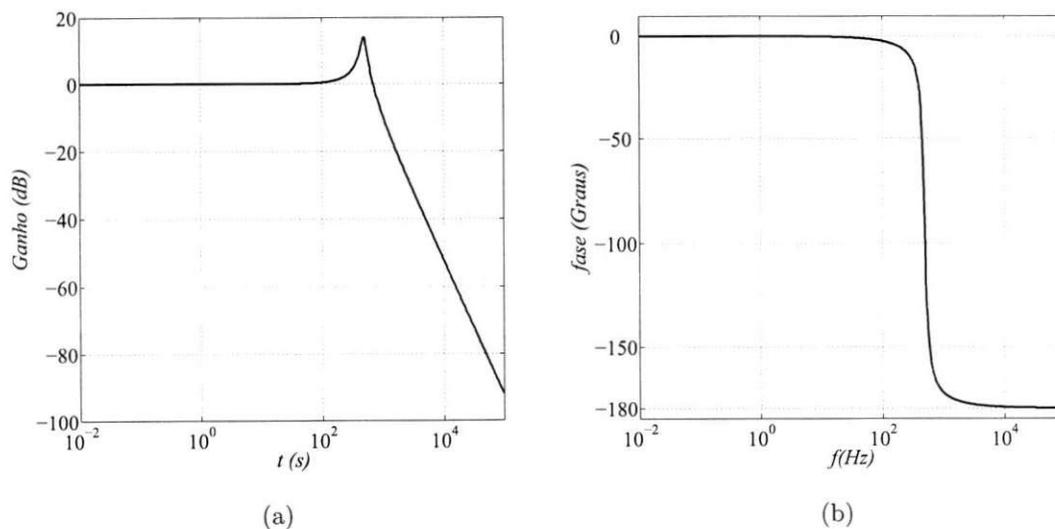


Figura 4.1: Diagramas de Bode do filtro utilizado: (a) Ganho (b) Fase

4.2.1 Uma fase aberta

Na figura 4.2 são ilustradas as correntes dq e de fase obtidas via simulação para o caso de uma fase aberta. Na figura 4.3 é ilustrado um resultado de simulação onde são apresentadas as correntes dq e de fase antes da falta, durante a falta sem as correções necessárias e durante a falta com as correções das referências de tensão de modo que o sistema ignore a falta.

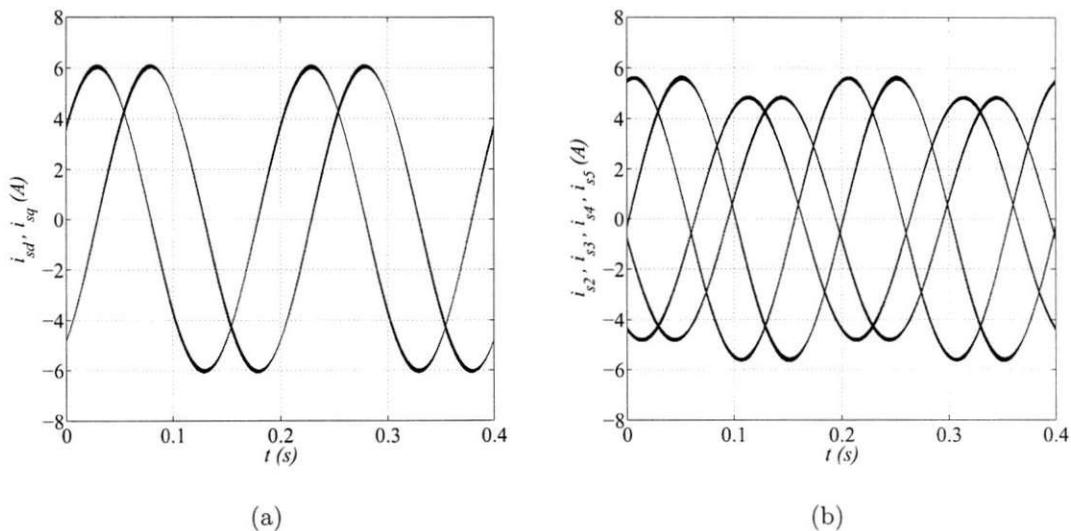


Figura 4.2: Correntes da máquina obtidas via simulação durante o regime permanente com uma fase aberta e o controle de tensão a) correntes dq b) correntes de fase

4.2.2 Duas fases abertas

As correntes dq e de fase obtidas via simulação para o caso das fases v_{s1}^s e v_{s2}^s abertas estão ilustradas na figura 4.4. Realizando o mesmo procedimento usado para o caso de uma fase aberta, o resultado de simulação mostrando a operação do sistema antes da falta, durante a falta sem correção e durante a falta com correção é ilustrado na figura 4.5.

Para o caso em que as fases abertas são v_{s1}^s e v_{s3}^s as correntes dq e de fase estão ilustradas na figura 4.6. Do mesmo modo que no caso anterior, na figura 4.7 são mostradas as curvas das correntes dq e de fase antes da falta, durante a falta sem correção e durante a falta com correção das referências.

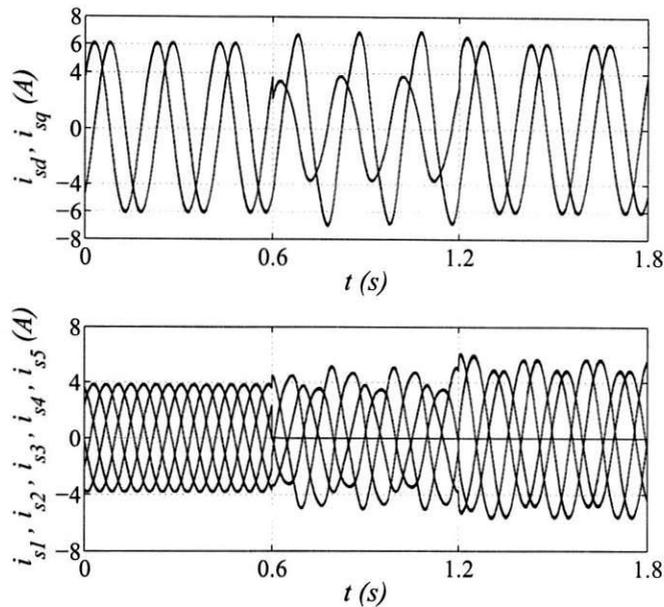


Figura 4.3: Correntes dq e de fase obtidas via simulação para uma fase aberta com o controle de tensão mostrando a operação pré e pós-falta antes e depois de atuar o controle

4.3 Controle de corrente

Na figura 4.8 são apresentadas as correntes dq e de fase obtidas experimentalmente para o caso de uma fase aberta e $i_{sy} = 0$. Escolhendo o i_{sy} para que as correntes de fase possuam a mesma amplitude os resultados experimentais obtidos são ilustrados na figura 4.9, onde estão as curvas das correntes dq e de fase.

A curva das correntes dq e de fase obtidas experimentalmente com as fases v_{s1}^s e v_{s2}^s abertas estão ilustradas na figura 4.10, enquanto que, com v_{s1}^s e v_{s3}^s abertas as correntes obtidas experimentalmente são as mostradas na figura 4.11.

4.4 Conclusão

Neste capítulo são apresentados resultados experimentais e de simulação que demonstram a funcionalidade dos sistemas propostos. Percebe-se que ainda é possível impor as variáveis dq mesmo na ocorrência da falta. Portanto, é possível impor o mesmo conjugado que a máquina fornecia antes do problema ocorrer.

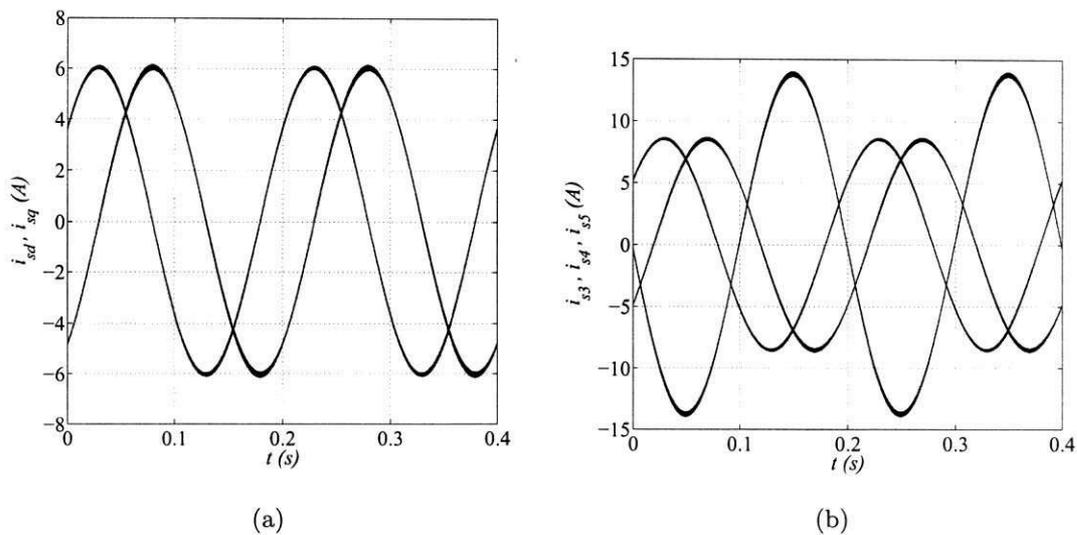


Figura 4.4: Correntes da máquina obtidas via simulação durante o regime permanente com as fases 1 e 2 abertas e o controle de tensão a) correntes dq b) correntes de fase

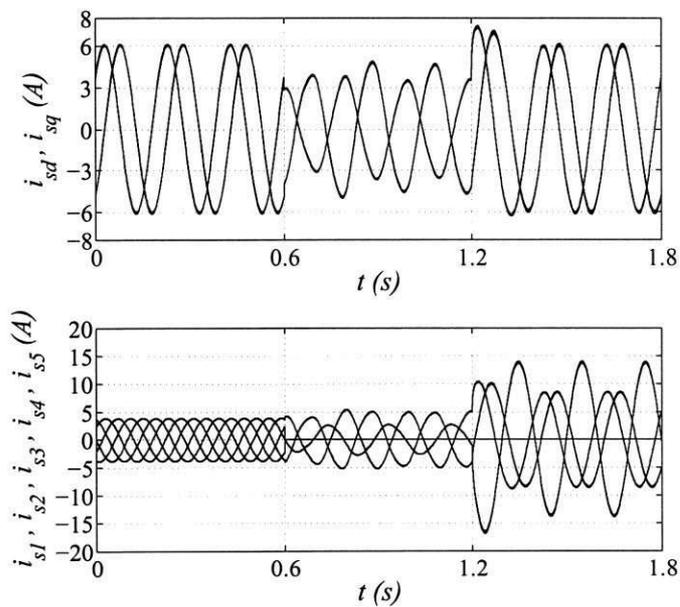


Figura 4.5: Correntes dq e de fase obtidas via simulação para as fase 1 e 2 abertas com o controle de tensão mostrando a operação pré e pós-falta antes e depois de atuar o controle

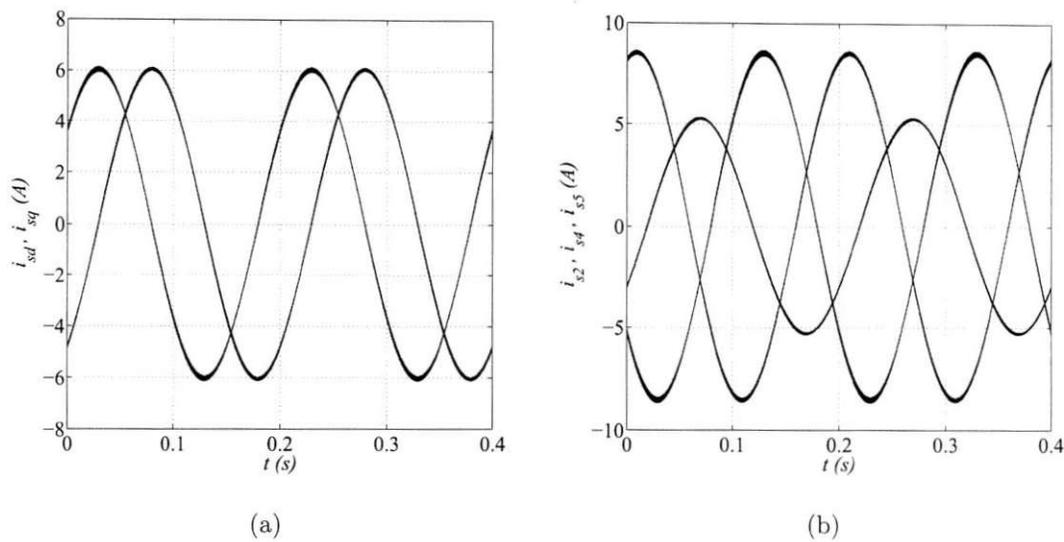


Figura 4.6: Correntes da máquina obtidas via simulação durante o regime permanente com as fases 1 e 3 abertas e o controle de tensão a) correntes dq b) correntes de fase

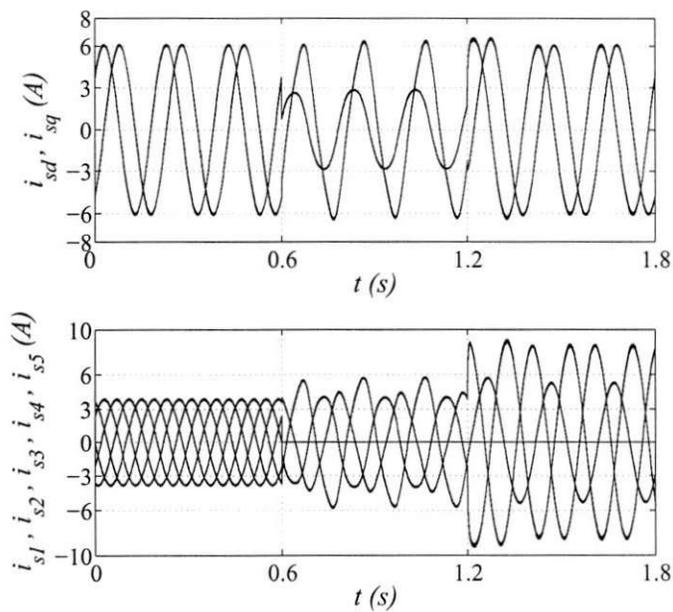


Figura 4.7: Correntes dq e de fase obtidas via simulação para as fase 1 e 3 abertas com o controle de tensão mostrando a operação pré e pós-falta antes e depois de atuar o controle

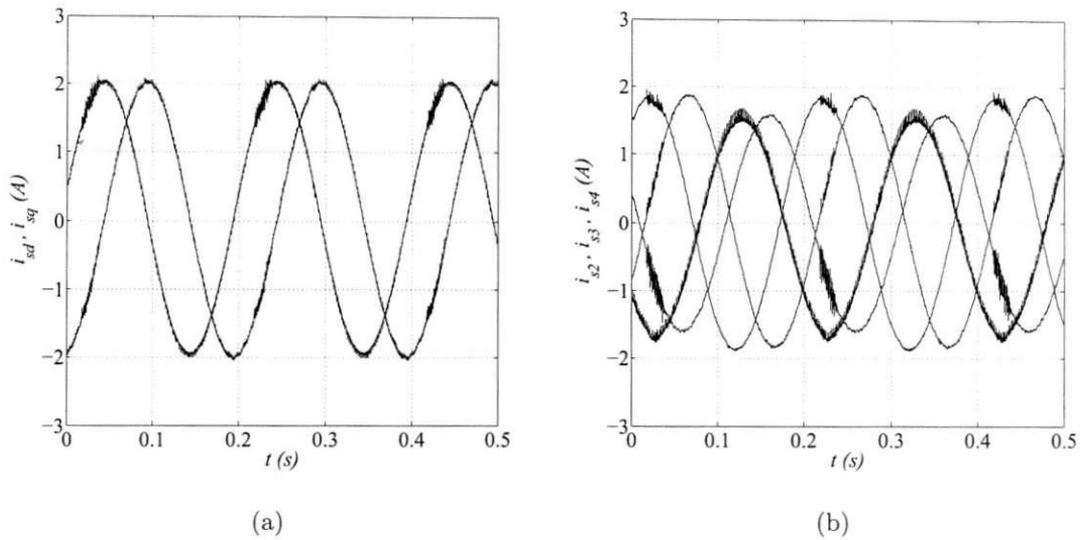


Figura 4.8: Correntes da máquina durante o regime permanente obtidas experimentalmente com uma fase aberta e o controle de corrente com $i_{sy} = 0$ a) correntes dq b) correntes de fase

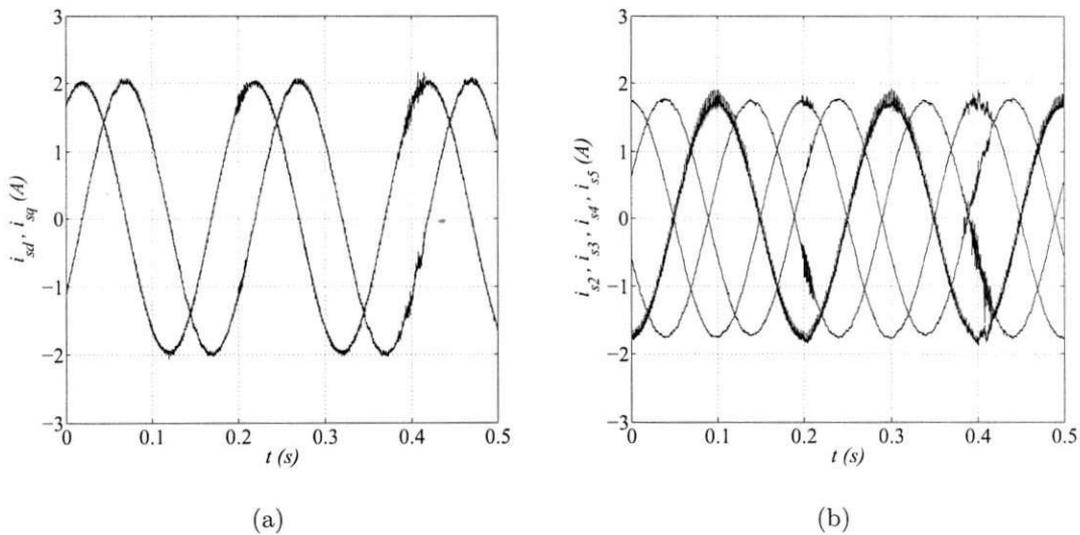
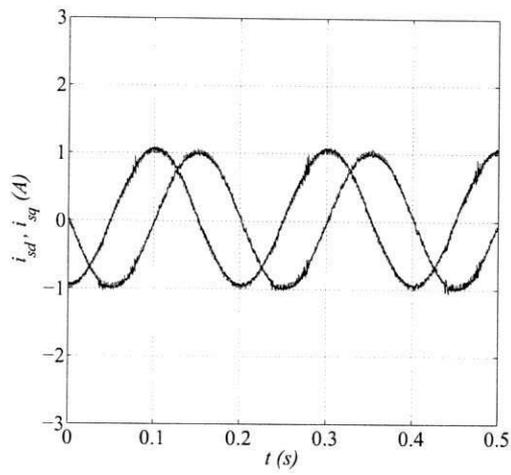
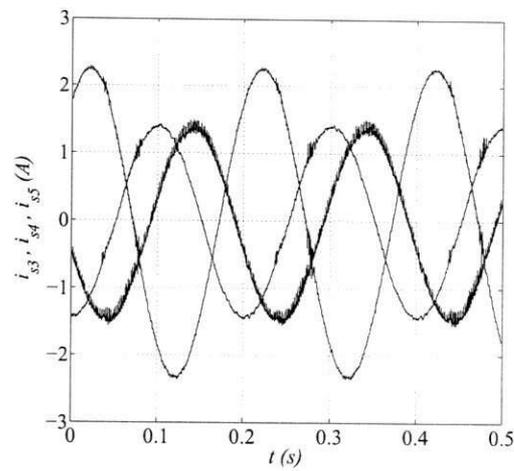


Figura 4.9: Correntes da máquina durante o regime permanente com uma fase aberta obtidas experimentalmente e o controle de corrente e $i_{sy} = (2 - \sqrt{5}) i_{sq}$ a) correntes dq b) correntes de fase

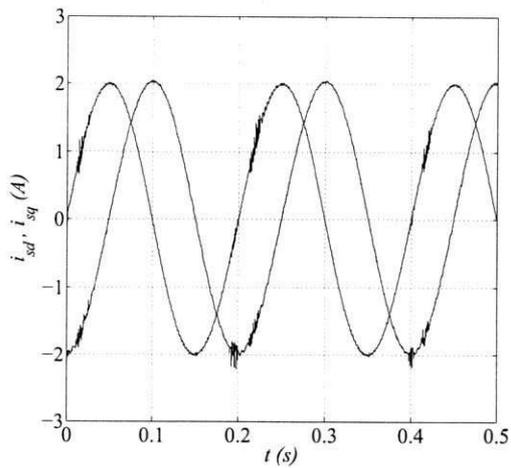


(a)

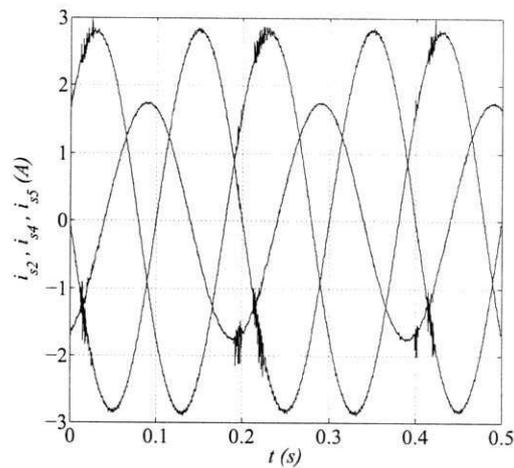


(b)

Figura 4.10: Correntes da máquina, obtidas experimentalmente, durante o regime permanente com as fases 1 e 2 abertas e o controle de corrente a) correntes dq b) correntes de fase



(a)



(b)

Figura 4.11: Correntes da máquina, obtidas experimentalmente, durante o regime permanente com as fases 1 e 3 abertas e o controle de corrente a) correntes dq b) correntes de fase

Capítulo 5

Conclusões

Este trabalho tratou do controle de corrente e de tensão de uma máquina de cinco fases sob condição de falta. O tipo de falta aqui considerado foi o de abertura completa de uma ou duas fases da máquina. A estratégia de controle permite manter a operação da máquina quando da ocorrência da falta sem a necessidade de conexões ou componentes adicionais com perda total de uma ou duas fases do motor ou braços do inversor. Resultados experimentais e de simulação foram apresentados como forma de validar os sistemas propostos.

Embora estruturas de tolerância usando a máquina de cinco fases com perda total de uma ou duas fases já tenham sido propostas e estudadas na literatura, as estruturas utilizando controle de tensão, nas quais a tensão em cada fase aberta é medida para corrigir as tensões nas fases remanescentes nunca o foram, constituindo estratégias novas que foram aqui propostas e estudadas. As estratégias propostas na literatura são todas baseadas no controle de corrente.

Bibliografia

- [1] T. M. Janhs, "Improved reliability in solid-state ac drives by means of multiple independent phase-drive units," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 16, pp. 321–331, May/June 1980.
- [2] D. Kastha and B. K. Bose, "Investigation of fault modes of voltage-fed inverter system for induction motor drive," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 30, pp. 1028–1038, July/Aug. 1994.
- [3] K. Debebe, V. Rajagopalan, and T. S. Sankar, "Expert systems for fault diagnosis of vsi fed ac drives," in *in Conf. Rec. IAS*, vol. 1, pp. 368–373, Sept./Oct. 1991.
- [4] F. Blaabjerg, J. K. Pedersen, U. Jaeger, and P. Thøgersen, "Single current sensor technique in the dc link of three-phase pwm-vs inverters: a review and a novel solution," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, pp. 1241–1253, Sept./Oct. 1997.
- [5] K. S. Smith, L. Ran, and J. Penman, "Real-time detection of intermittent misfiring in a voltage-fed pwm inverter induction-motor drive," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, pp. 468–476, Aug. 1997.
- [6] R. Peugeot, S. Courtine, and J.-P. Rognon, "Fault detection and isolation on a pwm inverter by knowledge-based model," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 34, pp. 1318–1326, Nov./Dec. 1998.
- [7] A. M. S. Mendes and A. J. M. Cardoso, "Voltage source inverter fault diagnosis in variable speed ac drives, by the average current park's vector approach," in *in Proc. of IEMD*, vol. 1, pp. 704–706, May 1999.
- [8] R. L. A. Ribeiro, C. B. Jacobina, E. R. C. da Silva, and A. M. N. Lima, "Fault detection in voltage-fed pwm motor drive systems," in *in Proc. of PESC*, vol. 1, pp. 242–247, June 2000.

- [9] R. L. A. Ribeiro, C. B. Jacobina, E. R. C. da Silva, and A. M. N. Lima, "Fault detection of open-switch damage in voltage-fed pwm motor drive systems," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 18, pp. 587–593, March 2003.
- [10] J.-R. Fu and T. A. Lipo, "A strategy to isolate the switching device fault of a current regulated motor drive," in *in Conf. Rec. IAS*, vol. 2, pp. 1015–1020, Oct. 1993.
- [11] S. Bolognani, M. Zordan, and M. Zigliotto, "Experimental fault-tolerant control of a pmsm drive," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 47, pp. 1134–1141, Oct. 2000.
- [12] R. Spee and A. K. Wallace, "Remedial strategies for brushless dc drive failures," in *in Conf. Rec. IAS*, vol. 1, pp. 493–499, Oct. 1988.
- [13] T.-H. Liu, J.-R. Fu, and T. A. Lipo, "A strategy for improving reliability of field-oriented controlled induction motor drives," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 29, pp. 910–918, Sept./Oct. 1993.
- [14] D. Kastha and B. K. Bose, "On-line search based pulsating torque compensation of a fault mode single-phase variable frequency induction motor drive," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 31, pp. 802–811, July/Aug. 1995.
- [15] F. Jen-Ren and T. A. Lipo, "Disturbance-free operation of a multiphase current-regulated motor drive with an opened phase," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 30, pp. 1267–1274, Sept./Oct. 1994.
- [16] H. A. Toliyat, "Analysis and simulation of five-phase variable-speed induction motor drives under asymmetrical connections," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 13, pp. 748–756, July 1998.
- [17] X. Huangsheng, H. A. Toliyat, and L. J. Petersen, "Resilient current control of five-phase induction motor under asymmetrical fault conditions," in *in Proc. of APEC*, pp. 64–71, March 2002.
- [18] C. B. Jacobina, A. M. N. Lima, E. R. C. da Silva, R. N. C. Alves, and P. F. Seixas, "Digital scalar pulse width modulation: a simple approach to introduce non-sinusoidal modulating waveforms," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 16, pp. 351–359, May 2001.
- [19] V. Blasko, "A hybrid pwm strategy combining modified space vector and triangle comparison methods," in *in Proc. of PESC*, pp. 1872–1878, June 1996.