

Estudo Compreensivo Sobre o Impacto do DTC no Diagnóstico de Curto-Circuito Inicial Entre Espiras do Motor de Indução

Isabela Oliveira Zaparoli * Hélder de Paula **
 André Mendonça Alzamora * Luiz Henrique Arantes Barbosa *

* Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Uberlândia, MG, (e-mail: oliveirazaparoli@gmail.com, andre.alzamora@outlook.com, luizharantesb@gmail.com)

** Faculdade de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Uberlândia, MG, (e-mail: drhelderdepaula@gmail.com)

Abstract: Several critical industrial applications are based on motors driven in closed-loop control; however, this drive category is the least explored in terms of fault detection. This is probably due to the fact that the closed-loop control structure dramatically modifies, or even hides, the fault signatures which are more easily found in induction motors directly fed by the mains, highly complicating the analysis. In this context, this paper makes use of computational simulations of an induction motor with an initial failure between stator turns, driven by Direct Torque Control, exploring all the mechanisms that influence the signatures of the inter-turns short-circuit and complicate the diagnosis. In this way, the paper contributes to the field bringing light to this topic, helping the reader to understand the related issues and future research in the areas of on-line fault diagnosis, condition monitoring and reliability.

Resumo: Em certas aplicações industriais críticas, as respectivas cargas são acionadas por motores de indução controlados em malha fechada. No entanto, esta categoria de acionamento é a menos explorada na literatura no que se refere à detecção de falhas. Isto ocorre porque a estrutura do controle em malha fechada modifica drasticamente, ou mesmo oculta, as assinaturas das falhas, dificultando sobremaneira a sua identificação. Neste contexto, o presente artigo aborda, como objeto de um estudo computacional, um motor de indução em gaiola com falha inicial entre espiras do estator, acionado por Controle Direto de Torque (DTC), explorando todos os mecanismos que influenciam as assinaturas da falha de curto-circuito entre espiras que dificultam o diagnóstico. Dessa forma, o trabalho traz contribuições ao tema em foco, proporcionando ao leitor a compreensão de tais fenômenos e auxiliando futuras pesquisas no campo de diagnósticos de falhas *on-line*, monitoramento da condição de equipamentos e confiabilidade.

Keywords: Diagnostics; inter-turn short-circuit; direct torque control; induction motor drives, faults.

Palavras-chaves: Diagnósticos; curto-circuito entre espiras; controle direto de torque; acionamentos de motores de indução, falhas.

1. INTRODUÇÃO

Os Motores de Indução (MI) são o tipo de motor elétrico mais empregado na indústria e representam a grande força motriz da maioria dos processos produtivos (Godoy et al., 2015). Sendo assim, a detecção precoce de falhas neste equipamento é um dos requisitos básicos em sistemas modernos de acionamento (Klimkowski et al., 2017). É particularmente atrativo e desejável que as estruturas avançadas de controle dos acionamentos do motor de indução sejam equipadas com recursos de diagnóstico para evitar danos e interrupções súbitas de processos produtivos, aumentando a disponibilidade do sistema e minimizando possíveis prejuízos.

As possíveis falhas em motores de indução podem ser categorizadas em elétricas ou mecânicas. As elétricas são

aquelas relacionadas a curto-circuito nos enrolamentos do estator e do rotor, barras do rotor quebradas ou trincadas, anéis e conexões, ao passo que as de natureza mecânicas são os desgastes do acoplamento, desalinhamento, excentricidade e relacionadas aos rolamentos (Godoy et al., 2015).

O Curto-Circuito Entre Espiras (CCEE) do estator representa aproximadamente cerca de 40% do total das falhas que ocorrem nos MI, sendo geralmente as mais comuns e prováveis de acontecer no estator (Berzoy et al., 2018b).

O CCEE é considerado uma falha severa, visto que sua evolução para falhas mais graves é muito rápida. Sua detecção não é trivial e é reconhecida como uma das falhas mais cruciais e difíceis de se detectar (Berzoy et al., 2018a), pois só faz sentido se for detectada precocemente, e neste caso, o impacto sobre as características do motor ainda é quantitativamente pequeno e pode ser mascarado por de-

sequilíbrios na tensão de alimentação do motor, assimetria inerente ao processo de construção das máquinas elétricas e ruído de grandezas elétricas (Nandi, 2004; Cruz, 2004; Eldeeb et al., 2018).

A pesquisa sobre a detecção de CCEEs tem uma longa história, já de várias décadas de estudos no contexto de diagnóstico de falhas em MIs ligados diretamente à rede (predominantemente) ou acionados por conversores de frequência operando com controle escalar (malha aberta). Por outro lado, poucas pesquisas se dedicaram ao estudo de técnicas sobre a detecção incipiente de falhas no estator em motores acionados com controle em malha fechada. Dentre esses trabalhos, os que priorizam o Controle Direto de Torque (DTC) (atualmente a técnica de controle mais difundida nas instalações industriais) são ainda mais escassos (Cruz and Cardoso, 2004; Berzoy et al., 2018b; Eldeeb et al., 2019c,b,a).

O diagnóstico de falhas iniciais em MI acionados por controle de velocidade em malha fechada é ainda mais desafiador do que em motores acionados por tensões senoidais. Isso porque as assinaturas da falha sobre as características do motor podem ser modificadas drasticamente, ou mesmo ocultadas, pela estrutura dos controladores. Além disso, as alterações dinâmicas na frequência fundamental de operação adicionam complexidade à análise, já que os componentes harmônicos característicos da falha também dependem da frequência de acionamento atribuída à saída do inversor. Por fim, o espectro da corrente é rico em conteúdo harmônico originado pelo processo de comutação e, portanto, apresenta um elevado nível de ruído. Alguns componentes harmônicos originados pelo chaveamento podem se sobrepor a aqueles relacionados à falha, tornando sua observação extremamente problemática ou até mesmo impossível (Bellini et al., 2000).

É neste contexto, portanto, visando contribuir nas áreas de manutenção preditiva e confiabilidade de equipamentos, que este trabalho propõe fornecer as bases para uma melhor compreensão do impacto do DTC sobre as assinaturas do CCEE incipiente no estator, contemplando todos mecanismos que podem influenciar os indicadores de falha e apresentando as explicações sobre a dificuldade do seu diagnóstico. Uma vez que a demonstração puramente matemática destes fenômenos é extremamente complexa devido à natureza iterativa do algoritmo de controle, as análises realizadas empregam simulações computacionais para o seu melhor entendimento e ilustração. As implicações práticas desta pesquisa estão no viés de contribuir para que novas metodologias aplicadas ao diagnóstico de falhas incipientes no estator dos MIs acionados com DTC sejam desenvolvidas e aplicadas às estratégias de manutenção baseadas no monitoramento de condições, para garantir e melhorar a confiabilidade e a disponibilidade do MI e do sistema em que ele está inserido.

2. MODELO ASSIMÉTRICO DO MI

O modelo dinâmico assimétrico utilizado assume uma variação linear da indutância do estator em função de μ (μl_s), onde μ indica um percentual de espiras em curto, e a transformação de coordenadas pode ser utilizada em um referencial arbitrário. Uma abordagem mais completa sobre modelo dinâmico do MI que permite analisar a

presença de CCEE pode ser vista em Baccarini et al. (2010).

As equações do estator da máquina podem ser expressas em variáveis dq bifásicas complexas conforme 1 e 2. As equações do circuito do rotor são iguais às do rotor do modelo simétrico tradicional. Para as espiras em curto o enlace de fluxo λ_{as_2} é calculado conforme 3. O conjugado do motor pode ser calculado por 4: onde o primeiro membro desta equação corresponde a um motor saudável e o segundo membro é o componente adicional introduzido pela falha.

$$v_{qs} + \frac{2}{3}\mu r_s i_f \cos\theta = r_s i_{qs} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} + \omega \lambda_{ds} \quad (1)$$

$$v_{ds} + \frac{2}{3}\mu r_s i_f \sin\theta = r_s i_{ds} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} + \omega \lambda_{qs} \quad (2)$$

$$\lambda_{as_2} = \mu L_{ls}(i_{qs} \sin\theta + i_{ds} \cos\theta - i_f) + \mu L_m(i_{qs} \sin\theta + i_{ds} \cos\theta + i_{qr} \sin\theta + i_{dr} \cos\theta - \frac{2}{3}\mu i_f) \quad (3)$$

$$T = \frac{3}{2} \frac{P}{2} L_m(i_{qs} i_{dr} - i_{ds} i_{qr}) + \frac{P}{2} \mu L_m i_f (i_{qr} \sin\theta - i_{dr} \cos\theta) \quad (4)$$

λ_{ds} e λ_{qs} são os enlaces de fluxo do estator das componentes dq ; i_{ds} e i_{qs} são as correntes de estator das componentes dq ; L_{ls} e L_m são respectivamente a indutância de dispersão do estator e indutância mútua; ω a velocidade do eixo dq ; r_s a resistência do estator; P é o número de polos.

O modelo representa uma aproximação não perfeita do motor de indução porque não contempla, dentre vários outros fenômenos, o efeito da saturação magnética e das passagens de ranhura do rotor e estator, portanto não é capaz de representar todas as informações presentes em um sistema real. O modelo foi implementado e integrado ao DTC em ambiente Simulink/MATLAB. Para investigar o impacto do DTC nas assinaturas de falha inicial do MI foi considerado o motor operando sob condição de 3% das espiras curto circuitadas e uma resistência de falha de 0.01Ω . O motor opera a $1710rpm$ e carga nominal, exceto quando for mencionada outra condição de operação. O MI utilizado é de 4 polos e alimentação $60Hz$, seus parâmetros são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1. Parâmetros MI (Krause et al., 1986).

V [rms]	N [rpm]	T [N.m]	r_s [Ω]	r_r [Ω]	L_s [mH]	L_r [mH]	L_m [mH]
220	1710	11,9	0,435	0,816	40,26	40,26	38,26

3. INFLUÊNCIA DA FALHA NO DTC E A REAÇÃO DO DTC À FALHA

Se o motor está sob condições normais, ou seja, na ausência de falhas, o fluxo do estator e o torque podem ser estimados por 5 e 6, porém devido a falha no estator, o fluxo do estator é como em 7 e o torque conforme 8.

$$\hat{\lambda}_s = \int (v_s - R_s i_s) dt \quad (5)$$

$$\widehat{T}_e = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L_s} (i_{s\beta} \widehat{\lambda}_{s\alpha} - i_{s\alpha} \widehat{\lambda}_{s\beta}) = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L_s} (\widehat{\lambda}_s * i_s) \quad (6)$$

$$\lambda_{s\alpha} = \int (v_{s\alpha\lambda} - R_s i_{s\alpha} - \frac{2}{3} \mu R_s i_f) dt$$

$$\lambda_{s\beta} = \int (v_{s\beta\lambda} - R_s i_{s\beta}) dt \quad (7)$$

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L_s} (i_{s\beta} \widehat{\lambda}_{s\alpha} - i_{s\alpha} \widehat{\lambda}_{s\beta}) + \frac{P}{2} \mu L_m i_f (i_{s\beta} + i_{r\beta}) \quad (8)$$

Apenas para fins de compreensão, parte do efeito da falha será “visível” para o DTC e outra será “invisível”, mas na prática, ambos estarão presentes. Os invisíveis são aqueles provocados pelas informações sobre a falha que permanecem ocultas durante a estimação dos parâmetros no algoritmo de controle, são elas: a corrente de falha (aquela que circula na malha fechada constituída pelas espiras em curto, I_f), resistência de falha (r_f) e a severidade da falha (percentual de espiras em curto-circuito, μ). Devido a estrutura bastante robusta do DTC o controle tende a tolerar os erros na estimação dos parâmetros provocados pela falha do ponto de vista dos efeitos invisíveis, desde que a falha não seja severa o suficiente a ponto de desestabilizar o algoritmo de controle. Já os efeitos da falha perceptíveis pelo DTC são aqueles decorrentes do erro introduzido na estimação de parâmetros pelas informações da avaria contidas nas variáveis medidas (a partir das medições dos sensores de tensão e corrente). Diferentemente dos efeitos invisíveis, estes estão intimamente relacionados com a reação do DTC à falha (Berzoy et al., 2018b).

Como bem se sabe, em consequência do CCEE a impedância entre as três fases do motor tornam-se desequilibradas e o efeito imediato desta condição é a circulação de Componente de Sequência (CS) negativa no enrolamento do estator e um leve aumento na CS positiva (Joksimovic and Penman, 2000).

Logo, a corrente de estator pode ser expressa em fasor de espaço conforme a Equação 9. Substituindo 9 em 5 irá aparecer uma CS negativa e positiva no fluxo estimado devido à falha conforme 10.

$$i_s = |\bar{I}_{sP}| e^{j(\omega_e t + \phi_{i_{sP}})} + |\bar{I}_{sN}| e^{-j(\omega_e t + \phi_{i_{sN}})} \quad (9)$$

$$\widehat{\lambda}_s = |\bar{\psi}_{sP}| e^{j(\omega_e t + \phi_{\lambda_{sP}})} + |\bar{\psi}_{sN}| e^{-j(\omega_e t + \phi_{\lambda_{sN}})} \quad (10)$$

Substituindo 9 e 10 em 6, coloca em evidência o fato de que devido a multiplicação de dois sinais de mesma frequência (ω_e) com ângulos de fases diferentes (ϕ) (o vetor da CS negativa apresenta a mesma frequência da CS positiva, mas sentido contrário de rotação), o erro do torque estimado pelo DTC será composto por um termo constante (erro estático) e um termo oscilatório (erro dinâmico) com o dobro da frequência de alimentação do motor, como em 11 e ilustrado pela Figura 1.

$$T_{e_{erro}} = T_{e_{erro_est}} + T_{e_{erro_din}} \cos(2\omega_e t + \phi_1) \quad (11)$$

Geralmente, um acionamento de circuito fechado típico contém um circuito regulador de velocidade externo (nor-

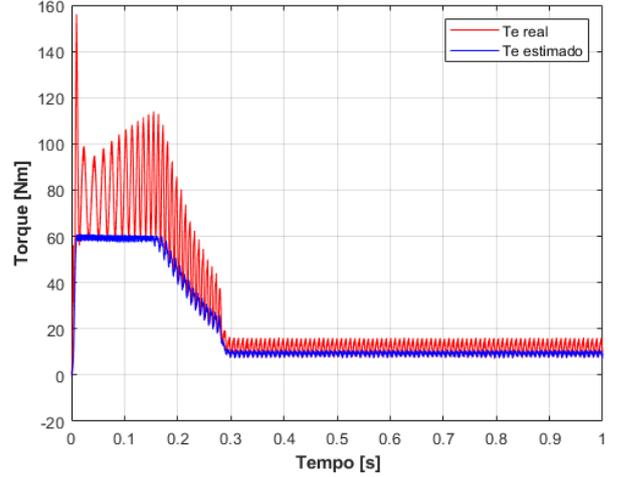


Figura 1. Torque eletromagnético desenvolvido pelo motor e torque estimado.

malmente um controlador PI) que neste caso, irá corrigir o erro estático pelo aumento do torque de referência. Quanto ao erro dinâmico, o controle irá reagir tentando compensar a oscilação no torque eletromagnético para manter a operação normal. No entanto, só será capaz de realizá-lo em relação aos efeitos “visíveis”, sendo assim apenas parte dos efeitos da falha serão compensados (Cruz and Cardoso, 2004).

Cruz and Cardoso (2004) propõem duas possíveis maneiras do controlador reagir ao erro introduzido nas variáveis estimadas:

- (1) introduzir uma CS negativa no fluxo do estator (ou seja, nas tensões de alimentação) a uma frequência de f_s (frequência de alimentação), porém com fase oposta à componente de já existente.
- (2) provocar uma variação na diferença de ângulo entre $\theta_{\lambda_s} - \theta_{\lambda_r}$ a uma frequência de $2f_s$. Isto é o mesmo que considerar o fluxo do estator como sendo dado aproximadamente por 12, que irá introduzir uma CS positiva no fluxo do estator a uma frequência de $3f_s$.

$$\widehat{\lambda}_s = \lambda_{ref} e^{j(\omega_e t + \phi_{\lambda_{sP}}) + a \cos(2\omega_e t + \xi)} \quad (12)$$

Onde a representa a amplitude da oscilação do ângulo ϑ .

A primeira hipótese tenta compensar a assimetria provocada pela falha de modo a equilibrar as correntes do estator. Eliminando a CS negativa das correntes parte da oscilação em $2f_s$ no torque irá desaparecer (observe a substituição de 9 e 10 em 8) (Berzoy et al., 2018b). No entanto, Cruz and Cardoso (2004) demonstram matematicamente por 13 que a margem de desequilíbrio na tensão de alimentação permitido pelo controlador de histerese para que o fluxo continue dentro da faixa de histerese é muito pequena. Onde u_{sN} e u_{sP} representam, receptivamente, a magnitude da CS negativa e positiva das tensões dos enrolamentos do motor.

$$\left| \frac{u_{sN}}{u_{sP}} \right| \approx \frac{\Delta\psi}{\psi_{ref}} \quad (13)$$

Na segunda possibilidade, a iteração de $3f_s$ no fluxo do estator com a componente fundamental f_s irá produzir, no torque, uma componente pulsante na frequência de $2f_s$, porém com fase oposta à componente criada pela iteração da corrente de falha $-f_s$ com a componente fundamental do fluxo do estator f_s (Cruz and Cardoso, 2004).

Para qualquer que seja a amplitude do 3° harmônico inserido a banda de histerese sempre será satisfeita. Esta possibilidade pode ser realizada sem grandes restrições físicas, embora ainda não se saiba ao certo como o controlador é capaz de impor a diferença angular entre $\theta_{\lambda_s} - \theta_{\lambda_r}$ a uma frequência de $2f_s$ (Cruz and Cardoso, 2004; Berzoy et al., 2018b).

4. INFLUÊNCIA DO DTC NA DETECÇÃO DO CCEE

4.1 A influência do Ruído, Harmônicos de Saturação e Chaveamento

A existência de um componente altamente ruidoso sobreposto ao sinal de corrente tornando o problema de diagnóstico de falha ainda mais complicado. O ruído pode ser originado de numerosas fontes incluindo harmônicos heterogêneos do inversor, harmônicos característicos de outras falhas, efeito de saturação, sub harmônicos provenientes da interação dos harmônicos de chaveamento com outros harmônicos de saturação e de falha, efeito de alta temperatura, operação em um ambiente industrial severo e ruído inerente ao sistema de aquisição (Choi et al., 2017; Eldeeb et al., 2018).

Deste modo, sendo ruído sobreposto ao sinal principal um desafio a ser considerado durante o processo diagnóstico de falha, é de fundamental importância conhecer alguns dos principais harmônicos que podem estar presentes no sinal de corrente. São eles: harmônicos de espaço (chamados harmônicos de ranhuras do rotor) aparecem no entreferro mesmo em MI sem avarias devido a construção do motor, como mostra a Equação 14 (Eldeeb et al., 2018, 2019b). Inter-harmônicos introduzidos pela saturação, dados pela Equação 15 (Eldeeb et al., 2018, 2019b). Inter-harmônicos de alta frequência relacionados ao terceiro harmônico, que aparecem devido à interação entre os harmônicos de saturação do núcleo (devido a f_s) e os harmônicos excitados pela falha, Equação 16 (Nandi, 2004). Inter-harmônicos característicos de falhas no estator, conforme 17 (Joksimovic and Penman, 2000). E ainda, em um motor operando sob o algoritmo DTC a interação entre harmônicos f_s e harmônicos f_{ch} (frequência de chaveamento) resultarão em harmônicos de banda lateral (Eldeeb et al., 2019b). Além dessas componentes, a corrente de alimentação do motor irá conter o 3° harmônico introduzida pelo efeito *speed-ripple* (Filippetti et al., 1998) e pela reação do DTC à falha (Cruz and Cardoso, 2004; Berzoy et al., 2018b).

$$f_{RHS} = f_s [1 \pm \frac{R}{P}(1-s)] \quad (14)$$

$$f_{RHS_{at}} = f_s [1 \pm 2\alpha \pm \frac{R}{P}(1-s)] \quad (15)$$

$$f_{f3h} = f_s [3 \pm \frac{R}{P}(1-s)] \quad (16)$$

$$f_{cc} = (k \pm \frac{\lambda n(1-s)}{P}) f_s \quad (17)$$

Sendo: $\alpha = 1$ e 2 ; f_s é a frequência de alimentação; $k = 1, 3, 5, \dots$ é a ordem harmônica; $\lambda = 1, 2, 3, \dots$; $n = \dots$ é o número de barras do rotor; s é o escorregamento; R é o número de ranhuras do rotor.

Como explicado na sessão 2, o modelo utilizado neste trabalho é simples e não contempla todos os fenômenos oriundos de um motor de indução, portanto algumas informações no domínio da frequência que estão presentes em um sistema real não podem ser representadas computacionalmente por este modelo. No entanto, em Eldeeb et al. (2018) foi realizado um estudo compreensivo dos harmônicos e inter-harmônicos apresentando por meio de resultados computacionais e experimentais a existência numerosos outros harmônicos, além do 3° harmônico na corrente de alimentação, do 2° harmônico no torque desenvolvido e inter-harmônicos que imitam mascaram as assinaturas característicos do CCEE tipicamente disponíveis em MI com falha acionados por tensões senoidais. Indicando que, confiar no monitoramento do espectro de frequência é adequado apenas para MI acionados diretamente a rede, mas não para MI com DTC.

Os mesmos autores apresentam outros trabalhos sobre estes harmônicos baseados na análise de elementos finitos reforçados por resultados experimentais. Em Eldeeb et al. (2019b) ressalta a existência de muitos harmônicos nas assinaturas magnéticas do MI acionados pelo DTC. Já em Eldeeb et al. (2019c) indicam que nenhuma das ordens harmônicas classicamente usadas para o diagnóstico de CCEE (ordem fundamental, 3°, 5°, 6° e 7°) foi capaz de detectar a falha e discrimina-las em função de sua severidade utilizando a técnica tradicional da análise espectral da corrente. E em Eldeeb et al. (2019a) os autores sugerem que o monitoramento dos inter-harmônicos é mais confiável para detectar a falha inicial do que os harmônicos principais, e que os componentes inter-harmônicos em torno do 3° e 5° harmônico são mais sensíveis à falha do que outros inter-harmônicos, mas ainda assim não são adequados para um diagnóstico confiável.

Portanto, o diagnóstico inicial de CCEE em um MI acionado por controle em malha fechada por meio da técnica clássica de análise do espectro da corrente de alimentação do motor é árdua (ou praticamente impossível se o número de barras do rotor não for conhecido). Além disso, é importante destacar que sem um processamento adequado ao sinal, a FFT só pode ser aplicada à sinais estacionários, dificultando a aplicação desta técnica a sistemas em que o MI possui um ciclo de serviço com um grande número de partidas, pouco tempo de operação no regime permanente, (provocando baixa resolução do espectro) e carga e/ou velocidade variável como ocorre no caso do acionamento DTC.

4.2 A Influência dos Parâmetros do Controlador PI e das Bandas de Histerese

Os ganhos dos controladores afetam o comportamento do sistema e seus efeitos podem alterar os índices de falha, mas não devem mascarar o procedimento de diagnóstico. Em relação ao controle orientado de campo (FOC), o

impacto da estrutura do controlador sobre as assinaturas da falha tem sido estudada com mais frequência do que para o DTC. A influência do parâmetro do controlador PI de um controle orientado de campo no desempenho do diagnóstico foi analisada em Bellini et al. (2000), mas a estrutura DTC não foi abordada. Sendo assim, o impacto sobre os principais grandezas características da falha no estator do MI devido aos ajustes das bandas passantes (consequentemente nos ganhos do controlador) e na largura das bandas de histerese serão apresentadas. É importante ressaltar que neste caso não houve uma preocupação em obter um desempenho ótimo na resposta de operação do DTC, em ambos os casos a banda passante integral foi ajustada para que o controlador alcançasse respostas de torque e velocidade aceitáveis.

Sobre o ajuste das bandas passantes, uma consideração relevante entre a análise do comportamento do MI assimétrico acionado por DTC e por FOC que torna extremamente complicado o desenvolvimento de uma técnica universal de detecção de falha para todos os circuitos de controle é que: diferentemente do FOC estudado por Tallam et al. (2003), além da ação do DTC inserir um forte 3º harmônico nas correntes de alimentação do motor (sessão 3), a CS negativa não pode ser completamente eliminada das correntes deslocando as assinaturas da falha para as tensões de alimentação ajustando os ganhos do controlador porque a inserção de CS negativa nas tensões é limitada pela estreita banda de histerese de fluxo (Cruz and Cardoso, 2004).

No caso de um motor com avarias acionado por FOC, se a largura de banda passante da malha de velocidade for muito inferior a frequência de oscilação de $2f_s$ na velocidade o comando de corrente emitido será puramente DC ou conterà pouca informação sobre a falha, forçando a tensão de sequência negativa necessária para acionar correntes simétricas na máquina, mas se a frequência de oscilação $2f_s$ for “visível” para a banda passante do regulador de velocidade, ou seja se a banda passante for muito acima de $2f_s$, então a corrente de comando imposta não será DC e irá conter informações relacionadas à falha, e a assinatura da falha será distribuída tanto nas tensões quanto nas correntes de alimentação da máquina (Tallam et al., 2003; Cheng et al., 2010).

Figura 2 ilustra o módulo da CS negativa nas tensões e correntes de um MI acionado por tensões senoidais equilibradas e por DTC. No caso do acionamento DTC a banda passante do controlador proporcional de velocidade é analisada em $1200Hz$ e $12Hz$ (uma década acima e uma década abaixo da frequência de oscilação da velocidade em $120Hz$). É observado que, de fato, para uma frequência de banda passante pequena, a CS negativa na corrente é menor do que quando a frequência de banda passante é ajustada acima de $2f_s$. Mas, mesmo para um valor de banda passante muito abaixo de $2f_s$ o DTC não consegue inserir tensões de sequência negativa suficiente para mover toda assinatura da falha das correntes para as tensões de alimentação limitado pela estreita faixa de histerese de fluxo, sendo assim as tensões conterà pouca informação sobre a falha e, portanto, não serão bons índices de diagnóstico. Como esperado, independente do valor da banda passante a CS negativa da corrente é menor no

acionamento DTC do que quando alimentado por tensões senoidais devido a tensão de sequência negativa imposta pelo DTC como uma reação aos efeitos visíveis da falha.

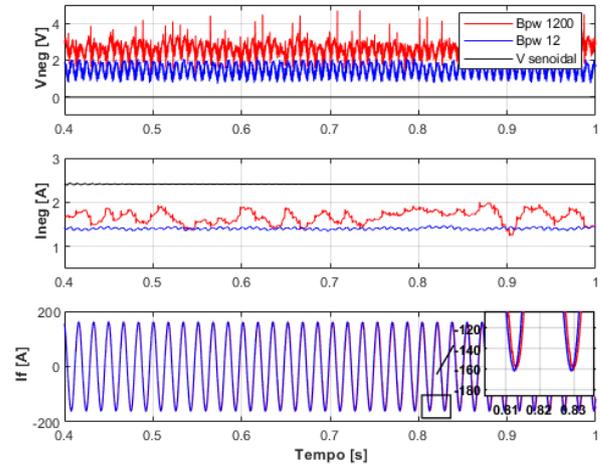


Figura 2. Módulo da CS negativa da tensão e corrente, e a corrente de falha. Considerando banda passante de velocidade em $12Hz$ e $1200Hz$.

A corrente de curto-circuito não será fortemente impactada pelo valor da banda passante do controlador, Figura 2. Assim, como a componente $2f_s$ no torque é consequência da interação entre $i_{s\beta} + i_{r\beta}$ e a da corrente de curto-circuito (segundo termo da Equação 8) (Berzoy et al., 2018b) também não é esperada variações significativas na oscilação do torque em $2f_s$. Mas, por outro lado, sabendo que os ganhos do PI são obtidos a partir das bandas passantes especificadas, a Figura 3 reporta os resultados de que o harmônico de 3º ordem inserido pelo DTC é fortemente dependente do ganho proporcional do controlador. Logo, quanto maior o 3º harmônico inserido pelo DTC menor será o componente $2f_s$ no torque devido a interação de $3f_s$ no fluxo do estator com a componente fundamental f_s , que irá produzir no torque uma componente pulsante na frequência de $2f_s$ de fase oposta à componente criada pela falha reduzindo a amplitude desta componente.

A Figura 4 ilustra o módulo da CS de sequência negativa na tensão e corrente e o espectro da corrente e do torque em relação a largura da banda de histerese de fluxo. De uma forma geral, como os valores tipicamente utilizados são estreitos, entre 1% e 3% do fluxo referência, portanto a variação destes parâmetros não irão provocar grande impacto na amplitude das grandezas características da falha. Quanto a banda de histerese de torque, uma margem de alteração foi testada e nenhuma variação significativa nas grandezas relacionadas à falha foi encontrada.

Em termos práticos estes parâmetros são conhecidos e facilmente coletados no algoritmo de controle caso seja necessário conhecer estes valores durante a implementação da metodologia de diagnóstico, além disso uma vez realizada o projeto do controle estes parâmetros não serão alterados durante a operação. No entanto, existem variações do DTC como por exemplo o DTC-SVM (*Space Vector Modulation*) no qual usualmente substituem as bandas de histerese por controladores PI, logo a CS negativa introduzida nas tensões de alimentação e a amplitude do 3º harmônico

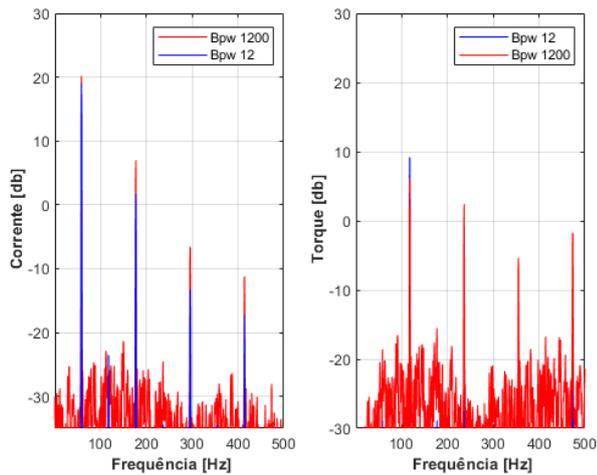


Figura 3. Espectro da corrente de alimentação a esquerda e do torque a direita, para banda passante de velocidade em $12Hz$ e $1200Hz$.

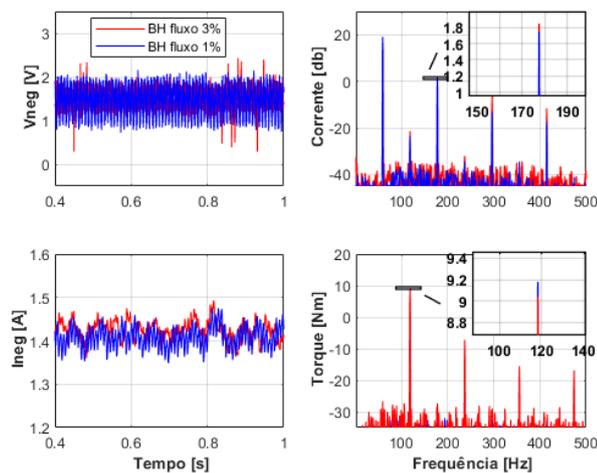


Figura 4. Módulo da CS negativa nas tensões e correntes a esquerda e o espectro da corrente de alimentação e do torque a direita. Considerando dois valores da banda de histerese de fluxo: 1% e 3% do fluxo de referência.

introduzido nas correntes do motor podem ser diferentes e alterar a assinatura da falha.

Em vista disso, é desejável que os índices de diagnóstico e monitoramento da severidade da falha sejam imunes ou suficientemente robustos a alterações nos valores das bandas passantes no ajuste dos ganhos dos controladores.

4.3 A Influência da Estimação Parâmetros

Os estimadores das variáveis de estado é uma parte importante da estrutura do DTC. É necessário estimar a amplitude do fluxo do estator e o setor em que ele se encontra, o torque e a velocidade. Os estimadores de fluxo e torque são baseado nas equações do modelo matemático e dependem sempre da incompatibilidade dos parâmetros do motor (equações 6 e 7). A demonstração matemática da introdução do 3° harmônico pelo DTC devido ao erro indexado na estimação dos parâmetros pelos efeitos visí-

veis é extremamente complexa devido natureza iterativa do controle além da presença de duas bandas de histerese. Mas, de posse do equacionamento exposto na sessão 3, tem-se que o elevado valor deste componente esta intimamente relacionado com o erro durante a estimação dos parâmetros. Apenas para exemplificar, a Figura 5 ilustra o aumento do erro na estimação do torque e do fluxo, e o aumento na amplitude do harmônico de 3° ordem na corrente conforme o aumento da severidade da falha.

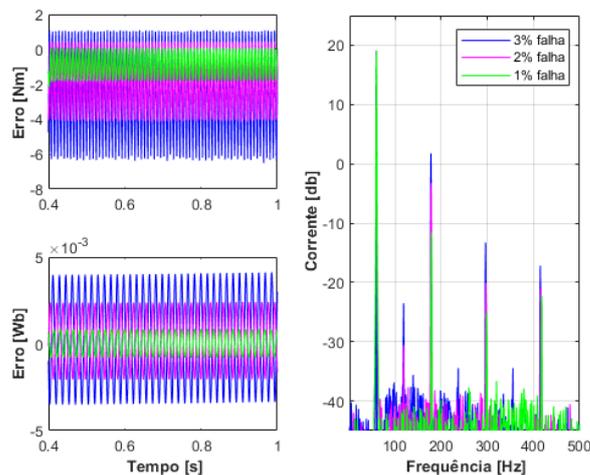


Figura 5. Erro na estimação do torque e fluxo a esquerda, e o espectro da corrente de alimentação do motor a direita.

Já é bastante difundido na literatura que o harmônico de 3° ordem está presente na corrente de alimentação mesmo em motores acionados diretamente a rede devido chamado efeito *speed-ripple* (Filippetti et al., 1998). No entanto, pequenos desequilíbrios na tensão de alimentação também provocam o aparecimento deste componente nas correntes. Por isto, o 3° harmônico não é comumente usado como base de diagnóstico de falhas em motores acionados diretamente a rede pois é possível a detecção de falso positivo. Por outro lado, inversores geralmente têm saída de tensão balanceada eliminando grande parte dos problemas do diagnóstico de falhas relacionados aos desequilíbrios da tensão de alimentação, indicando que o aumento significativo do 3° harmônico provocado pelo erro inserido nos estimadores de torque e fluxo é um bom parâmetro para diagnóstico de falha.

O fato é que mesmo para um motor sem quaisquer avarias no enrolamento do estator, outros fatores como por exemplo as com assimetrias inerentes a construção do motor, muito comuns em motores baixa potência especialmente os de enrolamento aleatório, provocam efeitos similares ao do CCEE. No caso de um motor acionado com DTC, ambos os fenômenos provocarão erro nas variáveis estimadas, mas o algoritmo de controle é incapaz de distinguir o CCEE inicial de assimetrias do motor (Cruz, 2004).

Embora a maioria das metodologias desenvolvidas para diagnóstico de falhas entre espiras em MI acionados com DTC abordadas até o momento foram desenvolvidas baseadas diretamente no 3° harmônico inserido pelo DTC ou indiretamente através do seu impacto (Cruz and Cardoso, 2004; Refaat et al., 2015; Wolkiewicz et al., 2016; Eldeeb

et al., 2019b,a), esta não é uma variável apropriada para o monitoramento contínuo de diagnóstico de falhas iniciais. Para que isto fosse possível seria necessário medir previamente a extensão da assimetria inerente, sendo esta uma limitação do uso deste variável para o diagnóstico pois nem sempre isso é viável em um ambiente industrial. Além disso, Eldeeb et al. (2018) mostram por resultados experimentais a existência de muitos outros harmônicos e inter-harmônicos, o que tornará, na prática, a detecção de falhas mais complicada.

Quanto aos estimadores de velocidade, sabe-se que eles são indispensáveis na maioria das aplicações práticas. Em Cruz and Cardoso (2004) e em Berzoy et al. (2018b) os autores estudaram o erro indexado na estimação de torque e fluxo, no entanto nenhuma análise foi realizada sobre a estimativa de velocidade no caso de operação defeituosa. Os estudos de diagnóstico de CCEE de um motor operando com DTC encontrados na literatura até o presente momento apesar de apresentarem um diagrama de blocos de um sistema com malha externa de regulação de velocidade os autores não deixam claro se o controle opera com medição ou estimação de velocidade. Ainda que em Tarchała and Wolkiewicz (2019) os autores tenham verificado o procedimento diagnóstico de falha no enrolamento do estator com falha em uma estrutura DFOC sem sensor, a estrutura DTC não foi abordada.

4.4 A Influência do Torque de Carga e da Velocidade de Operação do MI

Por se tratar de um acionamento a velocidade variável, é pertinente avaliar o comportamento da assinatura da falha introduzidas mediante variações da velocidade de referência do acionamento e pela carga acoplada ao motor. Apresenta-se na Tabela 2 os resultados obtidos para diferentes valores da velocidade de referência. Percebe-se pelos resultados computacionais que os parâmetros relativos são demasiadamente dependentes da velocidade de operação. Logo, em baixas velocidade as assinaturas de falha nas grandezas do motor serão quantitativamente pequenas, inclusive o 3° harmônico injetado pela reação do DTC, dificultando ainda mais o diagnóstico.

Tabela 2. Variação de algumas grandezas relacionadas à falha em função da velocidade referência de acionamento do motor.

Velocidade [rpm]	CSP [A]	CSN [A]	$3f_s I$ [db]	$2f_s Te$ [db]	If [A]
1710	10,02	1,41	1,74	9,17	161,2
855	9,86	1,12	-0,25	4,12	103,9
171	9,63	0,51	-4,71	-9,20	29,97

A dependência da corrente de falha com a frequência de alimentação do motor, é explicado pelo fato de que a frequência e a tensão na saída do inversor diminui a medida que a velocidade referência diminui, assim sendo as tensões induzidas nas espiras em curto-circuito dos enrolamentos estáticos também diminuem aproximadamente na mesma proporção da diminuição da velocidade de referência. A diminuição da corrente de curto-circuito aproximadamente proporcional a da velocidade de referência do acionamento provoca, conseqüentemente, a redução de todos os indicadores da avaria, como a CS negativa da

corrente de alimentação e a componente de $2f_s$ no torque eletromagnético desenvolvido pelo motor. Portanto, como as grandezas que carregam informações da falha variam aproximadamente proporcionais a corrente de falha, justifica o fato delas dependerem fortemente da velocidade de operação do motor (Cruz, 2004).

Os resultados obtidos para diferentes valores de torque de carga são apresentados na Tabela 3. Já é bastante difundido na literatura que a amplitude da CS positiva aumenta com o aumento da extensão da falha podendo ser utilizada como parâmetro de análise nos métodos de diagnóstico, mas por ser uma grandeza inevitavelmente dependente do carga acionada pelo motor, não é uma grandeza atrativa para ser utilizada como base de um diagnóstico.

Tabela 3. Variação de algumas grandezas relacionadas à falha em função do nível de carga do motor.

Torque de carga	CSP [A]	CSN [A]	$3f_s I$ [db]	$2f_s Te$ [db]	If [A]
100 %	10,03	1,42	1,74	9,17	161,7
50 %	7,52	1,32	1,69	2,04	160,6
10 %	6,49	1,23	0,67	-2,08	159,9

Nota-se que as grandezas que variam com a severidade da falha são menos sensíveis às variações no toque de carga do que em relação velocidade de referência do acionamento. Assim sendo, o diagnóstico de uma falha mais severa como por exemplo uma bobina curto-circuitada não seria comprometido, mas no caso de um CCEE inicial pequenas alterações nos índices de monitoramento podem levar a análises equivocadas, em vista disso é desejável que os efeitos da carga mecânica do motor sejam isolados dos efeitos introduzidos pela avaria tanto quanto possível. Cruz and Cardoso (2004) e Berzoy et al. (2018a) apresentam metodologias que não são significativamente dependentes da carga, mas quanto a velocidade de operação ainda não existem de soluções apresentadas na literatura.

Além disso, as metodologias para diagnóstico de falhas entre espiras em MI acionados com DTC abordadas até o momento foram adotadas totalmente no domínio da frequência ou requerem um estimador de frequência para transformação (Cruz and Cardoso, 2004; Refaat et al., 2015; Wolkiewicz et al., 2016; Berzoy et al., 2018a; Eldeeb et al., 2019b,a). Sabendo que a frequência de alimentação não é mantida constante durante uma operação, variando com velocidade, torque de carga ou até mesmo com o nível de falha em casos mais severos, faz-se necessário sempre conhecer frequência fundamental do acionamento adicionando complexidade e processamento de sinais ao método, ou até mesmo reduzindo a sua precisão caso o método de estimação da frequência não seja suficientemente robusto. Até o presente momento apenas Eldeeb et al. (2019c) tratou do sinal diretamente no domínio do tempo, mas não apresentou nenhuma análise sobre a eficiência do método considerando operações dinâmicas.

5. CONCLUSÃO

Neste trabalho, a influência do Controle Direto de Torque (DTC) no diagnóstico de falhas de Curto-Circuito Entre Espiras (CCEE) do estator foi discutida em detalhes e

analisada por meio de simulações computacionais. Explicações detalhadas de todos os fenômenos envolvendo o acionamento por DTC que impactam as grandezas relacionadas ao CCEE em sua fase inicial, dificultando o seu diagnóstico, foram apresentadas e ilustradas pelos resultados computacionais obtidos. O conhecimento detalhado de todos estes mecanismos permite auxiliar o desenvolvimento de estratégias eficazes para técnicas de monitoramento *on-line* de condições, que constitui uma importante ferramenta no âmbito das estratégias para o incremento da confiabilidade dos sistemas. Por fim, foram evidenciadas lacunas no campo do diagnóstico de CCEEs em MI acionados por DTC, onde um maior esforço acadêmico deve ser empregado para que sistemas de acionamento mais robustos possam ser desenvolvidos e disponibilizados comercialmente.

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com o apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de financiamento 001.

REFERÊNCIAS

- Baccarini, L.M.R., de Menezes, B.R., and Caminhas, W.M. (2010). Fault induction dynamic model, suitable for computer simulation: Simulation results and experimental validation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 24(1), 300–311.
- Bellini, A., Filippetti, F., Franceschini, G., and Tassoni, C. (2000). Closed-loop control impact on the diagnosis of induction motors faults. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 36(5), 1318–1339.
- Berzoy, A., Eldeeb, H.H., and Mohammed, O. (2018a). On-line fault detection of stator winding faults in im driven by DTC using the off-diagonal term of the symmetrical component impedance matrix. In *Conference Proceedings - IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC*, volume 2018-March, 2482–2487.
- Berzoy, A., Mohammed, O.A., and Restrepo, J. (2018b). Analysis of the Impact of Stator Interturn Short-Circuit Faults on Induction Machines Driven by Direct Torque Control. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 33(3), 1463–1474.
- Cheng, S., Zhang, P., and Habetler, T. (2010). Detecting and locating the stator turn-to-turn faults in a closed-loop multiplemotor drive system. In *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, 3247–3254.
- Choi, S., Haque, M.S., Arafat, A., and Toliyat, H.A. (2017). Detection and Estimation of Extremely Small Fault Signature by Utilizing Multiple Current Sensor Signals in Electric Machines. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 53(3), 2805–2816.
- Cruz, S.M. (2004). *Diagnóstico e Análise de Avarias nos Enrolamentos Estatóricos de Motores de Indução Trifásicos Através da Aplicação do Método dos Referenciais Múltiplos*. Tese de doutorado, Universidade de Coimbra.
- Cruz, S.M. and Cardoso, A.J. (2004). Diagnosis of stator inter-turn short circuits in DTC induction motor drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 40(5), 1349–1360.
- Eldeeb, H.H., Berzoy, A., and Mohammed, O. (2018). Comprehensive Investigation of Harmonic Signatures Resulting from Inter-Turn Short-Circuit Faults in DTC Driven im Operating in Harsh Environments. In *Proceedings - 2018 23rd International Conference on Electrical Machines, ICEM 2018*, 2579–2585. IEEE.
- Eldeeb, H.H., Berzoy, A., and Mohammed, O. (2019a). Radiated em Flux Based Diagnostic Approach for Stator Insulation Failures in Inverter Fed Motors. In *2019 International Applied Computational Electromagnetics Society Symposium in Miami, ACES-Miami 2019*, 1–2. ACES.
- Eldeeb, H.H., Berzoy, A., and Mohammed, O. (2019b). Stator Fault Detection on DTC-Driven im via Magnetic Signatures Aided by 2-D FEA Co-Simulation. *IEEE Transactions on Magnetics*, 55(6), 1–5.
- Eldeeb, H.H., Berzoy, A., Saad, A.A., and Mohammed, O.A. (2019c). On-line monitoring of stator inter-turn failures in DTC driven asynchronous motors using mathematical morphological gradient. In *Conference Proceedings - IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC*, volume 2019-March, 1018–1023. IEEE.
- Filippetti, F., Franceschini, G., Tassoni, C., and Vas, P. (1998). AI techniques in induction machines diagnosis including the speed ripple effect. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 34(1), 98–108.
- Godoy, W.F., Da Silva, I.N., Goedtel, A., and Cunha Palácios, R.H. (2015). Evaluation of stator winding faults severity in inverter-fed induction motors. doi: 10.1016/j.asoc.2015.03.053. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.asoc.2015.03.053>.
- Joksimovic, G.M. and Penman, J. (2000). The detection of inter-turn short circuits in the stator windings of operating motors. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 47(5), 1078–1084.
- Klimkowski, K., Dybkowski, M., and Bednarsz, S.A. (2017). Influence of stator and rotor resistances changes to the properties of the Fault Tolerant Vector Control of induction motor drive. In *2017 International Symposium on Electrical Machines, SME 2017*, 1–5.
- Krause, P.C., Wasynczuk, O., and Sudhoff, S.D. (1986). *Analysis of electrical machinery and dirve systems*. New York: IEEE press, second edi edition.
- Nandi, S. (2004). A detailed model of induction machines with saturation extendable for fault analysis. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 40(5), 1302–1309.
- Refaat, S.S., Abu-Rub, H., and Iqbal, A. (2015). ANN-based system for inter-turn stator winding fault tolerant DTC for induction motor drives. In *2015 17th European Conference on Power Electronics and Applications, EPE-ECCE Europe 2015*, 1–7.
- Tallam, R.M., Habetler, T.G., and Harley, R.G. (2003). Stator winding turn-fault detection for closed-loop induction motor drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 39(3), 720–724.
- Tarchala, G. and Wolkiewicz, M. (2019). Performance of the stator winding fault diagnosis in sensorless induction motor drive. *Energies*, 12(8), 14–19.
- Wolkiewicz, M., Tarchala, G., Orłowska-Kowalska, T., and Kowalski, C. (2016). Stator fault monitoring based on internal signals of vector controlled induction motor drives. In *IECON Proceedings (Industrial Electronics Conference)*, 2951–2956.