基于MIRPSA的感应电动机转子断条数目诊断判据

许伯强,孙丽玲
(华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室,北京 102206)

摘要:在感应电动机转子断条数目诊断方面,电机定子电流信号分析(MCSA)类方法已经建立明确的解析判据,而电机瞬时无功功率信号分析(MIRPSA)类方法缺乏理论支撑。为此,针对转子断条故障推导了感应电动机瞬时无功功率特征分量的幅值与转子断条数目间的数值对应关系,由此建立了具有解析意义的基于MIRPSA的转子断条数目诊断判据。感应电动机转子断条故障仿真与实验证明了所提判据的有效性。

关键词:感应电动机;转子断条;故障诊断;判据;电机定子电流信号分析;电机瞬时无功功率信号分析
中图分类号:TM 315 **文献标识码**:A DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2019.03.021

0 引言

感应电动机转子断条故障是指其转子导条断裂故障。根据电机旋转电磁场理论可知,该故障将导致感应电动机定子电流中出现频率为$(1\pm2s)f_1$的附加分量(下文简称$(1\pm2s)f_1$分量,其中s为转差率,f_1为供电频率)[1],可以将其视为感应电动机转子断条故障的特征从而进行故障诊断。

理论上,对定子电流信号进行频谱分析并考察其$(1\pm2s)f_1$分量即可实施感应电动机转子断条故障诊断。这类方法通常称为基于电机定子电流信号分析MCSA(Motor Current Signal Analysis)的转子断条故障诊断方法[2-9]。但是,就工程实际而言,MCSA类方法尚存在缺陷:MCSA类方法并不适用于低转差率情况,这是因为此时$(1\pm2s)f_1$与f_1的数值接近,另外$(1\pm2s)f_1$分量的幅值远小于f_1分量的幅值,作为感应电动机转子断条故障特征的$(1\pm2s)f_1$分量往往淹没在f_1分量中[3-5,10-11];另外,MCSA类方法尚不具备区分感应电动机转子断条故障与负荷波动的能力[12-16]。

为此,文献[12-16]对瞬时无功功率信号进行频谱分析从而实施感应电动机转子断条故障诊断,其本质为:将定子电流信号中的f_1分量转变为直流分量并予以滤除、将$(1\pm2s)f_1$分量转变为$2sf_1$分量,从而凸显$(1\pm2s)f_1$分量,实现低转差率情况下的感应电动机转子断条故障诊断。这类方法通常称为基于电机瞬时无功功率信号分析MIRPSA(Motor Instantaneous Reactive Power Signal Analysis)的转子断条故障诊断方法。同时,结合瞬时有功功率信号频谱分析,MIRPSA类方法可以正确区分感应电动机转子断条故障与负荷波动[12-16]。

显然,MCSA类方法与MIRPSA类方法均已获得成功应用,但后者的适用范围更加广泛、发展前景更加乐观。

需要指出的是,感应电动机转子断条故障诊断的核心工作之一为转子断条数目的诊断。对此,MCSA类方法已经建立明确的解析判据,但目前,MIRPSA类方法往往仅能根据经验对转子断条数目进行诊断,缺乏理论支撑。鉴于此,本文研究了适用于MIRPSA类方法并具有解析意义的转子断条数目诊断判据。

本文基于文献[12-16],推导了感应电动机发生转子断条故障情况下感应电动机瞬时无功功率的解析表达式,并提炼出$2sf_1$分量的幅值与转子断条数目之间的数值对应关系,从而形成基于MIRPSA的转子断条数目诊断判据。转子断条故障仿真与实验结果表明本文判据是有效的。

1 基于MCSA的转子断条数目诊断判据

根据感应电动机转子断条故障机理,文献[6-9]推导了基于MCSA的转子断条数目诊断判据,如式(1)所示。

$$N_b \approx \frac{I_L+I_R}{I_m\cos\varphi}N_r \tag{1}$$

其中,N_b为断条数目;I_L为定子电流$(1-2s)f_1$分量的幅值;I_R为定子电流$(1+2s)f_1$分量的幅值;I_m为定子电流f_1分量的幅值;$\cos\varphi$为功率因数;N_r为导条总数目。

式(1)所示判据是经过解析推导而得到的,因此具有明确的解析意义,且该判据已广泛应用于实际的感应电动机转子断条故障诊断中[2-9],其有效性毋庸置疑。

但是,必须注意的是,在低转差率情况下,定子电流$(1\pm2s)f_1$分量往往被f_1分量淹没[3-5,10-11],导致I_L、I_R无法获取,此时式(1)所示判据不再适用,需考虑MIRPSA类方法。

收稿日期:2018-02-16;**修回日期**:2018-12-14
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51277077)
Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51277077)

2　基于 MIRPSA 的转子断条数目诊断判据

文献[12-16]提出了基于 MIRPSA 的感应电动机转子断条故障诊断方法,该类方法适用于低转差率情况,并且可以正确区分转子断条故障与负荷波动,因此具有广阔的应用发展前景。

但目前 MIRPSA 类方法往往仅能根据经验诊断转子断条数目,或者仅定义某种故障严重指数,缺乏理论支撑。如文献[13]定义了式(2)所示的转子断条故障严重指数,该指数确实可以反映转子断条故障的严重程度,但其是根据经验定义的,并未经过理论推导,解析意义也就无从谈起。

$$\mathrm{SF}=\frac{A_{\mathrm{q}}}{P_{\mathrm{av}}}\times 100\% \tag{2}$$

其中,A_{q} 为瞬时无功功率 $2sf_1$ 分量的幅值;P_{av} 为有功功率的平均值。

鉴于此,本文提出了基于 MIRPSA 的感应电动机转子断条数目诊断判据。

众所周知,感应电动机转子断条故障将导致其定子电流中出现频率为 $(1-2s)f_1$ 的附加分量,如式(3)所示。

$$i'_{\mathrm{L}k}=I'_{\mathrm{L}}\cos\left[(1-2s)\omega t-\alpha_{\mathrm{L}}-\frac{2(k-1)\pi}{3}\right]\quad k=1,2,3 \tag{3}$$

其中,I'_{L} 为由感应电动机转子断条故障直接导致的定子电流 $(1-2s)f_1$ 分量的幅值;$\omega=2\pi f_1$;α_{L} 为初相角;t 为时间;$k=1$、$k=2$、$k=3$ 分别对应 a 相、b 相、c 相,后同。

该附加分量 $i'_{\mathrm{L}k}$ 与基波磁通作用产生一脉动转矩并对基波磁通形成相位调制,从而在定子绕组中感应出频率为 $(1-2s)f_1$、$(1+2s)f_1$ 的附加电动势。前者将产生频率为 $(1-2s)f_1$ 的定子电流附加分量 $i''_{\mathrm{L}k}$ 如式(4)所示,可将其视为对 $i'_{\mathrm{L}k}$ 的反应;后者将产生频率为 $(1+2s)f_1$ 的定子电流附加分量 $i_{\mathrm{R}k}$,如式(5)所示。式(4)、(5)的具体推导过程参阅文献[6-9,13],本文不再赘述。

$$\begin{cases} i''_{\mathrm{L}k}=I''_{\mathrm{L}}\cos\left[(1-2s)\omega t-\alpha_{\mathrm{L}}-\alpha_{\mathrm{S}}-\dfrac{\pi}{2}-\dfrac{2(k-1)\pi}{3}\right] \\ I''_{\mathrm{L}}=\dfrac{3(1-2s)p^2I'^2_{\mathrm{L}}\Psi^2}{16\sqrt{2}\pi Js^2f_1Z_{\mathrm{S}}} \end{cases} \tag{4}$$

$$\begin{cases} i_{\mathrm{R}k}=I_{\mathrm{R}}\cos\left[(1+2s)\omega t+\alpha_{\mathrm{L}}-2\alpha_{\Psi}-\alpha_{\mathrm{S}}+\dfrac{\pi}{2}-\dfrac{2(k-1)\pi}{3}\right] \\ I_{\mathrm{R}}=\dfrac{3(1+2s)p^2I'^2_{\mathrm{L}}\Psi^2}{16\sqrt{2}\pi Js^2f_1Z_{\mathrm{S}}} \end{cases} \tag{5}$$

其中,I''_{L}、I_{R} 分别为 $i''_{\mathrm{L}k}$、$i_{\mathrm{R}k}$ 的幅值;Z_{S}、α_{S} 分别为定子阻抗的模值、阻抗角;J 为转动惯量;Ψ 和 α_{Ψ} 分别为基波磁链的有效值和初相角;p 为极对数。

因此,感应电动机转子断条故障情况下的定子电流信号可以表示为:

$$i_{sk}=I_{\mathrm{m}}\cos(\omega t)+i'_{\mathrm{L}k}+i''_{\mathrm{L}k}+i_{\mathrm{R}k}\quad k=1,2,3 \tag{6}$$

根据式(6)可知,在感应电动机转子断条故障情况下,定子电流实际包含 2 个 $(1-2s)f_1$ 分量——$i'_{\mathrm{L}k}$、$i''_{\mathrm{L}k}$。因此,对定子电流信号进行快速傅里叶变换(FFT)频谱分析而获得的 $(1-2s)f_1$ 分量的幅值 I_{L} 实际上应为 $i'_{\mathrm{L}k}$ 与 $i''_{\mathrm{L}k}$ 的综合效果。由式(3)、(4)可知,$i'_{\mathrm{L}k}$ 与 $i''_{\mathrm{L}k}$ 的相位差为 $\alpha_{\mathrm{S}}+\pi/2$,而对于感应电动机而言 $\alpha_{\mathrm{S}}\approx\pi/2$,则 $i'_{\mathrm{L}k}$ 与 $i''_{\mathrm{L}k}$ 的相位差近似为 π,即二者反相。因此可得:

$$I'_{\mathrm{L}}=I_{\mathrm{L}}+I''_{\mathrm{L}} \tag{7}$$

式(7)中的 I''_{L} 是无法通过对定子电流信号进行频谱分析而获得的。但根据式(4)、(5)可知,$I''_{\mathrm{L}}\approx I_{\mathrm{R}}$(因为 $s\ll 1$),而 I_{R} 为定子电流 $(1+2s)f_1$ 分量的幅值,可以通过定子电流信号频谱分析获得。因此有式(8)成立:

$$I'_{\mathrm{L}}\approx I_{\mathrm{L}}+I_{\mathrm{R}} \tag{8}$$

为不失一般性,假定定子电压信号的表达式为:

$$u_{sk}=U_{\mathrm{m}}\cos\left[\omega t+\varphi-\frac{2(k-1)\pi}{3}\right]\quad k=1,2,3 \tag{9}$$

其中,U_{m}、φ 分别为定子电压信号的幅值与初相角。

则三相感应电动机的瞬时无功功率信号可以表示为:

$$q=\sum_{k=1}^{3}\hat{u}_{sk}i_{sk} \tag{10}$$

其中,$\hat{u}_{sk}$ 为 u_{sk} 的希尔伯特变换,实际上是对 u_{sk} 的 90°相移,具体参阅文献[11]。将式(6)、(9)代入式(10),进一步推导可得 q 的展开形式,如式(11)所示。

$$\begin{aligned} q=&1.5U_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{m}}\sin\varphi+1.5U_{\mathrm{m}}\sqrt{(I'_{\mathrm{L}})^2+(2I_{\mathrm{R}})^2(\cos\alpha_{\mathrm{S}})^2}\times\\ &\cos[2\pi(2sf_1)t+\alpha_{\mathrm{L}}-\alpha_{\Psi}+\gamma] \end{aligned} \tag{11}$$

$$\gamma=\arctan[(2I_{\mathrm{R}}\cos\alpha_{\mathrm{S}})/I'_{\mathrm{L}}]$$

根据式(11)可知:在感应电动机转子断条故障情况下,感应电动机的瞬时无功功率中将出现一频率为 $2sf_1$ 的波动分量,该波动分量即为瞬时无功功率信号中感应电动机转子断条故障的特征分量。因此,对瞬时无功功率信号进行频谱分析并考察该特征分量,即可进行感应电动机转子断条故障诊断。这就是文献[12-16]方法的理论基础。

由式(11)可得感应电动机转子断条故障导致的瞬时无功功率 $2sf_1$ 分量的幅值表达式如式(12)所示。

$$A_q = 1.5U_m\sqrt{(I'_L)^2+(2I_R)^2(\cos\alpha_S)^2} \approx 1.5U_m I'_L \quad (12)$$

对于感应电动机而言，$\alpha_S \approx \pi/2$、$\cos\alpha_S \approx 0$。

综合式(1)、(8)、(12)可得：

$$N_b \approx \frac{A_q}{1.5U_m I_m \cos\varphi} N_r \quad (13)$$

式(13)即为基于MIRPSA的转子断条数目诊断判据。显然，该判据经过理论推导得到，具有解析意义，解决了目前MIRPSA类方法不能定量诊断转子断条数目的问题。

需要说明的是，上述解析推导已采用MATLAB的符号运算功能进行了验证，下面通过仿真与实验验证其有效性。

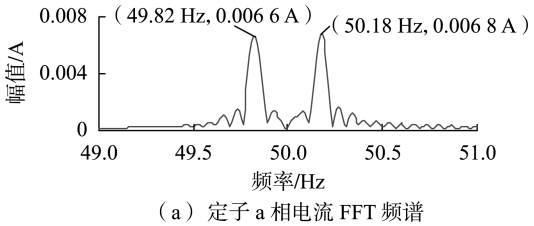
3 仿真与实验验证

3.1 仿真验证

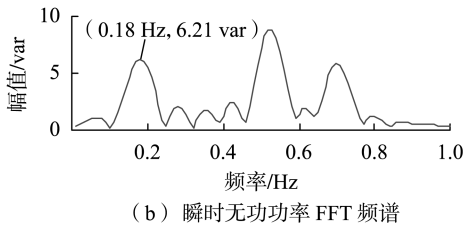
针对1台1对极Y100L-2型三相笼型感应电动机(额定功率为3 kW，额定电压为380 V，额定频率为50 Hz，N_r=20)进行仿真，具体参阅文献[1]。

该感应电动机在空载且发生转子1根断条故障情况下的转差率约为0.2%，其对应的定子a相电流FFT频谱和瞬时无功功率FFT频谱分别如图1(a)、(b)所示。该感应电动机在空载且发生转子2根断条故障情况下的仿真结果如图2所示。基于式(1)、(13)判据的诊断结果如表1所示。表中，Q为瞬时无功功率的平均值(直流分量)，对瞬时无功功率信号进行平均值运算可得$\cos\varphi=(1-\sin^2\varphi)^{1/2}$，其中$\sin\varphi=Q/(1.5U_mI_m)$。

注意：在本文中，定子电流频谱均为自适应滤波FFT频谱，即首先对定子电流信号进行自适应滤波以滤除其f_1分量，然后再进行FFT分析而获得的频谱，详见文献[2]。类似地，瞬时无功功率频谱是滤除其直流分量后再进行FFT分析得到的频谱。



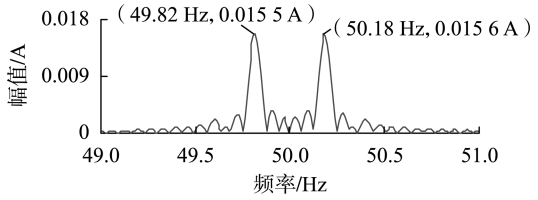
(a) 定子a相电流FFT频谱



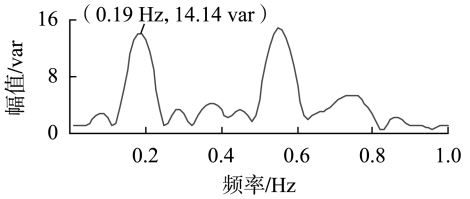
(b) 瞬时无功功率FFT频谱

图1 感应电动机空载且发生转子1根断条故障情况下的仿真结果

Fig.1 Simulative results of no-loaded induction motor with one broken rotor bar



(a) 定子a相电流FFT频谱



(b) 瞬时无功功率FFT频谱

图2 感应电动机空载且发生转子2根断条故障情况下的仿真结果

Fig.2 Simulative results of no-loaded induction motor with two broken rotor bars

表1 转子断条数目诊断结果

Table 1 Diagnosis results of broken rotor bar number

参数	参数值	
	转子1根断条	转子2根断条
I_m/A	2.699 6	2.701 4
I_L/A	0.006 6	0.015 5
I_R/A	0.006 8	0.015 6
U_m/V	311.13	311.13
Q/var	1 241.45	1 242.46
$\cos\varphi$	0.17	0.17
A_q/var	6.21	14.14
式(1)判据诊断结果	0.58根断条	1.35根断条
式(13)判据诊断结果	0.58根断条	1.32根断条

由图1、2和表1可知：在感应电动机发生转子1根断条和转子2根断条故障的情况下，式(1)判据的诊断结果分别为0.58、1.35根断条，对于工程实际而言该诊断结果是有效的；式(13)判据的诊断结果分别为0.58、1.32根断条，与式(1)判据的诊断结果一致。究其原因，由式(12)可得$I'_L \approx A_q/(1.5U_m)$，这与式(8)中$I'_L \approx I_L + I_R$实际上是一致的。例如，由表1数据，根据式(12)计算得到的I'_L分别为0.013 3 A、0.030 3 A，根据式(8)计算得到的I'_L分别为0.013 4 A、0.031 1 A，两者是对应匹配的。这就表明，式(13)判据与式(1)判据在理论上一脉相承，具有解析意义和有效性。

需要说明的是，根据图1(a)、图2(a)可知，在低转差率情况下，转子断条故障特征$(1\pm 2s)f_1$分量在定子电流频谱中是清晰可辨的，因此诊断判据式(1)成立。这是因为在仿真过程中，定子电流f_1分量的幅值、频率是设为恒定的，通过自适应滤波可将其完全滤除。

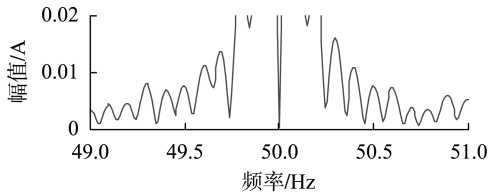
3.2 实验验证

进一步通过实验验证式(13)所示的判据，实验电机同样采用Y100L-2型三相笼型感应电动机，配备存在1根断条和2根断条的故障转子(距端环

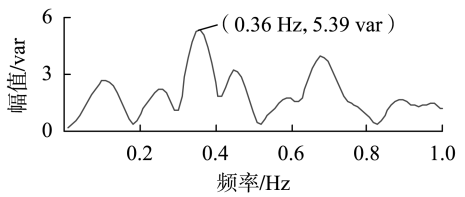
10 mm处钻孔，直径为 6 mm、深度为 10 mm）以模拟转子断条故障，实验设备如附录中的图 A1 所示。

令感应电动机空载，此时转差率约为 0.3%，属于低转差率情况。

图 3、图 4 分别为转子 1 根断条、2 根断条情况下的实验结果，基于式(13)判据的诊断结果示于表 2。



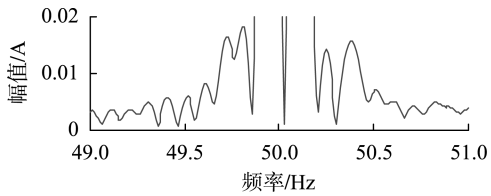
（a）定子 a 相电流 FFT 频谱



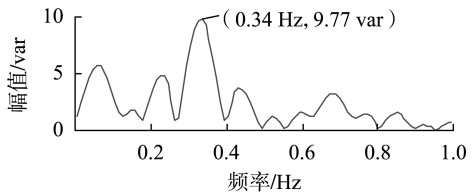
（b）瞬时无功功率 FFT 频谱

图 3　感应电动机空载且发生转子 1 根断条故障情况下的实验结果

Fig.3　Experimental results of no-loaded induction motor with one broken rotor bar



（a）定子 a 相电流 FFT 频谱



（b）瞬时无功功率 FFT 频谱

图 4　感应电动机空载且发生转子 2 根断条故障情况下的实验结果

Fig.4　Experimental results of no-loaded induction motor with two broken rotor bars

表 2　转子断条数目诊断结果

Table 2　Diagnosis results of broken rotor bar number

参数	参数值	
	转子 1 根断条	转子 2 根断条
I_m/A	3.717 3	3.719 9
I_L/A	—	—
I_R/A	—	—
U_m/V	310.14	309.97
Q/var	1 671.98	1 681.87
cos φ	0.22	0.23
A_q/var	5.39	9.77
式(1)判据诊断结果	—	—
式(13)判据诊断结果	0.28 根断条	0.49 根断条

根据图 3(a)、图 4(a)可知：在低转差率情况下，转子断条故障特征$(1\pm2s)f_1$分量在定子电流频谱中是难以辨识的。这是因为就工程实际而言，定子电流f_1分量的幅值、频率必然是波动的，其自适应滤波的效果难以达到理想状态，所以仍然存在泄漏的f_1分量，导致转子断条故障特征$(1\pm2s)f_1$分量被淹没。因此，诊断判据式(1)将不再适用。但是，在瞬时无功功率频谱中，转子断条故障特征$2sf_1$分量清晰可辨，因此判据式(13)是适用的，参见图 3(b)、图 4(b)与表 2。

需要注意的是：上述仿真与实验中，诊断结果与转子断条数目的实际值存在较大偏差，但二者的变化趋势是一致的，因此仍有工程参考价值。当然，在实际工作中可以根据具体情况对诊断结果进行校正，文献[9,17]根据转子断条故障后存在于“导条与铁芯间”的分布电流校正诊断结果。

4　结语

针对笼型感应电动机转子断条数目诊断这一实际问题，推导了感应电动机转子断条故障情况下瞬时无功功率特征分量的幅值与转子断条数目之间的数值对应关系，由此形成了基于 MIRPSA 的转子断条数目诊断判据。该判据具有明确的解析意义，并且在理论上与经典的 MCSA 判据一致。感应电动机转子断条故障仿真与实验结果表明该判据是有效的。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献：

[1] 马宏忠，胡虔生，黄允凯，等. 感应电机转子绕组故障仿真与实验研究[J]. 中国电机工程学报，2003，23(4)：107-112.
MA Hongzhong，HU Qiansheng，HUANG Yunkai，et al. Simulating and experiment studying on rotor winding fault of induction motor [J]. Proceedings of the CSEE，2003，23(4)：107-112.

[2] 许伯强，李和明，孙丽玲，等. 笼型异步电动机转子断条故障检测新方法[J]. 中国电机工程学报，2004，24(5)：115-119.
XU Boqiang，LI Heming，SUN Liling，et al. A novel detection method for broken rotor bars in induction motors[J]. Proceedings of the CSEE，2004，24(5)：115-119.

[3] 孙丽玲，王续，许伯强. 基于 SVD 滤波技术与快速四阶累积量 ESPRIT 算法的异步电动机转子断条故障检测新方法[J]. 电工技术学报，2015，30(10)：147-156.
SUN Liling，WANG Xu，XU Boqiang. A detection method for broken rotor bar fault in induction motors based on SVD and SFOC-ESPRIT [J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2015，30(10)：147-156.

[4] 许伯强，李金卜. 基于奇异值分解滤波与 APES 算法的异步电动机转子故障检测[J]. 电力自动化设备，2016，36(8)：165-169.
XU Boqiang，LI Jinbo. Rotor fault detection based on SVD filtering and APES algorithm for asynchronous motor[J]. Electric Power Automation Equipment，2016，36(8)：165-169.

[5] 王臻，李承，陈旭，等. 短时数据下利用双 HTLS 参数估计的异步电机转子断条故障诊断[J]. 电力自动化设备，2017，37(1)：

182-186.
WANG Zhen, LI Cheng, CHEN Xu, et al. Broken rotor bar diagnosis by double HTLS parameter estimation based on short-time data of induction motor[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(1): 182-186.
[6] FILIPPETTI F, MARTELLI M, FRANCESCHINI G, et al. Development of expert system knowledge base to on-line diagnosis of rotor electrical faults of induction motors[C]// IEEE Industrial Application Society 1992 Annual Meeting. Houston, USA: IEEE, 1992: 92-99.
[7] FILIPPETTI F, FRANCESCHINI G, TASSONI C, et al. AI techniques in induction machines diagnosis including the speed ripple effect[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1998, 34(1): 98-108.
[8] BELLINI A, FILIPPETTI F, FRANCESCHINI G, et al. Quantitative evaluation of induction motor broken bars by means of electrical signature analysis[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2001, 37(5): 1248-1255.
[9] XU Boqizng, SUN Liling, REN Hui. A new criterion for the quantification of broken rotor bars in induction motors[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2010, 25(1): 100-106.
[10] LEE S B, HYUN D, KANG T, et al. Identification of false rotor fault indications produced by online MCSA for medium-voltage induction machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2016, 52(1): 729-739.
[11] XU Boqiang, SUN Liling, XU Lie, et al. Improvement of the Hilbert method via ESPRIT for detecting rotor fault in induction motors at low slip[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, 28(1): 225-233.
[12] DRIF M, MARQUES CARDOSO A J. The use of the instantaneous-reactive-power signature analysis for rotor-cage-fault diagnostics in three-phase induction motors[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2009, 56(11): 4606-4614.
[13] ANGELO C H D, BOSSIO G R, GARCÍA G O. Discriminating broken rotor bar from oscillating load effects using the instantaneous active and reactive powers[J]. IET Electric Power Applications, 2010, 4(4): 281-290.
[14] CRUZ S M A. An active-reactive power method for the diagnosis of rotor faults in three-phase induction motors operating under time-varying load conditions[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(1): 71-84.
[15] 王臻, 李承, 许允之, 等. α-β 坐标系下瞬时无功功率的笼型感应电机转子故障诊断[J]. 电工技术学报, 2015, 30(10): 179-186.
WANG Zhen, LI Cheng, XU Yunzhi, et al. Rotor fault diagnosis of squirrel cage asynchronous motor based on instantaneous reactive power in α-β coordinates[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(10): 179-186.
[16] HEONYOUNG K, SANG B L, SUNGBONG P, et al. Reliable detection of rotor faults under the influence of low-frequency load torque oscillations for applications with speed reduction couplings[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2016, 52(2): 1460-1468.
[17] WALLISER R F, LANDY C F. Determination of interbar current effects in the detection of broken rotor bars in squirrel cage induction motors[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1994, 9(1): 152-158.

作者简介:

许伯强

许伯强(1972—),男,河北保定人,教授,博士,主要研究方向为大型电机的状态监测与故障诊断(**E-mail**: xbq_ncepu@126.com);

孙丽玲(1972—),女,河北邢台人,副教授,博士,研究方向为大型电机的状态监测与故障诊断(**E-mail**: sll_ncepu@126.com)。

A MIRPSA-based criterion to quantify broken rotor bars in induction motors

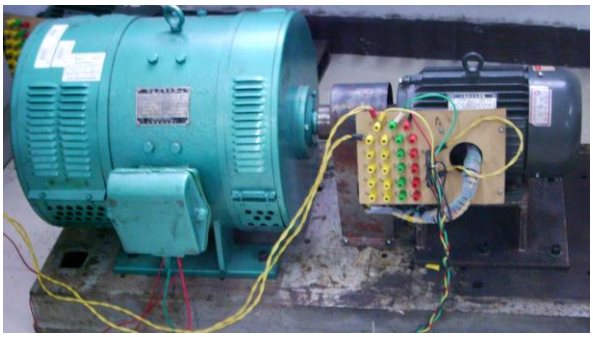
XU Boqiang, SUN Liling

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: In the diagnosis of broken rotor bars in induction motors, the methods based on MCSA (Motor Current Signal Analysis) have established explicit criterions, while the methods based on MIRPSA (Motor Instantaneous Reactive Power Signal Analysis) lack theoretical support. Therefore, the numerical relationship between the magnitude of the feature component of instantaneous reactive power and the number of broken rotor bars is deduced, based on which, a diagnostic criterion to quantify the broken rotor bars based on MIRPSA is analytically established. The numerical simulation and laboratory experiment verify the effectiveness of the proposed criterion.

Key words: induction motor; broken rotor bar; fault diagnosis; criterion; MCSA; MIRPSA

附录



（a）电机与负载

（b）1 根断条转子

（c）2 根断条转子

图 A1　实验设备

Fig.A1　Experimental devices