正负双序独立控制策略下的逆变型分布式电源不对称故障电流分析

常仲学[1],杨忠礼[2],宋国兵[1],黄 炜[1],库永恒[2],苏高峰[2],王新铭[2]
(1. 西安交通大学 电气工程学院,陕西 西安 710049;2. 国网河南新乡供电公司,河南 新乡 453002)

摘要:为揭示电网不对称故障下逆变型分布式电源的故障特征及机理,基于功率平衡和特性受控的思想,推导了基于正负双序独立控制策略下的短路电流表达式并分析了短路电流的影响因素。分析结果表明:逆变型分布式电源的正、负序电流 dq 轴分量是电压跌落作用下的二阶响应,三相正、负序电流由于二阶响应的超调一般呈现先逐渐增大后衰减到稳态值的趋势;逆变型分布式电源不对称故障电流的稳态值与输出的有功功率、无功功率以及正序电压、负序电压大小有关,暂态特性与变流器的控制参数以及故障瞬间电流相位紧密相关。PSCAD 仿真和录波数据验证了理论推导的正确性。分析方法能够有效地表征逆变型分布式电源的故障特征,为通过变流器并网元件的故障特征分析和相关继电保护研究提供了理论参考。

关键词:逆变型分布式电源;网侧变流器;不对称故障电流;故障分析;短路电流
中图分类号:TM 761 **文献标识码**:A DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.01.006

0 引言

电压源型换流器具有有功和无功解耦控制、单位功率因数运行、功率双向流动等优点,在电力系统中得到了大量应用,如新能源发电并网、柔性直流输电、静止动态无功发生器(SVG)等[1]。通常将经逆变器并网的分布式电源称作逆变型分布式电源 IIDG(Inverter Interfaced Distributed Generator)。电网故障时,IIDG 的故障特征与同步机有很大差别,给电力系统的运行和保护带来了巨大的挑战[2]。

目前对于含变流器元件的故障特征分析主要集中在 2 个方面:通过仿真和录波数据得到故障特征[3-6],如正负序阻抗不相等、短路电流受限等,但相关研究没有深入揭示故障特征产生的机理;建立含 IIDG 电网的短路电流新方法[7-13]。文献[3-4]指出直驱风机的正、负序阻抗波动且不相等,所以突变量保护应用于风电接入系统时存在问题。文献[5]仿真分析了光伏系统在不同故障条件下的短路电流特性,指出光伏系统的短路电流幅值、衰减速度等都与同步机不同。文献[6]仿真了 IIDG 在各种故障下的短路电流并定性地分析了 2 种不同控制策略下的故障特征。文献[7-11]提出了 IIDG 并网后的短路电流计算模型和方法,但是这些模型都是基于故障稳态,并未深入分析 IIDG 的暂态特征,且这些模型仅包含正序电流而忽略了负序电流,实际上当电网发生不对称故障时 IIDG 会提供负序电流。文献[12]仅分析了光伏电源在三相对称故障情况下的暂态特征,没有涉及不对称故障。文献[13]在计算短路电流时虽然考虑了 IIDG 输出负序电流的特征,但未深入分析 IIDG 的暂态故障电流。

综合以上分析可以看出,对 IIDG 的故障暂态电流特性分析还不够充分,电力系统中发生不对称故障的概率要远远高于三相短路,当电网不对称时,并网变流器输出的有功功率和无功功率含有 2 倍频分量且直流母线电压存在 2 次纹波,严重时会影响变流器的正常运行。文献[14-15]提出了变流器的正负双序独立控制策略,很好地抑制了直流侧的纹波,有效保护了变流器并提高了 IIDG 的低电压穿越能力。因此本文选择分析基于正负双序独立控制策略下 IIDG 的不对称故障电流特征。

网侧变流器的控制决定了 IIDG 的故障特征。文献[16-17]指出 IIDG 网侧变流器是控制作用下的电能变换系统。为了理论分析电网发生不对称故障时 IIDG 的正、负序电流暂态和稳态特征,本文借鉴文献[16-17]中变流器的简化思想,在深入分析 IIDG 正负双序独立控制策略的基础上,基于功率平衡和特性受控的思想理论推导了电网发生不对称故障时 IIDG 正、负序电流表达式,并分析了故障电流的特征及影响因素。

1 IIDG 的简化模型及其控制策略

1.1 IIDG 的简化模型

由于 IIDG 逆变器直流侧的隔离作用以及电力电子的小惯性[18],可近似认为电网故障时输入 IIDG

收稿日期:2016-10-10;修回日期:2017-09-21
基金项目:国家重点基础研究发展计划(973 计划)项目(2012-CB215105);广东省科技计划项目(2015B010128006)
Project supported by the National Basic Research Program of China(973 Program)(2012CB215105) and Science and Technology Plan Project of Guangdong Province(2015B010128-006)

逆变器直流侧的功率保持恒定不变，则 IIDG 就可以简化成一个仅含直流侧附加控制电路和逆变器及其控制的电源，如图 1 所示。

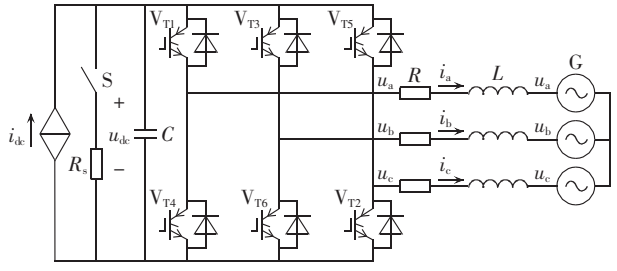


图 1 IIDG 的简化拓扑模型

Fig.1 Simplified model of IIDG

图 1 中，G 为交流电网；R、L 分别为滤波器的等效电阻和电感；V_{T1}—V_{T6} 构成三相桥式电路；C 为直流母线侧并联电容；S 为卸荷电路的控制开关；R_s 为卸荷电路的等效电阻，用于在短路电流达到变流器最大通流能力后消耗直流侧多余的功率；直流侧采用 1 个压控电流源代替，其值 $i_{dc}=P/u_{dc}$，其中 P 为直流侧输入功率，u_{dc} 为直流母线电压。

1.2　正负双序独立控制策略

当电网发生不对称故障时，由于 IIDG 升压变的低压侧采用三角形接线，所以无零序电流[19]。当正、负序电压和电流同时存在时，交流侧的有功、无功功率可表示为：

$$\begin{cases} P(t)=P_0+P_{c2}\cos(2\omega t)+P_{s2}\sin(2\omega t) \\ Q(t)=Q_0+Q_{c2}\cos(2\omega t)+Q_{s2}\sin(2\omega t) \end{cases} \tag{1}$$

其中，P_0、Q_0 分别为平均有功、无功功率；P_{c2}、P_{s2} 分别为 2 次有功余弦、正弦项谐波峰值；Q_{c2}、Q_{s2} 分别为 2 次无功余弦、正弦项谐波峰值。上述参数的具体计算可参考文献[14]。

从式(1)看出，当电网发生不对称故障时，网侧变流器输出的有功、无功功率存在 2 倍频的正弦和余弦分量。忽略网侧变流器损耗，功率平衡方程为：

$$P-u_{dc}C\,\mathrm{d}u_{dc}/\mathrm{d}t=P(t) \tag{2}$$

结合式(1)、(2)可以看出，当电网发生不对称故障时 $P(t)$ 存在 2 次谐波，直流母线电压也会存在 2 次谐波分量。

为抑制直流母线电压的 2 次谐波，借鉴基于正序的 dq 轴解耦控制策略，将网侧电压电流的正、负序分量分离后，通过锁相环将正序和负序电压投影在 d 轴上，即[14]：

$$\begin{cases} u_d^{\mathrm{P}}=u_{\mathrm{m}}^{\mathrm{P}} \\ u_q^{\mathrm{P}}=0 \end{cases},\quad \begin{cases} u_d^{\mathrm{N}}=u_{\mathrm{m}}^{\mathrm{N}} \\ u_q^{\mathrm{N}}=0 \end{cases} \tag{3}$$

其中，u_d^{P}、u_q^{P} 和 u_d^{N}、u_q^{N} 分别为电网正序和负序电压的 d 轴、q 轴分量；$u_{\mathrm{m}}^{\mathrm{P}}$、$u_{\mathrm{m}}^{\mathrm{N}}$ 分别为电网正序、负序电压幅值。

根据式(1)，只要控制 P_{c2} 和 P_{s2} 为 0 就可抑制直流母线电压 2 次纹波。并网标准要求电网发生故障时 IIDG 不再处于单位功率因数运行状态，需提供无功电流支持电网电压的恢复[20-21]，假设发生故障时 IIDG 的平均无功功率为 Q_0，从而得到正序和负序电流的 d、q 轴分量的参考值如式(4)所示[19]。

$$\begin{cases} i_d^{\mathrm{P}*}=2P_0^*u_d^{\mathrm{P}}/\{3[(u_d^{\mathrm{P}})^2-(u_d^{\mathrm{N}})^2]\} \\ i_q^{\mathrm{P}*}=-2Q_0u_d^{\mathrm{P}}/\{3[(u_d^{\mathrm{P}})^2+(u_d^{\mathrm{N}})^2]\} \\ i_d^{\mathrm{N}*}=-2P_0^*u_d^{\mathrm{N}}/\{3[(u_d^{\mathrm{P}})^2-(u_d^{\mathrm{N}})^2]\} \\ i_q^{\mathrm{N}*}=-2Q_0u_d^{\mathrm{N}}/\{3[(u_d^{\mathrm{P}})^2+(u_d^{\mathrm{N}})^2]\} \end{cases} \tag{4}$$

$$P_0^*=u_{\mathrm{dc}}^*\left[k_{u\mathrm{P}}(u_{\mathrm{dc}}-u_{\mathrm{dc}}^*)+k_{u\mathrm{I}}\int(u_{\mathrm{dc}}-u_{\mathrm{dc}}^*)\mathrm{d}t\right] \tag{5}$$

其中，$i_d^{\mathrm{P}*}$、$i_q^{\mathrm{P}*}$ 和 $i_d^{\mathrm{N}*}$、$i_q^{\mathrm{N}*}$ 分别为正序和负序电流的 d 轴、q 轴分量参考值；P_0^* 为直流电压外环得到的有功功率参考值[16-17]；u_{dc}^* 为直流母线电压参考值；$k_{u\mathrm{P}}$、$k_{u\mathrm{I}}$ 分别为电压环的比例和积分系数。

得到电流内环的参考值后根据前馈解耦控制策略，即可实现变流器正负双序独立控制，具体如图 2 所示。图中，“*”表示对应参数的参考值；i_d^{P}、i_d^{N} 和 i_q^{P}、i_q^{N} 分别为正、负序电流的 d 轴和 q 轴分量；$u_{\mathrm{da}}^{\mathrm{P}}$、$u_{\mathrm{da}}^{\mathrm{N}}$ 和 $u_{q\mathrm{a}}^{\mathrm{P}}$、$u_{q\mathrm{a}}^{\mathrm{N}}$ 分别为网侧变流器正、负序交流电压的 d 轴和 q 轴分量。

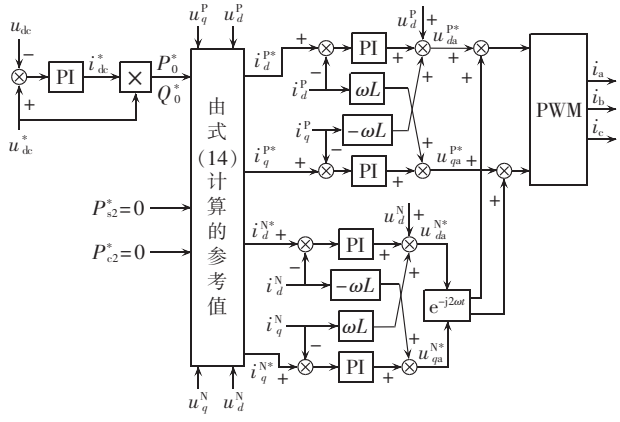


图 2 网侧变流器正负双序独立控制策略

Fig.2 Independent control strategy of positive- and negative-sequence components for grid-side converter

2　三相正、负序电流理论分析

2.1　故障电流理论推导的基本方法

IIDG 网侧变流器是控制作用下的功率平衡系统，故障电流是电网电压跌落作用下的响应[17]，即有：

$$i_\phi=f(u_\phi,\boldsymbol{K}_{\mathrm{c}})\quad \phi=\mathrm{A},\mathrm{B},\mathrm{C} \tag{6}$$

其中，u_ϕ、i_ϕ 分别为电网三相电压、电流；$\boldsymbol{K}_{\mathrm{c}}=[K_{\mathrm{c}1},K_{c2},\cdots,K_{cn}]^{\mathrm{T}}$，$K_{\mathrm{c}1}$—$K_{cn}$ 为变流器的 n 个控制参数。正负双序独立控制策略是基于 dq 旋转坐标系设计的，因此要得到三相电流，首先需要求得正、负序电流的 d 轴和 q 轴分量表达式。如果 IIDG 网侧变流器为高阶系统，可通过主导极点的方法将其降为 2 阶系统

再写成式(7)所示的标准二阶微分方程的形式[17]；如果IIDG网侧变流器为2阶系统，则可直接将其写成式(7)所示的形式。通过后文的分析可以看出正、负序电流的d轴和q轴分量均满足2阶响应。

$$\frac{\mathrm{d}^2y(t)}{\mathrm{d}t^2}+\frac{1}{T}\frac{\mathrm{d}y(t)}{\mathrm{d}t}+\frac{K}{T}y(t)=\frac{K}{T}x(t) \tag{7}$$

其中，$x(t)$为输入量，其为机端电压的函数；$y(t)$为响应量，表示正、负序电流的d轴和q轴分量；T、K分别为受控对象的时间常数和增益，与IIDG网侧变流器的控制参数有关。

根据式(7)就可以直接写出正、负序电流的d、q轴分量响应表达式，然后通过派克逆变换得到三相正、负序电流的表达式。

2.2 正、负序电流表达式推导

当$P_{c2}=0$、$P_{s2}=0$时，交流侧的功率可认为就是其参考值P_0^*，所以式(2)中$P(t)=P_0^*$。又因为正负双序独立控制策略的目标是抑制直流母线电压的纹波，所以可近似认为$u_{dc}=u_{dc}^*$。根据式(5)，对P_0^*求2阶导数，结合式(2)可得：

$$\frac{\mathrm{d}^2P_0^*}{\mathrm{d}t^2}+\frac{k_{u\mathrm{P}}}{C}\frac{\mathrm{d}P_0^*}{\mathrm{d}t}+\frac{k_{u\mathrm{I}}}{C}P_0^*=\frac{k_{u\mathrm{I}}}{C}P \tag{8}$$

将式(8)与式(7)对比可知P_0^*满足2阶响应。前文假设电网发生故障时输入直流侧的功率保持不变，即当电网发生故障时，P_0^*保持不变。这说明故障发生后电压外环对短路电流没有影响，故障电流仅由电流内环控制参数决定。

以正序d轴电流为例来推导故障电流的表达式。根据图1所示的网侧变流器拓扑结构，在dq旋转坐标系下，满足[19]：

$$u_{d\mathrm{a}}^{\mathrm{P}}=u_d^{\mathrm{P}}+Ri_d^{\mathrm{P}}+L\frac{\mathrm{d}i_d^{\mathrm{P}}}{\mathrm{d}t}-\omega Li_q^{\mathrm{P}} \tag{9}$$

其中，$u_{d\mathrm{a}}^{\mathrm{P}}$为网侧变流器交流侧电压正序$d$轴分量。

根据正序电流内环有：

$$u_{d\mathrm{a}}^{\mathrm{P}}=k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}(i_d^{\mathrm{P}*}-i_d^{\mathrm{P}})+k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}\int(i_d^{\mathrm{P}*}-i_d^{\mathrm{P}})\mathrm{d}t-\omega Li_q^{\mathrm{P}}+u_d^{\mathrm{P}} \tag{10}$$

其中，$k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}$、$k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}$分别为正序电流内环的比例和积分系数。结合式(9)、式(10)，消除其中的$u_{d\mathrm{a}}^{\mathrm{P}}$和$u_d^{\mathrm{P}}$并忽略$Ri_d^{\mathrm{P}}$项后，对$i_d^{\mathrm{P}}$进行求导并整理可得：

$$\frac{\mathrm{d}^2i_d^{\mathrm{P}}}{\mathrm{d}t^2}+\frac{k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}}{L}\frac{\mathrm{d}i_d^{\mathrm{P}}}{\mathrm{d}t}+\frac{k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}}{L}i_d^{\mathrm{P}}=\frac{k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}}{L}i_d^{\mathrm{P}*} \tag{11}$$

其中，$i_d^{\mathrm{P}*}$满足式(4)。令$T=L/k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}$、$K=k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}/k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}$，可以看出式(11)的形式与式(7)相同。当电网发生故障时，正序d轴电流是$i_d^{\mathrm{P}*}$倍的阶跃响应和零输入响应的叠加。根据2阶系统的响应，i_d^{P}的响应表达式为：

$$i_d^{\mathrm{P}}(t)=i_d^{\mathrm{P}*}+(i_d^{\mathrm{P}}(0)-i_d^{\mathrm{P}*})\mathrm{e}^{-\frac{k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}}{2L}t}\frac{2\sqrt{Lk_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}}}{\sqrt{4k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}L-(k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}})^2}}\times$$
$$\sin\left[\frac{\sqrt{4k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}L-(k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}})^2}}{2L}t+\alpha_{\mathrm{P}}\right] \tag{12}$$

其中，$i_d^{\mathrm{P}}(0)=2P/(3u_d)$，为故障前变流器输出的正序电流；$\alpha_{\mathrm{P}}=\mathrm{actan}(\sqrt{1-\xi_{\mathrm{P}}^2}/\xi_{\mathrm{P}})$；$\xi_{\mathrm{P}}=k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}/(2\sqrt{Lk_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}})$。

根据网侧变流器的拓扑结构以及对应的电流控制环，运用相同的方法就可得到i_q^{P}、i_d^{N}、i_q^{N}的时域响应表达式。因为正常工作时网侧变流器无负序电流且不输出无功，所以i_q^{P}、i_d^{N}、i_q^{N}仅是其对应参考值倍的阶跃响应。

以正序三相电流为例，通过派克逆变换得到的表达式如式(13)所示。

$$i_\phi^{\mathrm{P}}(t)=i_d^{\mathrm{P}*}\cos\theta+i_q^{\mathrm{P}*}\sin\theta+[(i_d^{\mathrm{P}}(0)-i_d^{\mathrm{P}*})\cos\theta+$$
$$i_q^{\mathrm{P}*}\sin\theta]\mathrm{e}^{-\frac{k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}}}{2L}t}\frac{2\sqrt{Lk_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}}}{\sqrt{4k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}L-(k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}})^2}}\times$$
$$\sin\left[\frac{4k_{i\mathrm{I}}^{\mathrm{P}}L-(k_{i\mathrm{P}}^{\mathrm{P}})^2}{2L}t+\alpha_{\mathrm{P}}\right]\quad \phi=\mathrm{A},\mathrm{B},\mathrm{C} \tag{13}$$

其中，θ为正序A相电流与正序d轴之间的夹角，当$\phi=\mathrm{A}$时，$\theta=\omega t+\theta_0$，θ_0为故障瞬间电流相位；当$\phi=\mathrm{B}$时，$\theta=\omega t-120°+\theta_0$；当$\phi=\mathrm{C}$时，$\theta=\omega t+120°+\theta_0$。对于三相负序电流，只需要将式(13)中的$\theta$用负序A相电流与负序$d$轴之间的夹角代替即可，其中，负序B相超前负序A相120°，负序C相滞后负序A相120°。

2.3 故障电流特性分析

2.3.1 故障电流稳态值特征

从式(4)可以看出，并网变流器输出电流的参考值与IIDG输出的有功功率大小、是否输出无功以及出口正序、负序电压幅值大小相关。正、负序电压的幅值由电网的不对称度决定，影响电网不对称度的因素众多，如故障类型、过渡电阻、电网结构、故障点到IIDG的距离等。在电网拓扑一定的情况下，过渡电阻越大、故障点到IIDG的距离越远、故障程度越轻、电网的不对称度越小，IIDG稳态故障电流就越小。

2.3.2 故障电流的暂态特征

以正序电流d轴分量为例，根据式(12)可得响应的衰减时间常数τ、峰值时间t_{p}以及最大超调量σ_{p}为：

$$\begin{cases}\tau=2L/k_{i\mathrm{P}}\\ t_{\mathrm{p}}=2\pi L/\sqrt{4k_{i\mathrm{I}}L-k_{i\mathrm{P}}^2}\\ \sigma_{\mathrm{p}}=\mathrm{e}^{-\pi k_{i\mathrm{P}}/\sqrt{4k_{i\mathrm{I}}L-k_{i\mathrm{P}}^2}}\times100\%\end{cases} \tag{14}$$

其中，$k_{i\mathrm{P}}$、$k_{i\mathrm{I}}$分别为电流内环的比例系数、积分系数。

为了定量分析电流内环参数对暂态过程的影响，分别给出电流内环的积分系数为1 000时τ、t_{p}、σ_{p}随比例系数变化的规律和电流内环的比例系数为3时这3个参数随积分系数变化的规律，见图3。

从图3可以看出：衰减时间常数随比例系数的增大而减小，但不受积分系数的影响；峰值时间随比例系数的增大而增大，随积分系数的增大而减小；最大超调量随比例系数的增大而减小，随积分系数增大而增大。

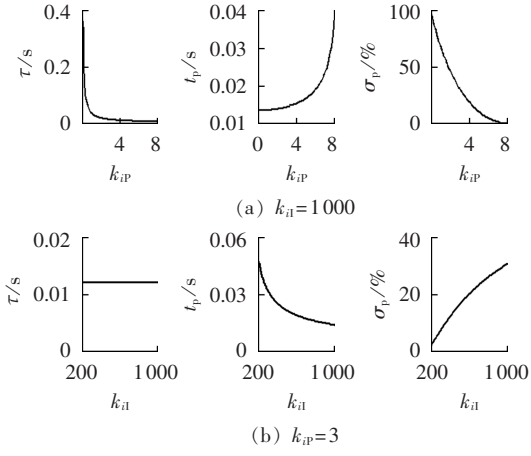


图 3　电流内环控制参数对暂态电流的影响

Fig.3　Impact of control coefficient of inner current loop on transient current

根据式(4)和(13)，三相正序和负序短路电流暂态分量的初始值与电压跌落程度、故障瞬间电流的相角和控制器参数相关。以三相正序电流为例，表达式也可写成式(15)。

$$i_{\phi}^{P}(t)=\sqrt{[i_d^P(t)]^2+[i_q^P(t)]^2}\sin[\theta+\varphi(t)] \quad (15)$$

其中，$\varphi(t)=\arctan[i_d^P(t)/i_q^P(t)]$。

定义短路电流的最大峰值为 i_{ap}，可以看出最大峰值在 t_p 时刻出现，此时三相中有且只有一相的相角 $\theta+\varphi(t_p)=(2n+1)\pi/2(n=0,1,2,\cdots)$。最大峰值 i_{ap} 为：

$$i_{ap}=\sqrt{[i_d^P(t_p)]^2+[i_q^P(t_p)]^2} \quad (16)$$

此时故障初相角 θ_0 满足：

$$\theta_0=(2n+1)\pi/2-\omega t_p-\varphi(t_p)+\delta \quad n=0,1,2,\cdots \quad (17)$$

如果 A 相电流达到最大峰值，则 $\delta=0$，如果 B 相电流达到峰值，则 $\delta=\pi/3$；如果 C 相电流达到峰值，则 $\delta=-\pi/3$。另外，在电流内环比例系数很小且积分系数很大时阻尼系数会很小，超调量将很大，但不超过稳态电流，所以原则上最大峰值 i_{ap} 不超过稳态电流的 2 倍。

当 θ_0 不满足式(17)时，三相暂态电流最大值出现在 $\omega t+\theta_0+\varphi(t)-\delta=(2n+1)\pi/2$ 对应的某一时刻，且该最大值必然小于最大峰值 i_{ap}。三相正序电流中具体哪一相峰值最大，则与 θ_0 相关。对于负序电流最大峰值和对应时刻的分析方法同上。

3　仿真验证

3.1　故障电流表达式正确性验证

以直驱风机为例，在 PSCAD 中建立基于正负双序独立控制的直驱风机模型，如图 4 所示。其中电源 G 的电压为 110 kV、阻抗 Z_G=j0.314 Ω。将仿真得到的短路电流波形与理论推导得到的表达式波形进行对比以验证推导的正确性，分别改变直驱风机网侧变流器的内外环比例和积分系数、输出的有功和无功功率、过渡电阻以验证 IIDG 故障电流影响因素分析的正确性，具体仿真参数如表 1—4 所示。表 4 中的第 1、2 组控制参数用于证明外环控制参数的影响，第 1、3 组控制参数用于证明内环比例系数的影响，第 1、4 组控制参数用于证明内环积分系数的影响。

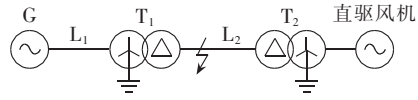


图 4　PSCAD 仿真模型示意图

Fig.4　Schematic diagram of PSCAD simulation model

表 1　线路参数

Table 1　Parameters of lines

线路	长度/km	电阻/(Ω·km^{-1})		电感/(mH·km^{-1})		电容/(μF·km^{-1})	
		正序参数	零序参数	正序参数	零序参数	正序参数	零序参数
L_1	100	0.053	0.291	1.018	2.740	0.0132	0.0089
L_2	60	0.115	0.345	1.051	3.153	0.0064	0.0058

表 2　变压器参数

Table 2　Parameters of transformers

变压器	容量/(MV·A)	变比	u_k%
T_1	100	110 kV/35 kV	10
T_2	2.5	0.69 kV/35 kV	6

注：变压器忽略铜耗；u_k%为短路阻抗。

表 3　风机参数

Table 3　Parameters of wind turbine

元件	参数	参数值
风机	风机容量/(MV·A)	1.5
	定子电阻/Ω	0.0051
	交轴电抗/Ω	0.3314
	直轴电抗/Ω	0.1657
网侧滤波器	电阻/Ω	0.001
	电感/H	0.018
直流母线	电压参考值/kV	1.7
	电容值/F	0.01

表 4　网侧变流器控制参数

Table 4　Control parameters of grid-side converter

控制组别	电压外环参数		正序电流内环参数		负序电流内环参数	
	k_{uP}	k_{uI}	k_{iP}^P	k_{iI}^P	k_{iP}^N	k_{iI}^N
第 1 组	4.5	267.5	3	300	2	250
第 2 组	5	400	3	300	2	250
第 3 组	4.5	267.5	1.5	300	1.2	250
第 4 组	4.5	267.5	3	1000	2	800

直驱风机采用恒功率控制，功率以流进风机为正方向。t=0.4 s 时在图 4 所示的线路 L_2 中点设置 BC 两相接地故障，过渡电阻为 10 Ω，仿真步长为 500 μs，故障持续 0.5 s。在故障时直驱风机输出的有功功率 $P=-0.62$ MW，无功功率 $Q=-0.2$ Mvar，采用第 1 组网侧变流器控制参数的情况下给出直流母线电压和平均有功功率参考值的波形，如图 5 所示。将控制参数代入正、负序电流的 d、q 轴分量的理论表达式，然

后分别与故障时仿真得到的正、负序电流的 d、q 轴分量波形进行对比,结果如图6所示。

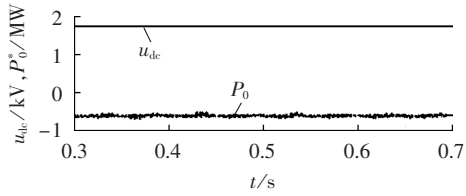


图5 直流母线电压和有功功率参考值

Fig.5 DC voltage and reference value of active power

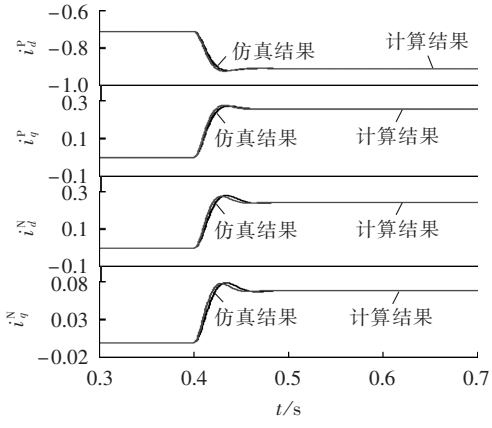


图6 正、负序电流的 d、q 轴分量的仿真和计算结果对比

Fig.6 Comparison of d-axis and q-axis components of positive- and negative-sequence currents between simulative and calculative results

从图5可以看出,直流母线电压和有功功率参考值在故障前后稳定不变,证明了式(8)的推导及解释的正确性。从图6可以看出,计算得到的正、负序电流 d、q 轴分量波形和仿真波形基本重合,且均满足2阶响应,从而表明式(8)的正确性。

3.2 故障电流稳态特征验证

将直驱风机输出有功功率 $P=-1.15$ MW 和 $P=-0.62$ MW 时的A相正、负序电流进行对比,结果如图7所示。由图7可以看出,随着直驱风机输出有功功率的增大,故障稳态值增大。在 $P=-0.62$ MW 的情况下,将直驱动风机输出的无功功率 $Q=-0.6$ Mvar 和 $Q=-0.2$ Mvar 时的A相正、负序电流进行对比,结果如图8所示。由图8可以看出,故障稳态值增大。以改变过渡电阻为例验证发生故障后机端正、负序电压幅值对短路电流稳态幅值的影响,过渡电阻为5 Ω和10 Ω时A相正、负序电流的对比如图9所示,可以看出随着过渡电阻的减小,电网的不对称度增加,导致输出的正、负序电流增大。

3.3 故障电流暂态特征验证

为验证电压外环控制器参数对电流的暂态过程没有影响,在过渡电阻为10 Ω、$P=-0.62$ MW、$Q=-0.2$ Mvar 的情况下,对比由表4中第1、2组控制参数得到的A相正、负序电流仿真波形,结果如图10所示。

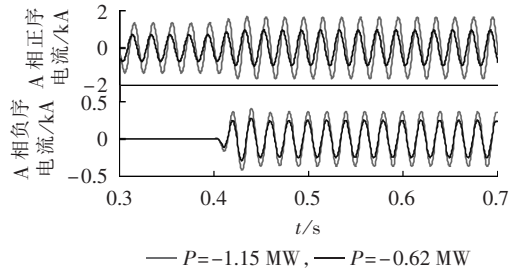


图7 不同有功功率下的A相正、负序电流

Fig.7 Positive- and negative-sequence currents of phase A under different values of active power

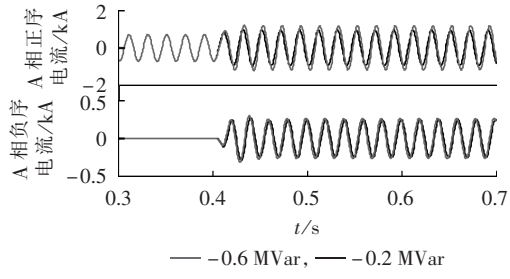


图8 不同无功功率下的A相正、负序电流

Fig.8 Positive- and negative-sequence currents of phase A under different values of reactive power

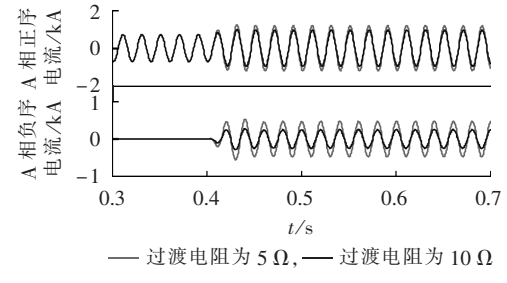


图9 不同过渡电阻下的A相正、负序电流

Fig.9 Positive- and negative-sequence currents of phase A under different transition resistances

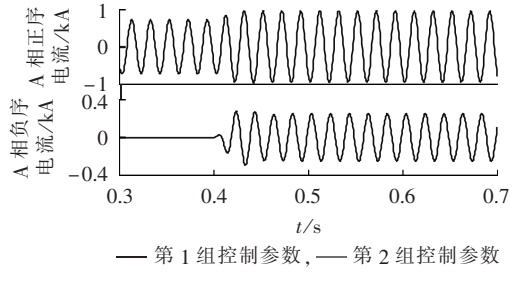


图10 不同功率外环控制参数下的A相正、负序电流

Fig.10 Positive- and negative-sequence currents of phase A under different outer power loop control parameters

从图10可以看出,由2组不同的电压外环控制参数得到的电流波形完全重合,从而证明了电压外环控制参数不影响故障电流的暂态过程。

为了验证电流内环比例系数和积分系数对电流暂态过程的影响,在过渡电阻为10 Ω、$P=-0.62$ MW、$Q=-0.2$ MVar 的情况下,给出由第1、3组和第1、4组变流器控制参数得到的正、负序电流 d 轴分量,分

别如图 11、12 所示。从图 11 可以看出，由电流内环比例系数较大的第 1 组变流器控制参数得到的正、负序电流 d 轴分量超调量小、峰值时间长、暂态持续时间短；从图 12 可以看出由电流内环积分系数较大的第 4 组变流器控制参数得到的正、负序电流 d 轴分量超调量大、峰值时间长，但 2 组波形同时进入稳态，均符合图 3 的规律。同时，综合图 11 和图 12 可以得出，不同的控制参数仅影响故障电流的暂态过程，对稳态值没有影响。

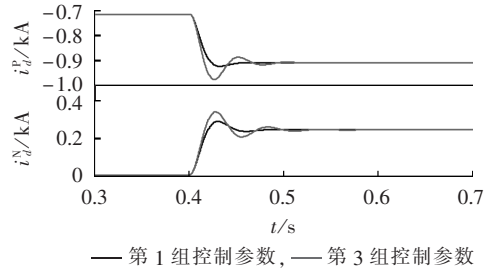


图 11　不同电流内环比例系数下的正、负序 d 轴电流

Fig.11 d-axis component of positive- and negative-sequence currents under different proportional coefficients of inner current loop

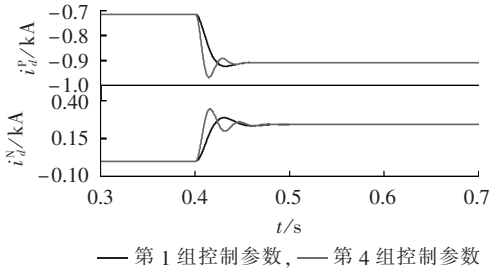


图 12　不同电流内环积分系数下的正、负序 d 轴电流

Fig.12 d-axis component of positive- and negative-sequence currents under different integral coefficients of inner current loop

在过渡电阻为 10 Ω、P=−0.62 MW、Q=−0.2 Mvar、采用第 1 组变流器控制参数的情况下，理论计算所得的 A 相正序电流最大峰值为 0.962 9 kA，峰值时间为故障后 0.031 9 s，此时 θ_0=2.45 rad，达到最大值后相位为 7π/2。由仿真得到的 A 相正序电流如图 13 所示，暂态电流在故障后 0.031 5 s 达到最大峰值为 0.962 8 kA，与理论计算结果相吻合。当 θ_0=0 时，A 相正序电流的仿真结果如图 14 所示。由图可见，当

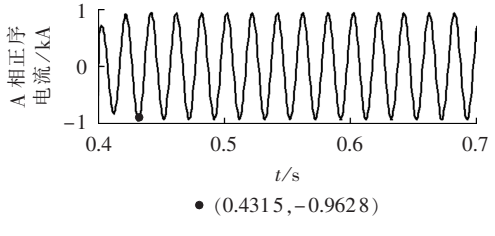


图 13　θ_0=2.45 rad 时的 A 相正序电流

Fig.13 Positive-sequence current of phase A when θ_0=2.45 rad

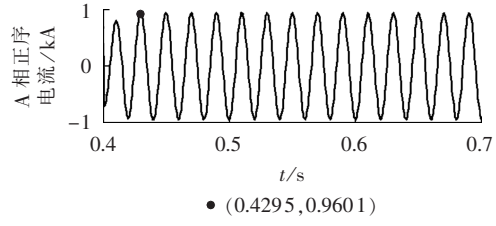


图 14　θ_0=0 时的 A 相正序电流

Fig.14 Positive-sequence current of phase A when θ_0=0

θ_0=0 时，A 相正序电流最大值为 0.960 1 kA，小于 θ_0=2.45 rad 时的 A 相正序电流最大峰值 0.962 9 kA；A 相正序电流最大值对应的时刻为 0.029 5 s，小于 θ_0=2.45 rad 时的峰值时间 0.031 9 s。综上所述，仿真结果证明了本文暂态故障特征分析的正确性。

4　录波数据验证

进一步选取某厂家 1.5 MW 直驱风机低电压穿越测试数据来验证本文所得结论的正确性。需要指出的是，由于涉及商业秘密，笔者无法从厂家获得直驱风机内部的控制参数，只能给出三相正、负序电流的波形并对其进行分析。

图 15 给出了直驱风机箱变出口发生 BCG 故障后的三相正序电流和三相负序电流，数据为故障前 2 个周期和故障后 5 个周期的数据。由图可以看出，三相正序电流和三相负序电流的变化趋势是先逐渐增大然后逐渐减小到稳态值，这与本文理论推导所得表达式的规律相吻合。

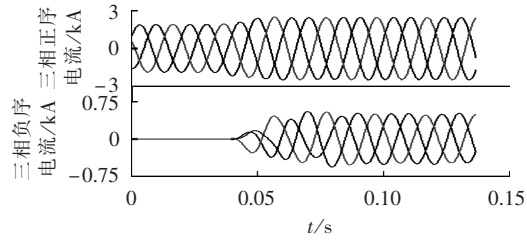


图 15　三相正、负序电流

Fig.15 Three-phase positive- and negative-sequence currents

5　结论

本文在深入分析 IIDG 正负双序独立控制策略的基础上推导了发生不对称故障时 IIDG 的故障电流表达式，理论推导、仿真结果以及故障录波数据表明：

a. 在推导 IIDG 故障电流时可认为其直流侧输入的功率保持不变，保留网侧变流器的控制，通过功率平衡和特性受控的思想就可以简化 IIDG 的结构；

b. IIDG 的正、负序电流 d 轴分量满足 2 阶响应，正、负序电流由于 dq 轴分量的超调一般呈现先增大后减小的趋势；

c. IIDG故障电流稳态值与输出有功、无功功率大小和出口正序、负序电压幅值大小有关；

d. IIDG暂态过程与功率外环参数无关，仅受电流内环控制参数的影响，且暂态电流最大值与故障瞬间电流相位有关，正、负序电流最大峰值不超过稳态幅值的2倍。

参考文献：

[1] 同向前，伍文俊，任碧莹，等. 电压源换流器在电力系统中的应用[M]. 北京：机械工业出版社，2012：12-15.

[2] 焦在强. 大规模风电接入的继电保护问题综述[J]. 电网技术，2012，36(7)：195-201.
JIAO Zaiqiang. A survey on relay protection for grid-connection of large-scale wind farm[J]. Power System Technology，2012，36(7)：195-201.

[3] 汪冬辉，姚旭，张坤贤，等. 独立运行微电网的故障特征分析[J]. 电力自动化设备，2014，34(3)：52-58.
WANG Donghui，YAO Xu，ZHANG Kunxian，et al. Analysis on fault characteristics of independent microgrid[J]. Electric Power Automation Equipment，2014，34(3)：52-58.

[4] 王晨清，宋国兵，刘凯，等. 突变量保护对风电接入系统的适应性分析[J]. 中国电机工程学报，2014，34(31)：5485-5492.
WANG Chenqing，SONG Guobing，LIU Kai，et al. Adaptability analysis of fault component protection of power systems with wind farms[J]. Proceedings of the CSEE，2014，34(31)：5485-5492.

[5] 习伟，张哲，陈卫，等. 光伏逆变器短路特性分析[J]. 电力系统保护与控制，2015，43(7)：70-75.
XI Wei，ZHANG Zhe，CHEN Wei，et al. Research on fault characteristic of the PV inverter[J]. Power System Protection and Control，2015，43(7)：70-75.

[6] 韩奕，张东霞. 含逆变型分布式电源的微网故障特征分析[J]. 电网技术，2011，35(10)：147-152.
HAN Yi，ZHANG Dongxia. Fault analysis of microgrid composed by inverter-based distributed generations[J]. Power System Technology，2011，35(10)：147-152.

[7] BARAN M E，EL-MARKABY I. Fault analysis on distribution feeders with distributed generators[J]. IEEE Transactions on Power Systems，2005，20(4)：1757-1764.

[8] 孔祥平，张哲，尹项根，等. 含逆变型分布式电源的电网故障电流特性与故障分析方法研究[J]. 中国电机工程学报，2013，33(34)：65-74.
KONG Xiangping，ZHANG Zhe，YIN Xianggen，et al. Study on fault current characteristics and fault analysis method of power grid with inverter interfaced distributed generation[J]. Proceedings of the CSEE，2013，33(34)：65-74.

[9] MARGOSSIAN H，SACHAU J，DECONINCK G. Short circuit calculation in networks with a high share of inverter based distributed generation[C]//2014 IEEE 5th International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG). Galway，Ireland：IEEE，2014：1-5.

[10] HOOSHYAR H，BARAN M E. Fault analysis on distribution feeders with high penetration of PV systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems，2013，28(3)：2890-2896.

[11] 谭会征，李永丽，陈晓龙，等. 带低电压穿越特性的逆变型分布式电源对配电网短路电流的影响[J]. 电力自动化设备，2015，35(8)：31-37.
TAN Huizheng，LI Yongli，CHEN Xiaolong，et al. Influence of inverter-interfaced distributed generator with low-voltage ride-through capability on short circuit current of distribution network[J]. Electric Power Automation Equipment，2015，35(8)：31-37.

[12] 孔祥平，袁宇波，黄浩声，等. 光伏电源故障电流的暂态特征及其影响因素[J]. 电网技术，2015，39(9)：2444-2449.
KONG Xiangping，YUAN Yubo，HUANG Haosheng，et al. Fault current transient features and its related impact factors of PV generator[J]. Power System Technology，2015，39(9)：2444-2449.

[13] 周念成，叶玲，王强钢，等. 含负序电流注入的逆变型分布式电源电网不对称短路计算[J]. 中国电机工程学报，2013，33(36)：41-49.
ZHOU Niancheng，YE Ling，WANG Qianggang，et al. Asymmetric short-circuit current calculation for inverter interfaced distributed generators with negative sequence current injection integrated in power systems[J]. Proceedings of the CSEE，2013，33(36)：41-49.

[14] 肖磊，黄守道，黄科元，等. 不对称电网故障下直驱永磁风力发电系统直流母线电压稳定控制[J]. 电工技术学报，2010，25(7)：123-129.
XIAO Lei，HUANG Shoudao，HUANG Keyuan，et al. DC voltage stability of directly-driven wind turbine with PM synchronous generator during the asymmetrical faults[J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2010，25(7)：123-129.

[15] 徐金榜，何顶新，赵金，等. 电压不平衡情况下PWM整流器功率分析方法[J]. 中国电机工程学报，2006，26(16)：80-85.
XU Jinbang，HE Dingxin，ZHAO Jin，et al. A new power analysis method of PWM rectifier with unbalanced voltage condition[J]. Proceedings of the CSEE，2006，26(16)：80-85.

[16] 申全宇，杨忠礼，宋国兵，等. 一种含变流器电力元件的短路电流计算方法[J]. 西安交通大学学报，2015，49(4)：24-30.
SHEN Quanyu，YANG Zhongli，SONG Guobing，et al. Short-circuit current computation method for electric elements with converter[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University，2015，49(4)：24-30.

[17] 宋国兵，常仲学，王晨清，等. 直驱风机三相短路电流特性分析[J]. 西安交通大学学报，2015，49(10)：1-7.
SONG Guobing，CHANG Zhongxue，WANG Chenqing，et al. Three-phase fault current characteristics of permanent magnet synchronous generator[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University，2015，49(10)：1-7.

[18] 马亚辉，李欣然，徐振华，等. 一种逆变并网型分布式电源统一模型[J]. 电工技术学报，2013，28(9)：145-154.
MA Yahui，LI Xinran，XU Zhenhua，et al. A unified model of grid-connected distributed generation through inverters[J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2013，28(9)：145-154.

[19] 姜卫东，吴志清，胡杨，等. 电网不对称时并网逆变器不同约束条件下控制问题分析[J]. 电力系统自动化，2015，39(19)：113-120.
JIANG Weidong，WU Zhiqing，HU Yang，et al. Analysis of control strategy for grid-connected inverter under different constrain[J]. Automation of Electric Power Systems，2015，39(19)：113-120.

[20] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局，中国国家标准化管理委员会. 风电场接入电力系统技术规定：GB/T 19963—2011[S]. 北京：中国标准出版社，2011.

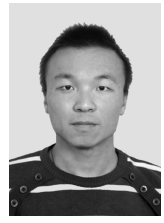
[21] 国家电网公司. 光伏电站接入电网技术规定：Q/GDW 617—

2011[S]. 北京:国家电网公司,2011.

作者简介:

常仲学(1991 —),男,甘肃定西人,博士研究生,主要研究方向为含分布式电源配电网继电保护(**E-mail**:changzhx@163.com);

杨忠礼(1973 —),男,河南新乡人,工程师,硕士,主要从事继电保护运行与管理工作;



常仲学

宋国兵(1972 —),男,河南信阳人,教授,博士研究生导师,主要研究方向为电力系统继电保护(**E-mail**:song.gb@163.com);

黄　炜(1993 —),男,重庆人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统继电保护(**E-mail**:huangweixjtu@163.com)。

Analysis on asymmetric fault current characteristics of inverter interfaced distributed generator under positive-sequence and negative-sequence current respective control strategy

CHANG Zhongxue[1], YANG Zhongli[2], SONG Guobing[1], HUANG Wei[1], KU Yongheng[2], SU Gaofeng[2], WANG Xinming[2]

(1. School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. State Grid Xinxiang Power Supply Company, Xinxiang 453002, China)

Abstract: In order to reveal the fault characteristics and fault mechanism of IIDG(Inverter Interfaced Distributed Generator), the fault current expressions under independent control strategy of positive-sequence and negative-sequence components are deduced based on the thought of power balance and controllable characteristics. Then the influencing factors of fault current are analyzed. The analytical results show: the *d*-axis and *q*-axis components of positive-sequence and negative-sequence currents are second order response to voltage dip, and the trend of the three-phase positive-sequence and negative-sequence currents are firstly increasing gradually and then decreasing to a steady value due to the overshoot of second order response; the steady-state value of the positive-sequence and negative-sequence currents are related to the active power output, reactive power output and positive-sequence and negative-sequence voltages, and transient characteristics are closely related to control parameters of converter and current phase at the moment that fault occurs. Simulation on PSCAD and recording data verify the correctness of the theoretical deduction. The proposed analysis method can effectively reflects the fault characteristics of IIDG and provide theoretical reference to fault characteristic analysis of inverter's interfaced components and related relay protection.

Key words: IIDG; grid-side converter; asymmetric fault current; failure analysis; short circuit currents

(上接第 32 页 continued from page 32)

Construction method of wireless monitoring system for wind turbine

FU Zhixin[1], LUO Yang[1], DING Guorong[2], YUAN Yue[1]

(1. College of Energy and Electrical Engineering, Hohai University, Nanjing 211100, China;
2. State Grid Jiangxi Electric Power Company Shangrao Power Supply Company, Shangrao 334000, China)

Abstract: The wireless monitoring system of wind turbine is constructed from two aspects: node deployment and routing protocol. Considering the spatiality of typical fault distribution of wind turbines, a spatial regular tetrahedron node deployment scheme is proposed to decrease the number of deployed sensor nodes to the utmost. The proposed scheme applies the regular tetrahedron theories into the node deployment of the monitoring system and focuses on monitoring the cabin gearbox, generator and transmission shaft. Based on this, a routing algorithm applicable to wireless monitoring system of wind turbine is proposed by improve the cluster head selection method of the classical LEACH routing protocol. Considering the residual energy of nodes and the geometrical distance between nodes synthetically, the algorithm can improve the communication ability of monitoring system, balance the energy consumption of nodes and prolong the lifetime of the wireless monitoring system. Simulative results show that the proposed spatial node deployment scheme expands the monitoring ability of the system and the proposed routing algorithm effectively prolongs the system lifetime by 31.35%.

Key words: wind turbines; monitoring system; wireless sensor networks; node deployment; routing protocol