

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.181593

三相四线制系统中计及零序电流特性的 分布式电源逆变器有功和无功功率控制

吴丽¹, 郑昕¹, 朱小红¹, 胡昀¹, 代海建¹, 李政², 曾燕婷², 卢继平²

(1. 中国能源建设集团甘肃省电力设计院有限公司, 甘肃 兰州 730050;

2. 重庆大学电气工程学院输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044)

摘要: 分布式电源逆变器广泛应用于三相四线制系统, 在发生接地故障时, 逆变器应该实现低电压穿越的要求, 另外, 四线制系统下的故障零序特性不能忽略。提出一种能够同时实现以上两个目标的控制策略。基于对分布式电源逆变器控制和并网系统的故障零序电流特性分析, 将逆变器的故障电流控制在最大限值内, 并通过注入正负序电流消除对零序电流特性曲线产生的不利影响。最后通过实际工程算例分析, 验证了所提控制策略的正确性和可行性。

关键词: 三相四线制; 低电压穿越; 最大限制电流; 零序电流特性; 控制策略

Active and reactive power control with zero sequence current characteristics for distributed generation inverters in three-phase four-wire system

WU Li¹, ZHENG Xin¹, ZHU Xiaohong¹, HU Yun¹, DAI Haijian¹, LI Zheng², ZENG Yanting², LU Jiping²

(1. China Energy Engineering Corporation Limited Gansu Electric Power Design Institute, Lanzhou 730050, China;

2. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment & System Security and New Technology, School of Electrical Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

Abstract: Distributed generation inverters have been widely used in three-phase four-wire systems. The inverter should meet the requirements of low voltage ride through when a ground fault occurs in the grid. In addition, the fault zero sequence characteristics of the four-wire system cannot be ignored. This paper proposes a control strategy that can achieve the above two objectives at the same time. Based on the analysis of distributed power inverter control and zero-sequence current characteristics of grid-connected system, the fault current is limited to the maximum limit, and the adverse effects on the zero-sequence current characteristic curve are eliminated by injecting positive and negative sequence currents. The actual engineering examples are analyzed to verify the correctness and feasibility of the proposed control strategy.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 51577018), Science and Technology Project of China Energy Engineering Group Gansu Electric Power Design Institute Co., Ltd. (No. G-2015-11-18-01), and “111” Project (No. B08036).

Key words: three-phase four-wire; low-voltage ride-through; maximum limit current; zero sequence current characteristics; control strategy

0 引言

与能源需求快速增长相关的各种问题在世界范

围内已得到广泛重视。能源转型, 可靠的能源供应, 可持续能源和低环境足迹等概念成为当前研究的核心^[1]。清洁能源的飞速发展导致了分布式电源 (Distributed Generation, DG) 逆变器的大规模应用, 并且改变了电力系统的运行和要求^[2-8]。

早期的电网规范规定 DG 可以在电压跌落时从电网断开, 故障清除后再重新并网。随着 DG 渗透

基金项目: 国家自然科学基金面上项目资助 (51577018); 中国能源建设集团甘肃省电力设计院有限公司科技项目资助 (G-2015-11-18-01); 高等学校学科创新引智计划 (“111” 计划) 项目资助 (B08036)

率的大幅度提高, 并网规程要求 DG 必须能够承受一定程度的电压骤降, 并保持连续运行以避免突然的发电损失。此外, 由于 DG 逆变器可以通过适当的控制策略快速提供大量的无功功率, 因此规程还要求 DG 逆变器能够在故障期间向电网注入无功功率以支撑电压的恢复^[9-11]。

针对这些要求, 已经提出了不同的低电压穿越 (Low Voltage Ride Through, LVRT) 控制策略来改善逆变器在电压暂降期间的性能^[12-25], 初期最常用的是正序分量控制^[12-13], 控制系统只采用并网点 (Point of Common Coupling, PCC) 电压的正序分量作为参考。这种控制策略能够降低电流谐波, 提高电能质量, 但同时可能带来如不平衡电网电压中健全相过压^[14-19]和功率振荡^[20]等其他问题。

近年来提出的大多基于含有正负序注入的对称分量控制, 增加了控制的灵活性并便于实现特定的控制目标, 例如减少有功和无功功率振荡, 电压支撑和峰值电流限制。文献[14-19]根据不同的电压骤降类型, 基于正负序对称分量控制, 可以应用不同的电压支撑策略来处理不平衡的电网电压。

文献[20]为参考电流增加正负序控制增益, 合理调整正负序增益可以有效地消除有功功率振荡, 这有利于改善 DG 的性能, 因为有功功率振荡反映为直流链路电压纹波, 直流链路电压不稳定可能导致逆变器的突然断开。

为了避免过电流导致 DG 断开, 必须随时安全地控制注入相电流。文献[21]提出的控制确保了在整个传输过程中注入电流的最小峰值, 但这伴随着谐波失真的增加。文献[22-23]中的控制策略可以避免过流跳闸, 但最大输出电流仅与注入无功功率有关, 这意味着 DG 不能输送有功。在文献[24-25]中, 更为灵活的 LVRT 控制通过正负序注入有功和无功功率, 同时保持注入电流安全控制在预设最大值。

前述研究都是针对三相三线制系统, 未计及零序。但实际上现在 DG 逆变器已广泛应用于三相四线制系统^[26], 文献[26]对三相四线制系统中并网光伏电站的故障特性进行了探索, 但仅限于正序控制, 并未考虑负序注入对零序电流产生的影响。因此, 研究 DG 逆变器正负序电流控制引起的故障零序电流特性变化构成本文的理论贡献之一。

本文的结构如下, 第1节基于瞬时功率理论对传统控制和带增益的灵活控制进行了比较分析。第2节推导了正负序控制下的零序电流特性, 着重分析了 DG 电流源和中性点接地电阻对零序电流曲线的影响。结合前两节的研究, 在第3节提出了一种计及

零序特性的灵活控制策略, 并通过算例验证了所提控制策略的预期特征。

1 DG 逆变器的功率控制

1.1 传统控制

三相四线制系统中可以包含零序电压和零序电流, 但是对其中的 DG 逆变器而言, 由于并网变压器通常为星三角接线, 零序电流不能传播到星型不接地或三角型接线的次级侧, 而且四臂逆变器也会通过适当的控制消除零序^[14]。故此, 在电网电压不平衡时 DG 逆变器的参考电流指令为

$$\begin{cases} i_{\alpha}^* = \frac{2P^*(v_{\alpha}^+ + v_{\alpha}^-) + Q^*(v_{\beta}^+ + v_{\beta}^-)}{3(v_{\alpha}^+ + v_{\alpha}^-)^2 + (v_{\beta}^+ + v_{\beta}^-)^2} \\ i_{\beta}^* = \frac{2P^*(v_{\beta}^+ + v_{\beta}^-) - Q^*(v_{\alpha}^+ + v_{\alpha}^-)}{3(v_{\alpha}^+ + v_{\alpha}^-)^2 + (v_{\beta}^+ + v_{\beta}^-)^2} \end{cases} \quad (1)$$

式中: P^* 、 Q^* 为给定的参考功率; i_{α}^* 、 i_{β}^* 是 $\alpha\beta$ 坐标系下的参考电流; v_{α} 、 v_{β} 为 $\alpha\beta$ 坐标系下的 PCC 点电压分量; 上标“+”、“-”分别表示相应的正序和负序分量。 v_{α} 和 v_{β} 可表示为

$$v_{\alpha} = v_{\alpha}^+ + v_{\alpha}^- = U^+ \cos(\omega t + \varphi_U^+) + U^- \cos(\omega t + \varphi_U^-) \quad (2)$$

$$v_{\beta} = v_{\beta}^+ + v_{\beta}^- = U^+ \sin(\omega t + \varphi_U^+) - U^- \sin(\omega t + \varphi_U^-) \quad (3)$$

式中: U^+ 、 U^- 为 PCC 正负序电压幅值; ω 为电网基频; φ_U^+ 、 φ_U^- 为正负序电压相位。

将(2)和式(3)代入式(1), 有参考电流分母为

$$(v_{\alpha}^+ + v_{\alpha}^-)^2 + (v_{\beta}^+ + v_{\beta}^-)^2 = (U^+)^2 + (U^-)^2 - 2U^+U^- \cos(2\omega t + \varphi_U^+ + \varphi_U^-) \quad (4)$$

式(4)中的倍频分量会导致并网电流的谐波失真, 这是由于正负序分量交叉相乘所致。通常会将倍频分量消去, 得到如下参考电流。

$$i_{\alpha}^* = I_p^+ \left(\frac{v_{\alpha}^+}{U^+}\right) + I_p^- \left(\frac{v_{\alpha}^-}{U^-}\right) + I_q^+ \left(\frac{v_{\beta}^+}{U^+}\right) - I_q^- \left(\frac{v_{\beta}^-}{U^-}\right) \quad (5)$$

$$i_{\beta}^* = I_p^+ \left(\frac{v_{\beta}^+}{U^+}\right) - I_p^- \left(\frac{v_{\beta}^-}{U^-}\right) - I_q^+ \left(\frac{v_{\alpha}^+}{U^+}\right) - I_q^- \left(\frac{v_{\alpha}^-}{U^-}\right) \quad (6)$$

式中: I_p^+ 、 I_p^- 是正负序有功电流幅值; I_q^+ 、 I_q^- 是正负序无功电流幅值。

$$\begin{bmatrix} I_p^+ \\ I_p^- \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \frac{P^*}{(U^+)^2 + (U^-)^2} \begin{bmatrix} U^+ \\ U^- \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} I_q^+ \\ I_q^- \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \frac{Q^*}{(U^+)^2 + (U^-)^2} \begin{bmatrix} U^+ \\ U^- \end{bmatrix} \quad (8)$$

由于正序有功电流和无功电流夹角为 90° , 而负序分量也一样, 因此有

$$\begin{cases} I^+ = \sqrt{(I_p^+)^2 + (I_q^+)^2} \\ I^- = \sqrt{(I_p^-)^2 + (I_q^-)^2} \end{cases} \quad (9)$$

将式(5)、式(6)作 Clarke 逆变换到三相 abc 坐标系, 并代入式(7)一式(9)可得相电流幅值为

$$I_x = \sqrt{(I^+)^2 + (I^-)^2 + 2I^+I^- \cos(\varphi_l + \varphi_x)} \quad (10)$$

式中: φ_l 为电流序分量相位角, 等于正负序电流相位之差, 即 $\varphi_l = \varphi_l^+ - \varphi_l^-$; φ_x 的取值与 abc 三相有关, 即

$$\begin{cases} \varphi_l^+ = \varphi_U^+ - \text{tg}^{-1}(I_q^+/I_p^+) \\ \varphi_l^- = \varphi_U^- + \text{tg}^{-1}(I_q^-/I_p^-) \end{cases} \quad (11)$$

$$\varphi_x = \begin{cases} 0, & x = a \\ +2\pi/3, & x = b \\ -2\pi/3, & x = c \end{cases} \quad (12)$$

将式(7)和式(8)代入式(9), 可得

$$I^-/I^+ = U^-/U^+ \quad (13)$$

由式(13)可知, 负序电流与正序电流的幅值之比等于电网电压的不平衡因子。

将式(7)和式(8)代入式(11), 可得电流的相位满足如下关系:

$$\varphi_l = \varphi_U^+ - \varphi_U^- - 2\text{tg}^{-1}(Q^*/P^*) \quad (14)$$

式(14)说明, 要控制正负序电流之间的相位差, 就要调节逆变器的功率因数。

综上所述, 传统控制中, 电流幅值和相位受电网电压的幅值相位的限制较大, 无法灵活控制。

1.2 不平衡电网下的灵活控制

为了实现 DG 逆变器电流在不同类型电网故障下的灵活控制, 增加了控制增益后的参考电流如下:

$$i_{\alpha(p)}^* = \frac{k_p P^* v_\alpha^+}{(v_\alpha^+)^2 + (v_\beta^+)^2} + \frac{(1-k_p)P^* v_\alpha^-}{(v_\alpha^-)^2 + (v_\beta^-)^2} \quad (15)$$

$$i_{\beta(p)}^* = \frac{k_p P^* v_\beta^+}{(v_\alpha^+)^2 + (v_\beta^+)^2} + \frac{(1-k_p)P^* v_\beta^-}{(v_\alpha^-)^2 + (v_\beta^-)^2} \quad (16)$$

$$i_{\alpha(q)}^* = \frac{k_q Q^* v_\beta^+}{(v_\alpha^+)^2 + (v_\beta^+)^2} + \frac{(1-k_q)Q^* v_\beta^-}{(v_\alpha^-)^2 + (v_\beta^-)^2} \quad (17)$$

$$i_{\beta(q)}^* = \frac{-k_q Q^* v_\alpha^+}{(v_\alpha^+)^2 + (v_\beta^+)^2} + \frac{-(1-k_q)Q^* v_\alpha^-}{(v_\alpha^-)^2 + (v_\beta^-)^2} \quad (18)$$

参考电流中增加了有功控制增益 k_p 和无功控制增益 k_q , 如果选择 $k_p \rightarrow 1$, 则有功功率倾向于通过正序注入, 如果选择 $k_p \rightarrow 0$, 趋势是只注入负序有功功率, 无功亦然。控制增益 k_p 和 k_q 的灵活选择可以实现不同的控制目标。

P^* 和 Q^* 的给定取决于控制器所处的应用环境。当故障程度不深, 控制器希望 DG 逆变器在不平衡电压情况下故障穿越的同时也能继续保持有功输出, 此时的 $P^* = P_{\text{mpp}}$, 相应的 Q^* 则由逆变器容量和电流限制确定。当故障程度较深时, 对无功功率有更高的需求, 极端情况下, 甚至需要 100% 的无功电流, 此时 $P^* = 0$ 。

将式(2)、式(3)代入式(15)一式(18), 可以推出正负序电流幅值 I^+ 、 I^- 为

$$I^+ = \frac{2}{3} \frac{\sqrt{(k_p P)^2 + (k_q Q)^2}}{U^+} \quad (19)$$

$$I^- = \frac{2}{3} \frac{\sqrt{[(1-k_p)P]^2 + [(1-k_q)Q]^2}}{U^-} \quad (20)$$

由式(19)、式(20)可知, 当 $k_p = k_q = 1$ 时, 仅含正序电流, 有 $I_{a,b,c} = I^+$, $I^- = 0$, 考虑到 DG 逆变器的最大限制电流 I_{max} , $I^+ \leq I_{\text{max}}$; 当 $k_p = k_q = 0$ 时, 仅含负序电流, 有 $I^- \leq I_{\text{max}}$ & $I^+ = 0$ 。当控制增益 $k_p \in (0,1) \cup k_q \in (0,1)$ 时, 则可能出现多种正负序组合, 此时 $I^+ \in (0, I_{\text{max}})$, $I^- \in (0, I_{\text{max}})$ 。

将带控制增益的有功无功序电流幅值代入式(11), 可得序电流的相位为

$$\varphi_l^+ = \varphi_U^+ - \text{tg}^{-1}\left(\frac{k_q Q}{k_p P}\right) \quad (21)$$

$$\varphi_l^- = \varphi_U^- + \text{tg}^{-1}\left[\frac{(1-k_q)Q}{(1-k_p)P}\right] \quad (22)$$

下面讨论电流序分量相位角 φ_l 的边界。认为正序电压永远优先于负序(负序优先正序 θ 相当于正序优先负序 $2\pi - \theta$), 因此 $\varphi_U \in [0, 2\pi)$ 。

式(21)中的后两项反正切函数, 反映了正负序有功无功之间的相对关系:

1) 当仅输出有功电流时, 有

$$\text{tg}^{-1}(I_q^+/I_p^+) = \text{tg}^{-1}(I_q^-/I_p^-) = 0$$

2) 当仅输出无功电流时, 有

$$\text{tg}^{-1}(I_q^+/I_p^+) = \text{tg}^{-1}(I_q^-/I_p^-) = \pi/2$$

因此, 电流序分量相位角 φ_l 的可控边界为

$$\varphi_l \in [-\pi, 2\pi) \quad (23)$$

特别地, 要控制 $\varphi_l = 0$ 时, 有

$$\varphi_U^+ - \varphi_U^- = \text{tg}^{-1}\left(\frac{k_q Q}{k_p P}\right) + \text{tg}^{-1}\left[\frac{(1-k_q)Q}{(1-k_p)P}\right] \quad (24)$$

要控制 $\varphi_i = \pi$ 时, 则有

$$\varphi_U^+ - \varphi_U^- - \pi = \text{tg}^{-1}\left(\frac{k_q Q}{k_p P}\right) + \text{tg}^{-1}\left[\frac{(1-k_q)Q}{(1-k_p)P}\right] \quad (25)$$

2 正负序控制下的零序电流特性

目前 DG 逆变器已广泛应用于三相四线制系统^[26], 在含有并网 DG 的网络中, 三相四线制的运行方式具有自身的优越性。

在三相四线制系统中, DG 逆变器并不直接输出零序电流, 但电流源会通过改变序网综合电动势来影响零序电流曲线^[26]。文献[26]对此做出了探索, 但仅限于 DG 逆变器采用正序控制, 本节将扩展到正负序控制下的零序电流特性, 着重分析 DG 电流源改变零序电流特性曲线的原因。

2.1 接地故障零序电流分析

以图 1 所示的含有并网 DG 的三相四线制系统为例, 系统等值电源为 E_S (相量由粗斜体表示), 短路阻抗为 Z_S , 升压变 T_1 的阻抗为 Z_{T1} , 接线方式为 YN/d11, 低压侧通过接地变压器 T_g 经电阻 R_g 接地, 接地变阻抗为 Z_{Tg} 。DG 经 T_2 并入电网, T_2 阻抗为 Z_{T2} 。线路 $L1$ 和 $L2$ 正、负序阻抗相等为 Z_{L1} 和 Z_{L2} , 零序阻抗为 $3Z_{L1}$ 和 $3Z_{L2}$ 。

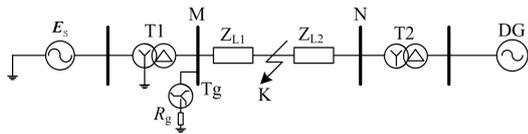


图 1 三相四线制系统中的并网 DG 逆变器

Fig. 1 Grid-connected DG inverter in three-phase four-wire system

当 K 点发生短路故障时, 如前所述, DG 逆变器为电网注入正负序电流, 以两相接地为例, 结合边界条件, 可得图 2 所示的复合序网。

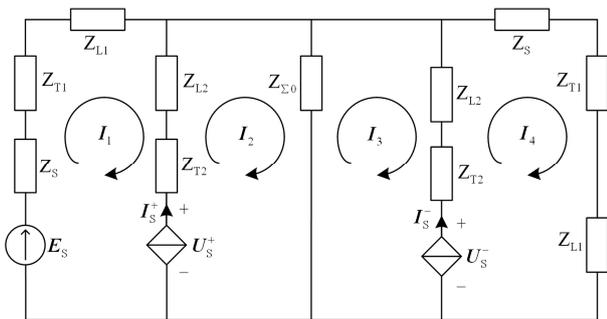


图 2 正负序控制下的两相接地短路故障复合序网

Fig. 2 Two-phase ground short-circuit fault composite network under positive and negative sequence control

图 2 中, $Z_{\Sigma 0} = Z_{Tg} + 3R_g + 3Z_{L1}$, U_S^+ 、 U_S^- 和 I_S^+ 、 I_S^- 为故障后 DG 逆变器的端电压和短路电流的正负序分量。由回路电流法可得方程组为

$$\begin{cases} (Z_{S1} + Z_{S2})I_1 - Z_{S2}I_2 = E_S - U_S^+ \\ (Z_{S2} + Z_{\Sigma 0})I_2 - Z_{S2}I_1 - Z_{\Sigma 0}I_3 = U_S^+ \\ (Z_{\Sigma 0} + Z_{S2})I_3 - Z_{\Sigma 0}I_2 - Z_{S2}I_4 = -U_S^- \\ (Z_{S1} + Z_{S2})I_4 - Z_{S2}I_3 = U_S^- \\ I_2 - I_1 = I_S^+ \text{ \& } I_3 - I_2 = I_{0.T} \text{ \& } I_4 - I_3 = I_S^- \end{cases} \quad (26)$$

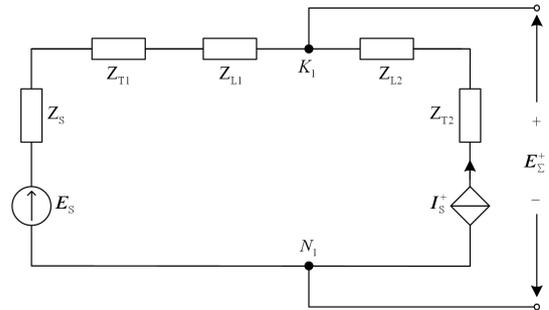
式中: $Z_{S1} = Z_S + Z_{T1} + Z_{L1}$; $Z_{S2} = Z_{T2} + Z_{L2}$ 。由回路方程组可推出两相接地零序电流 $I_{0.T}$ 为

$$I_{0.T} = -\frac{E_S + Z_{S1}(I_S^+ + I_S^-)}{Z_{S1} + 2Z_{\Sigma 0}} \quad (27)$$

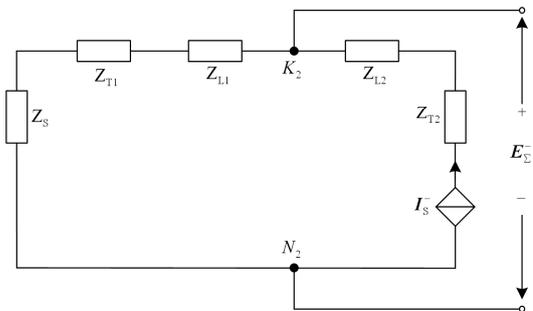
式(27)的分子是系统电源和 DG 正负序电流源共同作用产生的综合电动势 E_{Σ} 。

2.2 DG 对序网综合电动势的影响分析

电网发生故障时, DG 逆变器输出电流迅速跟踪参考达到故障稳态, 在此故障稳态时刻, 系统电源为恒压源, DG(受控电流源)达到一个相对的稳态, 可视作恒流源, 因此, 系统电压源和 DG 电流源的综合作用的等效电源如图 3 所示, 值得注意的是由于 DG 采用正负序控制, 故负序网络也含有电流源, 这是与 DG 正序控制最大的区别所在。



(a) 正序网络综合电源



(b) 负序网络综合电源

图 3 综合电源等效

Fig. 3 Integrated power supply equivalent

利用叠加定理,分别求出系统电源 E_S 和 DG 电流源 I_S^+ 、 I_S^- 于故障稳态时刻在正负序网络中的综合等效电源 E_Σ^+ 和 E_Σ^- , 再依据故障边界条件对 E_Σ^+ 、 E_Σ^- 作串并联等效可得综合电动势 E_Σ 。

将图 3(b)负序网络作戴维南等效如图 4 所示。

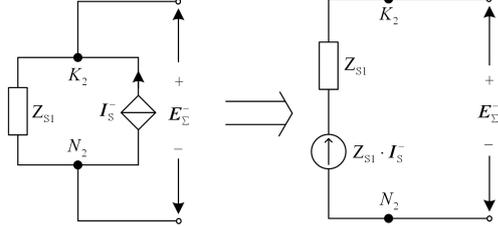


图 4 负序电流源等效

Fig. 4 Negative sequence current source equivalent

由图 4 可知负序综合电源 $E_\Sigma^- = Z_{S1} \cdot I_S^-$, 同理正序作戴维南等效, 得: $E_\Sigma^+ = E_S + Z_{S1} \cdot I_S^+$ 。

单相接地属于串联故障, 将正负序综合电压源串联即综合电动势 E_Σ , 所以有 $E_\Sigma = E_\Sigma^+ + E_\Sigma^-$, 即 $E_\Sigma = E_S + Z_{S1}(I_S^+ + I_S^-)$ 。

将图 3(a)正序网络中的系统电压源 E_S 作诺顿等效如图 5 所示。

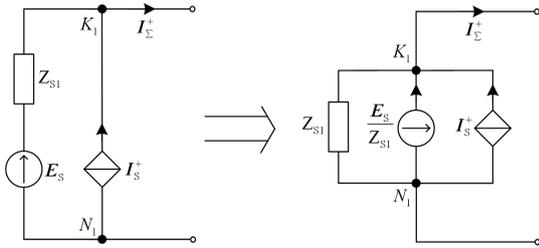


图 5 正序网络电源等效

Fig. 5 Positive sequence network power supply equivalent

由图 5 得正序综合电流源 $I_\Sigma^+ = I_S^+ + E_S/Z_{S1}$, 同理有 $I_\Sigma^- = I_S^-$ 。两相接地为并联故障, 将正负序综合电流源并联有

$$I_\Sigma = I_S^+ + I_S^- + E_S/Z_{S1} \quad (28)$$

零序综合阻抗 $Z_{\Sigma 0}$ 在综合电流源 I_Σ 的分流即为零序电流 $I_{0,T}$, 有

$$I_{0,T} = -I_\Sigma \cdot \frac{Z_{S1}/2}{Z_{\Sigma 0} + Z_{S1}/2} \quad (29)$$

将式(28)代入式(29), 即为式(27)。

2.3 DG 对零序电流曲线的影响分析

前述分析表明, DG 虽然不输出零序电流, 但正负序电流源 I_S^+ 和 I_S^- 通过改变电网的综合电动势,

间接作用于零序电流。

K 点从 M 往 N 移动时, 设为 $K0 \sim K10$ 点, 对应的 $Z_{L1} = Z_{MKi} = i \times 0.1Z_{MN}$, ($i = 0 \sim 10$), 再将 Z_{S1} 和 $Z_{\Sigma 0}$ 代入式(27), 得

$$|I_{0,T,Ki}| = \left| \frac{E_S + (Z_S + Z_{T1})I_{PV} + i \times 0.1Z_{MN} \times I_{PV}}{Z_{0,T} + 6R_g + i \times 0.1Z_{MN} \times 7} \right| \quad (30)$$

式中: $Z_{0,T} = Z_S + Z_{T1} + 2Z_{Tg}$; $I_{PV} = I_S^+ + I_S^-$ 。

由式(30)可知, 当 i 变化时, $|I_{0,T,Ki}|$ 之间的大小关系受 $A_S = \left| \frac{E_S + (Z_S + Z_{T1})I_{PV}}{Z_{0,T} + 6R_g} \right|$ 和 $B_S = \left| \frac{I_{PV}}{7} \right|$ 的相对大小决定。

1) 当 R_g 取值较小时, 有 $A_S > B_S$, 则零序电流关系为 $|I_{0,T,K0}| > |I_{0,T,K1}| > \dots > |I_{0,T,K10}|$, 即随着故障点由线路首端往末端移动, 零序电流幅值逐渐减小;

2) 当 R_g 逐渐增大到满足 $A_S = B_S$ 时, 则有零序电流关系为 $|I_{0,T,K0}| = |I_{0,T,K1}| = \dots = |I_{0,T,K10}|$, 此时的 R_g 值称为零序电流曲线拐点;

3) 当 R_g 取值较大时, 有 $A_S < B_S$, 则零序电流关系为 $|I_{0,T,K0}| < |I_{0,T,K1}| < \dots < |I_{0,T,K10}|$, 即故障点由线路首端往末端移动, 零序电流幅值逐渐增大。

再加入 I_{PV} 变化的因素, 当故障点从 M 端往 N 端移动时, 即故障位置离光伏源越来越近, 导致光伏源的端压 U_{PV} 下降, 则 I_{PV} 增大。很明显, 在 I_{PV} 增大时, B_S 的增幅远大于 A_S , 因此, 零序电流曲线的拐点将更早出现。

此外, 在 $A < B$ 时, 随着 I_{PV} 的逐渐增大, $|I_{0,K0}|$ 和 $|I_{0,K10}|$ 的差幅也逐渐增大, 即零序电流曲线从 M 端往 N 端的抬升幅度增大。这进一步说明当电网中的 IIDG 渗透率越来越高时, 对零序电流特性的影响也越来越大, 因此在含 IIDG 并网的三相四线制系统中, 不能简单将 IIDG 作为负载看待。

3 算例验证

3.1 计及零序的 DG 控制策略

零序电流随故障点移动的特性曲线双向变化的现象对零序保护非常不利, 极易导致保护误动, 引发系统运行的严重事故。

在保证逆变器故障穿越的最大电流限制条件下, 结合 1.2 节的分析, 当 DG 采用正负序灵活控制时, 可以通过适当调整正负序电流的幅值相位来消除该不利影响。

令正负序电流幅值相等 $I^+ = I^-$, 序相位角 $\varphi_l = \pi$, 代入式(27), 可以消除电流源对 E_Σ 的激励,

再将 $Z_{\Sigma 0}$ 和 Z_{S1} 代入式(27), 整理得

$$|I_{0,T}| = \left| \frac{-E_s}{Z_s + Z_{T1} + 2Z_{Tg} + 6R_g + 7Z_{L1}} \right| \quad (31)$$

由式(31)中可以看到, 当故障点 K 从联络线的 M 端往 N 端移动时, Z_{L1} 逐渐增大, 分子不变, 分母增大, 零序电流幅值只会随故障点从线路 M 端往 N 端移动而减小。这符合传统电源的零序电流变化规律, 利于零序保护的整定和动作。

3.2 算例对比分析

对图 1 所示系统, 以 30 MW 光伏电站为例, 网络参数如下, 基于 Matlab 对传统控制和所提的灵活控制策略作对比分析。

1) 系统阻抗: 110 kV 系统短路容量 3 000 MVA。

2) 线路参数: 所有线路正负序单位参数相同, 零序单位参数为正负序的 3 倍。35 kV 线路长 30 km, 使用 LGJ-240, 正负序阻抗 $0.132 + j0.386 \Omega/\text{km}$ 。

3) 变压器参数: T_1 短路阻抗为 10.75%, 箱变的短路阻抗为 6%。

4) 30 MW 光伏站由 3 条集电线组成, 每回集电电缆总长度为 5 km, 型号 YJV22-3*95 mm, 正负序阻抗为 $0.196 + j0.129 \Omega/\text{km}$ 。

两种控制策略下的三相电流波形如图 6 所示。

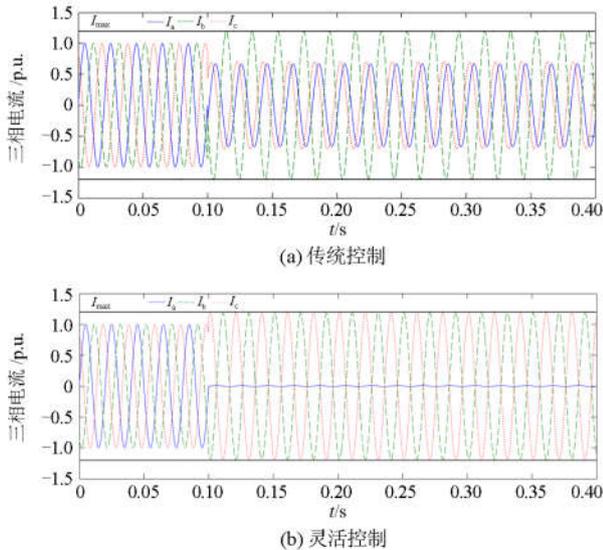


图 6 两种控制策略下的三相电流波形

Fig. 6 Three-phase current waveform under two control strategies

如图 6 所示, 0.1 s 之前, DG 逆变器正常运行, 输出电流三相对称, 在 $t=0.1$ s 时 K 点发生两相接地故障, 两种策略都将 DG 逆变器输出的故障电流控制在最大电流 I_{\max} 之内。

两种控制策略下的正负序电流如图 7 所示。

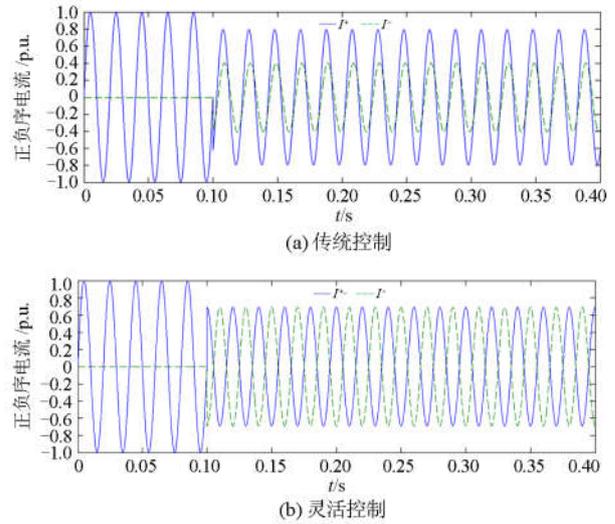


图 7 两种控制策略下的正负序电流波形

Fig. 7 Positive and negative sequence current waveforms under two control strategies

图 7 显示, 传统控制下, 没有对正负序分量施加控制增益; 而所提的灵活控制, 计及了零序电流特性, 令正负序电流幅值相等 $I^+ = I^-$, 序相位角 $\varphi_I = \pi$ 。相应地得到了如图 8 所示的不同 R_g 下的零序电流随故障位置的变化曲线。

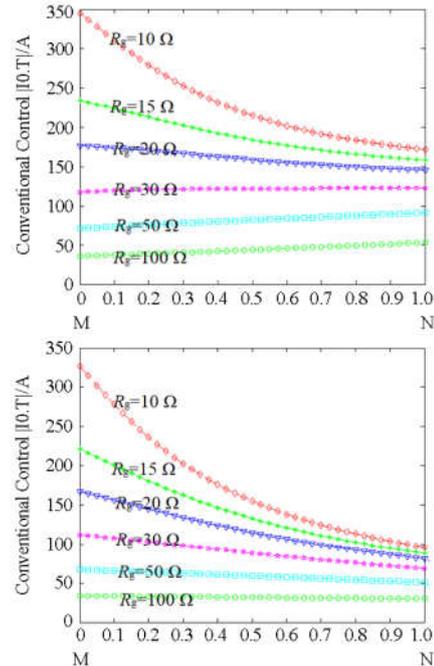


图 8 两种控制策略下的零序电流曲线

Fig. 8 Zero sequence current curve under two control strategies

图 8 左侧为传统控制下的零序电流曲线, 从中可以看到, $R_g = 20 \Omega$ 时的零序电流曲线已经非常平

缓, $R_g = 30 \Omega$ 的曲线开始出现上翘, 即 $|I_{OM}| < |I_{ON}|$; 图 8 右侧为所提灵活控制的曲线, 可以看到, 在不同的 R_g 均保持了下降的曲线趋势, 而且在 $R_g < 30 \Omega$ 的曲线斜率明显大于传统控制, 说明所提的计及零序特性的控制策略达到了预期的效果。

4 结论

本文首先分析了在传统控制和带正负序增益的灵活控制下, DG 逆变器输出的正负序电流幅值和相位的控制边界。在保证逆变器故障穿越的最大电流限制条件下, 再结合正负序控制下的零序电流特性分析, DG 电流和中性点接地电阻对零序电流特性的影响, 提出一种可以消除 DG 电流源对零序电流特性不利影响的控制策略, 最后通过一个实际工程算例分析, 验证了所提控制策略预期特征的正确性和可行性, 具有较高的工程实用价值。

参考文献

- [1] PRADHAN A K, GEZA J. Adaptive distance relay setting for lines connecting wind farms[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2007, 22(1): 206-213.
- [2] BLAABJERG F, TEODORESCU R, LISERRE M, et al. Overview of control and grid synchronization for distributed power generation systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2006, 53(5): 1398-1409.
- [3] 叶吉亮, 李岚, 刘海霞, 等. 电网电压不平衡及谐波状态下的并网逆变器控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(6): 113-119.
YE Jiliang, LI Lan, LIU Haixia, et al. Control strategy of grid-connected inverter under unbalanced and harmonic voltage condition[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(6): 113-119.
- [4] GHORBANI A, EBRAHIMI S Y, GHORBANI M. Active power based distance protection scheme in the presence of series compensators[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(2): 57-69. DOI: 10.1186/s41601-017-0034-4.
- [5] 张凯翔, 张肖青. 分布式电源对配电网继电保护的影响分析[J]. 供用电, 2017, 34(8): 47-51.
ZHANG Kaixiang, ZHANG Xiaoqing. Influence analysis of distributed generation on relay protection of distribution network[J]. Distribution & Utilization, 2017, 34(8): 47-51.
- [6] 袁玉湘, 赵守和. 日本分布式可再生能源并网应对策略[J]. 供用电, 2018, 35(9): 62-68.
YUAN Yuxiang, ZHAO Shouhe. Japan's countermeasures for distributed renewable energy generation parallel in the power grid[J]. Distribution & Utilization, 2018, 35(9): 62-68.
- [7] 刘全, 王飞, 严星, 等. 含分布式光伏电源的配电网故障分析与研究[J]. 智慧电力, 2018, 46(8): 79-83.
LIU Quan, WANG Fei, YAN Xing, et al. Analysis of distribution network faults with distributed photovoltaic power supply[J]. Smart Power, 2018, 46(8): 79-83.
- [8] 锁军, 张志华, 杨杉, 等. 考虑分布式电源低电压穿越特性的配电网短路电流计算方法[J]. 智慧电力, 2018, 46(4): 22-27, 56.
SUO Jun, ZHANG Zhihua, YANG Shan, et al. A short-circuit current calculation method of distribution network with distributed generation considering low voltage ride through characteristic[J]. Smart Power, 2018, 46(4): 22-27, 56.
- [9] 杨超颖, 王金浩, 杨赟磊, 等. 不对称故障条件下并网光伏逆变器峰值电流抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(16): 103-111.
YANG Chaoying, WANG Jinhao, YANG Yunlei, et al. Control strategy to suppress peak current for grid-connected photovoltaic inverter under unbalanced voltage sags[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(16): 103-111.
- [10] RODRIGUEZ P, TIMBUS A V, TEODORESCU R, et al. Flexible active power control of distributed power generation systems during grid faults[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2007, 54(5): 2583-2592.
- [11] 陈琪蓉, 范忻蓉, 张沛超, 等. 逆变型分布式电源的灵活正负序电流控制方法与等值序网模型[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(14): 57-62.
CHEN Qilei, FAN Xinrong, ZHANG Peichao, et al. Flexible positive and negative sequence current control strategy and equivalent sequence network model of inverter interfaced distributed generation[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(14): 57-62.
- [12] TIMBUS A V, RODRIGUEZ P, TEODORESCU R, et al. Control strategies for distributed power generation systems operating on faulty grid[C] // 2006 IEEE International Symposium on Industrial Electronics, July 9-13, 2006, Montreal, Canada: 1601-1607.
- [13] WANG F, DUARTE J. L., HENDRIX M. A. M. Pliant active and reactive power control for grid-interactive converters under unbalanced voltage dips[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(5): 1511-1521.
- [14] CAMACHO A, CASTILLA M, MIRET J, et al. Flexible voltage support control for three phase distributed generation inverters under grid fault[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(4): 1429-1441.

- [15] MIRET J, CAMACHO A, CASTILLA M, et al. Control scheme with voltage support capability for distributed generation inverters under voltage sags[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(11): 5252-5262.
- [16] CAMACHO A, CASTILLA M, MIRET J, et al. Reactive power control for distributed generation power plants to comply with voltage limits during grid faults[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 29(11): 2624-2634.
- [17] MIRET J, CAMACHO A, CASTILLA M, et al. Reactive current injection protocol for low-power rating distributed generation sources under voltage sags[J]. IET Power Electronics, 2015, 8(6): 879-886.
- [18] CAMACHO A, CASTILLA M, MIRET J, et al. Maximizing positive sequence voltage support in inductive-resistive grids for distributed generation inverters during voltage sags[C] // IECON 2016 - 42nd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, October 23-26, 2016, Florence, Italy: 2343-2348.
- [19] CAMACHO A, CASTILLA M, MIRET J, et al. Positive and negative sequence control strategies to maximize the voltage support in resistive-inductive grids during grid faults[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 33(6): 5362-5373.
- [20] SOSA J. L, CASTILLA M, J. MIRET J, et al. Control strategy to maximize the power capability of PV three-phase inverters during voltage sags[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 31(4): 3314-3323.
- [21] MIRET J, CASTILLA M, CAMACHO A, et al. Control scheme for photovoltaic three phase inverters to minimize peak currents during unbalanced grid voltage sags[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(10): 4262-4271.
- [22] RODRIGUEZ P, LUNA A, HERMOSO J, et al. Current control method for distributed generation power generation plants under grid fault conditions[C] // IECON 2011-37th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, November 7-10, 2011, Melbourne, Australia: 1262-1269.
- [23] RODRIGUEZ P, MEDEIROS G, LUNA A, et al. Safe current injection strategies for a STATCOM under asymmetrical grid faults[C] // 2010 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, September 12-16, 2010, Atlanta, USA: 3929-3935.
- [24] LEE C T, HSU C W, CHENG P T. A low-voltage ride-through technique for grid-connected converters of distributed energy resources[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2011, 47(4): 1821-1832.
- [25] CAMACHO A, CASTILLA M, MIRET J, et al. Active and reactive power strategies with peak current limitation for distributed generation inverters during unbalanced grid faults[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(3): 1515-1525.
- [26] 吴兴全, 吴丽, 李召兄, 等. 电阻接地的并网光伏电站零序电流工程实用算法[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(15): 120-126.
- WU Xingquan, WU Li, LI Zhaoxiong, et al. An engineering calculation method for zero-sequence current of grid-connected photovoltaic station with neutral grounding resistance[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(15): 120-126.

收稿日期: 2018-12-24; 修回日期: 2019-02-13

作者简介:

吴丽(1984—), 女, 硕士, 工程师, 研究方向为电力系统继电保护及安全自动装置研究; E-mail: 3590005@qq.com

郑昕(1970—), 男, 学士, 高级工程师, 研究方向为电力系统继电保护。E-mail: zhengxin_lz@163.com

(编辑 周金梅)