

LCL型逆变器接入弱电网下的谐振分析及抑制方法研究

王振浩¹, 李 丹¹, 贺 微², 王恺笛³

- (1. 东北电力大学电气工程学院, 吉林省 吉林市 132012;
2. 国网吉林供电公司, 吉林省 吉林市 132001;
3. 国网丹东供电公司, 辽宁 丹东 118000)

摘要: 光伏逆变器并联接入弱电网时,会与时变的电网阻抗产生交互耦合,影响系统稳定性,甚至引发谐波谐振问题。针对此问题,首先,本文建立了LCL型光伏逆变器并联系统的等效电路模型,利用阻抗分析法对弱电网条件下光伏逆变器并网系统的稳定性条件进行了分析,得出逆变器输出阻抗与电网阻抗在谐振频率处具有一定的相角裕度才能使系统稳定运行的结论;其次,提出一种电网电压前馈附加相位超前补偿的控制策略,该策略能够适应不同电网阻抗的接入条件,使系统在谐振频率处具有一定的相角裕度,避免谐振的发生;最后,通过仿真和实验验证了所提出的谐振抑制策略的有效性。

关键词: 并网逆变器; 电网电压前馈; 相位超前补偿; 电网阻抗

DOI: 10.12067/ATEEE1802013 **文章编号:** 1003-3076(2018)06-0034-09 **中图分类号:** TM46

1 引言

随着全球能源危机以及传统能源带来的污染问题日益严峻,大力开发以太阳能作为代表的可再生能源受到了越来越多的关注,电力系统中光伏发电所占比例日益提高^[1-3]。由于光伏发电所接入的电网中存在低频谐波成分,并且长距离传输线路和变压器等设备因素使得实际电网存在不可忽略的阻抗,导致电网呈现“弱电网特性”,时变的电网阻抗会严重威胁系统的稳定运行^[4,5]。光伏逆变器接入弱电网时,电网阻抗变化会改变系统在公共连接点(Point of Common Coupling, PCC)处的输出阻抗,降低系统的稳定性,严重时会导致谐振现象,甚至会引起无故跳闸。因此研究光伏逆变器和电网之间的交互影响以及如何抑制谐振产生是光伏发电领域研究的热点^[6]。

目前已有文献针对电网阻抗变化导致逆变器并网系统出现谐波谐振的现象进行研究。文献[7]推导出多个逆变器并网的系统等效电路模型,并指出 n 个相同逆变器并联的交互影响相当于将PCC处的

电网阻抗提高为原来的 n 倍。文献[8]指出逆变器并网中,电网阻抗的存在会影响系统的控制环路,并且随着电网阻抗的增大,控制系统的带宽和相角裕度会降低,系统鲁棒性下降。文献[9]在弱电网条件下,对逆变器台数、类型和控制系统参数如何影响系统谐振特性展开研究。文献[7-9]指出电网阻抗变化是引发系统产生谐波谐振的主要原因,但并未对其稳定裕度进行分析。

通常分析光伏逆变器并网系统稳定性普遍采用状态空间分析法和阻抗分析法^[10-12]。然而状态空间分析法建立并网逆变器模型相对复杂,需构造高阶系统状态方程^[10],因此普遍采用阻抗分析法,将逆变器系统和电网看作两个独立子系统,通过控制逆变器输出阻抗即可实现增强系统稳定性的目的^[12]。

为了解决时变电网阻抗情况下,逆变器并网系统的谐波谐振问题,文献[13]采用在电容电感支路串并联虚拟电阻来提高稳定性,但是电容电流并联阻抗相当于电容电流反馈有源阻尼,导致其对电网阻抗的变化较为敏感。文献[14]采用状态观测和

收稿日期: 2018-02-02

基金项目: 国家自然科学基金项目(51377016)

作者简介: 王振浩(1964-),男,山东籍,教授,研究方向为光伏发电并网运行分析和控制研究;

李 丹(1989-),女,吉林籍,硕士研究生,研究方向为光伏逆变器并网系统的稳定性研究(通讯作者)。

无差拍控制来抑制谐振现象,但是设计控制器参数较为复杂,实用性较差。文献[15]通过电网电压完全前馈改变逆变器输出阻抗来减轻电网阻抗对系统稳定性的影响,该方法一定范围内能提高逆变器输出阻抗幅值,但是并未对相角裕度进行补偿,限制了对电网阻抗变化的适应能力。因此传统的控制方案在提高稳定性和经济性方面都存在一定的局限性,难以应用到大型光伏电站中。

基于上述分析,本文建立了光伏逆变器接入弱电网的诺顿等效电路模型,针对参数相同的逆变器,运用阻抗分析法分析电网阻抗如何影响系统稳定性,得出系统稳定运行条件。通过选择合理的控制参数,保证逆变器稳定运行。在此基础上,提出采用电网电压前馈附加超前相位补偿的控制策略提高逆变器输出阻抗的幅值和相角裕度,进而提高系统在电网阻抗变化的情况下保持稳定的能力。最后,通过仿真和实验对所提抑制策略进行验证,得出结论。

2 LCL 型逆变器并网系统输出阻抗建模

本文的研究对象为 LCL 型三相并网逆变器接入弱电网系统,如图 1 所示。由于公共连接点存在输电线路、多级变压器等设备阻抗,此时弱电网阻抗呈阻感性。其中, PV_n 为光伏阵列, U_{dc} 为光伏阵列通过直流稳压环节得到的直流母线电压, L_{1n} 、 L_{2n} 和 C_{fn} 分别为第 n 个逆变器的逆变器侧电感、网侧电感和滤波电容, PCC 为公共连接点, Z_g 为电网阻抗, u_g 为电网电压。

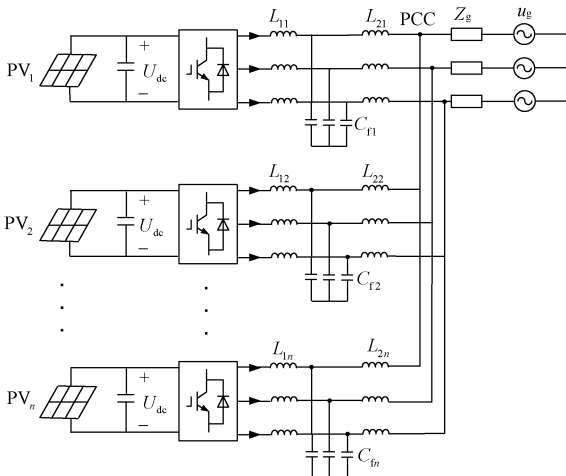


图 1 LCL 型逆变器并联运行系统拓扑结构

Fig. 1 LCL-type inverter parallel operation system topology

为了分析简便,在 $\alpha\beta$ 静止坐标系下,建立逆变

器并网系统等效阻抗模型^[14],如图 2 所示。其中, G_{on} 为单个逆变器的输出电流开环增益, Z_{on} 为单个逆变器等效输出阻抗, i_{2n} 为单个逆变器的并网电流, i_2 为逆变器总并网电流。

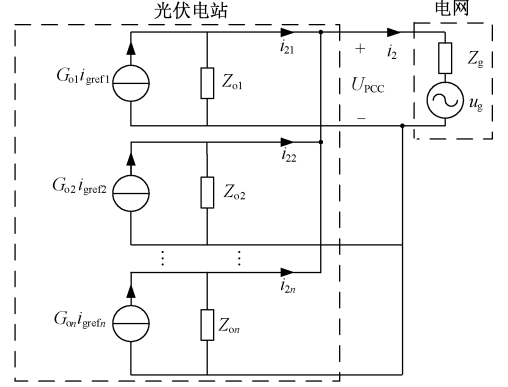


图 2 LCL 型光伏逆变器并网等效模型

Fig. 2 LCL-type photovoltaic inverter grid equivalent model

本文忽略所有组件的寄生电阻,直观分析谐振问题,采用闭环传递函数矩阵描述逆变器并网电流,其中逆变器输出电压和参考电流作为输入,根据叠加定理,逆变器的并网电流为:

$$\begin{bmatrix} i_{21}(s) \\ i_{22}(s) \\ \vdots \\ i_{2n}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{11}(s) & P_{12}(s) & \cdots & P_{1n}(s) \\ P_{21}(s) & R_{22}(s) & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \\ P_{n1}(s) & \cdots & & R_{nn}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\text{gref}1} \\ i_{\text{gref}2} \\ \vdots \\ i_{\text{gref}n} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} S_{g1}(s) \\ S_{g2}(s) \\ \vdots \\ S_{gn}(s) \end{bmatrix} u_g(s) \quad (1)$$

式中,对角元素 $R_{ii}(s)$ 为自身参考电流 $i_{\text{gref}i}(s)$ 到并网电流 $i_{2i}(s)$ 的传递函数;非对角元素 $P_{ij}(s)$ 为其他逆变器参考电流 $i_{\text{gref}j}(s)$ 到并网电流 $i_{2i}(s)$ 的传递函数; $S_{gi}(s)$ 为电网电压 $u_g(s)$ 到并网电流 $i_{2i}(s)$ 的传递函数; $i, j = 1, 2, \dots, n$ 。

为了研究系统中的谐振情况,一般假设光伏电厂同一并网接入点中所有逆变器选择相同的型号和控制参数,并且彼此之间的性能差异较小,因此式(1)矩阵中的 $R_{ii}(s)$ 和 $P_{ij}(s)$ 为:

$$\begin{cases} R_{11}(s) = R_{22}(s) = \cdots = R_{nn}(s) \\ P_{12}(s) = P_{21}(s) = \cdots = P_{ij}(s) \end{cases} \quad (2)$$

简化分析后,由图 2 还可以得到:

$$R_{11}(s) = \frac{[(n-1)Z_g + Z_{o1}(s)]G_{o1}(s)}{nZ_g(s) + Z_{o1}(s)} \quad (3)$$

$$P_{12}(s) = \frac{(n-1)Z_g G_{ol}(s)}{nZ_g(s) + Z_{ol}(s)} \quad (4)$$

$$S_{gn}(s) = \frac{1}{nZ_g(s) + Z_{ol}(s)} \quad (5)$$

式中, $Z_{ol}(s)$ 为逆变器等效输出阻抗。

由式(4)可以看出,若 $Z_g=0$,即电网阻抗不计, $P_{12}(s)=0$,则逆变器之间无交互影响,各逆变器可以解耦。此时并网电流取决于逆变器的输出电流,只要确保单个逆变器并网可以稳定运行,则系统不会出现谐振。

但是对于逆变器接入弱电网系统中的情况,电网阻抗不为零,多个逆变器输出特性和电网阻抗的交互耦合是产生不稳定的根本原因,且随着电网阻抗 Z_g 和逆变器台数 n 的增加,谐振频率会向低频偏移^[8]。当电网阻抗变化到特定值时,系统稳定裕度降低,甚至引发谐波谐振。考虑到实际电网阻抗中存在阻性和感性分量,但是阻性分量可以对控制系统起到阻尼作用,提高系统的稳定裕度,因此,本文研究最严重的情况,即假定系统为纯感性, $Z_g = L_g$ 时, LCL 型逆变器并网系统的稳定性。

3 逆变器接入弱电网的系统稳定性分析

由于各逆变器特性一致,所以将 n 台逆变器并入弱电网等效为电网阻抗变为原来的 n 倍^[8]。分析逆变器并网系统的谐振现象时,本文采用较为直观的阻抗分析法,并网逆变器在工作时表现为电流源性质,因此使用诺顿等效电路进行分析,如图3所示。

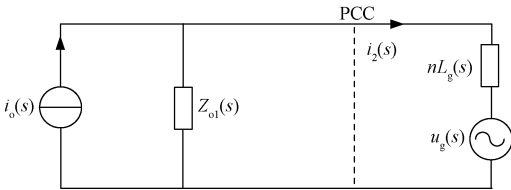


图3 基于阻抗分析法的诺顿等效模型

Fig.3 Norton equivalent model based on impedance analysis

并网总电流为:

$$\begin{aligned} i_2(s) &= \frac{Z_{ol}(s)}{Z_{ol}(s) + nL_g(s)} i_o(s) - \frac{1}{Z_{ol}(s) + nL_g(s)} u_g(s) \\ &= \frac{i_o(s) - u_g/Z_{ol}(s)}{1 + nL_g(s)/Z_{ol}(s)} \end{aligned} \quad (6)$$

运用阻抗分析法对逆变器连接弱电网系统进行稳定性分析时,需要满足以下条件则系统稳定:①反馈增益 $Z_g(s)/Z_{ol}(s)$ 满足 Nyquist 稳定性判据;②电网侧是稳定的;③电网阻抗为零时,并网逆变器能稳

定运行。

对于条件①, Nyquist 稳定性判据可以用相角裕度来阐述系统稳定运行条件,如果逆变器输出阻抗和电网阻抗在幅频曲线上不存在交截点,则系统稳定。当两者存在交截点,交截点处的频率即为谐振频率,记为 f_r ,则交截点的相角裕度 PM 需满足 $PM > 0^\circ$ 时系统稳定。相角裕度的定义为:

$$PM = 180^\circ - \{ \arg[Z_g(f_r)] - \arg[Z_{ol}(f_r)] \} \quad (7)$$

电网阻抗呈纯感性,相位为 90° ,在电网阻抗变化过程中,会与逆变器输出阻抗存在多次交截,因此确保交截处相角裕度大于 0 ,逆变器输出阻抗的相位需大于 -90° 。

对于条件②,因电网呈阻感性特征,不存在右半平面零极点,故电网侧稳定。对于条件③,为了满足逆变器在理想电网下也能保持稳定,需合理设置控制参数。图4为典型逆变器控制结构框图。

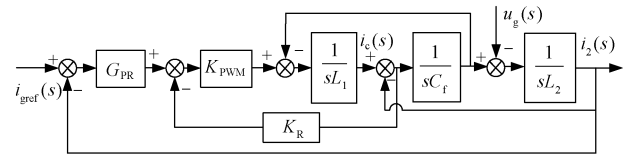


图4 典型逆变器控制结构框图

Fig.4 Typical inverter control block diagram

电流控制器采用 PR 控制器, PR 控制器可以对系统实现无静差跟踪,在特定频率可以产生无穷大增益,其表达式为:

$$G_{PR}(s) = K_p + \frac{2K_i\omega_i s}{s^2 + 2\omega_i s + \omega_o^2} \quad (8)$$

式中, K_p 和 K_i 分别为比例系数和谐振系数; ω_i 和 ω_o 分别为基波带宽和角频率, $\omega_i = 2\pi\Delta f = \pi\text{rad/s}$, $\omega_o = 2\pi \times 50 = 100\pi\text{rad/s}$ 。

根据图4可以得到系统开环传递函数 $G_{ol}(s)$ 和逆变器等效输出阻抗 $Z_{ol}(s)$:

$$G_{ol}(s) = \frac{G_{PR}K_{PWM}}{A_3 s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + K_{PWM}} \quad (9)$$

$$Z_{ol}(s) = \frac{A_3 s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + G_{PR}K_{PWM}}{L_1 C_f s^2 + K_{PWM} C_f s + 1} \quad (10)$$

式中

$$A_1 = L_1 + L_2 \quad (11)$$

$$A_2 = K_{PWM} L_2 C_f K_R \quad (12)$$

$$A_3 = L_1 L_2 C_f \quad (13)$$

系统的谐振频率 f_r 为:

$$f_r = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{L_1 + L_2}{L_1 L_2 C_f}} \quad (14)$$

逆变器在进行数字控制时,PWM 比较值的装载模式将产生 1 个开关周期延迟,零阶保持器和采样产生 0.5 个开关周期的延迟,因此数字控制环节的传递函数为:

$$K_{d_PWM}(s) = e^{-1.5T_s} K_{PWM} \quad (15)$$

式中, $K_{PWM} = U_{dc}/U_{tri}$, U_{dc} 为直流母线电压, U_{tri} 为三角载波幅值; T_s 为开关周期。

可以看出控制系统的开环传递函数的分子分母都存在延时,它们分别会导致相位滞后和改变系统的极点分布。由于无法直接在 s 域中确定开环极点位置,需要将 $G_{ol}(s)$ 在离散域进行分析,极点分布由有源阻尼系数 K_R 和谐振频率 f_r 决定^[16],本文引入有源阻尼系数的临界值 K_{R_f} 为:

$$K_{R_f} = \frac{[2\cos(2\pi f_r/f_s) - 1]2\pi f_r L_1}{K_{PWM} \sin(2\pi f_r/f_s)} \quad (16)$$

当 $K_{R_f} < 0$ 时,开环传递函数存在两个右半平面极点。文献[17]详细介绍了电容电流反馈有源阻尼和并网稳定性的约束条件,幅频曲线穿越 -180° 的正负穿越次数差 N 等于右半平面存在极点个数 P 的一半时,系统稳定,对应有以下三种情况:

- (1) $f_r < f_s/6$, $K_R < K_{R_f}$ 时, $G_{ol}(s)$ 仅在 $f_s/6$ 负穿越 -180° 一次,系统稳定。
- (2) $f_r < f_s/6$, $K_R > K_{R_f}$ 时, $G_{ol}(s)$ 在 f_r 正穿越 -180° 一次,在 $f_s/6$ 负穿越一次,系统稳定。
- (3) $f_r > f_s/6$, $K_R > 0$ 时, $G_{ol}(s)$ 在 f_r 负穿越 -180° 一次,在 $f_s/6$ 正穿越一次,系统稳定。

令 GM_1 和 GM_2 分别表示 $G_{ol}(s)$ 在 f_r 和 $f_s/6$ 频率处的幅值裕度,即

$$GM_1 = -20\lg \left| \frac{K_p L_1}{K_{R_f}(L_1 + L_2)} \right| \quad (17)$$

$$GM_2 = -20\lg \left| \frac{9K_p}{\pi^2 f_s C_f (L_2 + L_g) (K_{R_f} - K_R)} \right| \quad (18)$$

LCL 型并网逆变器的主要系统参数如表 1 所示。根据表 1 进行控制参数的设计。

首先判断 f_r 的频率范围。应用表 1 中的参数,得到 $f_r = 2.38\text{kHz}$,则 $f_r > f_s/6$,系统右半平面有两个极点,只需确保在 $f_s/6$ 正穿越一次即可。为了确保系统具有较好的动态响应特性,选择截止频率 $f_c = 500\text{Hz}$ 。 $G_{ol}(s)$ 开环传递函数伯德图如图 5 所示。

表 1 LCL 型并网逆变器系统参数

Tab. 1 LCL-type grid-connected inverter system

control parameters			
参数	数值	参数	数值
逆变器侧电感 L_1/mH	2	采样频率 f_s/kHz	8
网侧电感 L_2/mH	0.58	直流侧电压 U_{dc}/V	800
滤波电容 $C_f/\mu\text{F}$	10	开关频率 f_{sw}/kHz	8
电网电压 u_g/V	380	基波频率 f_0/Hz	50

可以看出,在截止频率处的环路增益以 -20dB 穿越,说明该频段滤波电容的作用较小,可以忽略整个电容影响,LCL 滤波器简化为 L 滤波器。在截止频率处 PR 控制器主要以 K_p 起主导作用,则开环传递函数简化为:

$$G_{ol}(s) = \frac{G_{PR} K_{PWM}}{(L_1 + L_2)s} \quad (19)$$

由截止频率定义得到:

$$G_{ol}(j2\pi f_c) = 1 \approx \frac{K_p K_{PWM}}{j2\pi f_c (L_1 + L_2)} \quad (20)$$

反向推导 PR 控制器的比例系数 K_p 为:

$$K_p = \frac{2\pi f_c (L_1 + L_2)}{K_{PWM}} = 8.9 \quad (21)$$

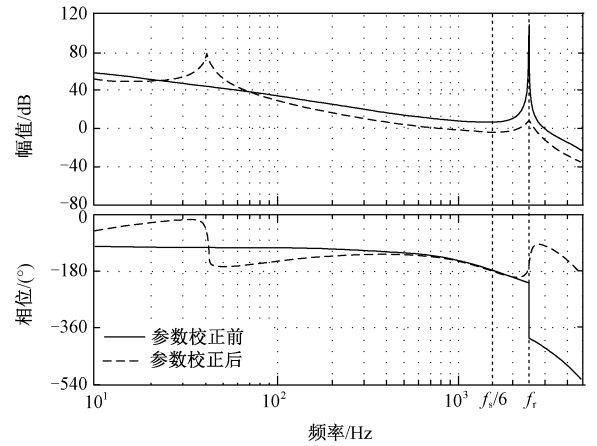


图 5 $G_{ol}(s)$ 开环传递函数伯德图

Fig. 5 Bode of $G_{ol}(s)$ open loop transfer function

为使系统保持稳定,需要保证开环传递函数仅在 f_r 处正穿越一次,即 $GM_1 < 0$, $GM_2 > 0$,得到 $K_i = 5230$ 。一般设置参数时,需要使开环系统具有一定的相位裕度,本文设计正穿越处幅值裕度小于 3dB ,因此可以求得电容电流反馈系数 $K_R = 0.028$,根据参数校正后的开环传递函数的伯德图(见图 5)可知,幅频曲线在 f_r 处负穿越,在 $f_s/6$ 处正穿越,逆变器在电网阻抗为零时能保持稳定运行。根据阻抗稳定性判据条件③,分析系统的稳定性只需根据式

(7)判断,即当电网阻抗不断增加时,系统是否具有有一定的相角裕度。

以6台100kW逆变器并联接入弱电网为例,将表1中的参数带入式(10),得到逆变器输出阻抗的幅频曲线,如图6所示。可以测出 $f_1 \approx 2.5\text{kHz}$, $f_2 \approx 3.7\text{kHz}$ 。由 $|Z_{oi}(j\omega)| = n\omega L_g$, $\omega = 2\pi f$,求得在 f_1 和 f_2 处的实际电网阻抗 L_g 的值分别为 $25\mu\text{H}$ 和 $150\mu\text{H}$,6台逆变器对应等效电网阻抗 Z_g 取值为 $(150\mu\text{H}, 960\mu\text{H})$ 区间时,系统容易发生谐波谐振现象。当 Z_g 不断变化时,只有 $Z_{oi}(s)$ 和 $Z_g(s)$ 的幅频交截点处相角裕度 $PM > 0^\circ$ 时,系统才能稳定运行。从相频曲线上看,逆变器输出阻抗在中频段呈递增趋势,提高逆变器输出阻抗即可提高相角裕度。当 $Z_{g1} = 90\mu\text{H}$ 时,阻抗不存在交截点,系统能稳定运行。而 f_1 和 f_2 区间相位小于 -90° ,当交截点频率在此区间内,系统相角裕度不足,容易引起谐振。随着电网阻抗不断增加到 $Z_{g2} = 450\mu\text{H}$ 时,此时交截点处相角裕度不足,出现谐振。当 $Z_{g3} = 2.6\text{mH}$ 时,系统具有一定的相角裕度,满足稳定运行要求。

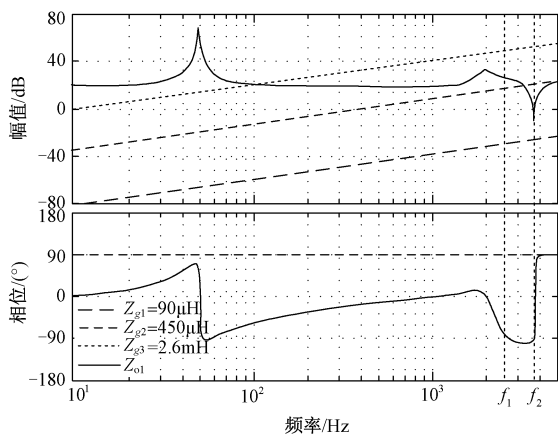


图6 电网阻抗不断变化时逆变器输出阻抗的伯德图

Fig. 6 Bode of inverter output impedance with changing grid impedance

为了避免系统出现谐振现象,需要保证逆变器输出阻抗在谐振频率处的相位和 -90° 之间具有较高的相角裕度。因此提高逆变器等效输出阻抗的幅值或者提高相角裕度能有效避免逆变器侧和电网侧阻抗交互产生的谐振。本文提出一种基于电网电压反馈附加相角补偿的控制策略,能有效提高相角裕度,适应不同的电网接入条件,避免谐振的发生。

4 基于阻抗重塑的谐波谐振抑制策略

4.1 电网电压前馈策略

本文在控制系统采用电容电流反馈情况下,进行逆变器输出阻抗的重塑。引入电网电压前馈可以有效提升逆变器输出阻抗的幅值,进而提高谐振频率和相角裕度,避免谐波谐振现象的发生。电网阻抗等效于串联在电网侧电感,即 $L'_2 = L_2 + nL_g$ 。图7为加入电网电压前馈系统控制框图。

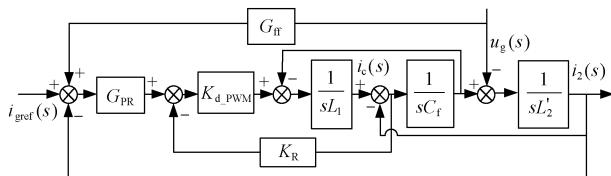


图7 基于电网电压反馈比例策略的控制框图

Fig. 7 Control block diagram based on grid voltage feedback proportional strategy

电网电压 u_g 通过前馈补偿系数 G_{ff} 引入电网电压前馈系统,逆变器等效输出阻抗如式(22)所示:

$$Z_{of}(s) = \frac{A_3 s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + G_{PR} K_{d_PWM}}{L_1 C_f s^2 + K_{d_PWM} C_f s + 1 - G_{ff} K_{d_PWM}} \quad (22)$$

式中,前馈补偿系数选择为:

$$G_{ff}(s) = \frac{K_{LPF}}{K_{d_PWM}} \quad (23)$$

式中, K_{LPF} 为一阶低通滤波环节。前馈补偿系数易受到高频噪声的干扰,引入 K_{LPF} 可较好地滤除高频噪声。采用电网电压前馈后,并网电流表达式为:

$$i(s) = \frac{L_1 C_f s^2 + K_{d_PWM} C_f s + 1}{A_3 s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + G_{PR} K_{d_PWM}} u_g + \frac{-G_{ff} K_{d_PWM}}{A_3 s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + G_{PR} K_{d_PWM}} u_g = \frac{u_g}{Z_o} + \frac{u_g}{-Z_{ff}} \quad (24)$$

根据式(22)得到系统的小信号模型,如图8所示。可以看出,电网电压前馈控制相当于逆变器输出阻抗并联一个虚拟阻抗 $-Z_{ff}$,并联后逆变器输出阻抗在基波频率处幅值有较大增益。由于逆变器输出阻抗的相频曲线与频率变化成正相关,同样电网阻抗下,提高逆变器输出阻抗即可提高交截点处的频率,从而提高相角裕度,更加有利于系统稳定。在 L_g 不断变化的过程中,仅仅提高逆变器输出阻抗,不可能满足 Z_{of} 和 Z_g 在幅频曲线上不相交,为此本

文在引入电网电压前馈的基础上附加相位超前补偿环节,从而提高系统谐振频率处的相位,使系统具有较高的相角裕度。

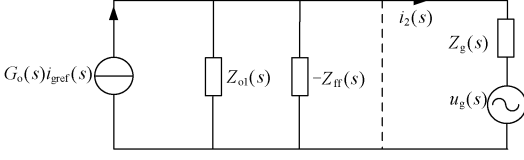


图8 引入电网电压反馈的并网逆变器小信号模型
Fig.8 Small signal model structure diagram of grid converter with feedback

4.2 相位超前补偿策略

为了最大限度提高逆变器输出阻抗的相角裕度,在电网比例前馈中附加相位超前补偿环节 $G_r(s)$ 来提高逆变器并网系统对电网阻抗的鲁棒性。其中相位超前补偿环节的表达式为:

$$G_r(s) = K_r \frac{T_1 + s}{T_2 + s} \quad (25)$$

式中, K_r 为增益补偿系数; T_1 、 T_2 为相角补偿系数。

根据自动控制原理,引入相位超前补偿函数可以满足在谐振频率处最大限度提高相角。 $G_r(s)$ 的伯德图如图9所示,其在 f_r 处相位角最大。

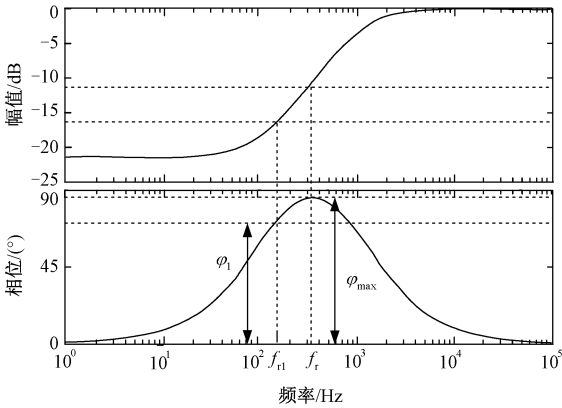


图9 相位超前补偿环节的伯德图

Fig.9 Bode plot of phase advance compensation

通过调节 T_1 和 T_2 的值,使得 $G_r(s)$ 的最大相角处频率与谐振频率重合,得到最佳补偿效果。

$G_r(s)$ 在谐振频率处提供的相角补偿 $\varphi(\omega)$ 为:

$$\varphi(\omega) = \arctan \frac{\omega(T_2 - T_1)}{T_1 T_2 + \omega^2} \quad (26)$$

$G_r(s)$ 只有一个极值点,令 $d\varphi(\omega)/d\omega = 0$,得到超前相位补偿环节最大处的频率:

$$\omega_{\max} = \sqrt{T_1 T_2} \quad (27)$$

联立式(22)和式(23)可得,最大相位超前补偿

的角度为:

$$\varphi_{\max} = \arctan \frac{(T_2 - T_1) \sqrt{T_1 T_2}}{2 T_1 T_2} \quad (28)$$

超前相位补偿环节会在提高相角的同时改变阻抗幅值,为保持阻抗幅值在补偿角频率处保持不变,增益补偿系数 K_r 的取值需在 $|G_r(\omega_{\max})| = 1$ 时得到,此时 K_r 为:

$$K_r = \frac{T_2^2 + \omega_{\max}^2}{\sqrt{(T_1 T_2 + \omega_{\max}^2)^2 + (T_2 - T_1)^2 \omega_{\max}^2}} \quad (29)$$

进行相位超前补偿控制的参数设计时,由于电网阻抗不仅随着时间动态变化,而且受到接入电网的逆变器影响,通常电网阻抗的实时测量使用谐波注入法,同时计算出逆变器输出阻抗的电网阻抗交截点的频率和相角裕度,根据最大补偿角度求取 T_1 和 T_2 的值,并且保证逆变器输出阻抗幅值不变。下面以1000Hz处相位补偿 30° 为例进行说明,可以看出该控制策略可以在特定频率处提升相角,并且增益不变。基于相位超前补偿控制策略,本文将逆变器输出阻抗构造为:

$$G_r(s) = 1732.05 \times \frac{s + 3625.76}{s + 10877.28} \quad (30)$$

相位超前补偿控制策略可以在特定频率处提升相角,并且增益不变。基于相位超前补偿控制策略,本文将逆变器输出阻抗在不同电网阻抗接入条件下构造为:

$$Z_{fr}(s) = \frac{A_3 s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + G_{PR} K_{d_PWM}}{L_1 C_f s^2 + K_{d_PWM} C_f s + 1 - G_r G_{ff} K_{d_PWM}} \quad (31)$$

采用电网电压前馈附加相位超前补偿控制策略后,逆变器输出阻抗的伯德图如图10所示。电网阻抗不断变化的情况下,幅频特性上提高了逆变器输出阻抗,使其具有较大的增益,交截点的频率提高;相频特性上,逆变器输出阻抗的相位始终高于 90° ,具有较高的相角裕度,大大提高了系统的稳定性,抑制谐波谐振的能力增强。因此本文提出的控制策略针对不同电网阻抗接入条件,具有较好的鲁棒性和动态响应,可避免谐振现象的产生。

5 仿真和实验验证

为了验证本文理论分析的正确性,根据原理图在Matlab/Simulink搭建6台额定功率为100kW的光伏逆变器并网的仿真模型。研究在电网阻抗变化时,逆变器系统注入电网的电流。系统电气参数如

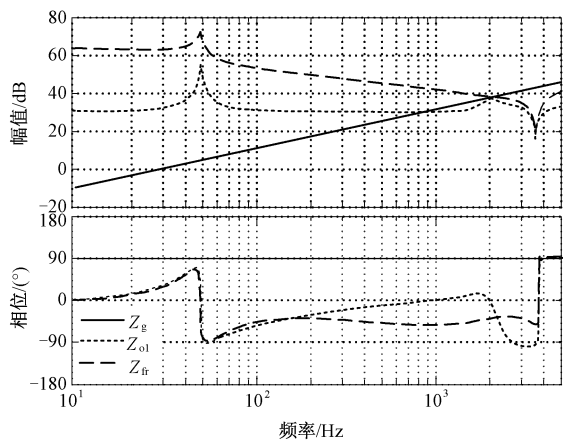


图 10 附加超前相位补偿后的伯德图

Fig. 10 Bode after additional forward phase compensation

表 1 所示,所有逆变器参数均一致,电网阻抗等效扩大为原来的 n 倍。本文仅以其中一台逆变器并网电流的仿真结果进行分析。

图 11 为未加入控制策略前,电网阻抗变化情况下,逆变器接入电网时并网电流的状态。由图 11 (a)可知,当 $Z_g=90\mu\text{H}$ 时,谐波含量小,并网电流在此条件下能保持较好的稳定性,并网逆变器系统稳定性较高。

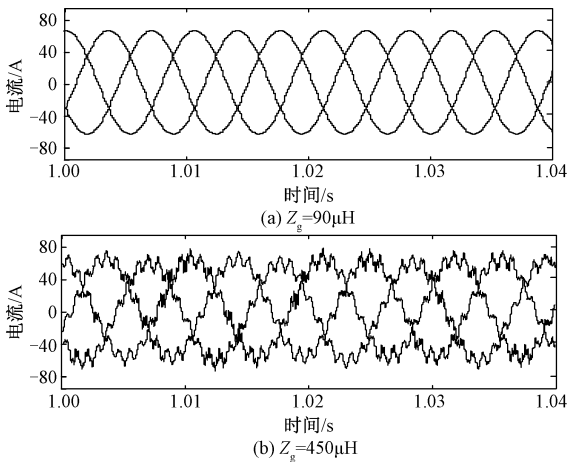


图 11 电网阻抗变化时并网电流波形

Fig. 11 Grid current waveforms with changing grid impedance

当电网阻抗增加到 $Z_g=450\mu\text{H}$ 时,并网逆变器输出电流波形如图 11 (b) 所示,并网电流出现明显畸变,此时电网阻抗和逆变器输出阻抗的交截点频率恰巧落在 (f_1, f_2) 区间的低相位区域,相角裕度为负值,不满足并网要求。随着电网阻抗增大,交截点频率变低,相角裕度减小。

图 12 为逆变器并网系统处于谐波谐振状态下,采用电网电压前馈附加相位超前补偿环节时逆变器

的并网电流。并网逆变器接入电网阻抗 $Z_g=450\mu\text{H}$ 时,系统在 $t=1.05\text{s}$ 时刻投入抑制策略。在 $1\sim1.05\text{s}$ 之间,由于相角裕度不足,系统处于谐波振荡状态,并网电流波形畸变严重;在 1.05s 加入控制策略后,相角裕度不足得到有效修正,电流谐波含量较小,波形明显变好,谐波谐振得到有效抑制。

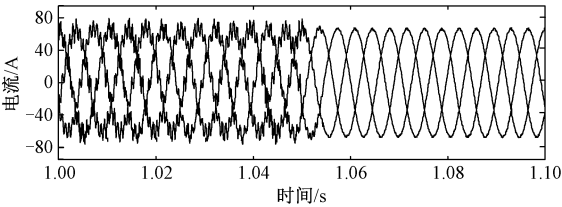


图 12 加入控制策略后并网电流仿真波形

Fig. 12 Grid current simulation waveforms after joining control strategy

通过以上仿真结果可知,逆变器采用电网电压前馈附加相角补偿控制策略可以在不同电网接入条件下均能实现动态相角补偿控制功能,并且具有较好的并网电流波形,从而验证了本文所提出控制方案的有效性。

为了验证本文理论分析方法的有效性,在实验室搭建两台电路结构和参数都相同的 100kW 并网逆变器,逆变器主要参数与仿真参数相同,硬件实验平台如图 13 所示。为了实验方便,选择在逆变器和 380V 交流电网之间串联不同电感模拟电网阻抗的变化,仅以其中一台逆变器的并网电流为例验证控制策略的有效性。



图 13 弱电网下光伏并网逆变器系统硬件实验平台

Fig. 13 Weak grid under photovoltaic inverter network system hardware experimental platform

调节等效电网阻抗 $Z_g=nL_g=100\mu\text{H}$ 时,由于三相对称,仅观测其中 A 相和中性点 N 相的电流。实验结果如图 14 所示。未采用所提附加控制策略时,系统并网点电流波形畸变,根据理论分析判断系

统此时处于谐波谐振状态,和搭建的仿真模型的输出电流基本一致。

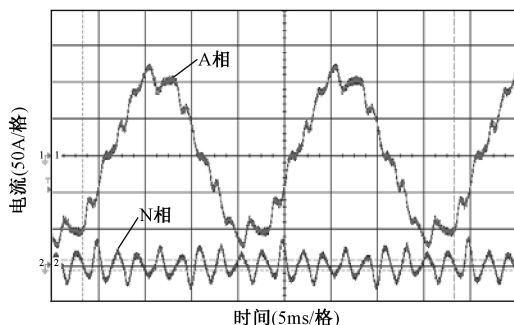


图 14 $Z_g = 100\mu\text{H}$ 时并网电流波形

Fig. 14 Grid current waveforms when $Z_g = 100\mu\text{H}$

图 15 为系统处于谐波谐振,采用本文所提附加控制策略后的并网电流波形。可以看出,加入控制策略后,并网电流波形接近正弦,谐波成分很小,满足并网要求,电能质量和稳定性得到提高。实验结果验证了所提方法的有效性。

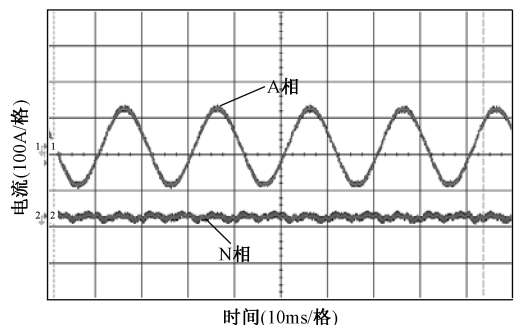


图 15 采用控制策略后并网电流实验波形

Fig. 15 Grid current experimental waveforms after adoption of control strategy

6 结论

本文分析光伏逆变器接入弱电网时谐振产生机理,根据阻抗稳定性判据推导出系统稳定运行条件。为避免谐振的产生,提出基于电网电压前馈附加超前相位补偿的谐波谐振抑制策略,得出以下结论:

(1)对于光伏逆变器并联接入弱电网中,逆变器侧和电网侧之间的交互影响可能引起并网电流出现谐振现象。并且随着电网感抗值的增加,系统谐振频率以及相角裕度会降低,导致系统不稳定。

(2)应用阻抗稳定性判据需满足逆变器侧和电网侧都能稳定运行,选取合适的控制参数可以确保逆变器侧稳定,只需逆变器的输出阻抗和电网阻抗

谐振频率处的相角裕度大于零,系统便能稳定运行。

(3)采用电网电压前馈附加相位超前补偿控制策略,可以有效提高逆变器输出阻抗幅值和相角裕度,提升逆变器对电网的适应能力。

参考文献 (References):

- [1] 王晓寰,王琳,张纯江,等 (Wang Xiaohuan, Wang Lin, Zhang Chunjiang, et al.). 多机并网对孤岛检测方法的影响研究 (Research of effect on islanding detection methods of multi-inverter connected to grid) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2016, 35 (4): 61-66.
- [2] 王宁,高朋,贾清泉,等 (Wang Ning, Gao Peng, Jia Qingquan, et al.). 光伏并网系统参与电压调节的有功和无功协调控制策略研究 (Research on active and reactive power coordination control strategy of PV grid-connected system for voltage regulation) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2017, 36 (8): 23-29.
- [3] 伞国成,漆汉宏,魏艳君,等 (San Guocheng, Qi Hanhong, Wei Yanjun, et al.). 三相并网逆变器公共耦合点电压控制研究 (Research on PCC voltage control of three-phase grid-connected inverter) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2016, 35 (11): 14-18.
- [4] 吴杰,赵凡凡,赵丽霞 (Wu Jie, Zhao Fanfan, Zhao Lixia). 考虑光伏逆变器剩余容量的配电网无功优化 (Reactive power optimization in distribution network considering residual capacity of photovoltaic inverter) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2017, 36 (1): 38-43.
- [5] 谢永流,程志江,李永东,等 (Xie Yongliu, Cheng Zhi-jiang, Li Yongdong, et al.). 引入虚拟阻抗的并联逆变器新型下垂控制策略 (New droop control strategy for parallel inverter with virtual impedance) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2016, 35 (3): 22-25.
- [6] 马添翼,金新民,黄杏 (Ma Tianyi, Jin Xinmin, Huang Xing). 含多变流器的微电网建模与稳定性分析 (Modeling and stability analysis of microgrid with multiple converters) [J]. 电力系统自动化 (Automation of Electric Power Systems), 2013, 37 (6): 12-17.
- [7] Agorreta J L, Borrega M, Lopez J, et al. Modeling and control of N-paralleled grid-connected inverters with LCL filter coupled due to grid impedance in PV plants [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26 (3): 770-785.
- [8] Wang X, Blaabjerg F, Wu W. Modeling and analysis of harmonic stability in an AC power-electronics-based power system [J]. IEEE Transactions on Power Electronics,

- 2014, 29 (12): 6421-6432.
- [9] 胡伟, 孙建军, 马谦, 等 (Hu Wei, Sun Jianjun, Ma Qian, et al.). 多逆变器并网系统谐振特性分析 (Resonant characteristics of multi-inverter grid-connection system) [J]. 电力自动化设备 (Electric Power Automation Equipment), 2014, 34 (7): 93-98.
- [10] 钱强, 谢少军, 季林, 等 (Qian Qiang, Xie Shaojun, Ji Lin, et al.). 一种提升逆变器对电网适应能力的电流控制策略 (A current control strategy to improve the adaptability to utility for inverters) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2016, 36 (22): 6193-6201.
- [11] 郑晨, 周林, 张密 (Zheng Chen, Zhou Lin, Zhang Mi). 基于导纳重构的大型光伏电站谐波谐振抑制策略 (Harmonic resonance suppression based on admittance re-shaping for large-scale PV plant) [J]. 电力自动化设备 (Electric Power Automation Equipment), 2016, 36 (8): 51-57.
- [12] 张兴, 余畅舟, 刘芳, 等 (Zhang Xing, Yu Changzhou, Liu Fang, et al.). 光伏并网多逆变器并联建模及谐振分析 (Modeling and resonance analysis of multi-parallel grid-tied inverters in PV systems) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2014, 34 (3): 336-345.
- [13] Mauricio C, Sun J. Online grid impedance identification for adaptive control of grid-connected inverters [A]. Proceedings of IEEE Energy Conversion Congress and Exposition Conference [C]. Raleigh, USA, 2012. 914-921.
- [14] 赵清林, 郭小强, 郭伟扬 (Zhao Qinglin, Guo Xiaoqiang, Wu Weiyang). 单相逆变器并网控制技术的研究 (Research on control strategy for single-phase grid-connected inverter) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2007, 27 (16): 60-64.
- [15] 张旸, 陈新, 王昀, 等 (Zhang Yang, Chen Xin, Wang Yun, et al.). 弱电网下并网逆变器的阻抗相角动态控制方法 (Impedance-phased dynamic control method of grid-connected inverters under weak grid condition) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2017, 32 (1): 97-106.
- [16] 吴恒, 阮新波, 杨东升 (Wu Heng, Ruan Xinbo, Yang Dongsheng). 弱电网条件下锁相环对 LCL 型并网逆变器稳定性的影响研究及锁相环参数设计 (Research on the stability caused by phase-locked loop for LCL-type grid-connected inverter in weak grid condition) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2014, 34 (30): 5259-5268.
- [17] 尹球洋 (Yin Qiuyang). 多台 LCL 型逆变器并联并网控制策略研究 (Control strategy for paralleled LCL-type grid-connected inverters) [D]. 武汉: 华中科技大学 (Wuhan: Huazhong University of Science and Technology), 2015.

Analysis of resonant characteristics and resonance suppression strategy of weak grid with LCL-type inverter

WANG Zhen-hao¹, LI Dan¹, HE Wei², WANG Kai-di³

(1. School of Electrical Engineering, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China;

2. State Grid Jilin Power Supply Company, Jilin 132001, China; 3. State Grid Dandong Power Supply Company, Dandong 118000, China)

Abstract: When the PV inverter is connected to the weak grid, it will couple with the time-varying grid impedance to affect the stability of the system and even lead to harmonic resonance problem. Firstly, the equivalent circuit model of LCL-type PV inverter parallel system is established. The stability condition of the grid-connected PV inverter system under weak grid condition is analyzed by impedance analysis method. It is concluded that the output impedance of the inverter and the grid impedance have a certain phase margin at the crossover frequency to make the system operation stable. Secondly, this paper presents a power supply voltage proportional feed-forward additional phase advance compensation control strategy, which can adapt to different grid impedance access conditions, so that the system at the resonant frequency with a certain phase angle margin can avoid the occurrence of resonance. Finally, the effectiveness of the proposed resonance suppression strategy is verified by simulation and experiment.

Key words: grid-connected inverter; grid voltage proportional feed-forward; phase advance compensation; grid impedance