

串联补偿线路对光伏发电系统稳定性影响

苗 森¹, 何 维², 张祥成³, 王龙飞², 周 翮², 胡家兵²

(1. 四川大学 电气信息学院, 四川 成都 610065;

2. 华中科技大学 强电磁工程与新技术国家重点实验室, 湖北 武汉 430074;

3. 国网青海省电力公司 青海省光伏发电并网技术重点实验室, 青海 西宁 810008)

摘要: 通过建立含串联补偿线路的无穷大电源-单光伏变换器系统的小信号分析模型, 借鉴复转矩系数法, 分析了不同串补度情况下串联补偿线路对电流控制与直流电压控制的影响, 发现随着串补度的提高, 电流控制的阻尼随之削弱, 而直流电压控制则不受影响, 对此分别给出了相应的物理解释。考虑到锁相环引起的负阻尼效应, 发现串联补偿线路可能造成光伏变换器发生不稳定现象。在 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真软件中搭建了详细的模型, 并对仿真模型进行了模态分析, 时域仿真结果和模态分析证实了文中所提观点。

关键词: 光伏; 稳定性; 串联补偿; 直流电压控制; 电流控制; 变换器; 锁相环; 次同步振荡

中图分类号: TM 615

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2016.09.016

0 引言

自 19 世纪 70 年代, 美国莫哈夫电厂发生由串联补偿线路引起的次同步振荡 SSO (Sub-Synchronous Oscillation) 事故后, 国际电气工程界投入极大精力对次同步振荡的产生机理、分析方法及抑制对策等方面进行了深入研究, 并且取得了一系列成果^[1]。

然而次同步振荡现象并不只存在于传统火力发电系统中, 随着风电等新能源的大规模接入, 次同步振荡同样出现在新能源发电中。2009 年 10 月在美国德克萨斯州的一处风电场发生了次同步振荡事故, 事后的事故分析认为, 发生振荡的主要原因是双馈风力发电机的转子侧变换器控制系统与送出通道上的固定串补产生了相互作用^[2]。本次事故也引发了学术界对于新能源, 特别是风力发电机组接入串联补偿线路的次同步振荡问题的研究, 并取得了一系列成果。

文献[3-4]研究了基于感应电机的风力发电机与串联补偿线路发生次同步振荡的原因, 指出感应发电机效应起主导作用, 并提出了利用静止无功补偿器 SVC (Static Var Compensator)、静止无功发生器 SVG (Static Var Generator) 对其进行有效抑制。文献[5]指出在新能源发电设备中, 双馈机型是最容易发生次同步振荡的机型。文献[6]分析了由双馈风力发电机与串联补偿线路之间相互作用引起的次同步振荡, 讨论了串补度、风速、电流环增益等因素的影响; 说明较扭振转矩放大作用而言, 感应发电机

效应才是引起双馈风力发电机发生次同步振荡更为主要的原因。文献[7]则利用频率扫描法分析了感应发电机效应的机理和影响因素, 从转子侧电流闭环控制的角度推导分析了控制次同步谐振的机理和影响因素, 并指出电流环控制器比例系数和积分系数的增大将引起次同步控制相互作用 SSCI (Sub-Synchronous Control Interaction) 问题。文献[8]则建立了完整的状态空间, 分析了双馈风力发电机与串补线路作用产生次同步振荡的主要参与状态变量为定子磁链和线路的电流, 与传动链和控制器关系不大, 并提出采用 SVC 来抑制次同步振荡的方案。文献[9-10]利用转矩观点解释双馈风力发电机轴系扭振的机理, 研究前馈补偿参数和功率、电流环控制参数对轴系扭振的影响, 指出前馈补偿在一定条件下会引起电气负阻尼进而诱发轴系扭振。文献[11]分析了串补交流输电和高压直流输电作为风电外送的 2 种方式可能诱发次同步振荡问题。文献[12]采用信号测试法揭示了风速控制器参数、线路电阻等对风电并网系统电气阻尼的影响。

可以看到, 目前已公开发表的关于新能源次同步振荡问题的研究成果主要集中在双馈风力发电机这一机型与串联补偿线路相互作用机理及抑制措施方面, 其中针对光伏发电在次同步振荡方面的研究, 更多地是关于如何利用设计的附加阻尼控制器抑制同步发电机组的次同步振荡, 例如文献[13-14]在光伏上设计了多通道的抑制器。虽然已有学者对直接并网的三相并网变换器接入含串联补偿线路的系统是否会发生次同步振荡进行了一定的研究, 但仍不够深入, 也并未给出明确的机理解释。例如, 文献[15]简单研究了全功率风力发电机的阻抗特性, 认为串联补偿线路的谐振频率远低于电流控制带宽, 因

收稿日期: 2015-08-03; 修回日期: 2016-07-01

基金项目: 国家电网公司总部科技项目 (522830140003)

Project supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (522830140003)

标系为 dqP , 其旋转速度为锁相环输出速度。显然, 控制系统中使用的 dq 分量实际是定义在 dqP 坐标系下的。而线性化分析所用的坐标系为 $dq0$ 坐标系, 这样可以保证所选用参考坐标系与系统动态无关。图 3 显示在动态过程中 $dq0$ 坐标系、 dqP 坐标系与端电压相量 U 位置之间的关系, 图中, 上标 0、P 分别表示 $dq0$ 和 dqP 坐标系。

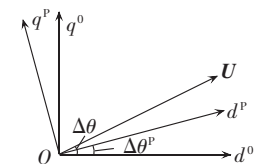


图 3 不同坐标系及端电压相量之间的关系

Fig.3 Relation among two coordinate systems and terminal voltage phasor

考虑锁相环路的线性化模型如图 4 所示。输入信号 $\Delta\theta$ 是端电压相量 U 的相位偏移, 在所选取的 $dq0$ 坐标系下, 由于稳态时端电压相量与 $dq0$ 坐标系的 d 轴重合, 则有 $U_{q0}=0$ 。

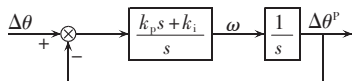


图 4 锁相环线性化模型

Fig.4 Linearized model of PLL

在线性化模型下, $\Delta\theta$ 唯一与 ΔU_q 相关, 因此存在以下近似关系:

$$\Delta\theta = \arctan \Delta \frac{U_q}{U_d} = \frac{\Delta U_q}{|U|} = \frac{\Delta U_q}{U_{d0}} \quad (1)$$

其中, U_d 、 U_q 分别为 U 在 $dq0$ 坐标系下的 d 轴、 q 轴分量; 下标 0 表示各电气量初始值。

这里 $U_{d0} = |U|$ 表征的是系统稳态时 PCC 处电压相量的幅值, 在标么值系统中约等于 1。因此根据线性化的锁相环路分析, 有:

$$\Delta\theta^p = \frac{k_p s + k_i}{s^2 + k_p s + k_i} \Delta\theta \quad (2)$$

其中, k_p 和 k_i 分别为锁相环 PI 控制器的比例和积分参数; s 为拉普拉斯算子。根据电路方程, 利用复矢量方法, 可得到在 $dq0$ 坐标系下的电路方程如式(3)、式(4)所示。

$$\Delta i_d = G_{dd}(s) \Delta E_d + G_{dq}(s) \Delta E_q \quad (3)$$

$$\Delta i_q = G_{qd}(s) \Delta E_d + G_{qq}(s) \Delta E_q$$

$$\Delta\theta^p = G_{dP}(s) \Delta E_d + G_{qP}(s) \Delta E_q \quad (4)$$

$$G_{dP}(s) = \frac{k_p s + k_i}{s^2 + k_p s + k_i} \frac{1}{U_{d0}} \{ \omega L_1 [C_2^2 R_e s^2 + C_2 (1 + \omega^2 L_e C_2) s + \omega^2 C_2^2 R_e + s L_1 [-\omega L_e C_2^2 s^2 + \omega C_2 (1 - \omega^2 L_e C_2)]] \} / [L_e^2 C_2^2 s^4 + 2 L_e C_2^2 R_e s^3 + (R_e^2 C_2^2 + 2 L_e C_2 + 2 \omega^2 L_e^2 C_2^2) s^2 + 2 C_2 R_e (1 + \omega^2 L_e C_2) s + (\omega C_2 R_e)^2 + (1 - \omega^2 L_e C_2)^2] \} \quad (5)$$

$$G_{qP}(s) = \frac{k_p s + k_i}{s^2 + k_p s + k_i} \frac{1}{U_{d0}} \{ -s L_1 [C_2^2 R_e s^2 + C_2 (1 + \omega^2 L_e C_2) s + \omega^2 C_2^2 R_e + \omega L_1 [-\omega L_e C_2^2 s^2 + \omega C_2 (1 -$$

$$\omega^2 L_e C_2)]] \} / [L_e^2 C_2^2 s^4 + 2 L_e C_2^2 R_e s^3 + (R_e^2 C_2^2 + 2 L_e C_2 + 2 \omega^2 L_e^2 C_2^2) s^2 + 2 C_2 R_e (1 + \omega^2 L_e C_2) s + (\omega C_2 R_e)^2 + (1 - \omega^2 L_e C_2)^2] + \frac{k_p s + k_i}{s^2 + k_p s + k_i} \frac{1}{U_{d0}} \quad (6)$$

$$G_{dd}(s) = G_{qq}(s) = [C_2^2 R_e s^2 + C_2 (1 + \omega^2 L_e C_2) s + \omega^2 C_2^2 R_e] / [L_e^2 C_2^2 s^4 + 2 L_e C_2^2 R_e s^3 + (R_e^2 C_2^2 + 2 L_e C_2 + 2 \omega^2 L_e^2 C_2^2) s^2 + 2 C_2 R_e (1 + \omega^2 L_e C_2) s + (\omega C_2 R_e)^2 + (1 - \omega^2 L_e C_2)^2] \quad (7)$$

$$G_{qd}(s) = -G_{dq}(s) = -[-\omega L_e C_2^2 s^2 + \omega C_2 (1 - \omega^2 L_e C_2)] / [L_e^2 C_2^2 s^4 + 2 L_e C_2^2 R_e s^3 + (R_e^2 C_2^2 + 2 L_e C_2 + 2 \omega^2 L_e^2 C_2^2) s^2 + 2 C_2 R_e (1 + \omega^2 L_e C_2) s + (\omega C_2 R_e)^2 + (1 - \omega^2 L_e C_2)^2] \quad (8)$$

其中, $G_{qq}(s)$ 、 $G_{qd}(s)$ 、 $G_{dq}(s)$ 、 $G_{dd}(s)$ 、 $G_{dP}(s)$ 和 $G_{qP}(s)$ 分别表示 E_q 到 i_q 、 E_q 到 i_d 、 E_d 到 i_q 、 E_d 到 i_d 以及 E_d 和 E_q 到锁相环输出相角的传递函数; $L_e = L_1 + L_2$; 下标 d 与 q 分别表示在 $dq0$ 坐标系下的 d 轴分量和 q 轴分量。

由于控制系统所使用的 dq 轴分量定义在锁相环坐标系下, 因此需要进行 $dq0$ 坐标系下的电压、电流与 dqP 坐标系下的电压、电流之间的转换。例如, 采样的电流反馈信号, 需要将 $dq0$ 的信号转换到锁相环所在的 dqP 系统中。

根据图 3 所示的坐标关系, 可以得到 $dq0$ 坐标系向 dqP 坐标系转换的表达式如式(9)所示。

$$\begin{aligned} i_d^p &= i_d \cos \Delta\theta^p + i_q \sin \Delta\theta^p \\ i_q^p &= i_q \cos \Delta\theta^p - i_d \sin \Delta\theta^p \end{aligned} \quad (9)$$

在锁相环所在 dqP 坐标系下对其进行线性化展开, 注意到 $\Delta\theta^p$ 在初始时刻为 0, 因此, 可以得到下述表达式, 其中下标 0 表示初始值。

$$\begin{aligned} \Delta i_d^p &= \Delta i_d + i_{q0} \Delta\theta^p \\ \Delta i_q^p &= \Delta i_q - i_{d0} \Delta\theta^p \end{aligned} \quad (10)$$

同理可以得到, 从 dqP 坐标系到 $dq0$ 坐标系的变换有:

$$\begin{aligned} \Delta E_d &= \Delta E_d^p - E_{q0} \Delta\theta^p \\ \Delta E_q &= \Delta E_q^p + E_{d0} \Delta\theta^p \end{aligned} \quad (11)$$

功率方程为:

$$\Delta P = \Delta i_d E_{d0} + \Delta E_d i_{d0} + \Delta i_q E_{q0} + \Delta E_q i_{q0} \quad (12)$$

直流电压线性化为:

$$\Delta U_{dc} = \frac{1}{C U_{dc0} s} (\Delta P_{in} - \Delta P) \quad (13)$$

由此可以得到完整的线性化模型如图 5 所示。

2 特性分析

本节将主要讨论串联补偿线路对变换器控制回路的影响。电流控制回路作为控制器内环, 与外部电网直接关联, 因此首先分析串联补偿线路对电流控制的影响, 然后再分析其对直流电压控制的影响。

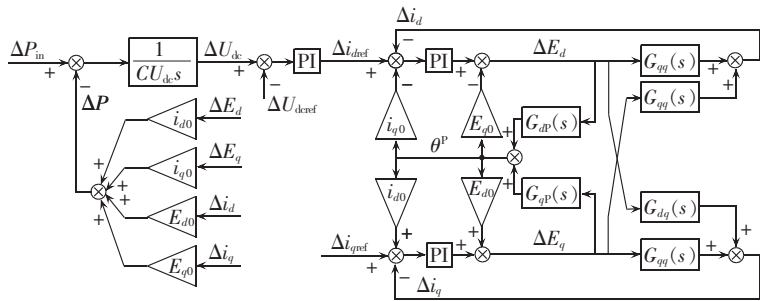


图 5 全系统线性化模型
Fig.5 Linearized model of whole system

2.1 串联补偿线路对电流控制的影响

本节主要考察串联补偿线路对电流控制稳定性的影响。 d 轴电流控制与 q 轴电流控制在结构上是对称的,但是根据文献[17-21],锁相环将给 q 轴无功电流控制引入负阻尼作用,而对 d 轴电流控制没有此影响,且外部电路是对称的,只需要以 q 轴电流控制作为研究对象,即可完全反映串联补偿线路对电流控制的影响。将图 5 中的电流控制模型进行变换,得到图 6 中以 q 轴电流控制为研究对象的等效框图。图中, $G_{E\theta}(s)$ 为 E_q 到锁相环输出角度的完整传递函数,即表征控制框图中锁相环引入负阻尼的支路; $G_{Ei}(s)$ 为 E_q 到 i_q 的完整传递函数,表征作为被控对象的线路特性以及 d 轴电流控制对 q 轴电流控制的影响。

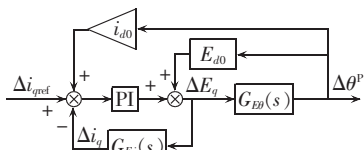


图 6 无功电流控制回路完整线性框图
Fig.6 Block diagram of linearized complete reactive current control loop

为了考察串联补偿度对电流控制的影响,选取串补度分别为 0(即没有串联补偿)、25%、50%、75% 这 4 种工况,并画出 4 种工况下的 $G_{E\theta}(s)$ 和 $G_{Ei}(s)$ 的传递函数伯德图,分别如图 7 和图 8 所示。

由图 7 可见,串补度变化时, $G_{E\theta}(s)$ 相频特性基本是重合的,只在幅频特性上增益有细微差别。因

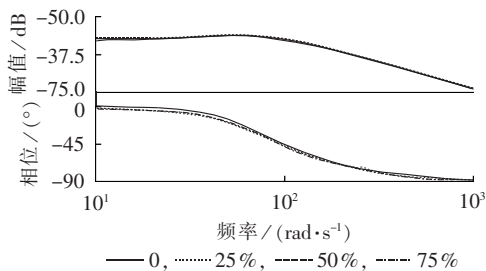


图 7 $G_{E\theta}(s)$ 伯德图
Fig.7 Bode diagram of $G_{E\theta}(s)$

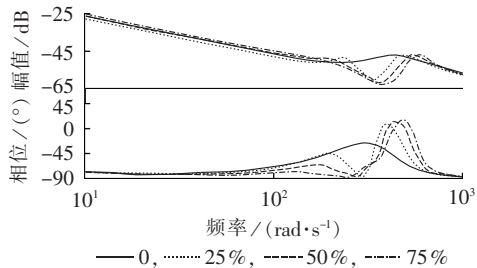


图 8 $G_{Ei}(s)$ 伯德图
Fig.8 Bode diagram of $G_{Ei}(s)$

此可以得出结论,串补度变化基本不影响该回路的动态特性,仅表示锁相环自身的响应特性。

通过图 9 的相量图可以更为直观地解释这一现象(图中, $d^{u'}$ 、 $q^{u'}$ 代表电压变化后的坐标系)。在稳态下,假设输出单位功率因数电流,则电流相量 I 与端电压相量 U 重合。当端电压因为扰动滞后一个角度后变为 U' ,锁相环理想跟踪,使

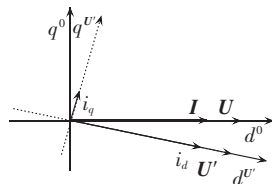


图 9 动态过程中电流相量与端电压相量的关系
Fig.9 Relation between current phasor and terminal voltage phasor in dynamic process

锁相环输出的相位发生了变化,由于电流 I 不能发生突变,导致电流经过坐标变换后的值发生了变化。此时,电流 I 超前于端电压 U' ,使得 i_q 反馈值大于实际值,根据电流控制策略,其结果是引起 E_q 减小。而 E_q 的减小在电网当中将直接引起端电压进一步滞后,则无功电流要经过电感的暂态过程后才能回到原先的状态。可见此动态过程与外部电路是否有串联补偿电容无关,仅由于坐标变换引起了电流控制正反馈。

在分析 $G_{Ei}(s)$ 特性时,借鉴次同步振荡分析中常用的复转矩系数法^[1],将 $s=j\omega$ 代入 $G_{Ei}(s)$,可得其复阻抗,将其分解为电阻分量与电感分量,如图 10 所示。根据实际物理含义,实部表征该振荡频率下的电阻分量,实部大于 0 为正电阻分量,实部小于 0 为负电阻分量;虚部则表征该振荡频率下的电感分量。本文重点关心阻尼问题,因此,主要考察 $G_{Ei}(s)$

的实部分量。由图 8 可见,在 100~300 rad/s 的频段范围内,随着串补度的增加,其增益逐渐减小,且其相位逐渐接近于 -90°,说明其正电阻分量越小;而在 300~400 rad/s 频段范

围内,相位逐渐趋向 0°,但其增益仍然较小,即表征的正电阻分量较小。在此频段之外,串补度变化并不显著影响其幅相特性。因此,可以认为,随着串补度的提高,在 100~400 rad/s 的频段范围内,电流控制回路的阻尼明显下降,在其他频段内,电流控制回路的阻尼整体呈现轻微下降趋势。

从物理过程的角度,串联补偿线路对电流控制电流动态过程具有负面的影响。这可以通过一个 RLC 串联回路的动态过程来解释。无穷远处电压 U_s 保持不变,当需要电流增加,内电势 E 将增加,由于电容保持其两端电压不变,电感保持电流不变,因此,在内电势变化的初始时刻,电感和电阻上的电压保持不变,串联线路电流不变;随着时间的推移,电流增加,串联电容的电压上升,上升的串联电容电压将减小电感两端的电压差,继而削弱了电流的变化速率;这个过程将导致电流的暂态过程(即电流的直流部分)衰减变慢,其结果对应在图 8 的同步频率附近。随着串补度的增加,其相位裕度接近于 -90°;而电流的变化速率变慢,即等效地认为电感值上升,即伯德图中的幅值下降。

因此,在电流动态过程中,锁相环引入的负阻尼作用实际上是减弱对电流暂态分量的衰减,而串联补偿线路同样减弱了电流暂态分量的衰减,对电流控制带来了不利的影响。

由此可见,串联补偿电路将降低光伏发电系统电流控制器在同步频率附近的阻尼。而由锁相环引入的负阻尼过程基本不受串联补偿电路的影响,从侧面印证了文献[17]的说法。

2.2 串联补偿线路对直流电压控制的影响

本节主要考察串联补偿线路对直流电压控制稳定性的影响。在第 2.1 节的基础上,考察直流电压控制回路被控对象 $G_{ip}(s)$ 的特性,如图 11 所示。

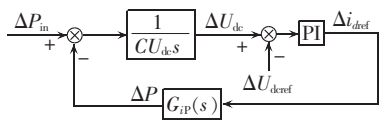


图 11 简化系统模型
Fig.11 Model of simplified system

串补度为 0(即没有串联补偿)、25%、50%、75% 时,被控对象 $G_{ip}(s)$ 的伯德图如图 12 所示。

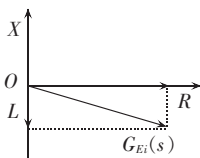


图 10 复阻抗投影关系图
Fig.10 Projection of complex impedance

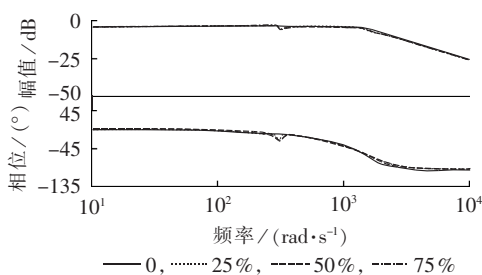


图 12 $G_{ip}(s)$ 伯德图
Fig.12 Bode diagram of $G_{ip}(s)$

由图 12 可以看出,随着串补度的增加,其传递函数的伯德图在中低频段并没有出现明显差异,即串联补偿线路对直流电压控制不会造成明显影响,原因如下。

a. 从控制系统的角度,这主要是因为电流控制回路作为直流电压控制的内环,其作用就是快速地对实际电流跟踪电流指令值。尽管在电流控制中串联补偿线路降低了阻尼,但是电流控制的带宽要远大于直流电压控制的带宽,因此,在直流电压控制带宽范围之内,串联补偿线路并不会对其造成影响。

b. 从物理的角度,串联补偿电路将可能引入次同步的谐振频率的电流分量。然而,由于电流控制器对这些频段具有良好的阻尼作用,这种次同步频率成分的电流将被大幅抑制,并不会反映到直流电压上,因此对于直流电压控制而言,串联补偿线路不会带来影响。

3 仿真实验

为了验证前文的分析,本节将从模态分析以及时域仿真 2 个方面进行验证。基于图 1 搭建了单台光伏并网变换器经串联补偿线路接入无穷大电源系统模型。其中,光伏并网变换器单台机等值功率为 1 MW,出口线电压额定值为 380 V;LCL 滤波器参数为 $L_1=0.025\ 78\ \text{mH}$, $L_2=0.209\ 2\ \text{mH}$, $C_1=1\ 320\ \mu\text{H}$;锁相环参数为 $k_p=180$, $k_i=12\ 600$;直流电压控制参数为 $k_{pdc}=6$, $k_{idc}=200$;电流控制参数为 $k_{pi}=1$, $k_{ii}=200$;开关频率为 2000 Hz。

3.1 模态分析验证

根据第 2 节推导的小信号模型,对不同串补度情况进行模态分析计算,选取了对串补度变化敏感的模态,其特征值结果如表 1 所示,各控制器参与因子如图 13 所示。可以看到,随着串补度的提高,该模态的阻尼逐渐下降,其特征值最终会越过虚轴,进入不稳定的状态。同时该模态的主要控制器状态变量为 q 轴电流控制器以及锁相环(其中锁相环 1 为锁相环中表示相位的状态变量,锁相环 2 为锁相环 PI 控制器的状态变量),而 d 轴电流控制器以及直流电压控制器的参与因子很小。按照前文的分析,串联

补偿线路削弱了电流电磁暂态阻尼,无论串补度如何,锁相环都对 q 轴电流控制产生负阻尼作用,两者综合会造成不稳定的情况,但直流电压控制基本不受串联补偿线路影响,本节模态分析的结果很好地印证了这一说法。

表 1 模态分析结果
Table 1 Results of modal analysis

串补度/%	特征值	阻尼比
0	$-134.45-j263.06$	0.455 1
25	$0.5062-j284.26$	-0.001 8
50	$7.7025-j265.09$	-0.029
75	$12.588-j251.73$	-0.049 9

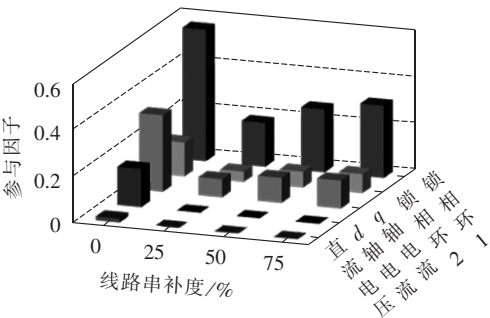


图 13 各个控制器在不同串补度下的参与因子
Fig.13 Participation factor of different controllers for different compensation degrees

3.2 时域仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真软件中,搭建了包括开关过程在内的详细时域仿真模型。仿真设置在 0.3 s 时光照强度发生跳变,使得 i_d 在 0.3 s 时由 0.8 p.u. 跳变到 1.0 p.u.,光伏发电系统的端电压在这个过程中保持不变。改变线路串联电容大小,使线路串补度分别为 0、25%、50% 和 75% 多种情况,在这几种情况下考察光伏并网变换器在不同线路串补度下的小扰动稳定性。仿真结果如图 14、图 15 所示,图中 i_d 为标么值。

图 14 是 d 轴电流的响应。由仿真结果可以看到,随着串补度的提高,光伏并网变换器的稳定性逐步下降并出现不稳定的情况,串补度越高,稳定性越差。在 dq 旋转坐标系中可以观察到其失稳的形式是振荡发散的,即阻尼不足的情况,并且发散速度很快,其现象与模态分析结果是相符的,也验证了本文之前的分析结果。图 15 是对应的三相交流电流的

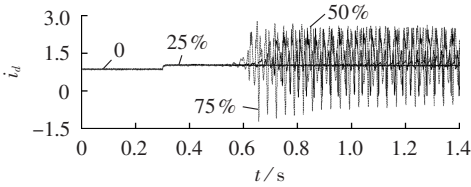
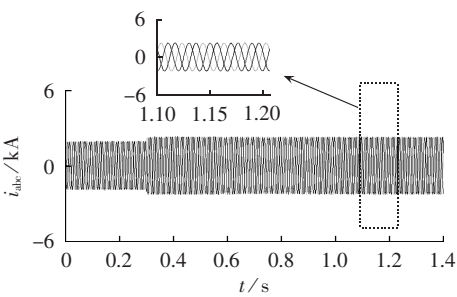
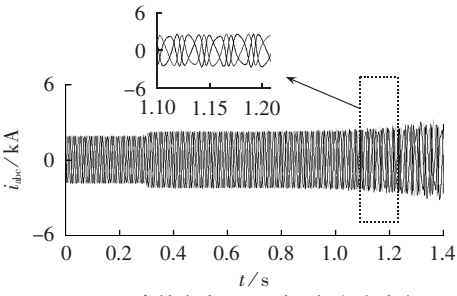


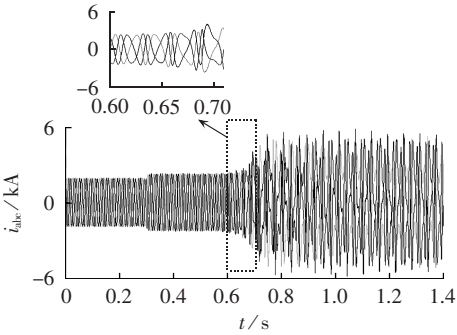
图 14 线路不同串补度时有功电流分量 i_d 响应
Fig.14 Response of active current component i_d to different compensation degrees



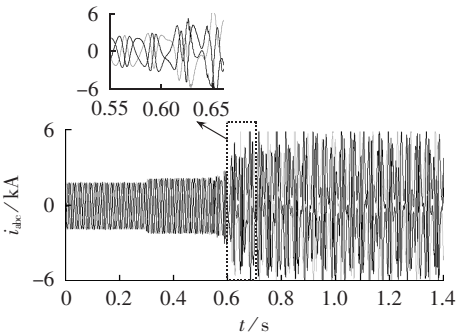
(a) 串补度为 0 时三相电流响应



(b) 串补度为 25% 时三相电流响应



(c) 串补度为 50% 时三相电流响应



(d) 串补度为 75% 时三相电流响应

图 15 不同串补度的光伏变换器输出三相电流响应

Fig.15 Response of output three-phase current of PV converter to different compensation degrees

响应,可以看到,振荡失稳过程中的三相电流波形发生了明显畸变,相位上呈现出被交替“拉伸和压缩”的现象,而幅值则持续地增加。这个过程持续时间较短,由于控制器限幅以及变换器饱和等原因,最终输出电流呈现出杂乱的振荡。此时的电流峰值已经远远超过额定电流,将对设备和电网造成极大的危害。

综上仿真结果,串联补偿线路对光伏发电系统

的影响主要表现在对电流控制的影响上,时域仿真与模态分析的结果都印证了这一点。

4 结论

本文通过建立单台并网变换器经串联补偿电路接入无穷大系统的线性化模型,借鉴复转矩系数法,将复杂外部网络与电流环 dq 耦合构成的系统简化为电阻-电感系统,分析了串联补偿线路对并网变换器电流环与直流电压环稳定性的影响,得到以下结论。

a. 对于电流控制回路,串联补偿线路在 $100\sim 400\text{ rad/s}$ 的频段范围内降低了电流控制的正阻尼,并且随着串补度的提高,阻尼进一步下降。同时,考虑到锁相环引入的负阻尼效应,在外部系统较弱、输出功率较高的情况下,多个因素的综合作用可引起系统发生次不稳定现象,模态分析与时域仿真验证了这一点。

b. 对于直流电压控制回路,由于电流内环的存在,使得次同步振荡分量被很好地衰减,且由于直流电压控制带宽较低,因此在不同串补度情况下,直流电压控制的稳定性没有发生改变,即串联补偿线路对直流电压控制没有影响,模态分析结果验证了这一点。

综上所述,串联补偿线路对并网变换器的影响主要体现在对电流控制的影响上,具体为降低了电流控制的阻尼,而对直流电压控制无影响。

参考文献:

- [1] 程时杰,曹一家,江全元. 电力系统次同步振荡的理论与方法[M]. 北京:科学出版社,2009:8-12.
- [2] ADAMS J,CARTER C,SHUN-HSIEN H. ERCOT experience with sub-synchronous control interaction and proposed remediation[C]//2012 IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition(T&D). Orlando,USA:IEEE,2012:1-5.
- [3] RAJIV K V,SUBBHIK A,YSNI S. Mitigation of sub-synchronous resonance in a series-compensated wind farm using FACTS controllers[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2008,23(3):1645-1654.
- [4] AHMED F A,ABU-SIADA A,HEMANSHU R P. Damping of sub-synchronous oscillations and improve transient stability for wind farms[C]//2011 IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Asia(ISGT). Perth,WA,Australia:IEEE,2011:1-6.
- [5] JOHN D,CHONG H,SHANE H,et al. ERCOT CREZ reactive power compensation study[R]. [S.L.]:Grid Systems Consulting Group,Power Systems Division,ABB Inc,Tech. Rep.,2010.
- [6] LINGLING F,RAJESH K,ZHUXIN L M,et al. Modeling of DFIG-based wind farms for SSR analysis[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2010,25(4):2073-2082.
- [7] 栗然,卢云,刘会兰,等. 双馈风电场经串补并网引起次同步振荡机理分析[J]. 电网技术,2013,37(11):3073-3079.
LI Ran,LU Yun,LIU Huilan,et al. Mechanism analysis on sub-synchronous oscillation caused by grid-integration of doubly fed wind power generation system via series compensation[J]. Power System Technology,2013,37(11):3073-3079.
- [8] SURIYAARACHCHI D H R,ANNAKAGE U D,KARAWITA C,et al. Application of an SVC to damp sub-synchronous interaction between wind farms and series compensated transmission lines[C]//Power and Energy Society General Meeting,2012 IEEE. San Diego,CA,USA:IEEE,2012:1-6.
- [9] 郝正航,余贻鑫. 励磁控制引起的双馈风电机组轴系扭振机理[J]. 电力系统自动化,2010,34(21):81-86.
HAO Zhenghang,YU Yixin. Analysis on wind turbine driven DFIG shaft torsional oscillation mechanism caused by excitation control[J]. Automation of Electric Power Systems,2010,34(21):81-86.
- [10] 郝正航,余贻鑫. 双馈风电机组机电耦合与轴系稳定的分析和辨识[J]. 电工技术学报,2011,26(3):134-139.
HAO Zhenghang,YU Yixin. Analysis and identification for electromechanical coupling and shaft stability of doubly-fed induction generator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2011,26(3):134-139.
- [11] 高本锋,李忍,杨大业,等. 双馈风电机组次同步振荡阻尼特性与抑制策略[J]. 电力自动化设备,2015,35(12):11-20.
GAO Benfeng,LI Ren,YANG Daye,et al. Damping characteristics and countermeasure of DFIG sub-synchronous oscillation[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(12):11-20.
- [12] 赵睿,李兴源,刘天琪,等. 抑制次同步和低频振荡的多通道直流附加阻尼控制器设计[J]. 电力自动化设备,2014,34(3):89-93.
ZHAO Rui,LI Xingyuan,LI Tianqi,et al. Design of multi-channel DC supplementary damping controller for subsynchronous and low-frequency oscillation suppression[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(3):89-93.
- [13] 李宽,李兴源,李保宏,等. 基于射影定理分层控制的次同步阻尼控制器设计[J]. 电力自动化设备,2015,35(2):80-84.
LI Kuan,LI Xingyuan,LI Baohong,et al. Design of supplementary subsynchronous damping controller based on projective theorem for hierarchical control[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(2):80-84.
- [14] 毕天姝,孔永乐,肖仕武,等. 大规模风电外送中的次同步振荡问题[J]. 电力科学与技术学报,2012,27(1):10-15.
BI Tianshu,KONG Yongle,XIAO Shiwu,et al. Review of sub-synchronous oscillation with large-scale wind power transmission[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2012,27(1):10-15.
- [15] MA H T,BROGAN P B,JENSEN K H,et al. Sub-synchronous control interaction studies between full-converter wind turbines and series-compensated AC transmission lines[C]//2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting(PESGM). San Diego,CA,USA:IEEE,2012:1-5.
- [16] PEDRO V,MARQUES G D. DC voltage control and stability analysis of PWM-voltage-type reversible rectifiers[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,1998,45(2):263-273.
- [17] BO W,DUSHAN B,PAOLO M,et al. Impedance-based analysis of grid-synchronization stability for three-phase paralleled

- converters[C]//2014 Twenty-Ninth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition(APEC). Fort Worth,TX, USA:IEEE,2014:1233-1239.
- [18] SE-KYO C. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2000,15(3):431-438.
- [19] FRANCIS G,BURGOS R,BOROYEVICH D,et al. An algorithm and implementation system for measuring impedance in $D-Q$ domain[C]//2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition(ECCE). Phoenix,AZ,USA:IEEE,2011:3221-3228.
- [20] WEN B,BOROTYVICH D,MATTARELLI P,et al. Influence of phase-locked loop on input admittance of three-phase voltage-source converters[C]//2013 Twenty-Eighth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition(APEC). Long Beach,CA,USA:IEEE,2013:897-904.
- [21] WEN B,BOROTYVICH D,MATTARELLI P,et al. Modelling the output impedance negative incremental resistance behavior of grid-tied inverters[C]//2014 Twenty-Ninth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition(APEC). Fort Worth,TX,USA:IEEE,2014:1799-1806.

作者简介:



苗森

苗森(1982—),男,河南开封人,博士研究生,主要研究方向为电力系统稳定与控制(**E-mail**: miaomiao_b1116@sina.cn);

何维(1989—),男,广西南宁人,博士研究生,主要研究方向为大规模风电并网稳定及其控制(**E-mail**: hewei5590@hust.edu.cn);

张祥成(1982—),男,吉林农安人,工程师,主要研究方向为电网安全稳定分析与电网规划(**E-mail**: 187148408@qq.com);

王龙飞(1990—),男,吉林通化人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统次同步振荡及其抑制措施(**E-mail**: ericwang@hust.edu.cn);

周翩(1988—),女,湖北武汉人,博士研究生,主要研究方向为大规模风电并网稳定及其控制(**E-mail**: zhoupian@hust.edu.cn);

胡家兵(1982—),男,安徽六安人,教授,博士研究生导师,博士,通信作者,主要研究方向为大规模风电并网稳定及其控制与柔性直流输电系统及其控制(**E-mail**: j.hu@mail.hust.edu.cn)。

Influence of series compensation lines on PV system stability

MIAO Miao¹, HE Wei², ZHANG Xiangcheng³, WANG Longfei², ZHOU Pian², HU Jiabing²

(1. School of Electrical Engineering and Information, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Engineering and Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China; 3. Key Laboratory of Photovoltaic Grid Connection Technology of Qinghai Province,

State Grid Qinghai Electric Power Company, Xining 810008, China)

Abstract: The small signal analysis model of an infinite bus system connected with a converter via series compensation lines is established and the complex torque coefficient method is applied to analyze the influence of series compensation lines on the current control and DC voltage control for different compensation degrees. It is found that, the damping of current control becomes weaker along with the increase of compensation degree while the DC voltage control is not impacted, for which the corresponding physical explanations are respectively given; the series compensation lines may cause the instability of PV converter due to the negative damping effect induced by the phase locked loops. A detailed model is built with PSCAD/EMTC and the time-domain simulation, together with the modal analysis, verifies the given conclusions.

Key words: photovoltaic; stability; series compensation; DC voltage control; electric current control; electric converters; phase locked loops; sub-synchronous oscillation