

并联型无源与有源次同步振荡阻尼装置对比分析

张 剑,肖湘宁,高本锋

(华北电力大学 新能源电网研究所,北京 102206)

摘要:提出了并联型 FACTS 装置抑制次同步振荡的无源阻尼与有源阻尼的概念。以静止无功补偿器和全控型换流器作为实现方法。采用复转矩系数法,分别推导了机端接入方式下,2 种次同步振荡阻尼方法提供的阻尼系数和正阻尼条件,对比了影响二者提供正阻尼大小的相关因素。分析结果表明,无源阻尼的大小与阻尼装置接入点系统电压大小成正比,有源阻尼的大小则不受接入点电压大小的影响,而主要与其自身产生的次同步电压大小成正比。采用机端阻尼控制方式,分别对 2 种阻尼装置的控制进行了设计。采用测试信号法,通过相位补偿,分别对阻尼装置提供的正阻尼进行了优化。时域仿真结果表明,对于短路故障引起的次同步振荡,在装置容量相同的情况下,有源阻尼方法较无源阻尼方法具有更强的阻尼能力。

关键词:次同步振荡;无源阻尼;有源阻尼;静止无功补偿器;全控型换流器;测试信号法;阻尼

中图分类号: TM 712

文献标识码: A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-6047.2014.06.014

0 引言

随着我国“西电东送”战略的实施,高压、大容量、远距离输电逐渐成为主要的送电方式之一。固定串联电容补偿和高压直流输电是提高输电容量和系统稳定性的有效措施,得到了广泛的应用。然而,当串补度选择不恰当时,可能引起与其相连的汽轮发电机组发生次同步谐振^[1],而当汽轮发电机组经邻近的高压直流输电系统送出时,由于功率的快速调节等原因,又可能会引起次同步振荡问题^[2],两者均会导致发电机组的轴系扭振,可能造成机组发生疲劳寿命损伤。

并联型 FACTS 装置因响应速度快、控制能力强、接入系统方式简单等优点^[3-6],近年来,被较多的学者应用于次同步振荡的抑制^[7-9]。采用以发电机转速偏差作为输入信号的阻尼控制方法的并联型 FACTS 装置往往具有较好的次同步振荡抑制效果^[10-12]。根据装置特点的不同,可分为由电感、电容与半控型电力电子器件并联构成的无源次同步振荡阻尼方法和由全控型器件构成的有源次同步振荡阻尼方法。从工程实施和对系统的影响角度来看,无源阻尼方法使用的主要元件为电感和电容,占地面积较大;采用半控型器件,调制能力有限,输出谐波较大,需额外加装滤波器。而有源阻尼方法仅需要较小的电感与系统相连,占地面积小;采用经典的 H 桥级联或新型的模块化多电平方式时的输出谐波均较小。然而

关于二者在次同步振荡阻尼能力方面的比较,目前尚无相关文献报道。

本文首先介绍了无源阻尼和有源阻尼方法的基本原理。采用复转矩系数法,针对单机无穷大系统,分别推导了 2 种方法提供的无源阻尼和有源阻尼,详细阐述了二者的本质区别。对 2 种阻尼控制进行了设计,通过测试信号法和相位补偿对二者提供的正阻尼进行了优化,并通过时域仿真验证理论分析的正确性。

1 并联型无源与有源次同步振荡阻尼方法

1.1 并联型无源次同步振荡阻尼方法

目前普遍采用的无源次同步振荡阻尼方法基于静止无功补偿器 SVC(Static Var Compensator)的拓扑结构,其基本原理如式(1)所示^[13-14]。

$$i_{\text{pd}} = u_s B_1(t) = U_s \sin(\omega_0 t + \theta_s) [B_{10} + B_{1m} \cos(\omega_m t + \phi_m)] \quad (1)$$

其中, u_s 为装置接入点系统电压; U_s 、 ω_0 和 θ_s 分别为其基波幅值、角频率和初相位; $B_1(t)$ 为装置等效导纳; B_{10} 为基波导纳值; B_{1m} 、 ω_m 、 ϕ_m 分别为次同步频率下的导纳幅值、角频率和初相位。

在控制器中对其基波导纳参考值进行次同步调制,使得实际输出的等效导纳 $B_1(t)$ 中含有与发电机轴系扭振频率相同的次同步分量,在接入点系统电压 u_s 作用下,形成阻尼次同步振荡的次同步电流,进入发电机定子产生阻尼转矩。式(1)积化和差后可得到装置输出的次同步电流分量如式(2)所示。

$$i_{\text{pd,sub}} = \frac{1}{2} U_s B_{1m} \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s - \phi_m] \quad (2)$$

1.2 并联型有源次同步振荡阻尼方法

有源次同步振荡阻尼方法基于全控型换流器结构,采用 SPWM 控制时,可以在三相控制信号中加入

收稿日期:2013-06-05;修回日期:2014-03-19

基金项目:“十二五”国家科技支撑计划重大项目(2011BAA-01B02);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(12QN37)

Project supported by the Key Project of the National Twelfth-Five Year Research Program of China(2011BAA01B02) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities (12QN37)

频率与发电机轴系扭振频率互补的正弦分量, A 相调制波信号可以表示为式(3)。

$$u_c = u_{c1} + u_{(\omega_0 - \omega_m)} = U_c \sin(\omega_0 t + \theta_c) + m \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \quad (3)$$

其中, u_{c1} 为调制波中的基波分量, U_c 、 ω_0 和 θ_c 分别为其幅值、角频率和初相位; $u_{(\omega_0 - \omega_m)}$ 为调制波中的次同步分量, m 、 $\omega_0 - \omega_m$ 和 γ 分别为其幅值、角频率和初相位。

利用该控制信号对三角波载波信号进行调制后, 装置输出电压中除含有基波分量外, 还存在互补频率的次同步电压分量, 忽略谐波分量的 A 相输出电压为:

$$u_i = m_a U_{dc} \sin(\omega_0 t + \theta_c) + m_{as} U_{dc} \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \quad (4)$$

其中, $m_a = U_c / U_{ui}$ 为基波电压的幅值调制率; $m_{as} = m / U_{ui}$ 为互补频率次同步电压分量的幅值调制率; U_{ui} 为三角波载波的幅值; U_{dc} 为换流器直流电压。

若接入点电压仍为 $u_s = U_s \sin(\omega_0 t + \theta_s)$, 忽略连接变压器的电阻, 仅考虑其漏电感 L_s , 可以得到系统流入装置的 A 相电流为:

$$i_{al} = \frac{1}{L_s} \int (u_s - u_i) dt \quad (5)$$

将 u_s 和 u_i 代入式(5), 提取其中的次同步电流分量如式(6)所示。当其进入发电机定子后, 产生阻尼次同步振荡的电磁转矩。

$$i_{al, sub} = \frac{m_{as} U_{dc}}{(\omega_0 - \omega_m) L_s} \cos[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \quad (6)$$

2 无源与有源阻尼特性分析

根据上述原理, 针对 IEEE 第一标准模型的单机无穷大系统结构, 基于由串补引发的次同步谐振, 推导机端接线方式下的无源阻尼和有源阻尼。下面首先给出无阻尼装置时的系统电气阻尼。

图 1 为 IEEE 第一标准模型单机无穷大系统 α 轴的线性化等效电路。其中, ΔE_α 、 Δi_α 分别为 $\alpha\beta$ 坐标系下发电机感应次同步电动势及线路次同步电流的 α 轴分量; R 、 L' 分别为发电机出口变压器及线路的电阻与电感; C 为线路串补电容值; r_g 、 L_g 分别为发电机等值电阻及电感。

发电机组的轴系按照其某一自然扭振频率振荡

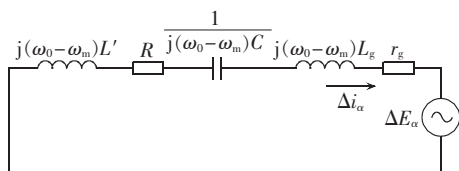


图 1 单机系统线性化等效电路

Fig.1 Linearized equivalent circuit of single-generator system

时, 设功角偏差为 $\Delta\varphi = A \sin(\omega_m t)$, 则转速偏差为 $\Delta\omega = \Delta\dot{\varphi} = A\omega_m \cos(\omega_m t)$ 。在未接入阻尼装置时, 若次同步频率 $\omega_0 - \omega_m$ 下线路发生谐振, 则相应产生的 $\alpha\beta$ 坐标系下次同步电流可表示为:

$$\begin{cases} \Delta i_\alpha = -\frac{A\psi_0}{2(R+r_g)}(\omega_0 - \omega_m) \cos[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s] \\ \Delta i_\beta = -\frac{A\psi_0}{2(R+r_g)}(\omega_0 - \omega_m) \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s] \end{cases} \quad (7)$$

其中, ψ_0 为发电机主磁链。

经线性化后的电磁转矩方程可近似表示为:

$$\Delta T_e = [-\psi_{q0} \quad \psi_{d0}] \left\{ \begin{bmatrix} \cos \theta_0 & \sin \theta_0 \\ -\sin \theta_0 & \cos \theta_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_\alpha \\ \Delta i_\beta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\sin \theta_0 & \cos \theta_0 \\ -\cos \theta_0 & -\sin \theta_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{d0} \\ i_{q0} \end{bmatrix} \Delta \theta \right\} \quad (8)$$

将式(7)代入式(8)中, 化为 $\Delta T_e = K_e \Delta\theta + D_e \Delta\omega$ 的形式, 可以得到系统的近似电气阻尼系数^[15]:

$$D_e = \frac{-\psi_0^2(\omega_0 - \omega_m)}{2\omega_m(R+r_g)} \quad (9)$$

由此可见, 不采取抑制措施的情况下, 当发电机轴系的扰动频率与系统的谐振频率互补时, 系统呈现负的电气阻尼特性。

2.1 无源阻尼

无源阻尼装置可以等效为一个按照一定控制方式作用的次同步电流源。利用叠加定理, 不考虑发电机引起的次同步电动势的作用, 系统的等效电路结构如图 2 所示。

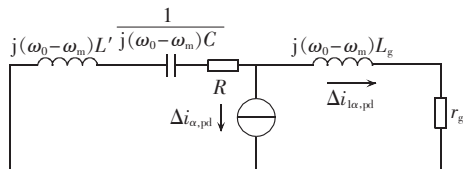


图 2 含无源阻尼装置的系统等效电路

Fig.2 Equivalent circuit of system with passive damping device

根据式(2), 在 $\alpha\beta$ 坐标系下, 阻尼装置所在支路的次同步电流如式(10)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{\alpha, pdl} \\ \Delta i_{\beta, pdl} \end{bmatrix} = \frac{1}{2} U_s B_{lm} \begin{bmatrix} \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s - \phi_m] \\ \cos[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s - \phi_m] \end{bmatrix} \quad (10)$$

若系统在次同步频率 $\omega_0 - \omega_m$ 下发生谐振, 由于发电机电抗远小于系统电抗(包括发电机出口变压器的漏抗与线路电抗), 在经过线路电阻 R 和发电机电阻 r_g 分流后, 进入发电机定子绕组的电流分量为:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{\alpha, svc} \\ \Delta i_{\beta, svc} \end{bmatrix} = -\frac{U_s B_{lm} R}{2(R+r_g)} \begin{bmatrix} \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s - \phi_m] \\ \cos[(\omega_0 - \omega_m)t + \theta_s - \phi_m] \end{bmatrix} \quad (11)$$

将式(11)代入式(8)中, 整理后化为 $\Delta T_e = K_e \Delta\theta + D_e \Delta\omega$ 的形式, 可以得到装置并入系统后引入的近似无源阻尼如式(12)所示。

$$D_e = \frac{B_{lm} U_s R \psi_0}{2A \omega_m (R + r_g)} \cos\left(\phi_m - \frac{\pi}{2}\right) \quad (12)$$

由式(12)可以看出,当 $\cos\left(\phi_m - \frac{\pi}{2}\right) > 0$ 时,装置向系统提供正的无源阻尼。

2.2 有源阻尼

有源阻尼装置也可以等效为一个按照一定控制方式作用的次同步电流源。同样利用叠加定理,不考虑发电机引起的次同步电动势的作用,系统的等效电路结构如图 3 所示。

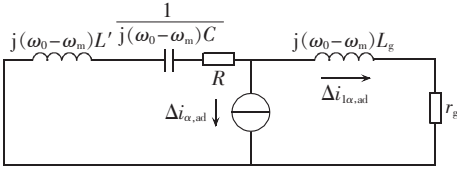


图 3 含有源阻尼装置的系统等效电路

Fig.3 Equivalent circuit of system with active damping device

根据式(6)可以得到在 $\alpha\beta$ 坐标系下装置产生的次同步电流分量为:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{\alpha,ad} \\ \Delta i_{\beta,ad} \end{bmatrix} = \frac{m_{as} U_{dk}}{(\omega_0 - \omega_m) L_s} \begin{bmatrix} \cos[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \\ \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \end{bmatrix} \quad (13)$$

类似无源阻尼装置,当系统在次同步频率 $\omega_0 - \omega_m$ 下发生谐振时,经分流后,进入发电机定子的次同步电流可表示为:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{\alpha,ad} \\ \Delta i_{\beta,ad} \end{bmatrix} = -\frac{m_{as} U_{dk} R}{(\omega_0 - \omega_m) L_s (R + r_g)} \begin{bmatrix} \cos[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \\ \sin[(\omega_0 - \omega_m)t + \gamma] \end{bmatrix} \quad (14)$$

将式(14)代入式(8)中,整理后化为 $\Delta T_e = K_e \Delta \theta + D_e \Delta \omega$ 的形式,可以得到装置并入机端后引入的近似有源阻尼为:

$$D_e = \frac{m_{as} U_{dk} R \psi_0}{(\omega_0 - \omega_m) \omega_m A L_s (R + r_g)} \cos(\theta_s - \gamma - \pi) \quad (15)$$

由式(15)可以看出,当 $\cos(\theta_s - \gamma - \pi) > 0$ 时,装置向系统提供正的有源阻尼。

2.3 对比分析

由上述分析可知,无源和有源阻尼特性分别受到轴系扭振频率、电气谐振频率、系统结构、控制器相关参数和阻尼装置自身特性的影响和约束。主要影响因素分析如下。

a. 在其他参数不变的情况下,无源和有源阻尼的大小均受到系统结构的影响,即系统侧的电阻越大,无源和有源阻尼越大。这是由于装置产生的次同步电流进入发电机定子绕组的部分增大,从而导致抑制次同步振荡的阻尼转矩增大。

b. 无源阻尼仅与发电机的轴系扭振频率相关,而有源阻尼既与轴系扭振频率相关,又与系统的电气谐振频率相关,这由阻尼装置自身特性所决定。当 2 种阻尼同时满足正阻尼条件时,若其他参数相同,

取标么值时,无源正阻尼小于有源正阻尼,并且在次同步频率范围内,随着扭振频率的增加,这个差异会逐渐增大。

c. 由式(12)可以看出,在其他参数不变的情况下,无源阻尼大小与接入点的系统电压大小成正比,当系统受到故障等较大扰动引起其接入点系统电压较大幅度的降低时,无源阻尼受到较大影响。而由式(15)可以看出,有源阻尼大小与其接入点系统电压大小无关,而与其输出的次同步电压分量成正比。这是有源阻尼与无源阻尼的本质区别。

由正阻尼条件可以看出,有源阻尼与装置接入点系统电压的初相位有关,但其经余弦函数求解后对阻尼影响有限,且可在控制器中采用相位校正环节加以修正,因此在系统大扰动情况下,即使发生相位跳变,在允许范围内,有源阻尼仍能得到较好的保证。

3 无源与有源次同步阻尼控制器设计

为比较二者的阻尼能力,2 种控制器的设计均采用机端接线方式,并采用以发电机转速偏差作为输入信号的次同步振荡阻尼控制策略。

3.1 无源阻尼控制器设计

无源阻尼装置采用晶闸管控制电抗器(TCR)加装滤波器的结构,TCR 采用角型接线,可避免 3 次谐波分量注入系统;与之配套的滤波器可用于滤除 5、7 次谐波分量。另一方面,通过适当选择参数,使得在稳态情况下 TCR 吸收的感性无功功率等于滤波器吸收的容性无功功率,从而在未发生次同步振荡时,无源阻尼装置整体为零无功输出,减小对发电机和电网的影响;而在发生次同步振荡的情况下,既可输出感性无功功率,又可输出容性无功功率,具有更宽的电流相位调节范围。控制器如图 4 所示^[16-17],以待研发电机的转速偏差作为输入信号,经分模态滤波提取出发电机各轴系扭振频率下的转速偏差分量,经相位补偿和比例放大环节后,与基波导纳稳态值叠加,根据等效导纳与触发角之间的非线性函数关系,形成控制装置触发的触发角 α 。

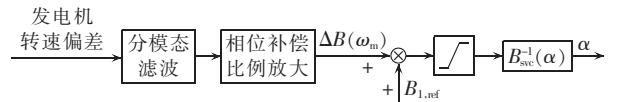


图 4 无源阻尼控制器的原理图

Fig.4 Schematic diagram of passive damping controller

3.2 有源阻尼控制器设计

有源阻尼装置采用三相两电平的全控型换流器结构。控制器如图 5 所示,采用 dq 解耦的直接电流控制。以待研发电机的转速偏差作为控制器 q 轴的输入信号,经与无源阻尼控制器相同的分模态滤波,提取出发电机各轴系扭振频率下的转速偏差分量,

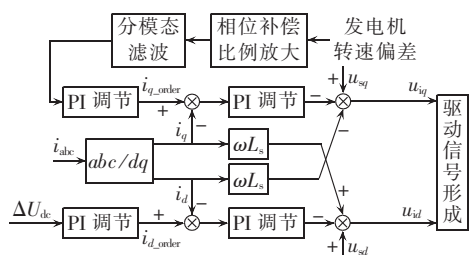


图 5 有源阻尼控制器的原理图

Fig.5 Schematic diagram of active damping controller

经相位补偿和比例放大环节,形成 q 轴内环电流的参考值 i_{q_order} 。通过反馈控制,不断调节三相调制波电压中的次同步分量和超同步分量,从而调节装置实际输出的次同步和超同步电压,进而产生所需要的阻尼发电机次同步振荡的次同步和超同步电流。

在不加控制的情况下,全控型换流器的开关损耗会引起直流侧电容器两端电压的波动,影响其运行特性并危害功率器件的绝缘。为此将直流偏差作为控制器 d 轴的外环输入信号,经 PI 调节后形成内环 d 轴电流指令值 i_{d_order} ,从而通过控制系统与装置之间流过的 d 轴电流,补偿装置内部的开关损耗,维持电容电压恒定。

与无源阻尼装置相同,稳态情况下,有源阻尼装置运行于零无功功率输出状态;发生次同步振荡时,输出次同步电流可在感性与容性范围内调节。

3.3 基于测试信号法的相位补偿方法

由上述推导可知,无源阻尼与有源阻尼若想达到最大,需满足一定的相位要求,最终使得施加在发电机转子上的电磁转矩增量与转速增量的相位差在 $-90^{\circ}\sim 90^{\circ}$ 范围内。由于阻尼装置的控制需经过控制环节和一次系统,会引起一定的相位偏移,因此这一正阻尼条件往往不能达到最优,甚至不满足,需采取相应的相位补偿措施。

待补偿的相位包括模态滤波器引起的相位偏移、阻尼控制环节引起的相位偏移、阻尼装置自身引起的相位偏移以及一次系统引起的相位偏移。前两项由于传递函数明确,相位偏移的角度容易获取;而后两项无法得到准确的传递函数关系,相位偏移获取困难。

本文基于传统的用于系统阻抗和电气阻尼分析的测试信号法^[18],对 2 种阻尼方法所需补偿的相位进行扫描。发电机轴系采用单缸体模型,以频率为 1 Hz 至工频、幅值较小、初相位为 0° 的正弦信号作为控制器的输入代替分模态滤波、相位补偿和比例放大环节,此时阻尼装置相当于一个次同步电流发生器将次同步电流注入系统,进入发电机定子后,在发电机转子上产生一个振荡转矩。待此转矩进入稳定的等幅振荡后,测取其相位即为抑制装置需补偿的相位角度。采用式(16)进行模态频率点的滞后相位补偿。

$$\left(\frac{1+s\tau_1}{1+s\tau_2}\right)^n \tag{16}$$

其中, n 为超前滞后环节的数目; τ_1 、 τ_2 为相位补偿环节的时间常数,可由式(17)决定。

$$\begin{cases} a = \frac{\tau_2}{\tau_1} = \frac{1 - \sin \phi}{1 + \sin \phi} \\ \tau_1 = \frac{1}{\omega_m \sqrt{a}} \\ \tau_2 = a \tau_1 \end{cases} \tag{17}$$

其中, ϕ 为 ω_m 角频率点需补偿的滞后相位角度。当补偿相位的角度较大时,可以采用 n 个小的相位补偿环节串联,使得整个补偿环节的相频响应具有较好的补偿特性。

4 仿真算例分析

仿真系统采用 IEEE 第一标准模型^[19],系统结构及相关参数如图 6 所示。

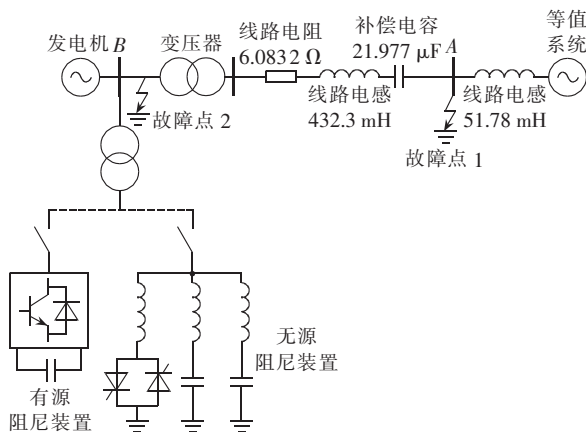


图 6 带有阻尼装置的 IEEE 第一标准模型系统接线图

Fig.6 System connection diagram of IEEE first benchmark model with damping device

2 种阻尼装置均采用经变压器机端接入方式,无源阻尼装置由 100 Mvar 的 TCR 和 -50 Mvar 的滤波器组成。稳态运行时,TCR 吸收 50 Mvar 的感性无功功率,装置整体为零无功运行;有源阻尼装置采用三相两电平结构,无功功率输出范围为 $-50\sim 50$ Mvar,稳态运行时控制其为零无功运行。2 种装置分别采用 3.1 和 3.2 节所述机端阻尼控制策略。

根据测试信号法,分别对 2 种阻尼控制器及一次系统引起的相位偏移进行频率扫描,相频特性如图 7 所示。图 8 为分模态滤波器的幅频及相频特性。

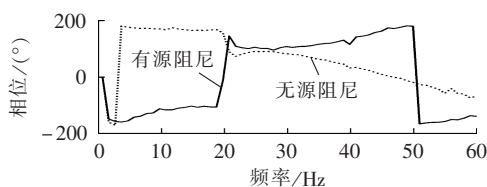


图 7 2 种阻尼控制器引起的相位滞后

Fig.7 Phase lags caused respectively by two damping controllers

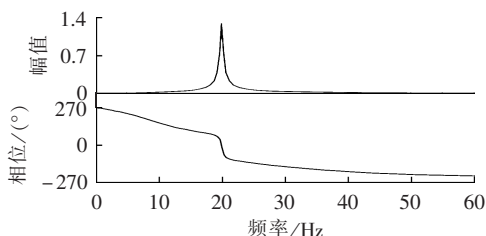


图 8 模态滤波器的幅频及相频特性

Fig.8 Amplitude-frequency and phase-frequency properties of modal filter

综合考虑无源阻尼和有源阻尼在频率为 20 Hz 下的相位滞后分别为 138° (超前) 和 -29° (滞后), 采用超前滞后环节对 2 个角度进行补偿, 使它们在相位上均满足最大正阻尼条件。为便于比较, 调整阻尼控制器参数, 使它们具有相同的增益系数。

故障 1 和故障 2 分别为在图 6 所示故障点 1 和故障点 2 处 5 s 时发生三相接地短路, 作用时间 0.05 s。图 9 和图 10 分别给出 2 种故障下, 无阻尼措施、采用无源阻尼方法和采用有源阻尼方法时, 低压缸与发电机之间的转矩曲线 (标么值)。

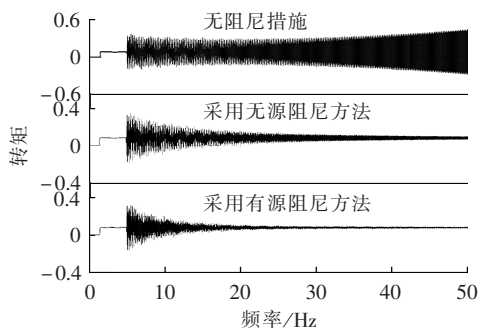


图 9 故障 1 情况下低压缸与发电机之间的转矩曲线

Fig.9 Torque curve between low pressure cylinder and generator in condition of fault 1

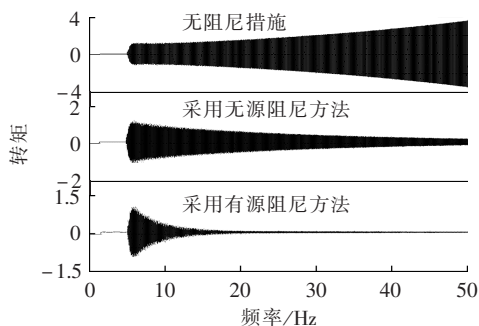


图 10 故障 2 情况下低压缸与发电机之间的转矩曲线

Fig.10 Torque curve between low pressure cylinder and generator in condition of fault 2

由图 9 和 10 可以看出, 无阻尼措施时, 高压缸与发电机之间的转矩趋于发散, 分别采用无源阻尼和有源阻尼方法后, 转矩均趋于收敛。其中, 故障 1 情况下有源阻尼效果略优于无源阻尼, 而故障 2 情况下有源阻尼则明显优于无源阻尼。随着故障点接近接入点, 无源阻尼能力变差, 而有源阻尼能力则未

受到明显影响。这主要是由于故障点距阻尼装置接入点越近, 故障期间接入点系统电压就越低, 无源阻尼受到的影响就越严重。

5 结论

通过复转矩系数法, 基于 IEEE 第一标准模型, 分别给出 2 种并联型阻尼装置在机端接入方式下提供的无源阻尼和有源阻尼, 其大小除了与扭振频率、系统结构和控制器参数相关外, 无源阻尼的大小还与其接入点系统电压大小有关, 而有源阻尼则不受系统电压大小的影响, 这是 2 种阻尼方法的根本区别。采用测试信号法对次同步频率下各控制器所需补偿相位进行了扫描, 通过相位补偿使得 2 种阻尼都能满足最大的正阻尼条件。通过时域仿真验证了上述阻尼推导的结论, 即在系统受到较大扰动而引起次同步振荡时, 相同容量下, 有源阻尼方法要优于无源阻尼方法, 具有更好的应用前景。

参考文献:

- [1] WALKER D N, BOWLER C E J, JACKSON R L, et al. Results of subsynchronous resonance test at Mohave[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1975, 94(5): 1878-1889.
- [2] BAHRMAN M, LARSEN E V, PIWKO R W, et al. Experience with HVDC-turbine-generator torsional interaction at square butte [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1980, PAS-99(3): 966-975.
- [3] 王盛, 李立学, 郑益慧, 等. 基于多模型 PI 的 STATCOM 直接电压控制方法[J]. 电力自动化设备, 2012, 32(7): 42-46. WANG Sheng, LI Lixue, ZHENG Yihui, et al. Multi-model PI controller for direct voltage control of STATCOM[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(7): 42-46.
- [4] 石访, 王杰, 薛贵挺. 基于 Hamilton 理论改善多机系统暂态稳定性的励磁与 SVC 协调控制[J]. 电力自动化设备, 2012, 32(10): 48-52. SHI Fang, WANG Jie, XUE Guiting. Coordinated excitation and SVC control based on Hamilton theory for improving transient stability of multi-machine power system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(10): 48-52.
- [5] 赵香花, 陈远华, 刘文华, 等. 一种星接链式 STATCOM 不平衡补偿的新拓扑[J]. 电力自动化设备, 2014, 34(2): 108-113. ZHAO Xianghua, CHEN Yuanhua, LIU Wenhua, et al. New topology for unbalance compensation of cascaded STATCOM with star configuration[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(2): 108-113.
- [6] 黄伟雄, 刘锦宁, 王永源, 等. 35 kV ± 200 Mvar STATCOM 系统总体设计[J]. 电力自动化设备, 2013, 33(10): 136-142. HUANG Weixiong, LIU Jinning, WANG Yongyuan, et al. Overall design of 35 kV 200 Mvar STATCOM system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(10): 136-142.
- [7] 吴熙, 蒋平. TCSC 在次同步谐振中的借阻尼现象[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(3): 34-38. WU Xi, JIANG Ping. Borrow damping phenomena of TCSC to subsynchronous resonance[J]. Power System Protection and Con-

- trol, 2010, 38(3): 34-38.
- [8] 高本锋, 肖湘宁, 赵成勇, 等. 基于实时数字仿真器的 SVC 抑制次同步振荡的研究[J]. 电力系统保护与控制, 2010, 38(23): 6-10, 63. GAO Benfeng, XIAO Xiangning, ZHAO Chengyong, et al. Study on mitigation of SSO with SVC based on RTDS[J]. Power System Protection and Control, 2010, 38(23): 6-10, 63.
- [9] 刘燕, 康积涛, 李晨霞, 等. 含有 STATCOM 的电力系统次同步谐振研究[J]. 电力系统保护与控制, 2008, 36(20): 38-41. LIU Yan, KANG Jitao, LI Chenxia, et al. Analysis of subsynchronous resonance of power system with STATCOM[J]. Power System Protection and Control, 2008, 36(20): 38-41.
- [10] EL-MOURS M S, BAK-JENSEN B, ABDEL-RAHMAN M H. Novel STATCOM controller for mitigating SSR and damping power system oscillations in a series compensated wind park[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2010, 25(2): 429-441.
- [11] PADIYAR K R, PRABHU N. Design and performance evaluation of subsynchronous damping controller with STATCOM[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2006, 21(3): 1398-1405.
- [12] KHALILINIA H, GHASARI J. Sub-synchronous resonance damping in series compensated transmission lines using a STATCOM in the common bus[C]//Power & Energy Society General Meeting, PES'09. Calgary, AB, Canada; IEEE, 2009: 1-7.
- [13] 谢小荣, 武云生, 林惊涛, 等. 采用遗传-模拟退火算法优化设计 SVC 次同步阻尼控制器[J]. 电力系统自动化, 2009, 33(19): 11-14. XIE Xiaorong, WU Yunsheng, LIN Jingtao, et al. Optimal design of SVC subsynchronous damping controller using genetic and simulated annealing algorithm[J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(19): 11-14.
- [14] 谢小荣, 杨庭志, 姜齐荣, 等. 采用 SVC 抑制次同步谐振的机理分析[J]. 电力系统自动化, 2008, 32(24): 1-5. XIE Xiaorong, YANG Tingzhi, JIANG Qirong, et al. Mechanism study on the mitigation of SSR with SVC[J]. Automation of Electric Power Systems, 2008, 32(24): 1-5.
- [15] 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖. 动态电力系统的理论和分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2002: 302-303.
- [16] 张志强. 基于 SVC 的次同步振荡抑制方法及阻尼控制研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2010. ZHANG Zhiqiang. Study on mitigatory measures and controller design based on SVC for damping SSO[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2010.
- [17] 李伟, 肖湘宁, 赵洋. 无功发生源抑制次同步振荡的机理分析[J]. 电工技术学报, 2011, 26(4): 168-174. LI Wei, XIAO Xiangning, ZHAO Yang. Mechanism analysis of static var source depressing subsynchronous oscillations[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(4): 168-174.
- [18] JOHANSSON N, ANGQUIST L, NEE H P. A comparison of different frequency scanning methods for study of subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(1): 356-363.
- [19] IEEE Subsynchronous Resonance Working Group. First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1977, 96(5): 1565-1672.

作者简介:



张 剑(1986-), 男, 辽宁丹东人, 博士研究生, 从事电力系统稳定、FACTS 技术、次同步振荡分析与抑制等方面的研究(E-mail: zj_369@163.com)。

Comparative analysis between parallel-type passive and active subsynchronous oscillation damping devices

ZHANG Jian, XIAO Xiangning, GAO Benfeng

(New Energy Power Network Institute, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: The concepts of passive damping and active damping of parallel-type FACTS for SSO (SubSynchronous Oscillation) suppression are proposed. Static var compensator and fully controllable converter are adopted for their implementation. The complex torque coefficient approach is applied to respectively derive their electrical damping coefficients and the positive damping conditions in terminal connection mode. The correlative factors influencing the magnitude of their positive damping are compared. The analytical results indicate that, the magnitude of passive damping is proportional to the system voltage of connection point, while the magnitude of active damping, immune to system voltage, is mainly proportional to the subsynchronous voltage produced by it. The controller is designed in the generator terminal control mode for two damping devices respectively. The test signal method is applied to optimize the supplied positive damping by phase compensation for two damping devices respectively. The time-domain simulation reveals that, with the same capacity, the active damping device has better SSO damping capability than the passive damping device in the case of short circuit fault.

Key words: subsynchronous oscillation; passive damping; active damping; static var compensator; fully controllable converter; test signal method; damping