双馈风电场阻尼系统次同步振荡的无功功率控制策略

李 辉[1],陈耀君[1],赵 斌[1],刘盛权[1],杨 东[1],杨 超[1],胡姚刚[1],梁媛媛[2]
(1. 重庆大学 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室,重庆 400044;
2. 重庆科凯前卫风电设备有限责任公司,重庆 401121)

摘要:引入无功-转速型传递函数,推导了双馈风电场无功功率对系统贡献的阻尼系数大小和性质的表达式,并基于分析获得的提供系统正阻尼条件,优化设计无功功率环附加阻尼控制策略抑制次同步振荡。以双馈风电场接入 IEEE 第一标准测试系统为例,基于 DigSILENT/PowerFactory 仿真平台对双馈风电场无功功率附加阻尼控制时的系统运行性能进行仿真比较。理论分析和时域仿真结果表明,推导的阻尼系数表达式以及得到的正阻尼范围条件可以有效分析双馈风电场无功功率对系统次同步振荡的作用,提出的风电场无功功率附加阻尼控制策略能在全次同步频段内提供最优正阻尼,且抑制效果优于有功功率附加 PSS 阻尼控制。

关键词:风电场;无功功率;次同步振荡;传递函数;阻尼;附加阻尼控制;优化;双馈电机
中图分类号:TM 614 **文献标识码**:A DOI:10.3969/j.issn.1006-6047.2014.12.004

0 引言

近年来,随着电力系统中高电压、大容量、远距离输电工程的实施,为了提高线路传送能力及改善电力系统的静态稳定性,常对输电线路进行串联电容补偿,但在一定条件下也易激发电力系统次同步振荡 SSO(Sub-Synchronous Oscillation)[1]。同时随着大容量风电场规划和实施,特别是风火打捆输电项目的建设,风电场或风电场群与接入的电力系统中汽轮发电机组的相互作用和影响也随之加大[2-4]。在风火打捆输电方式下,含大容量风电场的电力系统发生次同步振荡时,将会造成同步电网中汽轮发电机组轴系扭振以及大容量风电场的风电机组不稳定。因此,如何从提高电力系统稳定性以及风电机组安全运行的角度,研究含风电场电力系统次同步振荡的阻尼控制策略,无疑对风火打捆输电系统的安全稳定运行有着重要现实意义。

目前,随着大功率电力电子技术在电力系统中的广泛应用,国内外学者对如何利用各种不同功能的柔性交流输电(FACTS)设备抑制电力系统次同步振荡展开诸多研究,其中以加装静止无功补偿器(SVC)、可控串联补偿(TCSC)和静止同步补偿器(STATCOM)等无功补偿装置抑制次同步振荡的研究较为热门。文献[5-8]均利用汽轮发电机转速偏差信号作为控制信号设计阻尼控制策略,控制 SVC、STATCOM 向系统注入与模态频率互补的次同步电流分量抑制次同步振荡。对于现有的风火打捆输电系统,上述成果能为抑制次同步振荡提供较好的研究思路,但对于上述系统,其本身含有快速独立无功功率控制能力的双馈风电场,能否在不增加附加二次设备的情况下通过设计风电场控制策略阻尼系统次同步振荡,这一课题思路值得深入研究。文献[9]详细地分析了无功发生源抑制电力系统次同步振荡的机理,虽然文献利用复转矩系数法推导了无功发生源向发电机提供的附加电气力矩的增加量,但是对于含双馈风电场的多机系统,复转矩系数法已不再适用。文献[10-14]依据特征值计算和时域仿真方法研究,提出通过风电场无功附加控制策略可对电力系统的阻尼起改善效果,虽然文献得出了 DFIG 无功功率控制对阻尼的作用效果,但是并未给出其阻尼形成机理、阻尼的性质以及电气阻尼系数大小。文献[15-16]基于双馈风电场无功功率环设计了附加阻尼控制策略,虽能有效提供系统正阻尼,但是文中并未分析风电场无功功率提供正阻尼的条件以及设计控制策略的依据,也未分析可能导致风电机组自身轴系扭振等的安全稳定性问题。因此,分析双馈风电场无功功率对系统贡献的阻尼大小和性质以及如何利用双馈风电场设计有效抑制次同步振荡的控制策略还有待进一步研究。

本文利用双馈风电机组转子侧变流器无功功率控制,引入无功-转速型传递函数,推导了双馈风电场无功功率对系统贡献的阻尼系数大小和性质的表达式,并基于分析获得的提供系统正阻尼条件,利用遗传算法优化设计含 PID 相位补偿环节的附加阻尼控制策略抑制次同步振荡。最后,以双馈风电场接

收稿日期:2014-01-17;**修回日期**:2014-10-20
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51377184);国家国际科技合作专项资助项目(2013DFG61520);中央高校基本科研业务费科研专项资金资助项目(CDJZR12150074);重庆市集成示范计划项目(CSTC2013JCSF70003)
Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51377184),the International Science & Technology Cooperation Program of China(2013DFG61520),the Fundamental Research Funds for the Central Universities(CDJZR12150074) and the Integration and Demonstration Program of Chongqing(CSTC2013JCSF70003)

入 IEEE 第一标准测试系统为例，对双馈风电场无功功率附加阻尼控制时的系统运行性能进行仿真和比较分析。

1 双馈风电场抑制次同步振荡的机理研究

1.1 含双馈风电场并网的系统方案

含双馈风电场的 IEEE 第一标准测试系统如图 1 所示。其中，G 表示汽轮发电机组，C 表示双馈风电场，D 表示汽轮机轴系六质量块弹簧模型，以风火打捆方式经 500 kV 线路传输电能至无穷大电网 E；R_L+jX_L 表示输电线路阻抗；X_C、X_{sys} 分别表示串联补偿电容的容抗和无穷大系统连接线路电抗。假设风电场内各台风机运行状态相同，采用容量等值方法对风电场进行单机等值。

1.2 基于风电场无功功率阻尼次同步振荡的分析

为了分析双馈风电场对系统阻尼影响的机理，将系统方案简化，如图 2 所示。图中，E 为汽轮发电机 G 的 q 轴暂态电势；U_A 为双馈风电场接入端电压；U_B 为无穷大母线电压；δ、γ_A 分别为 E、U_A 与 U_B 之间的相角差；P_e、Q_e 分别为汽轮发电机端输出有功和无功功率；P_g、Q_g 分别为双馈风电场端口输出有功和无功功率；P_L、Q_L 分别为汽轮发电机与双馈风电场并联端口输出有功和无功功率；X_1、X_2 为线路电抗参数。

汽轮发电机输出的有功功率 P_e、无功功率 Q_e 可以分别表示为：

$$P_e=\frac{EU_A\sin(\delta-\gamma_A)}{X_1} \tag{1}$$

$$Q_e=\frac{EU_A}{X_1}\cos(\delta-\gamma_A)-\frac{U_A^2}{X_1} \tag{2}$$

为了简化分析，认为双馈风电机组向电网注入的无功功率 Q_g 仅引起母线电压 U_A 的微小幅值变化，增量为 ΔU_A。假设汽轮发电机组 $\Delta\omega$ 发生幅值为 A、频率为 ω_0 的微变，分别对式(1)、(2)进行偏差化分析可得：

$$\Delta P_e=\frac{EU_A\cos\theta_0}{X_1}(\Delta\delta-\Delta\gamma_A)+\frac{E\sin\theta_0}{X_1}\Delta U_A \tag{3}$$

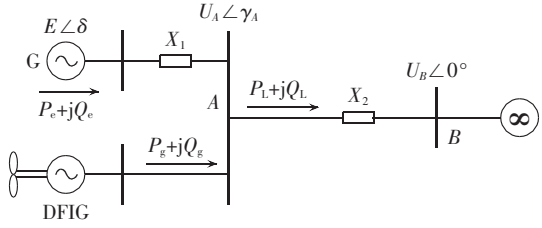


图 2 系统简化示意图

Fig.2 Simplified diagram of system

$$\Delta Q_e=-\frac{EU_A\sin\theta_0}{X_1}(\Delta\delta-\Delta\gamma_A)+\frac{E\cos\theta_0-2U_A}{X_1}\Delta U_A \tag{4}$$

其中，$\theta_0=\delta_0-\gamma_{A0}$，下标 0 均表示初值。由于 ΔQ_g 引起母线电压 U_A 变化可得：

$$\Delta U_A=\frac{X_1}{E\cos\theta_0-2U_A}\Delta Q_g \tag{5}$$

根据有功功率线路功率平衡关系，化简整理得：

$$\Delta\gamma_A=k_1\Delta\delta+k_2\Delta U_A \tag{6}$$

$$k_1=\frac{X_2E\cos\theta_0}{X_1U_B\cos\gamma_{A0}+X_2E\cos\theta_0}$$

$$k_2=\frac{X_2E\cos\theta_0-X_1U_B\sin\gamma_{A0}}{X_1U_AU_B\cos\gamma_{A0}+X_2U_AE\cos\theta_0}$$

将式(5)、(6)代入式(3)，得到轴系产生的电磁转矩增量：

$$\Delta T_e=\frac{EU_A\cos\theta_0(1-k_1)}{X_1\omega_0}\Delta\delta+\frac{EU_Ak_2\cos\theta_0+E\sin\theta_0}{(2U_A-E\cos\theta_0)\omega_0}\Delta Q_g \tag{7}$$

为了分析风电场无功功率 Q_g 对系统次同步振荡的阻尼性质，本文引入转速与无功功率的传递函数 $G_{\omega Q}(s)$（简称无功–转速型传递函数），即同步发电机转速 $\omega(s)$ 和风电场输出无功功率 $Q_g(s)$ 的传递函数：

$$G_{\omega Q}(s)=\frac{\Delta Q_g(s)}{\Delta\omega(s)} \tag{8}$$

由汽轮发电机组 $\Delta\omega$ 发生幅值为 A、频率为 ω_0 的微变可得：

$$\begin{cases}\Delta\omega=A\sin(\omega_0t)\\ \Delta Q_g=A\left|G_{\omega Q}(j\omega_0)\right|\sin[\omega_0t+\angle G_{\omega Q}(j\omega_0)]\end{cases} \tag{9}$$

同时为了分析式(7)最后一项的阻尼作用大小，

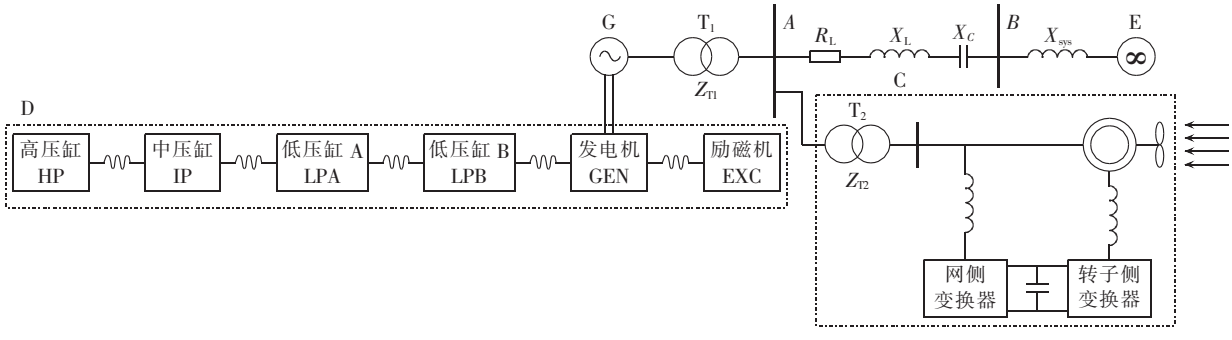


图 1 系统结构图

Fig.1 System structure

定义 ΔQ_g 在 $\Delta\omega$ 轴上的分量为无功型阻尼系数 $D_{\omega Q}$：

$$D_{\omega Q}=\frac{EU_A k_2\cos\theta_0+E\sin\theta_0}{2U_A-E\cos\theta_0}\times \left|G_{\omega Q}(\mathrm{j}\omega_0)\right|\cos[\angle G_{\omega Q}(\mathrm{j}\omega_0)] \tag{10}$$

由此可见，当无功–转速型传递函数的相位角范围满足 $-\pi/2<\angle G_{\omega Q}(\mathrm{j}\omega_0)<\pi/2$ 时，$D_{\omega Q}>0$，且 $D_{\omega Q}$ 正比于 $\left|G_{\omega Q}(\mathrm{j}\omega)\right|$。因此，为了使得双馈风电场动态无功 ΔQ_g 对汽轮发电机组轴系电气阻尼起正阻尼作用，提高参与系统抑制次同步振荡的能力，需在次同步频段下，满足其无功–转速型传递函数的相位角范围为：

$$-\frac{\pi}{2}<\angle G_{\omega Q}(\mathrm{j}\omega)<\frac{\pi}{2} \tag{11}$$

由此可得，当系统发电机轴系的次同步振荡扭振频率为 ω_i，通过利用发电机转速偏差信号控制风电场输出动态无功 ΔQ_g，满足式(11)在次同步频段相位角范围条件，使得在发电机电枢绕组产生对应于 ω_i 的次同步频率阻尼电磁转矩，则风电场动态无功 ΔQ_g 对电气阻尼起正阻尼作用，以此可指导双馈风电场无功功率附加阻尼控制策略设计，从而达到抑制次同步振荡的目的。

2　基于风电场的次同步振荡阻尼控制策略

2.1　次同步振荡附加阻尼控制结构

基于上节机理研究，结合双馈风电机组转子侧变流器能够实现输出有功和无功的解耦控制能力，本文提出风电场转子侧变流器次同步振荡附加阻尼控制策略。以汽轮发电机转速偏差 $\Delta\omega$ 为输入信号，经过适当的处理(延时和滤波)，其输出信号 ΔU_{sso} 可通过无功功率环提供一个附加的动态功率 ΔQ_g，得到双馈风电机组转子侧变流器附加阻尼控制系统原理框图如图 3 所示。

图中，P_g、Q_g 分别为风电场输出端的有功功率和无功功率测量值；P_g^*、Q_g^* 分别为变频器的有功功率和无功功率给定值；i_d、i_q 分别为 d 轴和 q 轴电流值；u_d、u_q 分别为 d 轴和 q 轴电压值；符号中下标 r、g 分别代表转子侧和网侧；ω_{gen} 为风机转速。

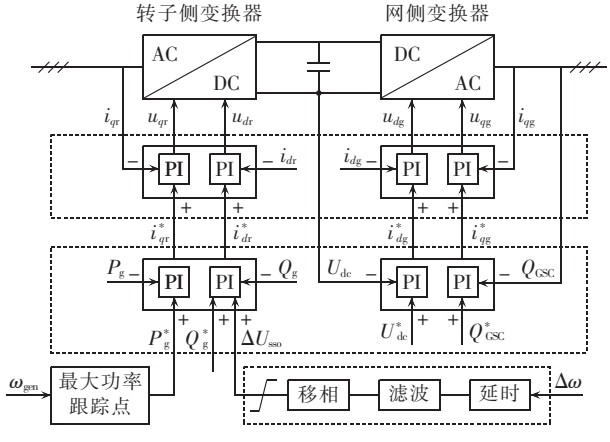


图 3　次同步振荡阻尼控制系统原理框图

Fig.3 Schematic diagram of SSO damping control system

延时和滤波环节为信号的预处理环节，本文重点考虑移相环节，考虑到基于 PID 相位补偿控制器原理结构简单、算法易于实现和鲁棒性强等优点，本节结合上述获得的抑制次同步振荡的相频特性条件，采用 PID 相位补偿控制器，其相位补偿的传递函数为：

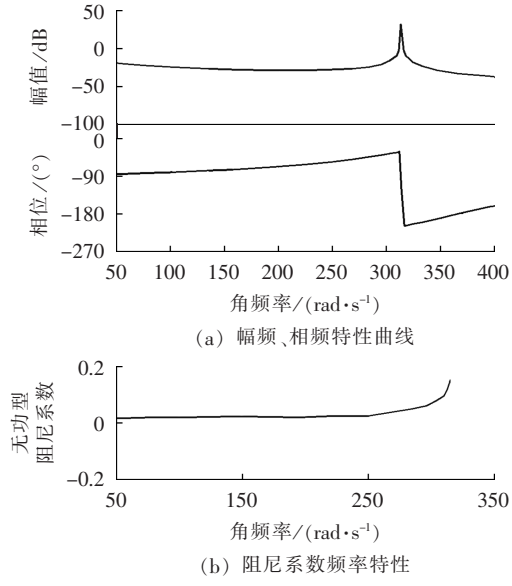
$$G_C(s)=K_P\left(1+\frac{T_I}{s}+T_D s\right) \tag{12}$$

其中，K_P 为放大增益；T_I 为积分时间常数；T_D 为微分时间常数。

在扭振频率 ω_i 下，令补偿相位角 $\phi_i=\angle G_C(\mathrm{j}\omega_i)$，则可得 $\tan\phi_i=T_D\omega_i-\frac{1}{T_I}\omega_i$，选择合适的控制器参数[17-18]，使得在扭振模态处满足式(11)的相位要求以提供有效正阻尼。

2.2　补偿环节参数优化

为了保证附加阻尼控制器在次同步频段下能提供有效正阻尼作用，首先基于未附加阻尼控制无功–转速型传递函数 $G_{\omega Q}(s)$ 分析系统电气阻尼以及初始相角范围，求取其幅频、相频特性以及无功型阻尼系数，如图 4 所示。由此可以得到在扭振频率 ω_i 处的相角 φ_i；其次基于式(11)提供正阻尼的相角范围，即可得到可补偿的相位角范围 $[\varphi_{ia},\varphi_{ib}]$。



(a) 幅频、相频特性曲线

(b) 阻尼系数频率特性

图 4　未附加阻尼控制传递函数特性

Fig.4 Characteristics of transfer function without additional damping control

为寻求最佳的 PID 相位控制参数，使得控制器在次同步频段下都能获得最优阻尼控制效果，本文选取以使得闭环系统的特征值最大限度地靠近复平面左侧为目标，其目标函数为：

$$J=\min_{\Phi_1}\{\mathrm{Re}(\lambda)\} \tag{13}$$

其中，Φ_1表示控制器参数(K_P、T_1、T_D)的集合；$\mathrm{Re}(\lambda)$表示在采用无功功率环附加阻尼控制时扭振模态实部。

采用遗传算法优化的计算流程如图5所示。图中，N_1为优化过程迭代总次数。

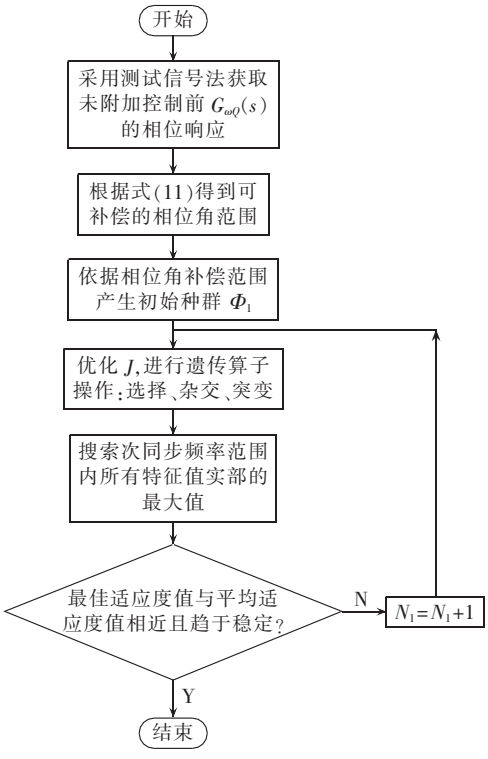


图5 PID控制器参数优化流程图

Fig.5 Flowchart of PID controller parameter optimization

本文选定控制参数的取值区间为：$K_P\in(0.1,10)$，$T_1\in(1,100)$ms，$T_D\in(1,100)$ms。根据上述相位补偿控制器参数优化计算流程，计算获得其最佳适应度和平均适应度变化如图6所示。

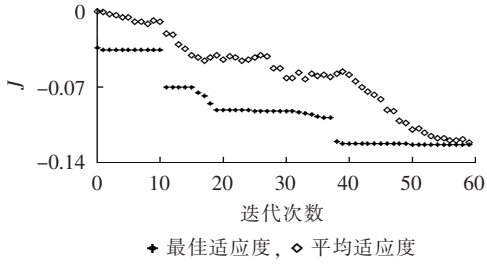


图6 最佳适应度和平均适应度随迭代次数的变化

Fig.6 Variation of optimal fitness and mean fitness with iteration times

得出了相位补偿PID控制器参数优化结果：K_P=2.5，T_1=2.8 ms，T_D=5.2 ms。

基于控制器优化参数，可得到其附加阻尼控制策略后无功-转速型传递函数$G_{\omega Q}(s)$的幅频、相频特性曲线以及无功型阻尼系数曲线如图7所示。

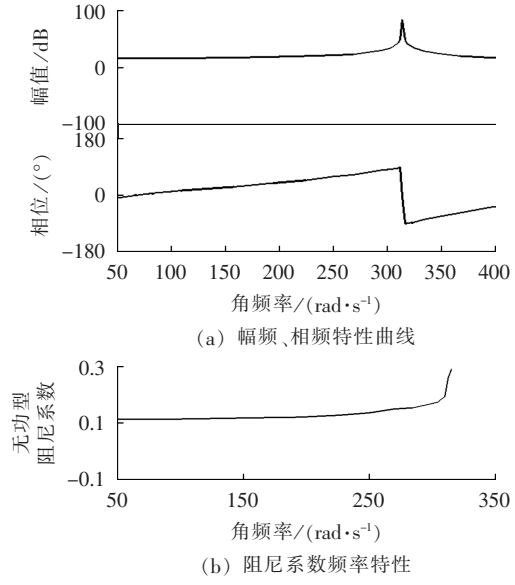


图7 附加阻尼控制下传递函数特性

Fig.7 Characteristics of transfer function with additional damping control

通过对比图4和图7可见，引入无功功率环附加阻尼控制后，$G_{\omega Q}(s)$的相位角范围处在$-\pi/2\sim\pi/2$之间，表明阻尼作用为正，保证了整个次同步频段内均能提供正阻尼；无功型电气阻尼系数均为正，且相比于无附加阻尼控制得到显著增加，说明增加无功功率附加阻尼控制策略能有效提高系统电气阻尼。

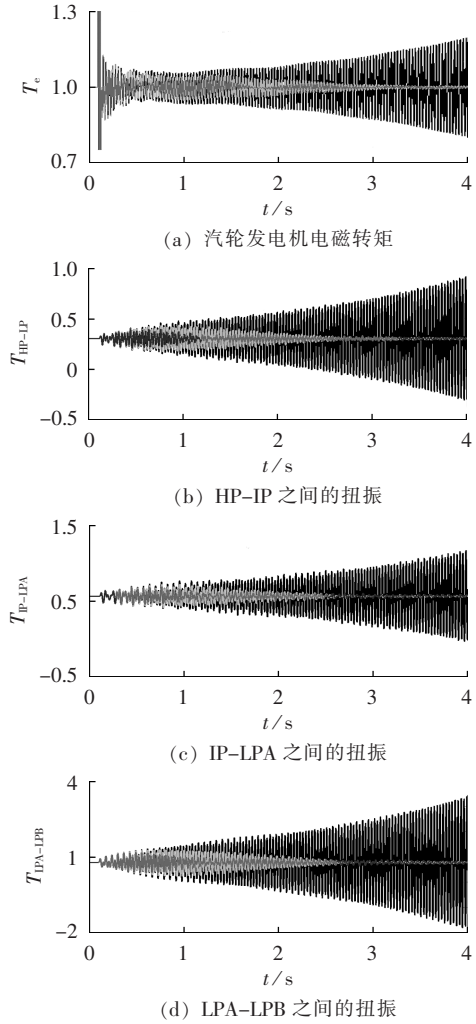
3 仿真验证

为进一步验证利用双馈风电机组无功功率环附加阻尼控制策略抑制系统次同步振荡的有效性，依据图1系统方案算例，利用DigSILENT/PowerFactory平台进行暂态时域仿真分析。假定0.1 s时在母线B端发生三相短路故障，故障持续时间为0.025 s，即在0.125 s时刻清除故障。仿真系统频率为60 Hz，系统中汽轮发电机组容量为892.4 MV·A，其轴系有4个呈弱阻尼的扭振模态频率，为15.55 Hz、20.17 Hz、25.40 Hz、31.96 Hz；风电场由100台2 MW双馈风电机组构成，DFIG参数参见文献[19]。IEEE第一标准模型线路参数：输电线路电阻R_L=0.02 p.u.，变压器电抗X_T=0.14 p.u.，输电线路电抗X_L=0.50 p.u.，无穷大系统连接线路电抗X_{sys}=0.06 p.u.。汽轮发电机参数：纵轴同步电抗X_d=1.79 p.u.，纵轴暂态电抗X'_d=0.169 p.u.，纵轴次暂态电抗X''_d=0.135 p.u.，交轴同步电抗X_q=1.71 p.u.，交轴暂态电抗X'_q=0.228 p.u.，交轴次暂态电抗X''_q=0.2 p.u.，纵轴暂态开路时间常数T'_{d0}=4.3 s，纵轴次暂态开路时间常数T''_{d0}=0.032 s，交轴暂态开路时间常数T'_{q0}=0.85 s，交轴次暂态开路时间常数T''_{q0}=0.05 s。轴系参数：高压缸惯性系数H_{HP}=0.092 897，中压缸惯性系数H_{IP}=0.155 589，低压缸A质量块惯性系数

H_{LPA} = 0.858 670，低压缸 B 质量块惯性系数 H_{LPB} = 0.884 215，发电机惯性系数 H_{GEN} = 0.868 495，励磁机惯性系数 H_{EXC}=0.0342165。刚度系数：高压缸与中压缸间刚度系数 K_{HP-IP} = 19.303 p.u./rad，中压缸与低压缸段间刚度系数 K_{IP-LPA} = 34.929 p.u./rad，低压缸 A 与 B 间刚度系数 $K_{LPA-LPB}$ = 52.038 p.u./rad，低压缸 B 与发电机间的刚度系数 $K_{LPB-GEN}$ = 70.858 p.u./rad，发电机与励磁机间的刚度系数 $K_{GEN-EXC}$ = 2.82 p.u./rad。

图 8 列出了采用无功功率环附加次同步振荡阻尼控制时系统的运行性能(纵轴各变量均为标幺值)，为了进一步比较其抑制效果，图中同时也列出基于常规电力系统稳定器(PSS)有功功率附加阻尼控制以及无抑制措施的结果比较，限于文章篇幅，常规 PSS 有功功率附加阻尼控制原理框图参见文献[20-21]。

从图 8 可以看出，与风电场不采用抑制措施相比，采用无功功率附加阻尼控制或有功功率附加 PSS 阻尼控制均具有较好的抑制次同步振荡效果，汽轮发电机电磁转矩、轴系质量段间扭振响应的振荡不稳定状态均得到了有效的抑制，且无功功率附加阻尼控制的抑制效果要优于有功功率附加 PSS 阻尼控制。此外，从图 8 还可以看出，与风电场不采用抑制措施相比，采用附加阻尼控制可使得短路故障后风电机组输出电磁转矩较短时间内达到稳定，但相比于有功功率附加 PSS 阻尼控制，采用无功功率附加阻尼控制下风电机组转矩波动幅值更小，更易于满足风电机组稳定运行的阻尼特性要求。

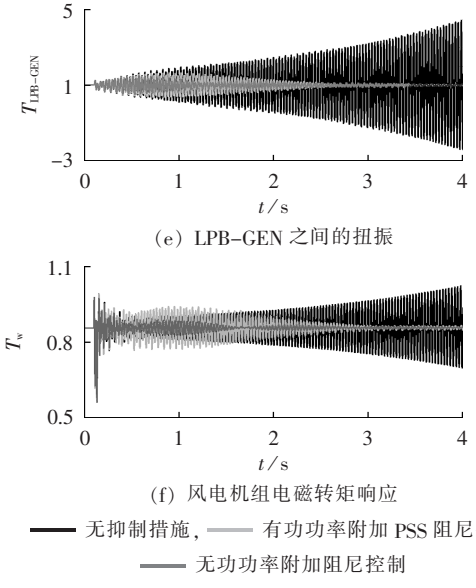


(a) 汽轮发电机电磁转矩

(b) HP–IP 之间的扭振

(c) IP–LPA 之间的扭振

(d) LPA–LPB 之间的扭振



(e) LPB–GEN 之间的扭振

(f) 风电机组电磁转矩响应

无抑制措施，有功功率附加 PSS 阻尼控制

无功功率附加阻尼控制

图 8 不同阻尼控制时动态性能

Fig.8 Dynamic performances for different damping control schemes

4 结论

本文推导并分析了双馈风电场无功功率对系统贡献的阻尼系数大小和性质的表达式，并基于获得的提供系统正阻尼条件，设计了在次同步频段提供最优正阻尼的双馈风电场无功功率环附加阻尼控制策略，所得结论如下：

a. 通过引入无功–转速型传递函数，得到风电场无功功率提供正阻尼的范围条件，为分析双馈风电场无功功率对系统次同步振荡的影响和控制系统设计奠定基础；

b. 基于获得的提供系统正阻尼条件，利用遗传算法，获得了 PID 相位补偿环节的优化参数，为在次同步频段范围内提供最优正阻尼的无功功率环附加阻尼控制策略设计提供依据；

c. 算例仿真分析进一步验证了本文所提的阻尼控制策略有效性，与有功功率附加 PSS 阻尼控制策略相比，采用无功功率附加阻尼控制下各质量块扭振幅度以及风电机组转矩波动幅值更小，无功功率环控制的抑制效果更佳。

虽然本文采用遗传算法对 PID 相位控制器参数进行了优化，但是对于不同相位控制方法及结构对性能的影响还有待进一步研究。

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和方法[M]. 北京：科学出版社，2009：40-44，87-89，101-133.

[2] AKHMATOV V，RASMUSSEN C，ERIKSEN P B，et al. Technical aspects of status and expected future trends for wind power in Denmark[J]. Wind Energy，2007，10(1)：31-49.

[3] ALEGRÍA I M，ANDREU J，MARTIN J L，et al. Connection requirements for wind farms：a survey on technical requirements and regulation[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews，2007，11(8)：1858-1872.

[4] 张丽英，叶廷路，辛耀中，等. 大规模风电接入电网的相关问题及措施[J]. 中国电机工程学报，2010，30(25)：1-9.
ZHANG Liying，YE Tinglu，XIN Yaozhong，et al. Problems and measures of power grid accommodating large scale wind power [J]. Proceedings of the CSEE，2010，30(25)：1-9.

[5] 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.

[6] 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，LIU 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.

[7] 蒋平，栗楠. PSS和SVC联合抑制次同步振荡[J]. 电力自动化设备，2010，30(7)：40-45.
JIANG Ping，LI Nan. Restraint of subsynchronous oscillation with PSS and SVC[J]. Electric Power Automation Equipment，2010，30(7)：40-45.

[8] 王冠青，孙海顺，朱鑫要，等. STATCOM附加电压控制抑制次同步谐振的理论和仿真[J]. 电力系统自动化，2013，37(11)：33-38.
WANG Guanqing，SUN Haishun，ZHU Xinyao，et al. Theory and simulation of STATCOM supplementary voltage control to damp subsynchronous resonance[J]. Automation of Electric Power Systems，2013，37(11)：33-38.

[9] 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.

[10] 舒进，张保会，郝治国，等. 基于变速风电场控制的电力系统稳定性改善研究[J]. 中国电机工程学报，2011，31(16)：14-22.
SHU Jin，ZHANG Baohui，HAO Zhiguo，et al. Study on power system stability improvement based on variable speed wind farm control[J]. Proceedings of the CSEE，2011，31(16)：14-22.

[11] TSOURAKISA G，NOMIKOSB B M. Effect of wind parks with doubly fed asynchronous generators on small-signal stability[J]. Electric Power System Research，2009，79(1)：190-200.

[12] 蒋平，胡骏，吴熙. VSC-HVDC多通道附加阻尼控制抑制次同步振荡[J]. 电力自动化设备，2011，31(9)：27-31.
JIANG Ping，HU Tao，WU Xi. Multi-channel supplementary damping control in VSC-HVDC for SSO suppression[J]. Electric Power Automation Equipment，2011，31(9)：27-31.

[13] HAGSTRØM E，NORHEIM I，UHLEN K. Large-scale wind power integration in Norway and impact on damping in the Nordic grid[J]. Wind Energy，2005，8(3)：375-384.

[14] MULJADI E，BUTTERFIELD C P，PARSONS B，et al. Effect of variable speed wind turbine generator on stability of a weak grid[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion，2007，22(1)：29-36.

[15] 李辉，陈宏文，杨超，等. 含传输功率信号的双馈风电场附加阻尼控制策略[J]. 电力系统自动化，2012，36(24)：28-33.
LI Hui，CHEN Hongwen，YANG Chao，et al. Additional damping control strategies of DFIG wind farm using the power signal in transmission lines[J]. Automation of Electric Power Systems，2012，36(24)：28-33.

[16] SHERIF O F，IRFAN U，DIPENDRA R，et al. Utilizing DFIG-based wind farms for damping subsynchronous resonance in nearby turbine-generators[J]. IEEE Transactions on Power Systems，2012，17(2)：1-8.

[17] 蒋平，王贯义. 抑制次同步谐振的并联结构PSS参数优化[J]. 电工技术学报，2009，24(10)：122-127.
JIANG Ping，WANG Guanyi. Parameter optimization of PSS of parallel configuration used to damp subsynchronous resonance [J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2009，24 (10)：122-127.

[18] 张帆. 电力系统次同步振荡抑制技术研究[D]. 杭州：浙江大学，2007.
ZHANG Fan. Research on countermeasures to subsynchronous oscillation of power systerms[D]. Hangzhou：Zhejiang University，2007.

[19] 郭金东，赵栋利，林资旭，等. 兆瓦级变速恒频风力发电机组控制系统[J]. 中国电机工程学报，2007，27(6)：1-6.
GUO Jindong，ZHAO Dongli，LIN Zixu，et al. Research of the megawatt level variable speed constant frequency wind power unit control system[J]. Proceedings of the CSEE，2007，27(6)：1-6.

[20] 王波，卢继平，龚建原. 含双馈机组转子侧附加控制的风电场次同步振荡抑制方法[J]. 电网技术，2013，37(9)：2580-2584.
WANG Bo，LU Jiping，GONG Jianyuan. A method to suppress sub-synchronous oscillation of wind farm composed of doubly fed induction generators with additional rotor side control[J]. Power System Technology，2013，37(9)：2580-2584.

[21] HUGHES F M，ANAYA-LARA O，JENKINS N，et al. A power system stabilizer for DFIG-based wind generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems，2006，21(2)：763-772.

作者简介：

李 辉

李 辉(1973—)，男，浙江永康人，教授，博士研究生导师，博士，研究方向为风力发电技术、新型电机及其系统分析(**E-mail**：cqulh@163.com)；

陈耀君(1990—)，男，江西萍乡人，硕士研究生，研究方向为含风电场并网电力系统稳定性分析与控制。