中国科学: 技术科学 2013 年 第 43 卷 第 8 期: 930 ~ 942
www.scichina.com tech.scichina.com
《中国科学》杂志社
SCIENCE CHINA PRESS

多电厂频繁低幅次同步振荡的现象模拟及抑制措施研究

肖湘宁[①], 张剑[①*], 高本锋[①], 武云生[②], 罗超[①], 郭春林[①], 杨琳[①]

① 新能源电网研究所, 新能源电力系统国家重点实验室, 华北电力大学, 北京 102206;
② 陕西电力科学研究院, 西安 710054
* E-mail: zj_369@163.com

收稿日期: 2012-12-19; 接受日期: 2013-04-10
"十二五"国家科技支撑计划重大项目(批准号: 2011BAA01B02)和中央高校基本科研业务费专项资金(批准号: 12QN37)资助

摘要 频繁超过发电机轴系疲劳累积阈值的低幅次同步振荡会大幅降低机组轴系的服役年限, 是近年来出现的次同步振荡新问题. 以呼盟系统为研究对象, 根据实际录波分析了多电厂机组出现频繁超标低幅次同步振荡的根本原因. 计算了电气阻尼对次同步扭振相互作用环节中主要电气参量的敏感度, 基于此提出了在触发角上施加扰动激励模态振荡的仿真方法. 基于呼盟系统电磁暂态仿真模型, 对宽带通和窄带通SSDC抑制该类型次同步振荡问题的局限性进行了分析. 从响应时间和阻尼转矩提供能力两方面对比了 SEDC 与机端并联型FACTS装置的差异. 分析表明, 二者的响应时间较为接近, 而FACTS装置提供阻尼转矩的能力却远强于 SEDC. 采用时域仿真法对比了 SEDC, SVC 以及 STATCOM 的抑制效果. 综合考虑抑制效果和占地面积等因素, 推荐 STATCOM 为优选的抑制方案. 提出了适用于实际工程应用的级联型 STATCOM 的控制策略, 对其抑制容量和输出特性进行了分析. 结果表明, 采用所提出的控制策略的 STATCOM 在较小容量下具有较好的抑制效果和输出特性.

关键词
次同步振荡
高压直流输电
疲劳累积
敏感度
抑制措施

次同步振荡(Subsynchronous Oscillation, SSO)是电力系统稳定问题之一. 最早出现于汽轮发电机组经含有固定串联电容补偿线路送出的系统中, 由于存在电气谐振回路, 并与发电机组轴系发生相互激励, 因此称为次同步谐振(Subsynchronous Resonance, SSR)[1]. 20 世纪 70 年代, 美国 Mohave 电厂先后两次发生因 SSR 引起的发电机组大轴损坏[2]. 其中, 第二次事故的发生引发了世界范围内对次同步振荡问题研究的热潮. 众多学者开展了大量的研究, 提出了多种抑制 SSO 的方法, 并有一部分应用到了实际工程当中, 如阻塞滤波器、附加励磁系统阻尼控制器、扭振保护装置、动态稳定器等[3].

高压直流输电(High Voltage Direct Current Transmission, HVDC)技术在给电力发展带来重大突破的同时, 也伴随着新的次同步振荡问题的产生. 世界上第一例由 HVDC 引起的汽轮发电机组次同步振荡问题是在 1977 年美国 Square Butte 直流输电工程调试时被发现的[4]. 这一现象属于汽轮发电机组轴

英文版发表信息: Xiao X N, Zhang J, Gao B F, et al. Simulation and study on mitigation measures of frequent subsynchronous oscillation with low amplitude at multi-power plants. Sci China Tech Sci, 2013, 56: 1340–1353, doi: 10.1007/s11431-013-5223-4

系与 HVDC 整流侧控制器之间的次同步扭振相互作用(Subsynchronous Torsional Interaction, SSTI)[5, 6]. 于是研究者将目光转移到对这一新问题的解决上, 并提出了专门用于抑制由 HVDC 引起的次同步振荡的附加次同步阻尼控制器(Supplementary Subsynchronous Damping Controller, SSDC)[7].

近年来, 一些新的次同步振荡问题相继出现[8~13], 其中, 在我国呼盟地区, 由于多电厂火力发电机组经强直弱交送出, 机组轴系的扭振模态出现频繁超过其疲劳累积阈值的振荡(以下称为频繁超标的低幅次同步振荡), 部分机组轴系已经存在疲劳累积. 若不采取相应的抑制措施, 这种振荡将大大缩短发电机大轴的服役年限. 目前开展的次同步振荡方面的研究多关注于发散型的模态振荡[14~19], 而对于低幅振荡诱发的机理并未开展充分的研究. 在抑制措施方面, 对于交直流混合输电情况下的次同步振荡问题, 可以采用基于SSDC的集中抑制方法[20, 21], 但目前这一方法主要用于解决距离直流系统较近的单一发电厂的 SSO 问题, 对于地域分布较广的多电厂 SSO 是否有效目前尚无相关研究. 此外, 还可以采用近发电机组的针对性抑制措施. 如目前已投运使用的附加励磁阻尼控制器(Supplementary Excitation Damping Controller , SEDC)[22, 23]和静止无功补偿器(Static Var Compensator, SVC)[24, 25], 以及目前正在研究但尚无实际工程应用的用于抑制SSO的静止同步补偿器(Static Synchronous Compensator, STATCOM)[26~28]. 然而, 目前的研究主要用于解决 SSO 发散问题, 对于频繁超标的低幅次同步振荡是否有效需作进一步研究.

本文针对呼盟系统部分百兆瓦级火力发电机组出现的频繁超标的低幅次同步振荡问题, 以呼伦贝尔电厂的发电机组为例, 分析了引起该次同步现象的根本原因. 基于单机经直流送出系统, 计算了系统的电气阻尼系数, 通过敏感度分析给出了次同步扭振作用回路中对电气阻尼影响最大的环节, 并基于此提出了一种激励超标低幅次同步振荡的仿真方法. 搭建了 10 机经交直流混合送电的呼盟系统电磁暂态仿真模型, 并基于此分析了宽带通和窄带通 SSDC 抑制该次同步振荡问题的可行性; 分别从响应时间和提供阻尼转矩能力方面对SEDC和机端并联型FACTS装置进行了对比; 采用时域仿真方法对比了 SEDC, SVC 和 STATCOM 的抑制效果, 综合考虑抑制效果、占地面积等多个因素, 建议采用机端 STATCOM 的抑制方案. 提出了针对实际工程应用的级联型 STATCOM 的控制策略, 并对其抑制容量和输出特性进行了仿真分析. 仿真结果表明, 采用这种控制策略的 STATCOM 具有较好的抑制效果和输出特性.

1　频繁超标的低幅次同步振荡问题

呼盟系统电力主要送往黑龙江和辽宁. 其中伊敏一期和二期发电厂通过双回交流线路接入 500 kV 冯屯变电站. 在伊-冯双回线上加装 30%固定串补(Fixed Series Capacitor, FSC)及 15%可控串补(Thyristor Controlled Series Capacitor, TCSC); 伊敏电厂三期、呼伦贝尔电厂、鄂温克电厂发电机组输出功率主要通过±500 kV, 双极呼-辽直流工程送出. 该直流工程额定容量为 3000 MW, 送电距离为 908 km[29,30], 系统结构如图 1 所示.

当呼-辽直流输送功率较大时, 通过直流系统送出电能的几个电厂发电机组的扭应力继电器(Torsional Stress Relay, TSR)频繁起动. 在不采取任何抑制措施的情况下, 每天达上百次之多. 观察现场录波可以看出, 这是由机组轴系的部分模态的振荡频繁超过 TSR 报警值所致. 呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 的某次录波如图 2 所示.

与以往关心的次同步问题不同, 图 2 所示的次同步振荡由于无发散现象, 不存在系统失稳及短时引起轴系断裂的风险. 但由于模态振荡的幅值(0.1~0.3 rad s^{-1})频繁超过轴系疲劳累积阈值(0.1 rad s^{-1}), 且振荡上升时间(4~6 s)和收敛时间均较慢(10 s 左右), 可能导致轴系的疲劳累积损伤, 造成轴系服役年限的大幅下降, 目前 1#机组的疲劳累积已达到 0.03%, 2#机组达到 0.07%.

由于存在上述问题的电厂主要通过直流系统送出, 其次同步振荡特性主要受HVDC的影响, 因此属于汽轮发电机组轴系与 HVDC 整流侧定电流控制之间的扭振相互作用. 相互作用过程如图 3 所示[31]. 当转速与电磁转矩增量的相位偏差在−90°~90°之外时, 即为负的电气阻尼回路, 可能会引起增幅的次同步振荡; 当相位偏差在其范围内时, 即为正的电气阻尼回路, SSTI 引起的次同步振荡收敛. 但如果发电机某一扭振频率下的正电气阻尼仍然较弱时, 同一扰动下, 在该模态处引起的振荡幅值会较大, 这是引起频繁超标的低幅次同步振荡问题的根本原因.

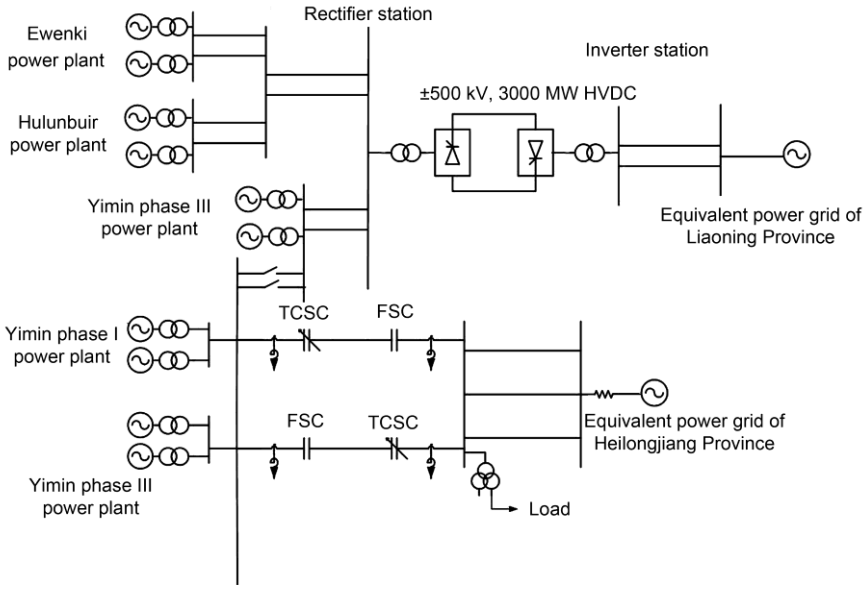

图 1　呼盟系统结构图

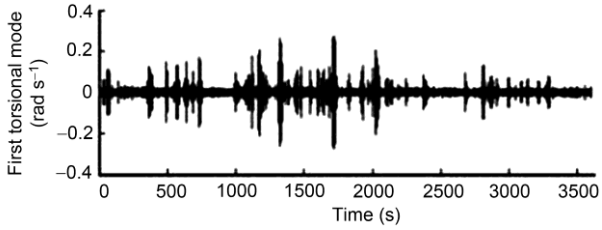

图 2　呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 录波

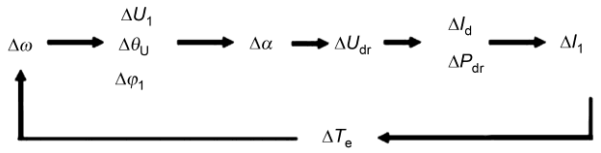

图 3　次同步扭振相互作用回路

在弱阻尼情况下, 当系统中频繁出现扰动, 且扰动中与模态相关的频率较大时, 低幅的次同步振荡现象就会频繁出现. 开关操作、负荷投切以及能对功率进行快速调节的电力电子装置都可能是扰动源[32], 因此确定扰动的位置是困难的. 但是, 不论扰动源在哪, HVDC 引起的模态振荡最终都会通过图 3 所示的回路起作用. 因此, 本文通过在作用回路中最敏感位置施加扰动的方式模拟这一现象. 为简化分析, 采用如图 4 所示的单机经双极(每极为 12 脉动)直流线路直接送出系统计算次同步扭振相互作用回路中主要参量对电气阻尼的影响程度, 即电气阻尼对电气参量的敏感度.

图 4 中, U_{dr}, I_d, R_d, α分别为 HVDC 整流侧直流电压、直流电流、双极直流线路总电阻及整流侧实际触

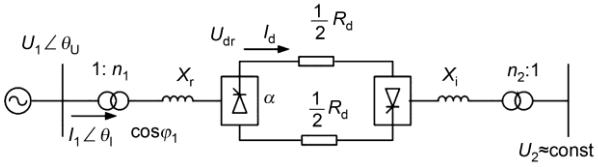

图 4　单机经直流送出系统

发角; n_1, n_2 分别为整流侧和逆变侧换流变压器变比; X_r, X_i 分别为整流侧和逆变侧的换相电抗; U_1, I_1, θ_U, θ_I, $\cos\varphi_1$分别为发电机端(也是换流母线)电压和电流的幅值、相位及功率因数; U_2 为逆变侧换流母线电压. 假设逆变侧采用定电压控制, 电压近似恒定. 直流系统稳态模型如下式所示[33]

$$\begin{cases} U_{dr} = N_1\left(1.35 n_1 U_1 \cos\alpha - \dfrac{3}{\pi} X_r I_d\right), \\ U_{dr} - U_{di} = \dfrac{1}{2} R_d I_d, \\ I_1 = \dfrac{2\sqrt{6}}{\pi} N_1 n_1 I_d, \\ \cos\varphi_1 = \dfrac{U_{dr}}{1.35 N_1 n_1 U_1}, \\ P_{dr} = 2 U_{dr} I_d, \\ \Delta\alpha = \Delta\alpha_C + \Delta\theta_U, \\ \Delta\alpha_C = \dfrac{K}{1+Ts}\dfrac{\Delta P_d}{U_{dr}}, \\ \Delta\theta_I = \Delta\theta_U - \Delta\varphi_1, \end{cases} \tag{1}$$

其中 P_{dr} 为整流侧直流功率; N_1 为每极 6 脉动换流器的个数; K 和 T 分别为电流控制器增益和时间常数; α_C 为整流侧触发角控制量. 当 HVDC 采用等间隔触发方式时, 换流母线电压相位波动引起实际触发角与控制量之间的偏差为$\Delta\theta_U$.

发电机组的轴系按其某一自然扭振频率 ω_m 进行振荡时, 设其功角偏差为$\Delta\theta=A\sin(\omega_m t)$, 则发电机转速偏差为$\Delta\omega=A\omega_m\cos(\omega_m t)$. 发电机的定子电压微分方程如下式所示

$$\begin{cases} u_d = p\psi_d - \omega\psi_q - r_a i_d, \\ u_q = p\psi_q + \omega\psi_d - r_a i_q. \end{cases} \tag{2}$$

设发电机主磁通 ψ_0 为常数, 则其 dq 轴微分量 $p\psi_d\approx 0$, $p\psi_q\approx 0$, 忽略定子电阻 r_a. 根据(2)式, 发电机出口电压, 即换流站母线电压的变化量可以表示为

$$\begin{cases} \Delta U_1 = \Delta\omega\psi_0, \\ \Delta\theta_U = \Delta\theta. \end{cases} \tag{3}$$

根据(1)式和(3)式以及电磁转矩的增量方程可以推导出电磁转矩的次同步分量

$$\Delta T_{e,sub} = \psi_0(\sin\xi \quad -I_1\cos\xi)\begin{bmatrix} A(s)+\psi_0 sB(s) \\ C(s)+\psi_0 sD(s) \end{bmatrix}\Delta\theta, \tag{4}$$

其中 $\xi=\theta_\psi-\theta_I+2\delta_0$, θ_ψ 与 θ_I 分别为稳态情况下定子磁链和定子电流的相位角;

$$A(s) = \frac{1}{A}(-1.053n_1^2 N_1 U_1\sin(\alpha));$$

$$B(s) = \frac{1}{A}(1.053n_1^2 N_1\cos(\alpha));$$

$$C(s) = 1-\frac{1}{A}\frac{R_d\sin(\alpha)}{2\sin(\varphi_1)};$$

$$D(s) = \frac{R_d\cos(\alpha)}{2U_1 A\sin(\varphi_1)} - \frac{U_{dr}}{n_1 U_1^2\sin(\varphi_1)};$$

$$A = \left(\frac{1}{2}R_d + \frac{3}{\pi}N_1 X_r + 1.35n_1 N_1 U_1\sin(\alpha)\frac{K(2U_d^2+R_d P_d)}{2(1+Ts)U_d^2}\right)$$
$$= \left(R_{d\Sigma} + 1.35n_1 N_1 U_1\sin(\alpha)\frac{K(2U_d^2+R_d P_d)}{2(1+Ts)U_d^2}\right).$$

由于阻尼转矩系数可以表示为

$$D_e = \mathrm{Im}\left(\frac{\Delta T_{e,sub}}{\Delta\theta}\right)\Big/\omega_m\Big|_{s=j\omega_m} = \psi_0(m\sin\xi - I_1 n\cos\xi), \tag{5}$$

其中

$$m = \mathrm{Im}[A(j\omega_m)+\psi_0 j\omega_m B(j\omega_m)]/\omega_m;$$

$$n = \mathrm{Im}[C(j\omega_m)+\psi_0 j\omega_m D(j\omega_m)]/\omega_m.$$

将相关量代入(5)式中, 可计算系统的电气阻尼 D_e

$$\begin{aligned} D_e = {} & [4.212n_1^2 N_1^2\psi_0 U_1\sin(\varphi_1)\sin(\xi) \\ & - R_d I_1\cos(\xi)]/[2U_1\sin(\varphi_1)(R_d+3X_r/\pi \\ & +1.35n_1 N_1 U_1 K(2U_{dr}^2+R_d P_{dr})\sin(\alpha)/(2U_{dr}^2))^2 \\ & +(R_d+3X_r/\pi)^2\omega_m^2 T^2][(R_d+3X_r/\pi)(1+\omega_m^2 T^2) \\ & \times\psi_0\cos(\alpha)+1.35n_1 N_1 U_1 K(2U_{dr}^2+R_d P_{dr}) \\ & \times\sin(\alpha)(\psi_0\cos(\alpha)-U_1 T\sin(\alpha))/(2U_{dr}^2)] \\ & -U_{dr}\psi_0/(n_1 U_1^2\sin(\varphi_1)) \\ = {} & f(P_{dr},\alpha,U_1,\varphi_1,I_1,U_{dr},K,T,\omega_m). \end{aligned} \tag{6}$$

由(6)式可以看出, 阻尼系数受到 P_{dr}, α, U_1, φ_1, I_1, U_{dr}, K, T, ω_m 参数的影响, 其中 P_{dr}, α, U_1, φ_1, I_1, U_{dr} 为 HVDC 引起的次同步扭振相互作用环节中的参量. 通过对阻尼系数求偏导数分析各参量对电气阻尼的影响程度. 各参量初始值及相关参数如表 1 所示.

记向量 $\boldsymbol{r}=[P_{dr}\ \alpha\ \varphi_1\ U_1\ U_{dr}\ I_1]$, 设 $\boldsymbol{r}_0$ 为各参量取初始值时对应的向量. 将阻尼系数 D_e 在稳态运行点 r_0 处对各参量的偏导数定义为

$$A1 = \partial D_e/\partial P_{dr}\big|_{r_0} = f_1(\omega_m,K,T);$$

$$A2 = \partial D_e/\partial\alpha\big|_{r_0} = f_2(\omega_m,K,T);$$

$$A3 = \partial D_e/\partial\varphi_1\big|_{r_0} = f_3(\omega_m,K,T);$$

$$A4 = \partial D_e/\partial U_1\big|_{r_0} = f_4(\omega_m,K,T);$$

$$A5 = \partial D_e/\partial U_{dr}\big|_{r_0} = f_5(\omega_m,K,T);$$

$$A6 = \partial D_e/\partial I_1\big|_{r_0} = f_6(\omega_m,K,T).$$

图 5 为 HVDC 控制器参数 K=1.0, T=0.1 时, 电气阻尼对各电气参量敏感度曲线.

表 1　电气阻尼系数中各参量初始值

Parameter	Initial value	Unit
U_1	1.0	p.u.
I_1	1.0	p.u.
n_1	1.1	—
$\cos\varphi_1$	0.9	—
U_{dr}	2.673	p.u.
I_d	0.29138	p.u.
$3X_r/\pi$	0.0506	p.u.
R_d	0.0436	p.u.
ψ_0	1.0	p.u.
N_1	2	—
P_{dr}	1.5577	p.u.
φ_1	25.84	deg
α	15	deg

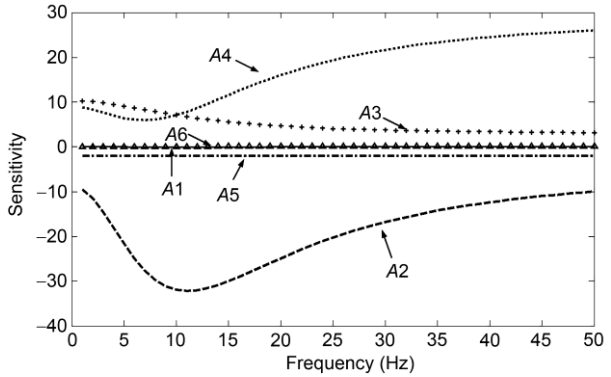

图 5　电气阻尼对各电气参量的敏感度

由图5可以看出, 在HVDC的整流侧通频带范围内(10~20 Hz), 触发角最为敏感. 触发角的微小变化便会引起系统电气阻尼的较大变动, 且变化方向相反, 即触发角的增加会引起电气阻尼的减小. 据此, 采用在 HVDC 触发角上施加扰动的方式激励这种新的次同步振荡现象.

通常, 即使在弱阻尼情况下, 由故障等大扰动激发的次同步振荡在 0.5 s 内即达到峰值, 而由呼伦贝尔电厂机组模态录波图可以看出, 振荡上升时间是一般情况下的 10 倍左右, 这除了取决于阻尼大小以外, 还与扰动的持续时间密切相关. 因此, 选取扰动为频率在弱阻尼模态频率附近持续变化的正弦波信号. 调节持续时间, 使其在机组轴系上产生的模态振荡与实际相接近. 在已搭建的如图 1 所示的 10 机交直流混合系统电磁暂态仿真模型中激发呼伦贝尔电厂机组模态 1 的超标低幅振荡, 不同直流功率下的模态振荡曲线如图 6 所示.

由图 6 和图 7 可以看出, 仿真中激励的模态 1 的振荡幅值、振荡的上升时间和衰减时间与实际振荡基本一致, 可以将其用于仿真分析和抑制措施的效果验证. 同时, 由图 6 还可以看出, 随着 HVDC 输送功率的增大, 模态 1 的振荡幅值也会逐渐变大. 这与直流功率增大引起更加频繁的超标低幅次同步振荡的实际情况相一致.

2　SSDC 抑制超标低幅次同步振荡的可行性分析

对于由 HVDC 引起的次同步扭振相互作用问题, SSDC 应作为首要考虑的抑制措施. 由于机组距 HVDC

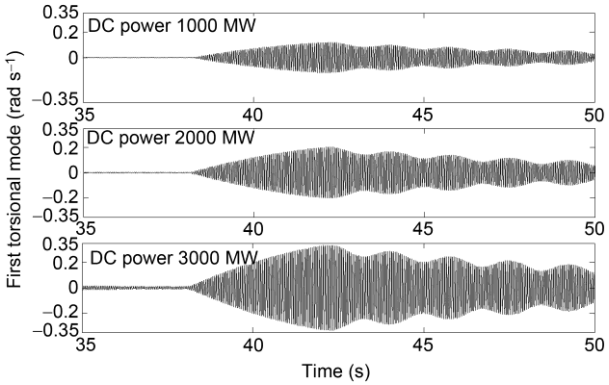

图 6　不同直流功率下扰动引起的呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 的振荡

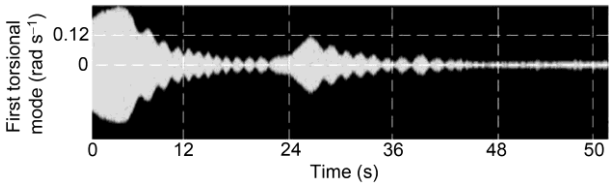

图 7　呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 的录波图

的距离对 SSDC 所需补偿相位的影响较小, 因此, 在解决传统的发散型次同步振荡时, 仅需针对受 HVDC 影响最为严重的机组进行 SSDC 的参数设计则可保证其他机组 SSO 的收敛. 其重点在于相位补偿, 而对增益的要求并不高. 但对于超标的低幅次同步振荡问题, 除了要进行相位补偿, 还要给予足够的增益才能进一步将振荡幅值削减到疲劳累积阈值以下. 以下对 SSDC 的可行性进行分析.

2.1　宽带通 SSDC

宽带通 SSDC 通过次同步变换环节从整流侧换流母线电压中提取各电厂的模态信号, 可以对通频带范围内的多个模态的振荡进行阻尼, 其相位校正和增益环节是统一的. 目前已装设的 SSDC 即采用宽带通单通道方式[34], 主要用于解决距离整流侧较近的发电机组可能存在的次同步振荡发散问题. 由于呼伦贝尔电厂距整流侧较远, 换流母线电压中的相应模态频率分量微弱, 需大幅提高增益才能获得. 针对超标低幅次同步振荡, 仿真改进前后 SSDC 的抑制效果. 采用频率扫描法计算各电厂机组弱阻尼模态所需的补偿相位, 如表 2 所示.

由表 2 可以看出, 各电厂所需补偿的相位较为接

近, 因此确定统一的补偿相位为 20.2°. 改进前 SSDC 的增益为 10, 改进后的 SSDC 增益为 100, 对呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 的抑制效果如图 8 所示.

由图 8 可以看出, 提高增益后的宽带通 SSDC 对模态 1 的振荡幅值有所削减, 振荡幅值降到 TSR 报警值附近. 但由图 9 可以看出, 由于带宽较宽, 增益较大, 宽带通 SSDC 在放大模态 1 信号的同时, 也放大了 HVDC 的谐波信号, 对系统造成谐波污染. 因此这种用于抑制距离 HVDC 较远发电机组模态振荡幅值的宽带通设计是不可行的.

2.2　窄带通 SSDC

窄带通 SSDC 是通过窄带通滤波器(带宽为 3 Hz 左右)分别提取所需阻尼的模态频率, 各自进行相位补偿和比例放大后叠加形成 SSDC 的控制信号. 可采用换流母线电压作为单输入量, 也可采用各电厂机组的转速偏差作为多输入量. 这种方式带通较窄, 不会引起谐波放大. 但由于部分电厂距整流侧较远, 其机组模态信息传递到整流侧后, 在换流母线电压上形成的相应频率扰动较微弱, 提取困难[35]. 此外, 存在频繁超标的低幅次同步振荡问题的各机组模态频率最小相差 0.8 Hz, 最大相差 3.1 Hz, 这对于窄带通滤波器的设计是困难的, 因此这一方式不宜采用. 本文采用待阻尼的几个电厂发电机组的转速偏差信号作为输入进行窄带通滤波器设计. 仍按照表 2 所示的各模态频率的滞后相位进行补偿. 采用本文提出的激励方法引起上述三个模态发生超标的低幅振荡, 采用窄带通 SSDC 前后的抑制效果如图 10 所示.

表 2　各弱阻尼模态所需补偿相位

Power plant	Evenki	Hulunbuir	Yimin Phase III
Mode frequency (Hz)	20.7	18.4	21.5
Phase (°)	25.6	26.3	23.8

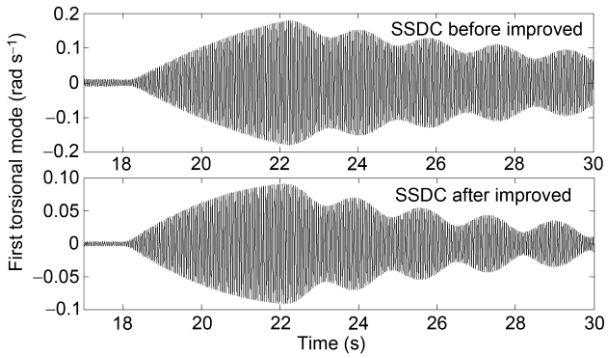

图 8　改进前后宽带通 SSDC 的抑制效果

由图 10 可以看出, 与宽带通 SSDC 相比, 采用这种方式时, 由于各模态从各机组转速偏差中提取, 且分别进行相位补偿和比例放大, 抑制效果较为理想. 但由于这种方式需从多电厂增设通信线路将转速偏差信号传送到整流侧, 不仅存在延时而且成本增加, 不便于工程实施和实际应用.

3　SEDC 与机端并联型 FACTS 装置抑制超标低幅次同步振荡的对比分析

由上述分析可知, SSDC 集中抑制措施在解决多电厂频繁超标的低幅次同步振荡问题时存在局限性, 需进一步考虑针对具体机组的解决方案. SEDC 与并联型 FACTS 装置是较为常见且有效的近机组抑制措施. 它们的差别由其作用路径不同所引起, 并表现在响应时间和产生阻尼转矩的能力方面. 以下从这两个方面对其进行比较.

3.1　响应时间对比

以机端并联 STATCOM 为例, 对两种抑制措施的响应时间进行对比. SEDC 和 STATCOM 均可以等

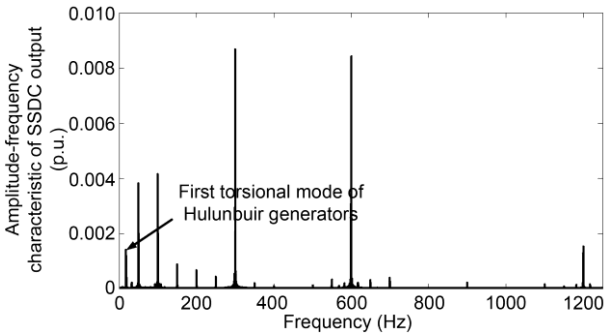

图 9　改进 SSDC 的输出幅频特性

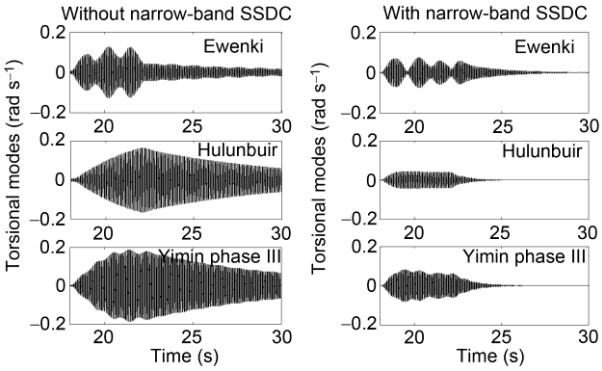

图 10　窄带通 SSDC 的抑制效果

效为次同步电压源, 通过在接入点注入次同步电流的方式产生阻尼次同步振荡的电磁转矩. 由于接入位置不同, 两种措施产生目标稳态电流所需的时间会有所差异, 而这个差异决定了各自产生阻尼转矩的速度.

根据叠加定理, 次同步电压源单独作用时, 电路的频域方程如下式所示

$$I(p)Z(p)=U(p). \tag{7}$$

其中 $U(p)$为 SEDC 或 STATCOM 产生的次同步电压; $I(p)$为次同步电压源所在支路电流, $Z(p)$为从次同步电压源看进去的系统等效阻抗. 由(7)式可以得到以 $U(p)$为激励, $I(p)$为响应的系统传递函数 $H(p)$如下式所示

$$H(p)=\frac{I(p)}{U(p)}=\frac{1}{Z(p)}. \tag{8}$$

该传递函数极点的实部为电流 $I(p)$暂态过程的衰减系数, 其与响应时间常数互为反倒数, 因此可以通过对比衰减系数来反映二者的响应时间的差异. SEDC 附加于励磁系统, 通过励磁绕组产生次同步电流, STATCOM 并联接入发电机机端, 从机端注入次同步电流, 作用路径分别如图 11 和图 12 所示. 图中 r_a, X_1, i_d 和 i_q 分别为发电机定子电阻、漏抗以及 dq 轴电流; X_{ad} 和 X_{aq} 分别为发电机 dq 轴电枢反应电抗; r_f, X_f 和 i_f 分别为发电机励磁绕组电阻、电抗和电流; r_D, X_D 和 i_D 分别为发电机 d 轴阻尼绕组电阻、电抗和电流; r_{Q1}, X_{Q1}, r_{Q2}, X_{Q2}, i_{Q1}, i_{Q2} 分别为发电机 q 轴两个阻尼绕组的电阻、电抗和电流; u_{SEDC} 和 $u_{STATCOM}$ 分别为 SEDC 和 STATCOM 等效电压源; $X_{STATCOM}$ 为 STATCOM 接入系统的连接电抗; X_{system} 为发电机送出系统等效电抗; ψ_d, ψ_q, ψ_D, ψ_{Q1}, ψ_{Q2}, ψ_f 分别为发电机 dq 轴主磁通、dq 轴阻尼绕组产生的磁通以及励磁绕组产生的磁通.

由上述分析可知, 由于 SEDC 仅作用于 d 轴的励磁绕组, 其产生的磁链不交链 q 轴绕组, 因此不会直接在 q 轴绕组上感应出次同步电流分量. 但由于轴系的旋转, 气隙磁场切割定子绕组, 在定子中感应出三相次同步电流, 该次同步电流反过来作用于转子, 使得 q 轴电压上感应有次同步分量, 该分量再作用于 q 轴绕组产生次同步电流, 但这部分电流很小, 可忽略. 因此, SEDC 的作用路径仅考虑 d 轴.

由 SEDC 和 STATCOM 看进去的各轴上的等效阻抗如下式所示. 令等效阻抗为零可得相应的衰减系数μ_{SEDCi}, $\mu_{STATCOMdi}$ 和$\mu_{STATCOMqi}$(i=1,2,3). 在模态 1 频率下的发电机参数如表 3 所示.

$$\begin{cases} Z(p)_{SEDC}=pX_{f1}+r_f+(pX_{ad})\|(pX_{system}\\ +r_a+pX_1)\|(r_D+pX_D),\\ Z(p)_{STATCOM_d}=pX_{STATCOM}+(pX_{system})\|\\ (r_a+pX_1+(pX_{ad})\|(pX_{f1}+r_f)\|(r_D+pX_D)),\\ Z(p)_{STATCOM_q}=pX_{STATCOM}+(pX_{system})\|\\ (r_a+pX_1+(pX_{aq})\|(pX_{Q1}+r_{Q1})\|(r_{Q2}+pX_{Q2})). \end{cases} \tag{9}$$

计算不同系统电抗下(X_{system}=0.01~1.0 p.u.)各轴电流的衰减系数, 如图 13 所示. 由图 13 可以看出, 通过电抗较大的耦合变压器接入系统时, STATCOM 的三个 d 轴衰减系数与 SEDC 相差很小, 即二者产生用于阻尼次同步振荡的 d 轴电流的时间基本相同. 但随着系统电抗的增加, 二者的差异会有所增大, STATCOM d 轴电流的响应速度更快. 而 STATCOM q 轴电流的衰减系数较 d 轴要大, 即需要更长的时间达到目标值. 但由于 dq 轴电流分量均可以产生阻尼转矩,

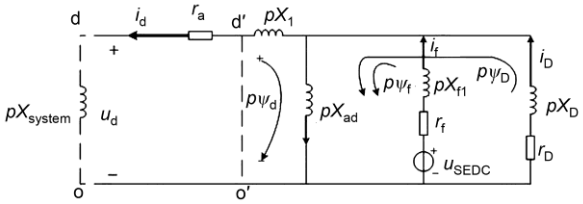

图 11 SEDC 的作用路径

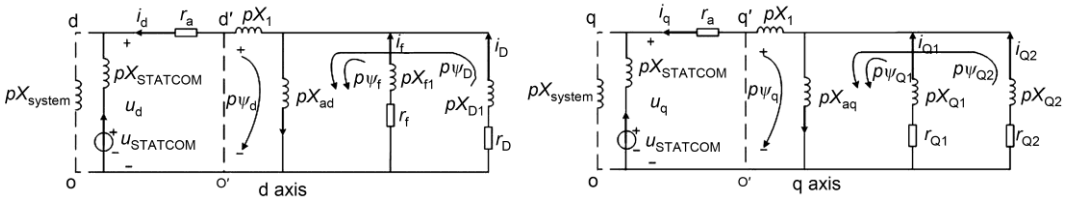

图 12 STATCOM 的作用路径

表 3　模态 1 频率下发电机参数

Parameter	Initial value	Unit
r_a	0.001	p.u.
X_l	0.1583	p.u.
X_{ad}	1.9967	p.u.
X_f	2.15038	p.u.
X_{f1}	0.15368	p.u.
X_D	0.11836	p.u.
r_f	0.000794989	p.u.
r_D	0.018466	p.u.
X_{aq}	1.9417	p.u.
X_{Q1}	2.003	p.u.
r_{Q1}	0.09242	p.u.
X_{Q2}	2.2822	p.u.
r_{Q2}	0.007567	p.u.
$X_{STATCOM}$	1.455	p.u.

因此并不影响 STATCOM 产生阻尼转矩的时间.

图 14 给出了不同连接电抗下 STATCOM dq 轴电流的衰减系数. 可以看出, 随着连接电抗的减小, STATCOM 的衰减系数进一步变小, 产生次同步电流的速度变快.

3.2　阻尼转矩的输出能力对比

为便于分析, 在发电机励磁绕组的 SEDC 接入点模态 1 频率的单相正弦波信号用以代替 SEDC 的输出; 在发电机端的 FACTS 装置接入点注入与模态 1 频率互补的三相对称正弦波电流用以代替 FACTS 装置的输出. 分别调节两种方式注入次同步分量的大小, 使得它们在发电机定子 d 轴绕组上产生相同大小的模态 1 频率的次同步电流, 同时监测 dq 轴其他绕组同频率的电流以及转子上产生的电磁转矩的大小, 如图 15 所示.

由图 15(a)可以看出, SEDC 由于仅作用于励磁绕组, d 轴各绕组中模态 1 频率的电流较大, 且幅值接近, 而 q 轴各绕组中模态 1 频率的电流较小, 与 d 轴绕组的电流不在同一数量级. 由此可见, SEDC 仅通过调节 d 轴各绕组的次同步电流来改变其产生的抑制次同步振荡的电磁转矩. 而由图 15(b)可以看出, 对于机端并联型 FACTS 装置的抑制措施, 其从机端注入与模态 1 频率互补的三相对称次同步电流. 发电机的 d 轴和 q 轴各绕组中模态 1 频率的电流均较大, 且幅值大小在同一数量级. 由此可见, FACTS 装置产生的次同步电流进入发电机定子后, 通过作用于发电机 dq 轴的各绕组来影响其产生的电磁转矩. 与 SEDC 相比, 其不仅在定子的 q 轴上也存在幅值相当的次同步电流, 而且该电流产生的磁通交链 q 轴的其他绕组(阻尼绕组), 并感应出可观的次同步电流分量, 由电磁转矩与各绕组电流的关系可知, 次同步频率的电磁转矩可大幅提高. 在图 15 所示情况下, 定子 d 轴产生相同的次同步电流时, STATCOM 在转子绕组上产生的电磁转矩为 SEDC 的 6 倍以上, 抑制能力较强.

4　SEDC 与机端并联型 FACTS 装置的仿真对比

分别采用 SEDC, SVC 及 STATCOM 抑制大扰动和小扰动引起的呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 的振荡. 三种抑制装置均以发电机转速偏差信号作为输入,

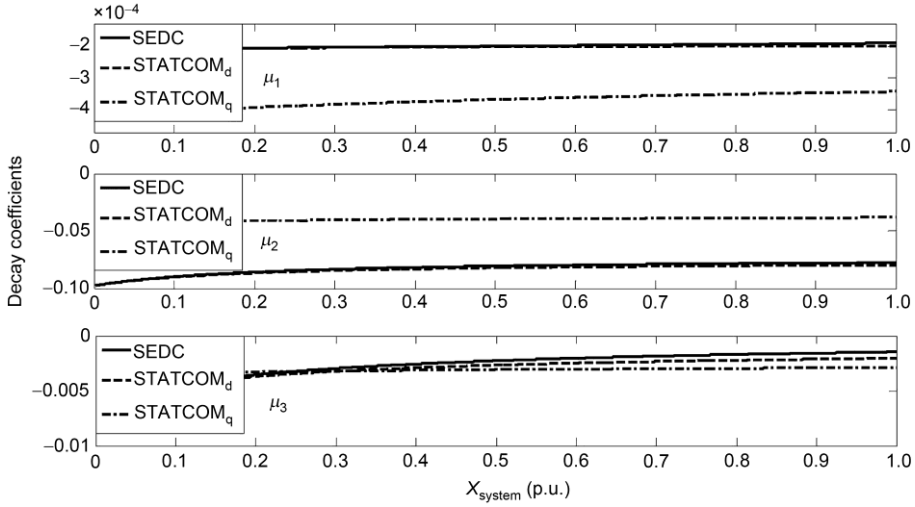

图 13　不同系统电抗对应的衰减系数

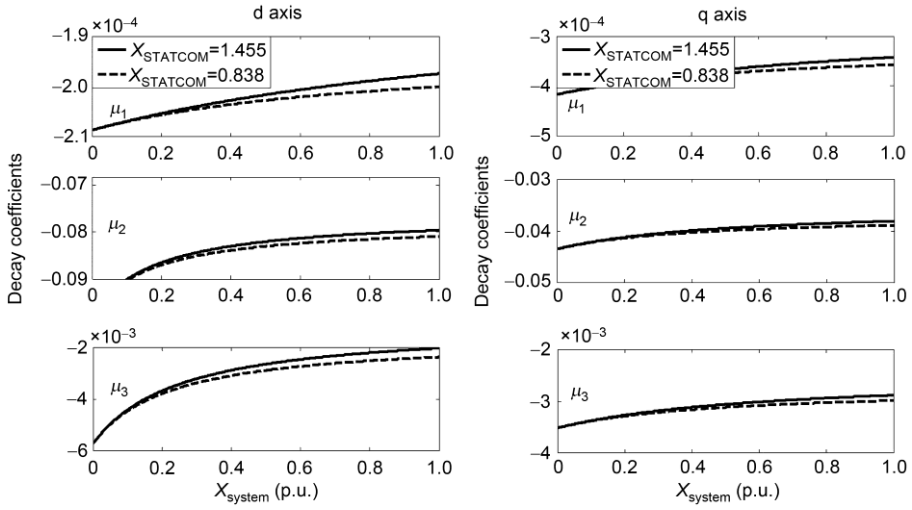

图 14　STATCOM 经不同连接电抗接入系统时的 dq 轴电流衰减系数

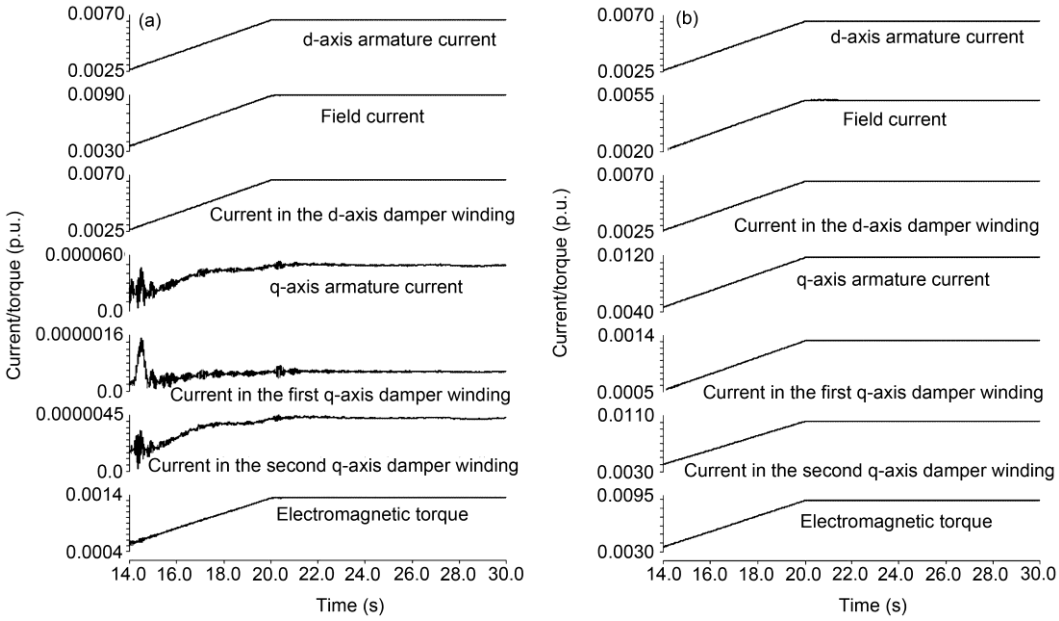

图 15　不同抑制措施时发电机各绕组感应的次同步电流及电磁转矩

(a) SEDC 注入次同步电流, (b) STATCOM 注入次同步电流

经模态滤波器、相位补偿和比例放大环节形成阻尼次同步振荡的控制量. 其中, SEDC 输出限幅为±0.05. SVC 采用 TCR 加滤波器的结构, TCR 的稳态运行容量为其额定容量的一半. 设计滤波器参数用于消除 5, 7 次谐波, 同时稳态情况下设定其基波容性无功等于 TCR 的基波感性功率, 保证发生次同步振荡时, SVC 输出的电流能在感性和容性两个范围内调节; STATCOM 采用三相两电平结构, 基于 dq 解耦的反馈电流控制进行次同步振荡的抑制. 考虑到对大扰动引起的 SSO 的抑制能力, SVC 与 STATCOM 的容量初选为 30 MVA.

在已搭建的呼盟系统电磁暂态仿真模型中, 设

置呼伦贝尔电厂送出线远端三相瞬时接地故障，故障时间 8 s，持续时间 0.05 s. 对模态 1 的抑制效果如图 16 所示.

由图 16 可以看出，发生故障以后，模态 1 虽然收敛，但收敛速度较慢，引起轴系较大的疲劳损伤. 采用 SEDC, SVC 及 STATCOM 均能够提高振荡的收敛速度，其中 SVC 与 STATCOM 的抑制效果要好于 SEDC.

采用本文提出的激励方法激发机组模态 1 的超标低幅次同步振荡，各装置的抑制效果如图 17 所示. 由图 17 可以看出，SVC 和 STATCOM 的抑制效果相近，抑制能力强于 SEDC. SEDC 仅能将模态 1 的振荡幅值削减到 0.1 rad s^{-1}附近，仍然存在 TSR 报警的风险. 提高 SEDC 的增益，其抑制效果虽可以得到改善，但由于受制于励磁系统，实际抑制能力不能得到较大幅度的提高.

由于在相同容量下，STATCOM 的占地面积仅为

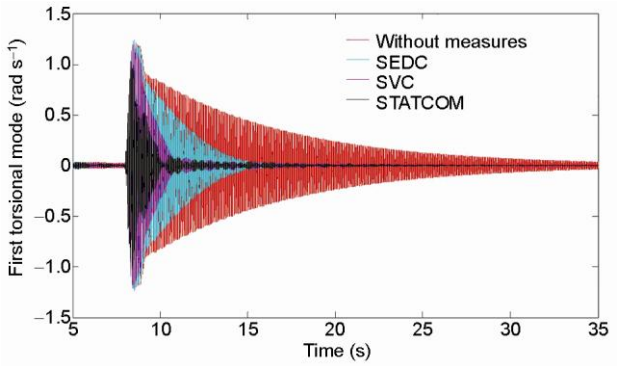

图 16　(网络版彩图)大扰动下 SEDC, SVC 和 STATCOM 的抑制效果

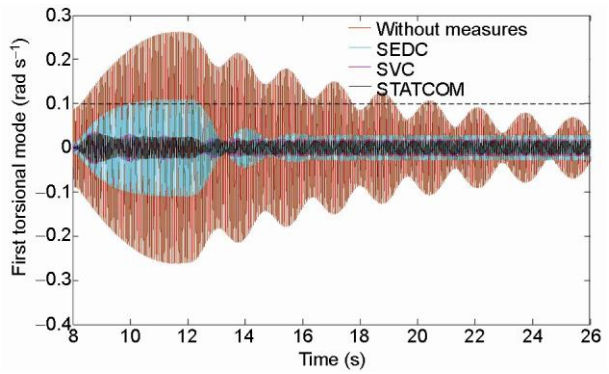

图 17　(网络版彩图) SEDC, SVC 和 STATCOM 对超标低幅次同步振荡的抑制效果

SVC 的 1/3~1/4，有利于将装置安装于电厂内. 因此，结合对 SSDC 的分析，综合考虑控制器设计复杂性、抑制效果和占地面积等方面的因素，STATCOM 的机端抑制措施是优选方案.

5　级联型 STATCOM 抑制呼伦贝尔电厂超标低幅次同步振荡的关键技术

在实际工程中，STATCOM 多采用多重化、嵌入式多电平及级联多电平的结构，由于用于抑制频繁超标低幅次同步振荡的 STATCOM 通过厂用变压器接入发电机机端，为了减小主拓扑结构的复杂度，同时减小占地面积，保证抑制装置的安全、可靠及经济性，拟采用级联多电平结构，如图 18 所示.

5.1　控制策略

STATCOM 的整体控制策略如图 19 所示. 以呼伦贝尔电厂机组的转速偏差作为控制器的输入信号之一，从中提取所需的模态分量形成控制器内环 q 轴电流参考值的外环输入信号，通过反馈控制调节 STATCOM 实际输出的电流 q 轴分量.

当系统发生次同步振荡时，STATCOM 输出与参考值 i_{q_order} 相同的 q 轴次同步频率电流 $i_q=I_q\sin(\omega_m t+\varphi_m)$，设接入点系统电压为 $u_s=U_s\sin(\omega_0 t+\varphi_s)$，假设该电压矢量与 d 轴同向. 根据瞬时无功功率理论，STATCOM 输出的瞬时无功功率 $q_{STATCOM}$ 为(10)式.

$$q_{STATCOM}=U_s i_q=U_s I_q\sin(\omega_m t+\varphi_m). \tag{10}$$

从功率的角度来看，这种按照次同步频率波动的无功功率会引起其接入点相同频率的电压波动，从而引起发电机输出有功功率，即电磁转矩的波动，进而起到抑制次同步振荡的作用.

从电流的角度来看，这种与模态频率相同的 q 轴电流分量转换为三相电流分量后，会产生含有次同步及超同步频率的电流，A 相电流如式(11)所示. 这两种频率的电流进入发电机定子后，均会在转子上感应出抑制频率为 ω_m 的模态振荡的电磁转矩.

$$\begin{aligned} i_{aq}&=i_q\sin(\omega_0 t+\varphi_s)=I_q\sin(\omega_m t+\varphi_m)\sin(\omega_0 t+\varphi_s)\\ &=\frac{1}{2}I_q\cos((\omega_0-\omega_m)t+(\varphi_s-\varphi_m))\\ &\quad-\frac{1}{2}I_q\cos((\omega_0+\omega_m)t+(\varphi_s+\varphi_m)). \end{aligned} \tag{11}$$

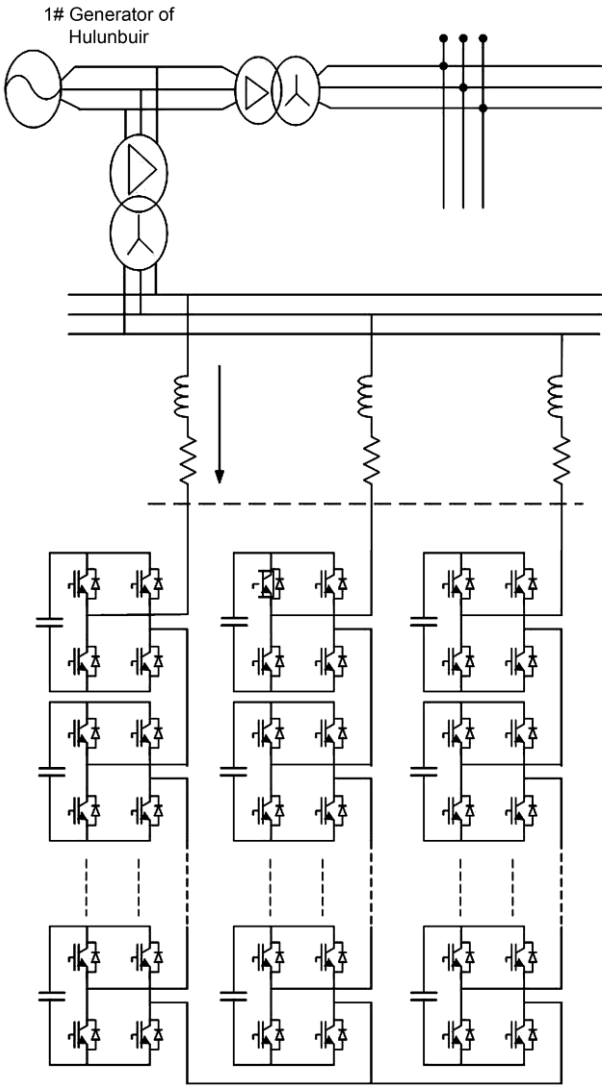

图 18　级联型 STATCOM 结构及其接入方式

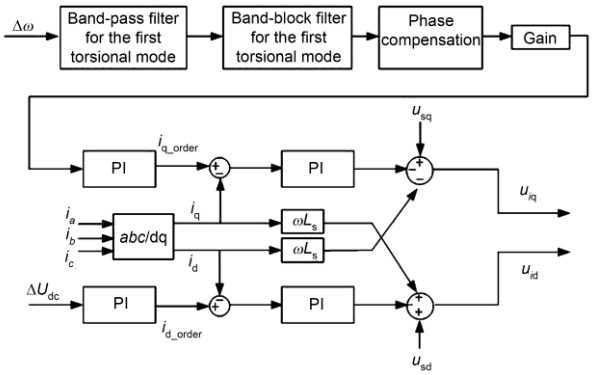

图 19　级联型 STATCOM 抑制次同步振荡的控制策略

以各级联模块的直流侧电容电压的平均值作为控制器的另一输入信号，与直流电压参考值作差后，形成控制器内环 d 轴电流参考值的外环输入信号，通过反馈控制调节 STATCOM 实际输出的电流 d 轴分量，维持各模块直流电压的恒定. 在形成各级联模块的调制波电压时，引入各模块直流电压与参考电压之间的偏差量，微调各模块的直流电压，消除它们之间存在的不平衡.

5.2　抑制超标低幅次同步振荡的容量选取

依托所搭建的呼盟系统电磁暂态仿真平台，针对呼伦贝尔电厂 1#机组模态 1 的超标低幅次同步振荡问题，给出不同容量下级联型 STATCOM 的抑制能力对比. STATCOM 采用 12 个 H 桥级联，经 10 kV/20 kV 厂用变压器接入机端. 最严重情况下，即模态 1 的振荡幅值达到 0.3 rad s^{-1}时，不同容量 STATCOM 的抑制效果如图 20 所示.

由图 20 可以看出，STATCOM 的抑制效果随容量的减小逐渐变差. 在此工况下，当容量为 6 MVA 时，模态 1 的振荡幅值为 0.125 rad s^{-1}，超过呼伦贝尔电厂的 TSR 报警值. 当输出容量为 10 MVA 时，可将振荡幅值抑制在 0.03 rad s^{-1}以下. 大量不同系统运行工况下的仿真结果表明，将模态 1 的振荡幅值抑制在 0.1 rad s^{-1}以下所需的 STATCOM 容量不超过 15 MVA.

5.3　输出特性

在采用级联型 STATCOM 抑制呼伦贝尔电厂的超标低幅次同步振荡时，对其输出电压和电流进行频谱分析，幅频特性如图 21 所示.

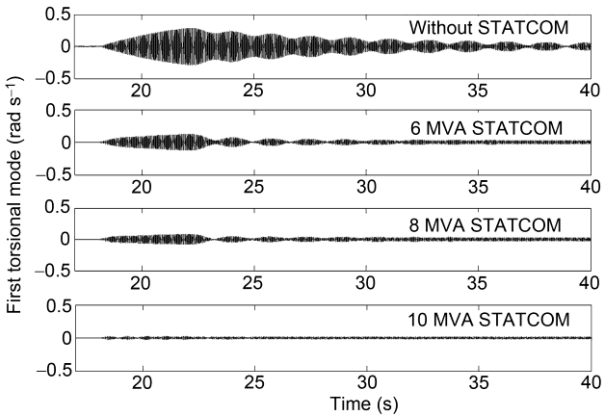

图 20　不同容量下级联型 STATCOM 的抑制效果

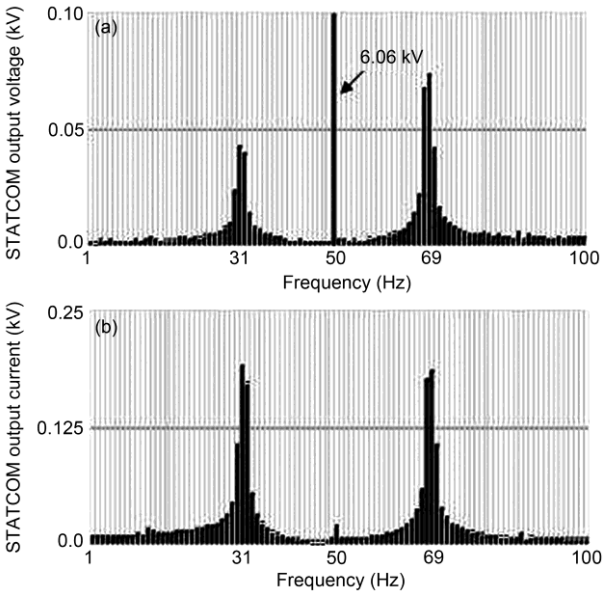

图 21　STATCOM 输出相电压及相电流的幅频特性

(a) STATCOM 输出 A 相电压, (b) STATCOM 输出 A 相电流

由图 21 可以看出, 与上述推导相同, 在呼伦贝尔电厂出现超标的低幅次同步振荡时, 用于抑制次同步振荡的级联型 STATCOM 同时输出次同步及超同步频率的电流(30~32 Hz 及 68~70 Hz). 因其输出的基频电压与接入点的系统电压基本相等, 由图 21(b)可以看出, 其输出基波电流很小(0.017 kA), 仅为输出次同步或超同步频率电流的 1/10, 而此时的系统电流的有效值为 17 kA. 因此装置接入后对系统潮流基本没有影响.

6　结论

随着电网结构的变化和规模的扩大, 次同步振荡出现新的问题, 频繁超标的低幅次同步振荡是其中之一. 分析表明, 呼盟系统部分百兆瓦级火电机组频繁出现超标的低幅次同步振荡问题是由直流系统对系统电气阻尼的削弱作用引起的, 属于次同步扭振相互作用. 由计算的电气阻尼对相互作用环节各参量的敏感度可知, 触发角的变化会引起电气阻尼较大的波动, 可采用在触发角上施加扰动的方式模拟实际的模态振荡. 由于多个电厂发电机组的相近模态均存在类似的问题, 且部分发电机组距直流系统较远, 分析表明, 无论采用宽带通或窄带通 SSDC, 在抑制效果和可实施性方面均存在较大的局限性. 由于振荡收敛且振幅较小, 近机端的抑制措施在抑制效果和经济性方面是值得考虑的. 分析表明, 在系统响应时间方面, SEDC 与机端并联型 FACTS 装置是比较接近的, 而在阻尼转矩的输出能力方面, 机端并联型 FACTS 装置要远强于 SEDC. 综合考虑抑制效果及占地面积等方面的因素, 级联型 STATCOM 的机端阻尼方式是优选方案, 分析表明, 采用本文提出的机端阻尼控制策略时, 级联型 STATCOM 能够在较小容量下较好地抑制超标的低幅次同步振荡, 并具有良好的输出特性.

参考文献

1　IEEE Subsynchronous Resonance Working Group. Terms, definitions and symbols for subsynchronous oscillations. IEEE Trans Power Appa Syst, 1985, 104(6): 1326–1334
2　Walker D N, Bowler C E J, Jackson R L, et al. Results of subsynchronous resonance test at Mohave. IEEE Trans Power Appa Syst, 1975, 94(5): 1878–1889
3　IEEE Subsynchronous Resonance Working Group. Reader's guide to subsynchronous resonance. IEEE Trans Power Syst, 1992, 7(1): 150–157
4　Bahrman M, Larsen E V, Piwko R J, et al. Experience with HVDC-turbine-generator torsional interaction at Square Butte. IEEE Trans Power Appa Syst, 1980, 99(3): 966–975
5　Wu C T, Peterson K J, Piwko R J, et al. The intermountain power project commissioning-subsynchronous torsional interaction tests. IEEE Trans Power Deliv, 1988, 3(4): 2030–2036
6　Harnefors L. Analysis of subsynchronous torsional interaction with power electronic converters. IEEE Trans Power Syst, 2007, 22(1): 305–313
7　Piwko R J, Larsen E V. HVDC system control for damping of subsynchronous oscillations. IEEE Trans Power Appa Syst, 1982, 101(7): 2203–2211
8　Lawrence C. Gross Jr P E. Subsynchronous grid conditions: New event, new problem, and new solutions. In: the Proceedings of Western Protective Relay Conference. Washington: Relay Application Innovation Inc, 2010
9　Irwin G D, Isaacs A L, Jindal A K. Subsynchronous control interactions between type 3 wind turbines and series compensated AC transmission systems. In: Proc 2011 IEEE PES General Meeting. Detroit: IEEE, 2011
10　Adams J, Carter C, Shun-Hsien H. ERCOT experience with subsynchronous control interaction and proposed remediation. In: Proc 2012

Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D). Orlando FL: IEEE, 2012
11 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. 电力科学与技术, 2012, 1: 10–15
12 Nath R, Grande-Moran C. Study of subsynchronous control interaction due to the interconnection of wind farms to a series compensated transmission system. In: Proc 2012 Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D). Orlando FL: IEEE, 2012
13 Irwin G D, Isaacs A, Woodford D. Simulation requirements for analysis and mitigation of SSCI phenomena in wind farms. In: The proceedings of 2012 Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D). Orlando FL: IEEE, 2012
14 刘晓冬, 杨煜, 陈陈. 基于采样-数据模型方法的可控串联补偿系统对次同步振荡抑制作用的计算分析. 中国电机工程学报, 2001, 21(2): 1–5
15 汤海雁, 武守远, 戴朝波, 等. 抑制次同步谐振的可控串补底层附加阻尼控制算法. 中国电机工程学报, 2010, 30(25): 117–121
16 陈武晖, 毕天姝, 杨奇逊. 模态叠加对次同步谐振暂态扭矩放大的影响. 中国电机工程学报, 2010, 30(28): 1–6
17 郑翔, 徐政. 加装感应电机阻尼器的组合式次同步谐振抑制方案. 电力系统自动化, 2011, 35(2): 6–10
18 郑翔, 徐政, 张静. TCSC 次同步谐振附加阻尼控制器. 电工技术学报, 2011, 26(2): 181–186
19 吴熙, 蒋平, 胡弢. 电力系统稳定器对次同步振荡的影响及其机制研究. 中国电机工程学报, 2011, 31(22): 56–63
20 江全元, 程时杰, 曹一家. 基于遗传算法的 HVDC 附加次同步阻尼控制器的设计. 中国电机工程学报, 2002, 22(11): 87–91
21 杨秀, 王西田, 陈陈. 基于 H_∞鲁棒控制理论的高压直流输电系统附加次同步振荡阻尼控制设计. 电网技术, 2006, 30(9): 57–61
22 谢小荣, 刘世宇, 张树卿, 等. 附加励磁阻尼控制抑制多模态 SSR 的机理及其关键技术. 电力系统自动化, 2007, 31(21): 10–14
23 谢小荣, 郭锡玖, 吴景龙, 等. 上都电厂串补输电系统附加励磁阻尼控制抑制次同步谐振的现场试验. 中国电机工程学报, 2010, 30(1): 27–32
24 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. 电力系统自动化, 2008, 32(24): 1–5
25 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. 电力系统自动化, 2009, 33(19): 11–14
26 Padiyar K R, Prabhu N. Design and performance evaluation of subsynchronous damping controller with STATCOM. IEEE Trans on Power Deliv, 2006, 21(3): 1398–1405
27 El-Moursi 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. IEEE Trans Power Electron, 2010, 25(2): 429–441
28 李志鹏, 谢小荣. 应用静止同步补偿器抑制次同步谐振的模态互补电流控制方法. 中国电机工程学报, 2010, 30(34): 22–27
29 郑蕤, 肖湘宁, 李伟, 等. 复杂交直流系统次同步振荡模态辨识及仿真验证. 高电压技术, 2010, 36(12): 3035–3040
30 郑蕤, 肖湘宁, 郭春林, 等. 伊冯/呼辽交直流系统的次同步振荡阻尼特性分析. 电网技术, 2011, 35(10): 41–46
31 张帆, 徐政. 直流输电次同步阻尼控制器的设计. 电网技术, 2008, 32(11): 13–17
32 程时杰, 曹一家, 江全元. 电力系统次同步振荡的理论与分析. 北京: 科学出版社, 2009
33 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖. 动态电力系统的理论与分析. 北京: 清华大学出版社, 2002
34 李伟. 交直流电力系统次同步振荡分析与抑制方法研究. 硕士学位论文. 北京: 华北电力大学, 2011. 87–100
35 Rauhala T, Järventausta P. On feasibility of SSDC to improve the effect of HVDC on subsynchronous damping on several lower range torsional oscillation modes. In: the proceedings of Power and Energy Society General Meeting. Minneapolis MN: IEEE, 2010. 1–8