

大规模海上风电场经 HVDC 并网引发轴系扭振分析与抑制

陈实,李宽*,李兴源,冯明

(四川大学电气信息学院,四川成都610065)

摘要:针对大规模海上风电场经 HVDC 引起的风机轴系振荡问题,提出基于复转矩法的思想进行分析研究,并设计相应的阻尼控制器,以实现抑制风机轴系振荡的目的。首先,分析风机轴系扭振产生机理,通过复转矩系数法得到系统的电气阻尼系数,以判断固有扭振频率下的系统稳定性;然后,计算出待补偿的电磁转矩和风机转子转速的相角差;最后,通过设计附加阻尼控制器抑制风机轴系扭振。所设计的阻尼控制器具有较好的阻尼效果,且控制器阶数较低,便于实际工程实现。在 PSCAD 程序中搭建风电场经 HVDC 并网模型进行仿真分析,分析结果表明,系统加入阻尼控制器后,风机轴系扭振迅速衰减,控制器的加入有效增大了系统阻尼比。此研究为大规模海上风电场通过 HVDC 并网提供了理论基础。

关键词:高压直流输电;海上风电场;次同步轴系扭振;复转矩系数法;附加次同步阻尼控制器

中图分类号:TM712

文献标志码:A

Analysis and Damping of Subsynchronous Torsional Interaction in Large Scale Offshore Wind Farm Supply Power by HVDC

CHEN Shi, LI Kuan*, LI Xingyuan, FENG Ming

(School of Electrical Eng. and Info., Sichuan Univ., Chengdu 610065, China)

Abstract: In order to prevent the wind shaft system oscillation caused by HVDC, a damping controller was designed based on the complex torque coefficient approach. The electrical damping coefficient curve was got firstly based on complex torque coefficient approach, and the phase lag between the electromagnetic torque and the rotate speed at nature frequency of the shaft was calculated. Then a supplementary subsynchronous damping controller was designed to damping the oscillation between shaft masses. The effectiveness of the controller can be verified through time domain simulation and eigenvalue analysis. The simulation results showed that the oscillation amplitude could decrease quickly when the controller is added to the system, which provides a theoretical basis when the offshore wind farms are connected to the onshore grid through a HVDC transmission line.

Key words: high voltage direct current; offshore wind power plants; subsynchronous torsional interaction; complex torque coefficient approach; supplementary subsynchronous damping controller

海上风电具有风力资源丰富、不污染环境等优点,在全球范围内均得到迅猛发展^[1-2],且相对于内陆风机可使用大型风电机组,风能利用率较高^[3-5]。我国的风能资源与负荷区域呈现逆向分布,通过高压直流输电(high voltage direct current, HVDC)^[6-7]可实现大规模风电高效稳定并网。但 HVDC 换流站电

力电子设备的触发方式有可能向附近风机引入负阻尼,进而引起风机轴系扭振,严重情况下可能影响电网的稳定运行。

鉴于风电经 HVDC 并网有可能引起风机轴系扭振,故风机轴系采用统一的惯性时间常数的方法不再适用^[8-9]。对于风机轴系的研究,一些专家将

收稿日期:2015-01-06

基金项目:国家高技术研究发展计划基金资助项目(2011AA05A119);国家电网公司重大专项资助(SGCC-MPLG001-027-2012);国家电网公司科技项目资助(SGQHJY00GHJS1400044)

作者简介:陈实(1977-),男,讲师,博士。研究方向:电力系统稳定与控制;高压直流输电;柔性直流输电和次同步振荡。E-mail:chenshi629@163.com

*通信联系人 E-mail:lk_0313@sina.com

轴系分解为 2 质块、3 质块或多质块模型以研究轴系的动态特性^[10-11]。文献[12]的研究表明风机轴系质块的惯性时间常数对于轴系动态特性的研究有很大的影响。进一步研究风机轴系扭振相互作用,由于风机受单机容量与轴系大小限制,轴系模型采用 2 质块模型即可满足风机轴系扭振分析,故作者以 2 质块模型作为研究模型,其中,1 质块为风机集中质块且包括低速轴,另 1 质块为风机转子质块且包含高速轴。

所研究的次同步振荡问题(subsynchronous oscillation, SSO)^[13]为海上风机与 HVDC 之间的相互作用,海上风机通过 HVDC 输送电力,故而风机轴系的次同步特性主要由直流输电的控制特性影响,这种现象理论上属于直流控制器和风机轴系间的相互影响,称之为次同步轴系扭振(subsynchronous torsional interaction, SSTI)。作者利用 PSCAD/EMTDC 软件搭建海上风电场通过直流输电并网的模型。首先,分析了风电场轴系扭振产生的机理;然后,利用复转矩系数法计算出系统的电气阻尼系数,并进一步设计次同步阻尼控制器(supplementary subsynchronous damping controller, SSDC)^[14];最后,通过特征根分析法得到系统加入 SSDC 前后的阻尼比。通过时域仿真和特征根分析知,风机经 HVDC 并网有可能发生严重的轴系扭振,附加基于复转矩系数设计的阻尼控制器,可有效抑制风机轴系扭振,提高了系统稳定性。

1 基本原理

1.1 风机轴系扭振机理

风机轴系图如图 1 所示,包含 2 个质量块,其中, H_M 和 H_G 分别为风机集中质块和风机转子质块的惯性时间常数, T_M 和 T_E 分别为机械转矩和电磁转矩, K_S 为轴系各质块间弹性系数, ω_M 和 ω_G 分别为风机集中质块和风机转子的转速。

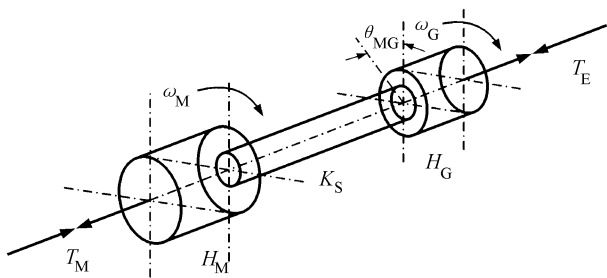


图 1 风机轴系模型

Fig. 1 Two-mass shaft model

当系统遭受扰动且系统阻尼不足时,风机轴系

在自然扭振频率内发生扭转偏差,即发生轴系扭振。当风机电磁转矩和风机转子转速偏差的相角差不在 $0 \sim 90^\circ$ 范围内时,将发生轴系扭振发散现象;若风机电磁转矩和风机转子转速的相角差在此范围内且系统阻尼较弱时,风机轴系扭振的衰减将非常缓慢,这种情况下将造成风机轴系疲劳积累且不利于系统稳定性。转矩图如图 2 所示。

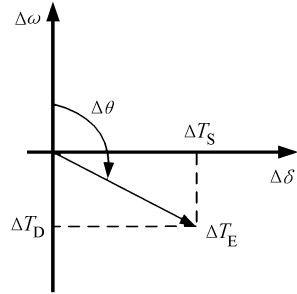


图 2 转矩分量图

Fig. 2 Torque component diagram

图 2 中, $\Delta\omega$ 和 $\Delta\delta$ 分别为风电机组固有扭振频率下的转速偏差和功角偏差, ΔT_E 为电磁转矩偏差, $\Delta\theta$ 为电磁转矩偏差和风机转子转速偏差间的相角差, ΔT_D 和 ΔT_S 分别为阻尼转矩偏差和同步转矩偏差。由图 2 知,当 $\Delta\theta$ 在 $0 \sim 90^\circ$ 范围以外时,系统将产生一个负的阻尼转矩 ΔT_D 。

风机轴系扭振发生机理如图 3 所示。

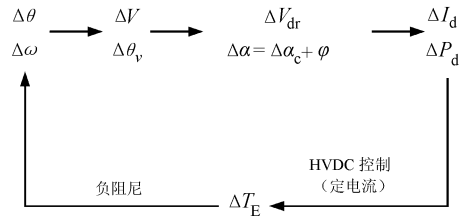


图 3 轴系扭振发生机理图

Fig. 3 SSTI caused by HVDC controller

图 3 中,换流母线的电压幅值 ΔV 和相角 $\Delta\theta_v$ 发生振荡,将导致直流电压 ΔV_{dr} 和直流电流 ΔI_d 的振荡,当 ΔV_{dr} 和 ΔI_d 偏离平衡状态时,直流输电的控制系统迅速动作将进一步导致风机电磁转矩 ΔT_E 的振荡,最后,将负阻尼引入整流侧的风机系统引起轴系扭振。

图 1 所示轴系模型的运动方程为^[15]:

$$\begin{cases} 2H_M \frac{d\omega_M}{dt} = T_M - D_M\omega_M - K_S\theta_{MG}, \\ 2H_G \frac{d\omega_G}{dt} = -T_E - D_G\omega_G - K_S\theta_{MG}, \\ \frac{d\theta_{MG}}{dt} = \omega_0(\omega_M - \omega_G) \end{cases} \quad (1)$$

其中, D_M 和 D_G 分别为风机集中质块和风机转子质块的阻尼系数, θ_{MG} 为 2 个质块间的轴系偏差。忽略 D_M 和 D_G 的影响, 即假设为 0, 2 质块模型的振荡方程可写为:

$$\frac{d^2\theta_{MG}}{dt^2} + \frac{\omega_0 K_S (H_M + H_G)}{2H_M H_G} \theta_{MG} = 0 \quad (2)$$

考虑轴系扭振偏差, 式(2)的齐次解和风机轴系的固有扭振频率 f_c 有明显的关系, 式(2)可化为:

$$\frac{d^2\theta_{MG}}{dt^2} + (2\pi f_c)^2 \theta_{MG} = 0 \quad (3)$$

进而通过风机轴系的基本参数可计算得到轴系固有扭振频率:

$$f_c = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\omega_0 K_S (H_M + H_G)}{2H_M H_G}} \quad (4)$$

1.2 复转矩系数法

复转矩系数法是频率扫描法和特征根分析法的结合^[16], 复转矩系数法的概念最初由 Candy 提出并用于分析 SSO 的稳定性^[17], 通过此方法, 可计算出在整个次同步频率范围内的电气阻尼系数。

风机电气转矩增量可表示为:

$$\Delta T_E = K_E \Delta \delta + D_E \Delta \omega \quad (5)$$

其中, K_E 和 D_E 分别为电气同步转矩系数和电气阻尼转矩系数, $K_E \cdot \Delta \delta$ 和 $D_E \cdot \Delta \omega$ 分别为系统的同步转矩和阻尼转矩, $\Delta \delta$ 的单位为 rad, ΔT_E 、 K_E 和 D_E 均为标么值。经过傅里叶变换, 式(5)可化为:

$$\Delta T_E / \Delta \omega = K_E \Delta \omega / s + D_E \quad (6)$$

则可计算电气阻尼系数为:

$$D_E = \operatorname{Re} \left(\frac{\Delta T_E}{\Delta \omega} \right) \quad (7)$$

如果 D_E 为正, 表示系统存在正阻尼且轴系扭振可迅速衰减; 如果 D_E 为负, 表示轴系将发生扭振放大现象, 严重情况下可能造成系统失稳。通过复转矩系数法可得到系统的电气阻尼特性曲线, 主要步骤为:

Step1: 风机轴系采用统一质块模型, 待系统进入稳态后, 在风机机械转矩上注入频率成整数倍的小值脉动, 扰动频率范围选在 5 ~ 45 Hz。

Step2: 在系统再次进入稳定后, 取出风机电磁转矩和风机转子转速信号, 并经过傅里叶变换将时域结果转为频率结果。

Step3: 通过式(7)可得到在不同频率扰动下的电气阻尼转矩系数, 即可得到轴系固有扭振频率下的电气阻尼转矩系数。

1.3 SSDC 基本原理

基于复转矩系数法, 设计 SSDC 加在直流整流

侧主控制器上以抑制轴系扭振, SSDC 结构图如图 4 所示。

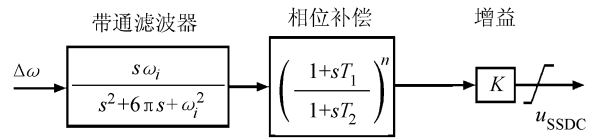


图 4 SSDC 结构图

Fig. 4 Structure of SSDC

首先得到固有扭振频率下待补偿的风机电磁转矩和风机转子转速偏差间的相角差, 风机转子转速信号经过带通滤波器和超前滞后环节以补偿固有扭振频率下的相角差, 从而生成补偿电流, 此电流在定子磁场的作用下将产生与固有扭振频率相一致的补偿电磁转矩, 最终实现抑制轴系扭振的目的。

1) 滤波器的设计

滤波器为 2 阶带通滤波器, 其传递函数表示为:

$$\begin{cases} G_i(s) = \frac{s\omega_i}{s^2 + 6\pi s + \omega_i^2}, \\ \omega_i = 2\pi f_i \end{cases} \quad (8)$$

其中, f_i 为风机轴系的固有扭振频率。

2) 相位补偿

得到电磁转矩和风机转子转速偏差间的相角差后, 若待补偿角为正, 通过超前滞后环节即可达到补偿相角的目的, 相位补偿环节的传递函数可表示为:

$$F_i(s) = \left(\frac{1 + sT_1}{1 + sT_2} \right)^n \quad (9)$$

T_1 和 T_2 可通过式(10)得到, 即

$$\begin{cases} a = (1 - \sin \theta) / (1 + \sin \theta), \\ T_1 = a / (\omega_i \cdot \sqrt{a}), \\ T_2 = a \cdot T_1 \end{cases} \quad (10)$$

其中, θ 为待补偿角, 为了得到较好的补偿效果, 采用 n 个超前滞后环节级联的形式。

如果待补偿角为负, 相位补偿环节的传递函数可表示为:

$$F_i(s) = \frac{1 - sT}{1 + sT} \quad (11)$$

3) 增益环节

当待补偿角为正时, 控制器需调节增益环节的 K 以得到较好的控制效果; 当待补偿角为负时, 增益环节为常数 1 即可, 因为通过式(11)不会对信号幅值产生影响。

SSDC 最终加在直流整流侧的主控制器上, 如图 5 所示。

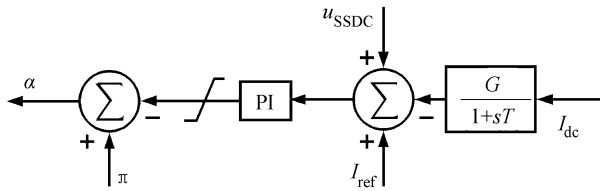


图5 SSDC 加在整流侧控制器

Fig.5 Introducing an SSDC signal at rectifier

2 仿真分析

2.1 系统结构

鉴于无刷感应发电机 (Induction generators, IGs) 具有初期投资少、维修费用低和运行特性简单的优点,被广泛应用为风力发电机。

在 PSCAD/EMTDC 中搭建风电场经 HVDC 并网模型,此风电场并网结构包括 5 个海上风电场,每个海上风电场有 32 台鼠笼式风机,每台风机的基准功率为 2.5 MW,机端电压为 0.69 kV,通过 0.69 kV/35 kV 变压器汇集,最终通过 HVDC 并网。HVDC 的运行方式为单极运行,基准功率为 400 MW,直流电压为 400 kV,整流侧和逆变侧的控制方式分别为定直流电流和定直流电压控制方式,整流侧和逆变侧的换流母线电压为 345 kV 和 220 kV。海上风电场经 HVDC 并网的拓扑结构图如图 6 所示。

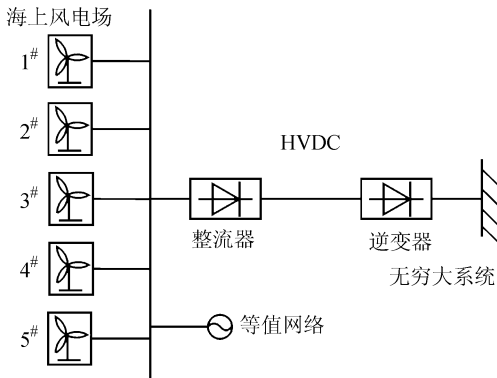


图6 系统拓扑结构图

Fig.6 Topology of offshore wind farms connected to grid

2.2 轴系固有扭振频率的计算

图 6 所示的风机轴系采用 2 质块模型,轴系参数如表 1 所示。其中,基准参数:基准容量为 80 MVA,基准频率为 60 Hz,极对数为 2。

表 1 轴系参数

Tab.1 Shaft system parameters

H_M/s	H_G/s	$K_S/p.u.$
9.115	0.222 5	3

现对于内陆风机,海上风电场采用较大的风力

涡轮机,故而轴系各质块间弹性系数有较大的数值,随着海上风电的发展,桨叶和单机容量逐渐增大,质块间系数也相应增大。为仿真出明显的轴系扭振,弹性系数取值为 3 p.u./rad,通过式(4)可计算得到轴系固有扭振频率为 8.12 Hz。

2.3 复转矩系数分析

复转矩信号加入机械转矩后,风机的电磁转矩和转子转速时域仿真结果如图 7 所示。

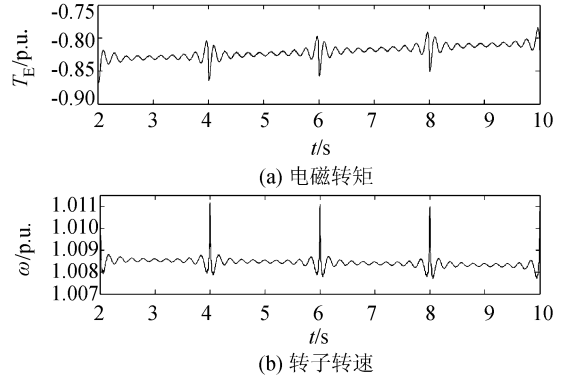


图7 加入复转矩信号后的仿真图

Fig.7 Simulation results with the disturbance signal

通过傅里叶变换将电磁转矩信号和转子转速信号转化为频域结果,通过式(7)计算出系统的电气阻尼系数,电气阻尼系数曲线如图 8 所示。

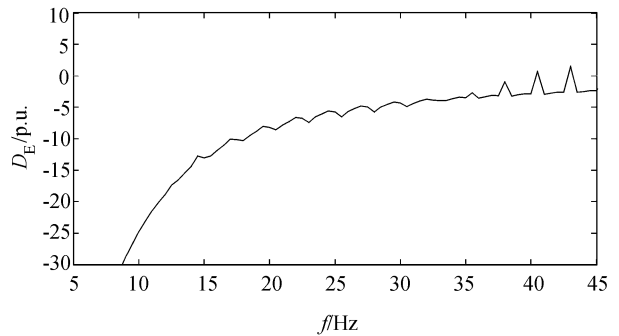


图8 电气阻尼系数曲线

Fig.8 Electrical damping coefficient curve

由图 8 可知,在轴系固有扭振频率($f_c = 8.12$ Hz)下,系统的电气阻尼系数为负,故而在系统遭受扰动且机械阻尼不足时,有可能发生轴系扭振,需设计相应的阻尼控制器。

系统加入复转矩信号后,在轴系固有扭振频率下的电磁转矩和转子转速的信号相角如表 2 所示。

表 2 信号相角

Tab.2 Phases of variables

变量	相位/(°)
ΔT_E	103.57
$\Delta \omega$	23.91

由表 2 可知,待补偿角为 40° ,SSDC 的参数如表 3 所示。

表 3 控制器参数
Tab.3 Controller parameters

ω_i	T_1	T_2	n	K
50.99	0.145 3	0.031 6	1	0.5

2.4 时域仿真

1) 无 SSDC

图 6 所示的系统中,2 s 时等值网络发生断线故障,2 个质块的转矩扭振的时域仿真结果如图 9 所示,其中, $T_M - T_G$ 表示 2 质块间的转矩偏差。

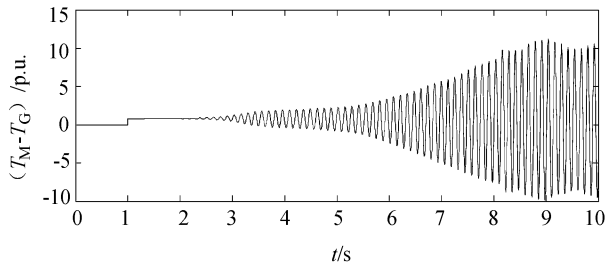


图 9 无控制器时的转矩偏差

Fig.9 Torsional vibration without SSDC

由图 9 可知,在系统发生扰动后,风机轴系 2 质块发生扭振,且扭振呈发散状态。1[#]风电场输出功率的时域仿真图如图 10 所示,其中, P_1 表示 1[#]风电场输出的有功功率。

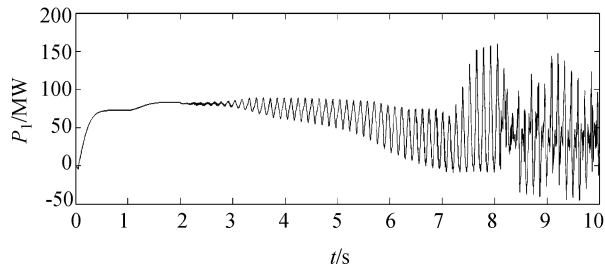


图 10 1[#]风电场输出功率

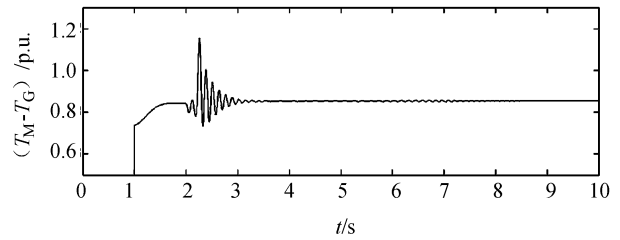
Fig.10 Active power of 1[#] wind farm

由图 10 可知,在系统发生扰动后,1[#]风电场由于发电机轴系扭振,导致发电机转速振荡,进而导致输出功率也出现振荡,且为发散状态,在 8 s 后系统失稳。

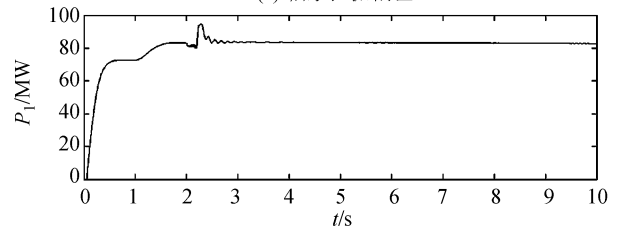
2) 加 SSDC

将 SSDC 加在图 5 所示的位置,轴系扭振偏差和 1[#]风电场输出功率在控制器加入后的时域仿真图如图 11 所示。

由图 11 可知,加入 SSDC 后振荡幅值迅速衰减,1[#]风电场输出功率最终稳定在 80 MW,由此可知,设计的 SSDC 可有效增大系统阻尼,能迅速抑制直流输电引起的风机轴系振荡。



(a) 轴系扭振偏差



(b) 1[#]风电场输出功率

图 11 有控制器时域仿真结果

Fig.11 Time domain simulation with SSDC

2.5 特征根分析

采用文献[18]中的改进矩阵束算法(improved matrix pencil,IMP)辨识次同步轴系扭振模态,从而得到加入 SSDC 前后系统的阻尼特性,辨识结果如表 4 所示。

表 4 IMP 辨识结果

Tab.4 Identified results by IMP

	f/Hz	衰减因子	阻尼比/%
无 SSDC	7.546 5	0.379 2	-7.997
有 SSDC	7.616 2	-3.350 9	6.985 2

由表 4 可知:没有加入 SSDC 时,系统的阻尼比为负,系统无法提供有效的阻尼以抑制轴系扭振,造成风机轴系振荡发散,最终造成系统失稳。加入 SSDC 后,阻尼比由负变正,且阻尼比较大,风机轴系扭振迅速衰减,这与图 9~11 的时域仿真结果相一致。

3 结论

大规模风电场经 HVDC 并网有可能引起风机轴系扭振现象,这主要是由于 HVDC 整流侧的电子设备的触发方式造成,与直流引起火电机组 SSO 机理相一致。

基于复转矩系数法设计 SSDC 加在直流主控制器上抑制风机轴系扭振,通过时域仿真结果和改进矩阵束算法验证了 SSDC 的有效性。系统加入 SSDC 后,系统阻尼比由负变正,轴系扭振迅速衰减,为大规模海上风电场经过 HVDC 送电提供了理论研究基础。后续将针对风火捆绑送电时,风机、汽轮机轴系相互影响做进一步研究。

参考文献:

[1] Leith D J. Appropriate realization of gain-scheduled con-

- trollers with application to wind turbine regulation[J]. International Journal of Control, 2007, 65(2): 223 - 248.
- [2] Wang Ningbo. Challenges and countermeasures of Jiuquan 10 million kilowatts of wind power base in Gansu[J]. Power System and Clean Energy, 2009, 25(7): 43 - 47. [汪宁渤. 甘肃酒泉千万千瓦风电基地面临的挑战及应对措施[J]. 电网与清洁能源, 2009, 25(7): 43 - 47.]
- [3] Holdsworth L, Jenkins N, Strbac G. Electrical stability of large, offshore, wind farm[C]//Proceedings of the Seventh International Conference on AC-DC Power Transmission, 2001. London: IET, 2001: 156 - 161.
- [4] Akhmatov V, Knudsen H, Bruntt M, et al. A dynamic stability limit of grid-connected induction generators[C]//Proceedings of IAESTED International Conference on Power and Energy Systems. Marbella, Spain: ACTA Press, 2000: 235 - 244.
- [5] Hen Shi, Zhu Ruike, Li Xingyuan, et al. Research on control strategy for interconnection of wind farms by VSC-MTDC[J]. Journal of Sichuan University: Engineering Science Edition, 2014, 46(2): 147 - 152. [陈实, 朱瑞可, 李兴源, 等. 基于 VSC-MTDC 的风电场并网控制策略研究[J]. 四川大学学报: 工程科学版, 2014, 46(2): 147 - 152.]
- [6] Zhao Rui, Li Xingyuan, Wang Yuhong, et al. Time-sharing and multi-target control for power system with multiple HVDC links[J]. Journal of Sichuan University: Engineering Science Edition, 2013, 45(5): 123 - 129. [赵睿, 李兴源, 王渝红, 等. 多直流落点系统分时多目标控制[J]. 四川大学学报: 工程科学版, 2013, 45(5): 123 - 129.]
- [7] Xiao Jun, Li Xingyuan, Zhang Yingmin, et al. Study on the commutation failure in multi-infeed HVDC system[J]. Journal of Sichuan University: Engineering Science Edition, 2014, 46(5): 139 - 147. [肖俊, 李兴源, 张英敏, 等. 多馈入直流系统换相失败分析[J]. 四川大学学报: 工程科学版, 2014, 46(5): 139 - 147.]
- [8] Tamura J, Yamazaki T, Takahashi R, et al. Analysis of transient stability of wind generators[C]//Proceedings of the 15th International Conference on Electrical Machines. Brugges, Belgium: ICEM, 2002: 5 - 8.
- [9] Mueeen S M, Mohd H A, Takahashi R, et al. Transient stability enhancement of wind generator by a new logical pitch controller[J]. IEEE Transactions on Power & Energy, 2006, 126(8): 742 - 752.
- [10] Salman S K, Teo A L J. Improvement of fault clearing time of wind farm using reactive power compensation[C]//Proceedings of 2001 IEEE Porto Power Tech Conference. Porto, Portugal: IEEE, 2001.
- [11] Salman S K, Teo A L J. Windmill modeling consideration and factors influencing the stability of a grid-connected wind power-based embedded generator[J]. IEEE Transactions on Power System, 2003, 18(2): 793 - 802.
- [12] Mueeen S M, Ali M H, Takahashi R, et al. Transient Stability Analysis of Wind Generator System with the Consideration of Multi-Mass Shaft Model[C]//Proceedings of International Conference on Power Electronics and Drives Systems, 2005 (PEDS 2005). Kuala Lumpur: IEEE, 2006: 511 - 516.
- [13] Yang Xiu, Wang Xitian, Chen Chen. Design of supplementalsubynchronous oscillation damping control based on H_{∞} roustcontrol theory of HVDC system[J]. Power System Technology, 2006, 30(9): 57 - 61. [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震荡阻尼控制设计[J]. 电网技术, 2006, 30(9): 57 - 61.]
- [14] Jiang Quanyuan, Cheng Shijie, Cao Yijia. Design of HVDC supplementary subsynchronous damping controller using genetic algorithms[J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(11): 87 - 91 [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[J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(11): 87 - 91.]
- [15] Kundur P. Power System Stability and Control[M]. New York: McGraw-hill, 1994.
- [16] 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.
- [17] Canany I M. A novel approach to the torsional interaction and electrical damping of the synchronous machine: part one-theory[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and System, 1982, 10(101): 3630 - 3638.
- [18] Li Kuan, Li Xingyuan, Zhao Rui. Detection of subsynchronous oscillation in HVDC transmission system based on improved matrix pencil method[J]. Power System Technology, 2012, 36(4): 128 - 132. [李宽, 李兴源, 赵睿. 基于改进矩阵束的高压直流次同步振荡检测[J]. 电网技术, 2012, 36(4): 128 - 132.]