

含可控串联电容换流器的交直流系统静态安全域刻画与分析

陈中^{1,2}, 陈晖^{1,2}, 朱政光^{1,2}, 朱英凯³

(1. 东南大学电气工程学院, 江苏南京 210096; 2. 江苏省智能电网技术与装备重点实验室, 江苏南京 210096;

3. 国网南京供电公司, 江苏南京 210019)

摘要:传统电网换相直流输电发生换相失败的概率较大,且需要大量的无功补偿,而基于强迫换相原理的可控串联电容换流器(CSCC)可解决该问题。从静态安全域的角度出发,给出了含CSCC直流输电的交直流系统静态安全域断面刻画方法及边界面演变分析。安全域的几何直观性能方便调度人员或规划人员综合考虑换流器无功需求、换相失败概率、阀电压峰值限值、可控电容及换流阀的投资成本等因素,在域内选取合适的运行点,并有利于提前采取适当的安全控制措施,最大限度地降低CSCC直流输电一旦发生换相失败造成的后果比常规直流输电更严重的可能性。

关键词:可控电容;直流输电;可控串联电容换流器;换相失败;阀电压峰值;静态安全域

中图分类号:TM 46;TM 721.1

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.10.014

0 引言

对于采用电网换相换流器LCC(Line Commutated Converter)的直流输电而言,其需要从交流系统吸收大量的无功功率,并需要大量的无功补偿设备,且无功功率不可独立控制。而且其发生换相失败的概率较大,运行时需要保证熄弧角留有较大的裕度^[1-2]。采用电容换相换流器CCC(Capacitor Commutated Converter)是解决该问题的有效方法,在LCC直流输电的换流变压器和换流桥之间串联电容器,串联电容能大幅减少换流器对交流系统的无功需求,增大实际熄弧角,大幅减少发生换相失败的可能性^[2-4]。当串联电容为可控电容时,其类似于晶闸管控制串联补偿TCSC(Thyristor Controlled Series Compensation)装置,此拓扑结构被称为可控串联电容换流器CSCC(Controlled Series Capacitor Converter)^[2,5],也可被称为柔性LCC直流输电^[6]。通过可控串补电容的等效阻抗参与协调控制,可独立调节CSCC直流输电与交流系统交换的无功功率的大小,从而实现类似于柔性直流输电对无功功率的控制^[6-7]。此外CSCC直流系统能有效增加多馈入系统的短路比,适用于弱交流系统^[8]。

但是,当CSCC直流输电一旦发生换相失败,串联电容会单方向持续充电至过电压,电容电压的不可控性会导致换流器换相面积的减小,换相失败后

的恢复控制策略很有可能不起作用,换流器难以恢复,甚至发生连锁性换相失败^[9-10];当发生不对称故障时,串补电容上的电压会失去平衡,也会加大发生换相失败的可能性;此外,阀电压峰值限制是困扰系统设计和运行的主要因素^[1,7]。因此,CSCC在运行时需要保证有足够的安全裕度。文献[1]通过仿真对比了LCC直流输电和CCC直流输电在故障情况下的换相过程和恢复过程,并分析了阀电压峰值的稳态特性。文献[3]通过稳态特性和故障分析,指出了补偿度的增加有利于防止换相失败。文献[4]通过仿真分析了柔性LCC直流输电在抑制换相失败上的优势。文献[7]指出了CSCC直流输电在阀电压峰值限制上的劣势。文献[9]分析了CCC直流输电防止换相失败的机理。文献[11]给出了补偿度与实际熄弧角和阀电压峰值之间的关系。但上述研究未从全局角度分析在当前运行点下,换相失败概率、阀电压峰值、投资成本和其他设备限值等对系统设计和运行安全性的影响程度。

本文从静态安全域的角度切入,静态安全域能给出系统稳态安全裕度的图形化表征,所谓静态安全域即指一组满足潮流方程和系统各电气量运行约束的发电机有功出力、机端电压幅值、负荷功率、直流系统控制量的集合^[12-13]。本文对含CSCC直流的交直流混联电网的静态安全域断面进行刻画与分析,使安全域内运行点的选取能最大限度地降低运行风险和投资成本。

1 CSCC模型

CSCC拓扑结构的简化模型如图1所示,基于传统LCC直流输电的拓扑结构,在换流变压器和阀组之间串联可控电容。

可控电容的单相电路如图2所示,图中 C_1 为电容, L_1 为电感, V_{T1} 、 V_{T2} 为晶闸管。实际应用中需要

收稿日期:2017-08-08;修回日期:2018-07-07

基金项目:国家重点研发计划项目(2016YFB0900602);国家自然科学基金资助项目(51277029);江苏省智能电网技术与装备重点实验室课题

Project supported by the National Key Research and Development Program of China (2016YFB0900602), the National Natural Science Foundation of China (51277029) and the Program of Jiangsu Key Laboratory of Intelligent Power Grid Technology and Equipment

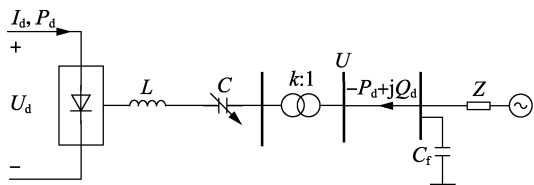


图 1 CSCC 拓扑结构的简化模型

Fig.1 Simplified model of CSCC topology

将多个 TCSC 模块串联起来组成一个具有特定容量的装置。TCSC 通过控制触发脉冲改变晶闸管的触发角,继而改变由其控制的电感支路中电流的大小,连续改变总的等效电抗。可控电容等效容抗可独立调节。

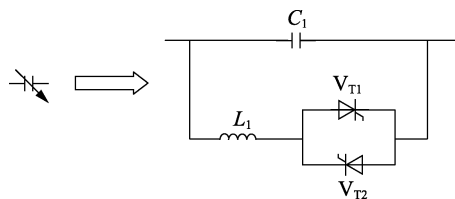


图 2 串联可控电容的单相电路

Fig.2 Single-phase circuit of controlled series capacitor

CSCC 直流系统的稳态模型可由式(1)~(11)描述^[1,11,14-16]。

$$A + \frac{kU \cos \alpha}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} + \frac{I_d}{2} = 0 \quad (1)$$

$$A \cos(K\mu) + B \sin(K\mu) + \frac{kU \cos(\alpha + \mu)}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} = \frac{I_d}{2} \quad (2)$$

$$B = \frac{1}{2KX_L} \left(\frac{2\pi I_d X_C}{3} - \Delta U_1 \right) + \frac{kU K \sin \alpha}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} \quad (3)$$

$$-A \sin(K\mu) + B \cos(K\mu) - \frac{kU K \sin(\alpha + \mu)}{\sqrt{2}(K^2 - 1)X_L} -$$

$$\frac{1}{2KX_L} \left(\frac{2\pi I_d X_C}{3} - \Delta U_2 \right) = 0 \quad (4)$$

$$\Delta U_1 + \Delta U_2 = \mu I_d X_C \quad (5)$$

$$U_d = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} kU \frac{\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)}{2} - \left(1 - \frac{3\mu}{4\pi} \right) (\Delta U_1 - \Delta U_2) \quad (6)$$

$$\alpha + \mu + \gamma_{app} = \pi \quad (7)$$

$$\sqrt{2} kU \sin(\alpha + \mu + \gamma_{real}) + I_d X_C \left(\frac{2\pi}{3} - \gamma_{real} \right) - \Delta U_2 = 0 \quad (8)$$

$$P_d = U_d I_d \quad (9)$$

$$\cos \varphi + \frac{\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)}{2} = 0 \quad (10)$$

$$K = \frac{X_C}{X_L} = \frac{1}{\omega^2 LC} = \frac{\omega_0^2}{\omega^2} \quad (11)$$

其中, U 为交流母线电压平均值; k 为变压器变比; α 为触发角; μ 为换相角; X_L 和 X_C 分别为换相电感和串联电容的电抗值; I_d 、 U_d 和 P_d 分别为直流电流、直流电压和直流输送功率; ΔU_1 和 ΔU_2 分别为换相过程中退出导通相和投入导通相串联的电抗上的电压变化量(达到稳态时为恒定值); γ_{app} 和 γ_{real} 分别为视在熄弧角和实际熄弧角; φ 为功率因数角; K 为串联电容补偿度; $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$ 为谐振角频率; ω 为基波角频率; C 和 L 分别为可控电容和换相电感; A 和 B 为中间变量。

视在熄弧角指换相结束到换流变压器阀侧电压过零点之间的电角度,实际熄弧角指换相结束到换相电压过零点之间的电角度。换相电压为换流变压器阀侧电压和可控电容电压之和,可控电容上的附加电压可使换相电压相位滞后于换流变压器阀侧电压相位,使得实际熄弧角大于视在熄弧角^[11]。而系统换相失败对应的最小熄弧角限制由实际熄弧角决定,在忽略换相角的情况下,换流器与交流系统交换的无功功率由视在熄弧角决定。因此,CSCC 直流输电运行时逆变侧换流站可采用定视在熄弧角控制。通过控制可控电容容抗的大小,在保证实际熄弧角具有一定裕度的前提下,视在熄弧角可为较小值或负值,故可改变换流站与交流系统交换的无功功率,必要时 CSCC 直流输电可向交流系统提供无功支撑^[6-8]。而直流电压的大小可由换流变压器抽头和视在熄弧角协调控制。

串补电容使得阀电压峰值增大,通常要求换流阀承受的最大电压不超过 LCC 直流系统中最大阀电压的 1.1 倍,并尽可能降低换流阀的投资成本,故阀电压峰值需满足如下的限值^[1,7]:

$$\sqrt{2} kU \sin \left(\frac{\pi}{3} + \gamma_{app} \right) + \frac{\pi I_d X_C}{3} + \Delta U_2 \leq U_{Vmax} \quad (12)$$

$$\sqrt{2} kU \sin \left(\frac{\pi}{3} + \gamma_{app} + \mu \right) + \frac{\pi I_d X_C}{3} - 2\Delta U_1 \leq U_{Vmax} \quad (13)$$

其中, U_{Vmax} 为允许的最大阀电压峰值。

2 交直流系统静态安全域刻画

为了使 CSCC 直流输电的参数设计、稳态运行和预防控制更加具有几何可视性,下文将从静态安全域的角度分析其运行安全性和投资经济性。

2.1 交直流系统静态安全域模型

交直流混联电网的静态安全域 Ω_0 可表示为交流系统的各控制量、负荷的有功功率及无功功率、直流系统的各控制量组成的集合,即可表示为:

$$\Omega_0 = \{ (A, D) | f(x) = 0, g(x) \leq 0 \} \quad (14)$$

其中, A 为与交流系统有关的各变量,包括发电机的有功出力、电压幅值的励磁参数给定以及负荷的有

功率和无功率; $\mathbf{D}$ 为直流输电的各控制量,如 CSCC 直流系统的直流电流、视在熄弧角、可控电容容抗和换流变压器抽头等; $\mathbf{x}$ 为全系统的各电气量; $\mathbf{f}$ 为交直流潮流方程组; $\mathbf{g}$ 为全系统各电气量应满足的设备约束限值,包括节点电压幅值、支路相角差、平衡机有功和无功出力、点火角、实际熄弧角、直流电流、直流电压、阀电压峰值、可控电容容抗、变压器分接头等在内的各电气量所对应的约束构成的方程组。

记 $\mathbf{d}_1$ 、 $\mathbf{d}_2$ 分别为直流系统的控制量、状态量, $\mathbf{P}_G$ 、 $\mathbf{U}_G$ 分别为发电机的有功出力及电压幅值励磁设定值, $\mathbf{P}_L$ 、 $\mathbf{Q}_L$ 、 $\mathbf{U}_L$ 分别为负荷的有功功率、无功功率和电压幅值, $\boldsymbol{\theta}$ 为节点电压相角, 则交直流系统的基本潮流方程可表示为:

$$\begin{cases} \mathbf{d}_2 = \mathbf{f}_1(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1) \\ \mathbf{P}_G = \mathbf{f}_2(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1, \mathbf{d}_2) = \\ \quad \mathbf{f}_2(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1, \mathbf{f}_1(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1)) \\ \mathbf{P}_L = \mathbf{f}_3(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1, \mathbf{d}_2) = \\ \quad \mathbf{f}_3(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1, \mathbf{f}_1(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1)) \\ \mathbf{Q}_L = \mathbf{f}_4(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1, \mathbf{d}_2) = \\ \quad \mathbf{f}_4(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1, \mathbf{f}_1(\mathbf{U}_G, \mathbf{U}_L, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{d}_1)) \end{cases} \quad (15)$$

其中, $\mathbf{f}_1$ — $\mathbf{f}_4$ 为非线性方程组。将 $\mathbf{d}_2$ 、 $\mathbf{U}_L$ 和 $\boldsymbol{\theta}$ 作为因变量, 可将方程组式 (15) 表示为:

$$\begin{cases} \mathbf{d}_2 = \mathbf{g}_1(\mathbf{P}_G, \mathbf{U}_G, \mathbf{P}_L, \mathbf{Q}_L, \mathbf{d}_1) \\ \mathbf{U}_L = \mathbf{g}_2(\mathbf{P}_G, \mathbf{U}_G, \mathbf{P}_L, \mathbf{Q}_L, \mathbf{d}_1) \\ \boldsymbol{\theta} = \mathbf{g}_3(\mathbf{P}_G, \mathbf{U}_G, \mathbf{P}_L, \mathbf{Q}_L, \mathbf{d}_1) \end{cases} \quad (16)$$

将相角 $\boldsymbol{\theta}$ 转化为支路相角差, 并计及 $\mathbf{d}_2$ 、 $\mathbf{U}_L$ 和 $\boldsymbol{\theta}$ 约束的上下限, 则式 (16) 中的因变量应满足:

$$\begin{cases} \mathbf{d}_2^{\min} \leq \mathbf{g}_1(\mathbf{P}_G, \mathbf{U}_G, \mathbf{P}_L, \mathbf{Q}_L, \mathbf{d}_1) \leq \mathbf{d}_2^{\max} \\ \mathbf{U}_L^{\min} \leq \mathbf{g}_2(\mathbf{P}_G, \mathbf{U}_G, \mathbf{P}_L, \mathbf{Q}_L, \mathbf{d}_1) \leq \mathbf{U}_L^{\max} \\ \Delta \boldsymbol{\theta}^{\min} \leq \mathbf{A}_1^T \boldsymbol{\theta} = \mathbf{A}_1^T \mathbf{g}_3(\mathbf{P}_G, \mathbf{U}_G, \mathbf{P}_L, \mathbf{Q}_L, \mathbf{d}_1) \leq \Delta \boldsymbol{\theta}^{\max} \end{cases} \quad (17)$$

其中, $\mathbf{d}_2^{\max}$ 、 $\mathbf{d}_2^{\min}$ 、 $\mathbf{U}_L^{\max}$ 、 $\mathbf{U}_L^{\min}$ 、 $\Delta \boldsymbol{\theta}^{\max}$ 和 $\Delta \boldsymbol{\theta}^{\min}$ 分别为直流系统状态量上限集、直流系统状态量下限集、PQ 节点电压幅值上限集、PQ 节点电压幅值下限集、支路相角差上限集、支路相角差下限集; $\mathbf{A}_1^T$ 为节点关联矩阵。再计及系统控制量和平衡节点约束的上下限, 那么该约束集就可以转换为式 (14) 中的不等式集 $\mathbf{g}(\mathbf{x}) \leq 0$ 。

将式 (17) 中的不等号转换为等号, 则可得到一组高维曲面方程, 再计及控制量自身和平衡节点的线性约束对应的线性超平面, 则这些边界面构成相应的交直流系统静态安全域。因此, 静态安全域 Ω_0 是一个欧氏空间内由多个高维曲面围成的高维非线性几何体, 集合中各变量 (即 $\mathbf{A}$ 和 $\mathbf{D}$) 对应空间中的各维度。每一个约束条件对应一个边界面, 其中只有部分边界面参与构成静态安全域的几何体, 称之为有效边界面, 即静态安全域为由有效边界面构成的几何体^[17]。当网络拓扑和约束限值不变时, 静态安全域唯一确定。若运行点靠近几何体中心并且与各边界面的距离均较大时, 则该运行点的控制量具有较大的可调度范围, 负荷具有较大的允许波动范围, 系统安全性程度更高^[18-19]。

2.2 交直流系统静态安全域断面刻画

为了使安全域更具有直观性, 方便设计人员分析或调度人员判断, 可对安全域进行降维处理。二维断面上的静态安全域边界的描绘可转换为以下的非线性优化问题。例如二维断面选取为 CSCC 直流电流和视在熄弧角, 优化求解中约束变量依然为相应的潮流等式约束、设备限值不等式约束, 直流电流控制量按给定步长在一定区间内逐步增大, 目标函数为视在熄弧角的最大值和最小值, 即求解式 (18) 所示的优化问题。将各直流电流及其所对应的视在熄弧角最大值和最小值构成的坐标逐点相连构成静态安全域的边界。

$$\begin{aligned} & \begin{cases} \lambda_1 = \min \gamma_{\text{app}} \\ \lambda_2 = \max \gamma_{\text{app}} \end{cases} \\ & \text{s.t.} \quad \begin{cases} \mathbf{f}(\mathbf{x}) = 0 \\ \mathbf{g}(\mathbf{x}) \leq 0 \\ (\mathbf{A}, \mathbf{D}) = (\mathbf{A}_0, \mathbf{D}_0) \quad (I_d, \gamma_{\text{app}}) \notin (\mathbf{A}, \mathbf{D}) \\ I_d = I_{d\min} + m \Delta I_d \quad m = 0, 1, 2, \dots \end{cases} \end{aligned} \quad (18)$$

其中, $\mathbf{A}_0$ 和 $\mathbf{D}_0$ 分别为静态安全域维度中各交流电气量和直流控制量的设定值; $I_{d\min}$ 为二维断面横坐标对应的直流电流的左边界; ΔI_d 为步长; (I_d, λ_1) 和 (I_d, λ_2) 为所求的边界点。

在左边界和右边界附近, 可通过减小步长提高图形精度; 通过下文的算例分析可知, 由于边界线有较好的线性特性, 在其余处可适当增大步长, 提高计算速度。

2.3 边界线对应约束条件筛查

在求得所需要的静态安全域二维断面之后, 需要得知边界线所对应的约束条件, 从而判断当前运行点可能存在的越限风险 (即何种约束限值会对系统安全性构成较大威胁); 可改善相应的设备限值, 提高运行裕度; 可调节系统控制量, 平移断面, 直至边界线所对应的约束条件发生改变, 从而避开难以改善的约束条件。

在二维断面静态安全域的边界线上, 运行点满足相应的等式约束集 $\mathbf{f}$ 和不等式约束集 $\mathbf{g}$, 同时, 该边界线所对应的不等式约束转化为等式约束。记 $\mathbf{x}_1$ 和 $\mathbf{x}_2$ 分别为静态安全域二维断面 Ω_1 的 2 个维度所对应的电气量, 设构成该安全域的边界线包括实际熄弧角下限所对应的边界线, 则该边界线 ω_k 可表示为:

$$\omega_k = \{ (\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2) \in \Omega_1 \mid \gamma_{\text{real}} = \gamma_{\text{real}}^{\min} \} \quad (19)$$

静态安全域断面由部分约束条件所对应的边界线构成,当式(19)为空值时,则该约束条件不作为静态安全域断面的边界线。边界线对应约束条件的筛查可通过式(20)计算得到。

$$d_k = \min \| (x_1, x_2) - (x_{10}, x_{20}) \| \quad (x_1, x_2) \in \omega_k$$

$$\text{s.t.} \quad \begin{cases} f(x) = 0 \\ g(x) \leq 0 \\ (A, D) = (A_0, D_0), (x_1, x_2) \notin (A, D) \\ \text{边界面 } \omega_k \text{ 对应的等式约束} \end{cases} \quad (20)$$

其中, (x_{10}, x_{20}) 为断面下的当前运行点; d_k 为当前运行点与第 k 个约束条件对应边界面在当前断面下的边界线的最短距离。当优化不存在解时,则该约束条件不作为静态安全域断面的边界线。距离可近似表征各约束条件对当前运行点安全性的威胁程度,由于各维度量纲不一致,本文只取边界线所对应约束条件的筛查结果。

3 算例分析

本文采用如附录中图 A1 所示的 Kunder 2 区 4 机系统作为算例^[20],为简化分析,将联络线改造为单极直流输电线路(额定容量为 1 200 MV·A,额定直流电压为 400 kV);为了保证有相匹配的直流输送容量,将原算例中的发电机出力和负荷提高至原来的 1.5 倍,其余参数保持不变。整流侧采用定直流电流控制,逆变侧采用定视在熄弧角控制。直流系统部分参数和系统部分约束限值分别如附录中表 A1 和表 A2 所示,表 A2 中除角度之外的数值均为标么值(交流系统基准电压为 230 kV,交流系统基准容量为 100 MV·A,直流系统的直流电压和容量基准值为额定值),下文同。

3.1 CSCC 直流输电与 LCC 直流输电的静态安全域比较

联络线分别采用 LCC 直流和 CSCC 直流的系统静态安全域断面如图 3 所示。CSCC 直流系统中设置电容容抗为 0.4 p.u., LCC 直流系统中参数和约束条件保持不变。由边界线对应的约束条件筛查可知,联络线采用 LCC 直流的安全域上边界对应的约束条件为点火角上限或整流侧无功补偿容量上限,下边界对应的为熄弧角下限;联络线采用 CSCC 直

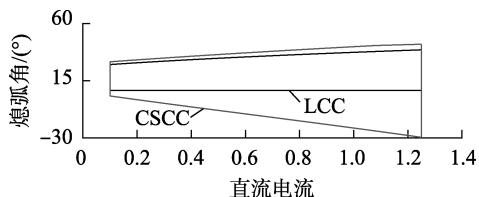


图3 CSCC 直流系统与 LCC 直流系统的静态安全域比较

Fig.3 Comparison of steady-state security region between CSCC-HVDC system and LCC-HVDC system

流的安全域上边界对应的约束条件为点火角上限和母线 7 电压下限,下边界对应的为实际熄弧角下限。

由图 3 可以看出,由于串补电容对换相电压的影响,CSCC 直流的实际熄弧角明显大于 LCC 直流,而且随着直流电流的增加,视在熄弧角允许的调节范围增大,这在故障情况下是有利的,减小了换相失败发生的概率。因此在参数和约束限值相同的前提下,CSCC 直流系统相较于 LCC 直流系统有更大的直流控制量调节范围。

将逆变侧母线 9 处的负荷有功功率和无功功率作为维度,可得到如图 4 所示的负荷允许波动范围。可见,当无功补偿装置容量大于负荷消耗的无功时,两者的静态安全域下边界无区别;当负荷消耗的无功大于无功补偿装置容量时,安全域上边界均对应母线 9 电压下限,由于 CSCC 直流能提供无功支撑,因此其上边界明显上移,其换流母线处的负荷具有更大的容许波动范围。

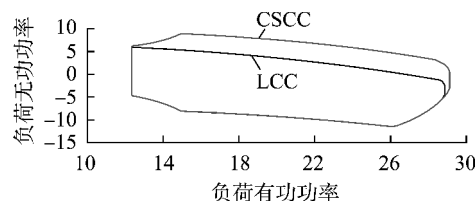
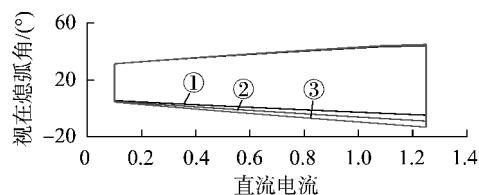


图4 负荷可波动范围比较

Fig.4 Comparison of fluctuation range of load

3.2 不同补偿度对静态安全域的影响

调节可控电容的补偿度(补偿度定义为式(11)),可得到不同补偿度下直流控制量的调节范围如图 5 所示。可见,随着补偿度的增大(即电容值的减小),视在熄弧角的控制范围随之扩大,若运行点保持不变可减少换相失败概率。因此在实际运行中,为了使熄弧角有足够的安全裕度,可控电容设定值须与直流输送功率相配合,在安全域内确定合适的运行点。



① 补偿度为 0.6, ② 补偿度为 0.9, ③ 补偿度为 1.2

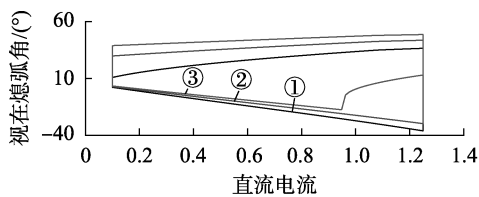
图5 不同补偿度对 CSCC 直流系统静态安全域的影响

Fig.5 Influence of different compensation degrees on steady-state security region of CSCC-HVDC system

3.3 不同变压器变比对静态安全域的影响

当电容容抗保持 0.4 p.u. 不变时,采用有载调压变压器,确保正常情况下直流系统有合适的运行参数及故障情况下有足够的调节范围,调节变压器分接头。当换流变压器网侧与阀侧变比分别为 1:1.3、

1:1.5 和 1:1.7 时的静态安全域如图 6 所示。可见,随着变压器变比的增大,实际熄弧角对应的下边界上移,当变压器变比为 1:1.7 时,安全域右下方的边界上移,此时该边界转化为点火角下限和实际熄弧角下限所对应边界的交界面,因此变压器变比的增大会增加换相失败和点火脉冲无法开通阀的风险;而随着变比的增大,点火角上限或整流侧无功需求上限所对应的边界线下移,对整流侧无功补偿要求降低。因此在实际运行或设计中,需要在最小点火角限制、换相失败概率、整流侧无功补偿容量限制之间折中,从而选择合适的换流变压器变比。



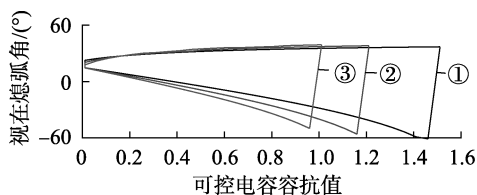
① 换流变压器变比为 1:1.3, ② 换流变压器变比为 1:1.5
③ 换流变压器变比为 1:1.7

图 6 不同变压器变比对 CSCC 直流系统静态安全域的影响

Fig.6 Influence of different transformer ratios on steady-state security region of CSCC-HVDC system

3.4 不同直流电流对静态安全域的影响

换流变压器变比保持 1:1.5 不变,将可控电容容抗值和视在熄弧角作为维度,可得到不同直流电流下静态安全域边界如图 7 所示。可见,一方面随着直流电流的增加,视在熄弧角运行裕度增大,在运行点保持不变时换相失败概率降低,与传统 LCC 直流输电特性相反,这与上述分析一致;另一方面,受阀电压峰值(或换流阀投资成本)的限制,可控电容容抗取值范围减小。在实际设计或运行中,增大电容容抗能减小换流器的无功需求,减小换相失败发生的概率,但会明显增加阀电压峰值,潜在增加换流阀的投资成本,对电容投资成本也有更高的要求^[21-22],故需要在域内综合考虑经济性和安全性以确定合适的运行点。



① 直流电流为 0.9 p.u., ② 直流电流为 1 p.u., ③ 直流电流为 1.1 p.u.

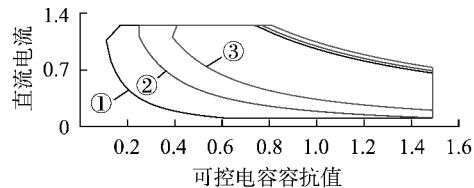
图 7 不同直流电流对 CSCC 直流系统静态安全域的影响

Fig.7 Influence of different DC currents on steady-state security region of CSCC-HVDC system

3.5 不同视在熄弧角对静态安全域的影响

换流变压器变比保持 1:1.5 不变,将可控电容容抗值和直流电流作为维度,可得到不同视在熄弧角下静态安全域边界如图 8 所示。可见,静态安全

域的上、下边界对应的约束条件为直流电流上、下限,右上方边界对应的为阀电压峰值上限,左下方边界对应的为实际熄弧角下限。因此提高视在熄弧角能增大可控电容的调整范围,但对换流站的无功补偿要求更高。当实际设计或运行时,域内运行点的选取需要在换流站的无功需求、换相失败概率、阀电压峰值限值及换流阀投资成本之间折中。



① 视在熄弧角为 10°, ② 视在熄弧角为 0°, ③ 视在熄弧角为 -10°

图 8 不同视在熄弧角对 CSCC 直流系统静态安全域的影响

Fig.8 Influence of different apparent extinction angles on steady-state security region of CSCC-HVDC system

综合以上分析,设计人员可根据安全域边界与参数之间的演变规律,合理设计 CSCC 直流系统,保证系统拥有足够的安全裕度和较小的投资成本;调度人员可根据当前运行点的位置判断,采取一定的协调安全控制手段,调节可控电容、直流电流、视在熄弧角、换流变压器抽头等控制量,即“拉动”运行点,提高系统的运行安全裕度,在稳态下提前预防,降低故障下换相失败的可能性。

4 结论

本文以静态安全域的形式,给出了 CSCC 直流输电运行安全裕度的图形化表征。系统调度人员或设计人员可在换相失败概率、阀电压峰值限值、可控电容和换流阀及无功补偿的成本等因素之间综合考虑,在域内给出合适的稳态运行点,得到的具体结论如下。

a. 由于串联电容的作用,相比于 LCC 直流输电, CSCC 直流输电静态安全域中熄弧角可控范围更大,母线处负荷无功功率具有更大的容许波动范围;增大补偿度能显著提高熄弧角可控下限;增大换流变压器变比会增加换相失败概率,减少整流侧无功补偿需求;增大直流电流能提高熄弧角的控制范围,并降低换相失败的概率,但须避免阀电压峰值越限;减小视在熄弧角能减小换流器的无功需求,但静态安全域明显缩小,运行时需留有足够的安全裕度。

b. 当 CSCC 直流运行点靠近安全域边界时,即安全裕度降低,此时可控电容、直流电流、视在熄弧角、变压器分接头等控制量可参与协调安全预防控制,将运行点“拉动”靠近各个安全域断面的几何中心或指定运行点,从而降低故障下母线电压大幅跌落发生换相失败的可能性。

本文对于“拉动”的研究是从定性角度出发,

“拉动”过程从定性判断到定量分析和计算、最优的“拉动”控制策略、计及多指标的运行点优化选取等将是下一步的研究重点。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 杨汾艳,徐政. 直流系统采用电容换相换流器技术的特性研究[J]. 中国电机工程学报,2008,28(7):91-96.
YANG Fenyan,XU Zheng. Study on capacitor commutated converter applied in HVDC projects[J]. Proceeding of the CSEE,2008,28(7):91-96.
- [2] SOOD V K. 高压直流输电与柔性交流输电控制装置:静止换流器在电力系统中的应用[M]. 徐政,译. 北京:机械工业出版社,2006:68-83.
- [3] 李思思,贺兴容,明志强,等. 电容换相换流器在预防高压直流换相失败上的特性研究[J]. 电力系统保护与控制,2011,39(18):88-92,133.
LI Sisi,HE Xingrong,MING Zhiqiang,et al. Characteristics of capacitor commutated converter in the prevention of HVDC in commutation failure[J]. Power System Protection and Control,2011,39(18):88-92,133.
- [4] XUE Ying,ZHANG Xiaoping,YANG Conghuan. Elimination of commutation failures of LCC HVDC system with controllable capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2016,31(4):3289-3299.
- [5] 韩民晓,文俊,徐永海. 高压直流输电原理与运行[M]. 北京:机械工业出版社,2009:215-220.
- [6] XUE Ying,ZHANG Xiaoping. Reactive power and AC voltage control of LCC HVDC system with controllable capacitors[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2017,32(1):753-764.
- [7] 谷腾飞. 基于可控电容换相换流器的 HVDC 系统运行特性的研究[D]. 北京:华北电力大学,2015.
GU Tengfei. Study on operation characteristics of HVDC system with controlled series capacitor converters [D]. Beijing: North China Electric Power University,2015.
- [8] 张一驰. 可控电容换相直流输电建模仿真及控制策略研究[D]. 北京:中国电力科学研究院,2014.
ZHANG Yichi. Research on the modeling,simulation and control strategy of CSCC-HVDC systems[D]. Beijing:China Electric Power Research Institute,2014.
- [9] 任震,何畅伟,高明振. HVDC 系统电容换相换流器特性分析(Ⅰ):机理与特性[J]. 中国电机工程学报,1999,19(3):56-59.
REN Zhen,HE Changwei,GAO Minzhen. Characteristic analysis of capacitor commutated converter in HVDC system(Ⅰ):mechanism characteristic[J]. Proceedings of the CSEE,1999,19(3):56-59.
- [10] GOLE A,MEISINGSET M. Capacitor commutated converters for long-cable HVDC transmission[J]. Power Engineering Journal,2002,16(3):129-134.
- [11] 刘晓霞,文俊,李亚男,等. 电容换相换流器串联电容补偿度优化研究[J]. 电网技术,2015,39(5):1268-1274.
LIU Xiaoxia,WEN Jun,LI Yanan,et al. Optimization of series capacitor compensation degree of capacitor commutated converter[J]. Power System Technology,2015,39(5):1268-1274.
- [12] 余贻鑫. 电力系统安全域方法研究述评[J]. 天津大学学报,2008,41(6):635-646.
YU Yixin. Review of study on methodology of security regions of power system [J]. Journal of Tianjin University,2008,41(6):635-646.
- [13] WU F F. Steady-state security regions of power systems[J]. IEEE Transactions on Circuits and Systems,1982,29(11):703-711.
- [14] MEISINGSET M. Application of capacitor commutated converters in multi-infeed HVDC-schemes[D]. Manitoba,Canada:University of Manitoba,2000.
- [15] MEISINGSET M,GOLE A M. A comparison of conventional and capacitor commutated converters based on steady-state and dynamic considerations[C]//Seventh International Conference on AC and DC Power Transmission. London,UK:IET,2001:49-54.
- [16] YANG Fenyan,CHANG Yong. Study on capacitor commutated converter applied in HVDC projects[C]//2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting. Tampa,FL,USA:IEEE,2007:1-5.
- [17] CHEN Sijie,CHEN Qixin,XIA Qing,et al. Active boundary identifying technique for steady-state security distance assessment[C]//2013 IEEE Power & Energy Society General Meeting. Vancouver,BC,Canada:IEEE,2013:1-5.
- [18] 陈思捷,陈启鑫,夏清. 静态安全距离:概念、模型和意义[J]. 中国电机工程学报,2015,35(3):600-608.
CHEN Sijie,CHEN Qixin,XIA Qing. Steady-state security distance:concept,model and meaning[J]. Proceedings of the CSEE,2015,35(3):600-608.
- [19] 肖峻,苏步芸,李鑫,等. 网络的安全域方法及与抗毁性的对比验证[J]. 复杂系统与复杂性科学,2016,13(4):41-50.
XIAO Jun,SU Buyun,LI Xin,et al. Secure region of network and comparison with invulnerability[J]. Complex System and Complexity Science,2016,13(4):41-50.
- [20] KUNDER P. 电力系统稳定与控制[M]. 本书翻译组,译. 北京:中国电力出版社,2001:548-549.
- [21] 王丽颖. CCC 与 LCC 换流器的比较研究[C]//中国高等学校电力系统及其自动化专业第二十四届学术年会. 北京:[s.n.],2008:611-615.
WANG Liying. A comparative study of CCC and LCC converters [C]//The Twenty-fourth Annual Academic Conference of Power System and Automation in Chinese Universities. Beijing,China:[s.n.],2008:611-615.
- [22] 任震,高明振,何畅伟. HVDC 系统电容换相换流器特性分析(Ⅱ):无功功率特性[J]. 中国电机工程学报,1999,19(4):5-9.
REN Zhen,GAO Mingzhen,HE Changwei. Characteristic analysis of capacitor commutated converter in HVDC system(Ⅱ):reactive power characteristic[J]. Proceedings of the CSEE,1999,19(4):5-9.

作者简介:



陈 中

陈 中(1975—),男,江苏南京人,研究员,博士,主要研究方向为电力系统稳定与控制、主动配电网(**E-mail**:zhongchen@seu.edu.cn);

陈 晖(1993—),男,福建三明人,硕士研究生,通信作者,主要研究方向为电力系统分析与控制、高压直流输电(**E-mail**:

220152138@seu.edu.cn);

朱政光(1995—),男,江苏泗阳人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统分析与控制、高压直流输电(**E-mail**:18705157456@163.com)。

Description and analysis of steady-state security region of AC/DC system with controlled series capacitor converter

CHEN Zhong^{1,2}, CHEN Hui^{1,2}, ZHU Zhengguang^{1,2}, ZHU Yingkai³

(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China; 2. Jiangsu Key Laboratory of Intelligent Power Grid Technology and Equipment, Nanjing 210096, China; 3. State Grid Nanjing Power Supply Company, Nanjing 210019, China)

Abstract: The traditional HVDC (High Voltage Direct Current) transmission suffers from a high risk of commutation failure and requires considerable reactive power compensation. These problems can be solved by the CSCC (Controlled Series Capacitor Converter) based on forced commutation principle. From the perspective of steady-state security region, the cross-section description method of steady-state security region and the analysis of boundary surface evolution of the AC/DC system for CSCC-HVDC are presented. The geometric intuitive performance of the security region can facilitate the system operator and planner to consider the factors including the reactive power demand of converter, commutation failure probability, peak limit of valve voltage, investment cost of controllable capacitor and converter valve, and select the appropriate operating point in this region. The security region can also contribute to adopting appropriate security control actions in advance to minimize the possibility of commutation failure for CSCC-HVDC, the occurrence of which may be more severe than conventional LCC-HVDC (Line Commutated Converter based HVDC).

Key words: controlled capacitor; DC power transmission; controlled series capacitor converter; commutation failure; valve voltage peak; steady-state security region

(上接第 65 页 continued from page 65)

Switching-off overvoltage of offshore wind farm considering reignition characteristics of vacuum circuit breaker

GUO Yaxun^{1,2}, LIU Gang¹, JIANG Xiaofeng¹, CHEN Jianning¹, XIN Yanli¹, ZHENG Ming³

(1. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China;

2. Xingtai Power Supply Branch, State Grid Hebei Electric Power Supply Co., Ltd., Xingtai 054000, China;

3. Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Energy Engineering Group, Guangzhou 510663, China)

Abstract: In order to study the influences of the vacuum circuit breakers' operation on the characteristics of high frequency transient overvoltage in the high-voltage side of generator terminal transformer in the offshore wind farm, a simplified experimental platform for the medium voltage cable electrical collector test system is established. The reignition model of vacuum circuit breaker, the high-frequency model of transformer and the frequency dependent model of metal Zinc Oxide arrester are established according to the experimental results. Based on the self-defined high-frequency model, the medium voltage collection system of offshore wind farm is set up using the PSCAD/EMTDC simulation software. The influences of normal switching-off and fault tripping of the circuit breakers on the amplitude and steepness of the transient overvoltage and the total number of reignitions are studied. An overvoltage protection device is proposed, which adds a choke coil in series and a small capacitor in parallel at the joint of the tower bottom vacuum circuit breaker and the 80 m cable. Simulative results show that the overvoltage and the total number of reignitions caused by the fault tripping of vacuum circuit breakers located at the bottom of a tower are the most serious, and the maximum overvoltage amplitude is 2.95 p.u., the maximum steepness is 268.67 kV/ μ s and the total number of reignitions is up to 161. The amplitude and steepness of the transient overvoltage and the total number of reignitions are significantly suppressed with the installation of the overvoltage protection device.

Key words: offshore wind farm; vacuum circuit breakers; reignition characteristics; high-frequency transient overvoltage; switching-off overvoltage; choke coils; models

附 录

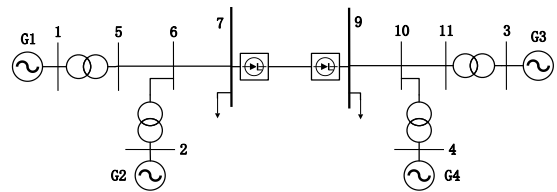


图 A1 联络线采用 CSCC 直流的交直流系统

Fig. A1 AC / DC system with CSCC-HVDC tie line

表 A1 直流系统部分参数

Table A1 Partial parameters of DC system

两端换相电抗	2.5H
直流电阻	40.05Ω
整流侧换流变压器变比	230kV/460kV
逆变侧换流变压器变比	230kV/345kV
换流变压器额定容量	1500MVA
直流电压额定值	400kV
直流电流额定值	3kA
直流功率额定值	1200MW

表 A2 部分约束条件上、下限

Table A2 Upper and lower bounds of partial constraints

电气量	上限	下限
可控电容容抗	1.5	0.05
实际熄弧角	90°	7°
阀电压峰值	3.0	0
母线电压	1.1	0.9
交流线路相角差	20°	-20°
直流电压	1.15	0.6
直流电流	1.25	0.1