

DOI: 10.7667/PSPC160518

交流/混合多端直流混联系统最临近静态电压失稳点的求取

徐晓晨, 胡林献

(哈尔滨工业大学电气工程及自动化学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 为了分析电流源换流器(CSC)和电压源换流器(VSC)结合而成的交流/混合多端直流混联系统的静态电压稳定性, 给出了一种寻找最临近电压失稳点的方法。采用改进连续潮流法, 从系统初始运行点出发, 计及联结变压器电压比的调节和换流器控制方式的转变, 根据最短路径原理不断修正负荷增长方向, 并且采用自适应负荷增长方向的步长控制策略逐渐逼近最危险负荷增长方向, 最终确定混联系统的最临近电压失稳点和最小负荷裕度。对基于 IEEE14 节点的交流/混合三端直流混联系统进行了仿真分析。仿真结果表明该方法有效可行的, 最临近电压失稳点能够准确反映混联系统的电压失稳情况。

关键词: 交流/混合多端直流混联系统; 连续潮流法; 最危险负荷增长方向; 步长控制策略; 换流器控制方式转变

Seeking the closest voltage instability point of AC/Hybrid MTDC system

XU Xiaochen, HU Linxian

(School of Electrical Engineering and Automation, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: For analyzing the static voltage stability of the hybrid-MTDC system which is combined by current source converter (CSC) and voltage source converter (VSC), a method to find the closest voltage instability point is proposed. Based on the algorithm of improved continuation power flow, this paper considers the transformation of the converter turns ratio and the conversion of the converter's control modes in the calculation procedure. Trace the changing direction from the initial point to the breakdown point and use the self-adaptive step control strategy, gradually approach to the most dangerous load growth direction. Calculation comes to an end until get the closest voltage instability point, meanwhile the minimum load margin is obtained. AC/Hybrid three-terminal DC system based on IEEE14 is analyzed by this method. Simulation results show that the proposed method is effective and feasible. The closest voltage instability point can accurately reflect the voltage instability.

Key words: AC/Hybrid-MTDC system; continuation power flow calculation; the most dangerous load growth direction; step control strategy; conversion of the converter's control modes

0 引言

我国能源资源和负荷呈逆向分布, 而直流输电在长距离输电方面具有成本较低、系统较稳定等优势, 具有广阔的发展前景。电流源换流器高压直流输电(CSC-HVDC)可靠性较高、成本较低、传输容量大, 但需要无功功率较多、存在换相失败问题^[1]。电压源换流器高压直流输电^[2](VSC-HVDC)可以自换相、独立控制有功功率和无功功率, 然而制造成本较高、控制系统复杂。通过不同的接线方式和拓扑结构将 CSC-HVDC 和 VSC-HVDC 进行结合, 可以实现两者的优势互补^[3], 提高电力系统的安全稳定运行能力, 从而拓宽传统直流输电的适用范围^[4]。

目前, 关于交直流混联系统静态电压稳定性已有较多的研究成果。文献[5-6]研究了传统的基于 CSC-HVDC 的 AC/DC 混联系统的静态电压稳定性。文献[7-8]研究了含有 VSC-HVDC 的交直流混联系统的静态电压稳定性。但是目前关于交流/混合多端直流混联系统的静态电压稳定性, 尤其是分析最危险负荷增长方向^[9]下混联系统的静态电压稳定性的研究几乎没有。

本文针对同时含有 CSC-HVDC 和 VSC-HVDC 的交直流混联系统, 运用改进的连续潮流法分析其静态电压稳定性, 计算过程中采用自适应的步长控制策略, 充分考虑联结变压器电压比的调整以及换流器控制方式的转变, 最终在此基础上得到交直流

混联系统最临近电压失稳点和最小负荷裕度。

1 混联系统的数学模型

1.1 换流器的数学模型

电流源换流器(CSC)只有一个控制参数, 有定角度、定电压、定有功功率、定电流 4 种控制方式。电流源换流器的基本转换方程式为

$$U_d = K_1 k U_t \cos \theta - K_2 X_L I_d \quad (1)$$

$$P_d = U_d I_d \quad (2)$$

$$Q_d = I_d \sqrt{K_3 k U_t^2 - U_d^2} \text{Sign} \quad (3)$$

式中: P_d , Q_d 为节点注入功率; k 为联结变压器电压比; X_L 为联结变压器电抗; R 为换流器内部损耗等效电阻; U_t 为交流母线电压; U_d , I_d 分别为直流电压和直流电流; θ 为换流器的控制角; $K_1 = 3\sqrt{2}/\pi$; $K_2 = 3 \cdot \text{Sign}/\pi$; $K_3 = 0.995 \cdot 3\sqrt{2}/\pi$; Sign 代表符号(整流器为正, 逆变器为负)。

电压源换流器(VSC)有两个控制参数, 可以单独控制有功和无功。有功功率方面采用定电压、定电流、定有功功率控制, 无功功率方面采用定无功功率、定交流电压控制。根据 VSC 的工作原理^[10], 交流系统流入换流器的有功功率、无功功率为

$$P_d = k U_t U_c \sin \delta / X_L \quad (4)$$

$$Q_d = k U_t (k U_t - U_c \cos \delta) / X_L \quad (5)$$

式中: U_c 为 VSC 的输出电压; δ 是 θ_t 与 θ_c 之差。

1.2 直流网络方程

假设混联系统含有以上各种控制方式的换流器, 则直流系统的直流网络方程为

$$\begin{bmatrix} I_{d1}^{\text{sp}} \\ I_{dU} \\ I_{dP} \\ I_{d\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11} & G_{1U} & G_{1P} & G_{1\theta} \\ G_{U1} & G_{UU} & G_{UP} & G_{U\theta} \\ G_{P1} & G_{PU} & G_{PP} & G_{P\theta} \\ G_{\theta 1} & G_{\theta U} & G_{\theta P} & G_{\theta\theta} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{d1} \\ U_{dU}^{\text{sp}} \\ U_{dP} \\ U_{d\theta} \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: I_d 为直流电流; G 为电导; U_d 为直流电压; 下标 I, U, P, θ 分别表示换流器采用的是定电流、定电压、定有功功率、定角度控制方式, 上标 sp 表示控制量的给定值。

1.3 直流子系统的潮流计算

对式(6)进行变形得到

$$\begin{bmatrix} U_{d1} \\ I_{dU} \\ U_{dP} \\ U_{d\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11} & 0 & G_{1P} & G_{1\theta} \\ G_{U1} & -1 & G_{UP} & G_{U\theta} \\ G_{P1} & 0 & G_{PP} & G_{P\theta} \\ G_{\theta 1} & 0 & G_{\theta P} & G_{\theta\theta} + B \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} I_{d1}^{\text{sp}} - G_{1U} U_{dU}^{\text{sp}} \\ -G_{U1} U_{dU}^{\text{sp}} \\ P_{dP}^{\text{sp}} / U_{dP} - G_{PU} U_{dU}^{\text{sp}} \\ A U_{d\theta} - G_{\theta U} U_{dU}^{\text{sp}} \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中: $A = K_1 k_0 \cos \theta / K_2 X_{L0}$; $B = 1 / K_2 X_{L0}$ 。通过式(7)可知, 当混联系统中不含有定角度控制的 CSC

时, 直流网络方程与交流侧电压无关。若存在 CSC 采用定角度控制, 计算直流状态量时可把与该节点相连的交流节点电压看做恒定值。

由式(7)可知, 当没有定有功功率控制的换流器时, 直流网络方程是一个线性方程组, 可直接求解; 当有定有功功率控制的换流器时, 直流网络方程是非线性方程组, 用牛顿-拉夫逊法求解直流状态量。

1.4 交流子系统的潮流计算

交流子系统节点的功率方程式为

$$P_i = P_{Gi} - P_{Li} - P_{di} \quad (8)$$

$$Q_i = Q_{Gi} + Q_{Ci} - Q_{Li} - Q_{di} \quad (9)$$

式中: P_i , Q_i 分别为交流节点 i 的有功功率、无功功率; P_{Gi} , Q_{Gi} 分别为发电机提供的有功、无功; P_{Li} , Q_{Li} 分别为负荷的有功、无功; Q_{Ci} 为无功补偿设备提供的无功功率。由于直流系统的接入, 在原交流系统的雅可比矩阵中需增加两个子矩阵 $NN = -\partial P_d / \partial U$, $LL = -\partial Q_d / \partial U$, 因而交流子系统雅可比矩阵变为

$$J = \begin{bmatrix} H & N + NN \\ K & L + LL \end{bmatrix} \quad (10)$$

由于所接换流器的种类、控制方式的不同, 交直流系统之间的耦合项 NN 、 LL 有所不同。

对于 CSC 换流器, NN 结构如表 1 所示, LL 结构如表 2 所示。表 1、表 2 中各非零元素的计算方法可参考文献[11]。

表 1 NN 的结构

Table 1 Diagram of NN

	P_{d1}	P_{dU}	P_{dP}	$P_{d\theta}$
U_{t1}	0	0	0	0
U_{tU}	0	0	0	0
U_{tP}	0	0	0	0
$U_{t\theta}$	x	x	0	x

表 2 LL 的结构

Table 2 Diagram of LL

	Q_{d1}	Q_{dU}	Q_{dP}	$Q_{d\theta}$
U_{t1}	x	0	0	0
U_{tU}	0	x	0	0
U_{tP}	0	0	x	0
$U_{t\theta}$	x	x	x	x

对于 VSC 换流器, 其 NN 的结构、非零项计算方法与 CSC 换流器相同。但由于 CSC 只有一个控制量, 而 VSC 有两个控制量, 故其 LL 的结构有所不同。VSC 采用定无功功率控制时, 无功功率是定值, 与交流电压无关, LL 项为零; 采用定交流电压

控制方式时,此时 VSC 所连的交流节点按 PV 节点处理。因此, VSC 换流器可忽略 LL 项。

1.5 换流器控制量的计算

由于 VSC 和 CSC 的控制量不同,求解控制参数时需要考虑各自的模型。CSC 根据直流潮流计算结果运用式(1)即可求得控制角 θ 。而 VSC 通常采用 PWM,此时满足

$$U_c = \mu M U_d / \sqrt{2} \quad (11)$$

式中, M 为调制比。根据潮流结果,把式(11)代入式(4)和式(5),之后迭代求解可得到控制量 δ 和 M 。

2 求取最危险负荷增长方向的基本原理

混联系统的连续潮流方程为

$$f(x, \lambda) = u^0 - g(x) + \lambda b = 0 \quad (12)$$

式中: $x = [\theta \ U]^T$; $u^0 = [P \ Q]^T$, $u = u^0 + \lambda b$; λ 表示负荷裕度; $u^0 - g(x) = 0$ 为初始运行点 (x^0, u^0) 处的潮流方程; b 表示单位负荷增长方向。

若负荷都是恒功率负荷,当潮流方程的雅可比矩阵奇异时,混联系统即到达电压失稳点。此时 $J_x = \partial f / \partial x$ 有唯一的零特征值,在失稳点有

$$\omega^T J_x = 0 \quad (13)$$

$$\omega^T \omega - 1 = 0 \quad (14)$$

式中, ω^T 为雅可比矩阵的零特征值的左特征向量,式(14)为了保证左特征向量不为零。同时临界点还需满足潮流方程即式(12),混联系统的所有临界点 (x^*, u^*) 集合构成了超平面 S 。

对式(12)在临界点处做全微分并相应变形如下

$$\frac{\partial f}{\partial x} dx + \frac{\partial f}{\partial u} du = 0 \quad (15)$$

$$\frac{\partial f}{\partial u} \cdot \frac{du}{dx} = -\frac{\partial f}{\partial x} \quad (16)$$

在方程式两端同乘以 ω^T , 可得

$$\omega^T \frac{\partial f}{\partial u} \cdot \frac{du}{dx} = -\omega^T \frac{\partial f}{\partial x} \quad (17)$$

由临界点满足式(13), 可知

$$\omega^T \frac{\partial f}{\partial u} \cdot \frac{du}{dx} = 0 \quad (18)$$

计算过程中 du/dx 表示临界点的切平面上的任意向量,由此可知 $\omega^T \partial f / \partial u$ 垂直于临界点的切平面,故 $\omega^T \partial f / \partial u$ 是崩溃面 S 的一个法向量。

最危险的负荷增长方向就是使混联系统从初始运行点 (x^0, u^0) 到失稳点 (x^*, u^*) 的距离最小的方向,使得负荷裕度 $\lambda = \|u^* - u^0\|$ 为最小值。

$$\lambda^2 = (u - u^0)^T (u - u^0) \quad (19)$$

取极值时,函数对 x 的导数为零,满足

$$2(u - u^0)^T \frac{du}{dx} = 0 \quad (20)$$

当 $(u - u^0)$ 垂直于 S 面上失稳点的切平面时,负荷裕度 λ 取极值,即负荷增长方向与 S 面上失稳点的法向量平行时,负荷裕度 λ 最小,此时 b 即为最危险的负荷增长方向, (x^*, u^*) 为最临近电压失稳点。

3 求取最危险负荷增长方向的过程

3.1 计算步骤

对于混联系统,从初始运行点 (x^0, u^0) 出发,寻找到最临近电压失稳点 (x^*, u^*) 的过程如下。

(1) 求解系统稳态潮流,此时负荷水平 $\lambda = 0$,得到初始运行点 (x^0, u^0) 。

(2) 给定初始负荷增长方向 b^0 , 并将其规格化为单位向量 $\|b^0\| = 1$ 。

(3) 沿着当前负荷增长方向 b^i 逐渐增加负荷,运用连续潮流法求得该负荷增长方向下的电压临界失稳点 (x^*, u^*) 。

(4) 求取超平面 S 上电压临界失稳点 (x^*, u^*) 的法向量 $b^{i+1} = \omega^T \partial f / \partial u$ 。

(5) 判断 $\|b^{i+1} - b^i\| \leq \varepsilon$ (ε 为预先设定的极小的正数,本文取 10^{-4}) 是否满足,若满足则停止计算, b^i 为最危险负荷增长方向, λ 为最小负荷裕度, (x^*, u^*) 为最临近电压失稳点,其中 $u^* = u^0 + \lambda b^i$; 若不满足,把 b^{i+1} 作为新的负荷增长方向,转入步骤(3)继续计算。

3.2 负荷增长方向的寻找

结合实际电力系统的运行情况,初始负荷增长方向按照各节点初始运行点的功率情况同步增加负荷,即

$$b^0 = [P_1, P_2, \dots, P_{N_{PQ} + N_{PV}}, Q_1, Q_2, \dots, Q_{N_{PQ}}]^T \quad (21)$$

计算过程中,为了确保负荷增长方向使负荷裕度最小,而不是最大的情况,需要在步骤(5)时判断 b^{i+1} 的方向。当 b^{i+1} 与 b^i 之间的夹角为锐角时,负荷增长方向逐渐逼近最危险方向;而夹角为钝角时,向量 b^{i+1} 指向 S 面的另一侧。计算过程中可以通过两向量间夹角的余弦值进行判断。

$$\cos \theta = \frac{\langle b^i, b^{i+1} \rangle}{\|b^i\| \times \|b^{i+1}\|} \quad (22)$$

若 $\cos \theta < 0$, 则 $b^{i+1} = -b^{i+1}$, 之后方可继续计算;

若 $\cos\theta \geq 0$, 则继续计算。

3.3 连续潮流法的步长控制

步长的控制对连续潮流法^[12]的计算影响很大, 步长过大可能会导致潮流不收敛, 步长过小会增加计算量。故在坡缓处采取较大步长, 在坡陡处采取较小步长。步长可以按式(23)确定^[13]。

$$l = \sqrt{\frac{r_0^2 N_j}{\sum_i (dx_i)^2 / (d\lambda)^2}} \quad (23)$$

但在求取最小负荷裕度的过程中, 负荷增长方向是变化的, PV 曲线由平滑变陡峭的速度是加快的。因此, 本文提出以下改进。

$$\tilde{r}_0 = \frac{r_0}{h_1 \sqrt[3]{i} + h_2} \quad (24)$$

式中: i 表示第 i 次负荷增长方向; h_1, h_2 为控制参数, 本文中取 $h_1=0.9, h_2=0.0056$ 。

3.4 越限情况的处理

在计算过程中, 随着负荷的增长, 交流电压会下降, 某些直流分量将越限, 从而引起换流器控制方式及直流系统运行方式转变。为了使换流器控制参数处在最佳区间, 联结变压器分接头位置也会发生变化。换流器的直流特性如图 1 所示。

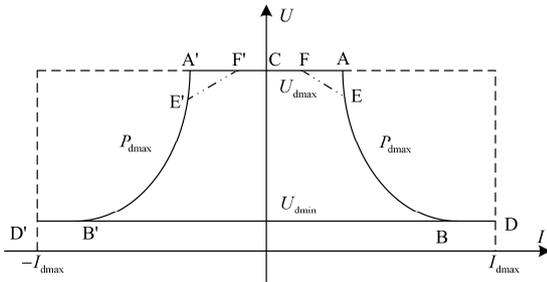


图 1 换流器的直流特性

Fig. 1 DC characteristics of converter

若换流器采用定电压控制, 当直流功率达到极限时(AB 或 A'B'区间), 换流器转换为定功率控制; 当 CSC 达到最小触发角或最小熄弧角极限时(EF 或 E'F'区间), CSC 转换为定角度控制。

若换流器采用定角度控制, 当直流功率达到上限时(AB 或 A'B'区间), 换流器转为定功率控制; 当直流电压达到上限时(AA'区间), 换流器转为定电压控制。

若换流器采用定电流控制, 当有功功率达到上限时(AB 或 A'B'区间), 换流器采用定功率控制。

若换流器采用定有功功率控制, 当直流电压达到极限(AA'区间或 BB'区间)且直流电流未达到临界值时, 换流器转换为定电压控制; 若直流电压下降

到最低值(DD'区间), 且直流电流达到临界值时, 换流器转换为定电流控制。

单点控压系统中有且只有一个换流器采取定电压(角度)控制, 若存在换流器由定功率(电流)方式转换为定电压(角度)控制时, 原本采取定电压(角度)的换流器需变换成定功率(电流)控制。

换流器控制方式转变的过程中, 换流器的控制参数也要进行相应的调整, 为了保证控制参数在合理范围内, 需要调节联结变压器电压比。

(1) VSC 的控制量 δ 和调制比 M

VSC 换流器的调制比 M 应保持在 0.85~1 之间, δ 在 $-90^\circ \sim 90^\circ$ 之间。考虑到 δ 一般不会发生越限, 计算过程中主要考虑 M 越限的情况。当联结变压器电压比在可调范围内时, 若 $M < 0.85$ 时, 将变压器电压比逐档下调; 若 $M > 1$ 时, 将变压器电压比逐档上调, 直到 $0.85 < M < 1$ 。当联结变压器电压比到达限值时, 若此时 M 依然越限, 则令 M 等于极限值。

(2) CSC 的控制量 θ

整流器的触发角和逆变器的熄弧角要求在指定的范围内($\theta_{\min} \leq \theta \leq \theta_{\max}$), 若 CSC 采用的是定角度控制, 则 θ 是定值不会越限; 若 CSC 采用的是其他控制方式, 则需要对 θ 越限进行相应的处理。当联结变压器的电压比在可调范围内时, 若 $\theta > \theta_{\max}$, 将变压器电压比逐档下调; 若 $\theta < \theta_{\min}$, 将变压器电压比逐档上调, 直至 $\theta_{\min} \leq \theta \leq \theta_{\max}$ 。当联结变压器的电压比达到限值时, θ 依然越限, 则令 θ 等于极限值。

4 算例分析

基于 IEEE-14 节点的交流/混合三端直流混联系统(如图 2 所示)的直流系统参数设置如下: 直流线路电阻 $R_d=0.03$; VSC 的参数 $X_{Li}=0.14, R_i=0.006$; CSC 的参数 $X_{Li}=0.14$ 。其中, 整流器 CSC1 采用定角度控制方式($\theta=18^\circ$); 逆变器 VSC1 采用定无功功率控制($Q_2^{\text{sp}}=0.118$)、定有功功率控制($P_2^{\text{sp}}=-0.642$); 逆变器 VSC2 采用定无功功率控制($Q_3^{\text{sp}}=0.186$)、定有功功率控制($P_3^{\text{sp}}=-0.583$), 直流换流器的限制如表 3 所示。

表 3 换流器限制

Table 3 Converter limits

	I	U	P	θ
CSC1	0.05~1.1	1.1~1.5	1.0~1.5	5~25
VSC2	0.05~0.6	1.1~1.5	0.5~0.7	-
VSC3	0.05~0.6	1.1~1.5	0.5~0.7	-

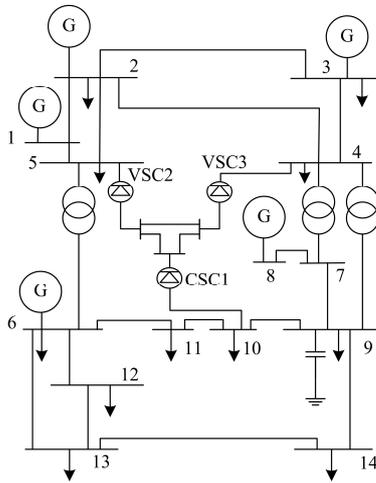


图 2 交流/混合三端直流混联系统

Fig. 2 Diagram of AC/Hybrid three-terminal DC system

按给定负荷增长方向，即按式(21)增加负荷时，负荷裕度 $\lambda=2.764$ 。电压失稳(失稳点一)时的直流子系统变量如表 5 所示，其中 δ/θ 行，若是 CSC 则指 θ ，若是 VSC 则指 δ ，表中各状态变量单位为标么值。

寻找最危险负荷增长方向的过程中，每次负荷增长方向对应的负荷裕度变化情况如表 4 所示。

表 4 每次负荷增长方向对应的负荷裕度

Table 4 Load margin of different load growth direction

负荷增长方向	1	2	3	4	5	6
λ	2.764	2.158	1.651	1.085	1.047	1.045

通过计算得出，系统的最危险负荷增长方向为 $b=(-0.012,-0.006,-0.034,-0.059,-0.051,-0.028,-0.024,-0.067,-0.478,0,-0.002,-0.003,-0.034,-0.025,-0.016,-0.081,-0.174,-0.136,-0.063,-0.042,-0.107,-0.826)$ ，

最小负荷裕度 $\lambda=1.045$ ，其中负号表示增加负荷，绝对值越大表明负荷增加越多，单位为标么值。电压失稳(失稳点二)时的直流子系统变量如表 5 所示。交流子系统电压情况如图 3 所示。

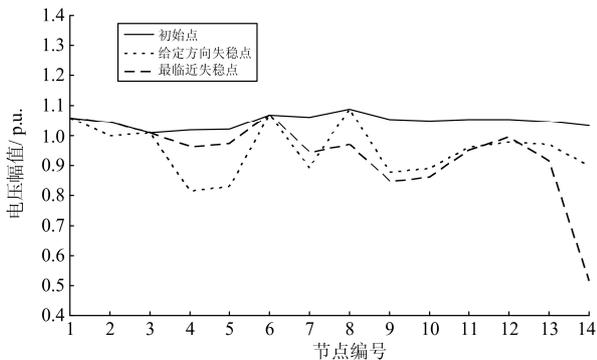


图 3 交流子系统电压幅值情况

Fig. 3 Voltage amplitude of AC subsystem

表 5 直流子系统计算结果

Table 5 Calculation results of DC subsystem

		U	I	P	Q	δ/θ	M
初始点	CSC1	1.496	0.826	1.236	0.632	18	-
	VSC2	1.484	-0.432	-0.642	0.118	-5.353	0.984
	VSC3	1.484	-0.393	-0.583	0.186	-4.974	0.964
失稳点一	CSC1	1.262	0.982	1.240	0.717	18	-
	VSC2	1.247	-0.515	-0.642	0.118	-7.533	0.801
	VSC3	1.247	-0.467	-0.583	0.186	-7.295	0.731
失稳点二	CSC1	1.178	1.054	1.243	0.758	17.8	-
	VSC2	1.162	-0.552	-0.642	0.118	-5.908	0.958
	VSC3	1.162	-0.502	-0.583	0.186	-5.612	0.932

随着负荷增加，换流器的控制方式将发生转变，初始点及失稳点的换流器控制方式如表 6 所示，换流器控制参数则见表 5。

表 6 不同运行点的控制方式

Table 6 Control mode of different operating points

换流器	CSC1	VSC2	VSC3
初始控制方式	C0	CP	CP
失稳点一控制方式	C0	CI	CP
失稳点二控制方式	CU	CI	CI

5 结论

(1) 根据最短路径的数学原理，提出了一种计及联结变压器电压比调节和换流器控制方式转变的 AC/Hybrid MTDC 混联系统最临近电压失稳点计算方法，并提出了加速收敛的改进措施。

(2) 算例分析表明，最危险负荷增长方向与固定负荷增长方向的电压失稳点、负荷裕度、交流系统电压薄弱节点完全不同，且最危险负荷增长方向上的负荷裕度更能真实反映系统的静态电压稳定程度。

参考文献

- [1] 彭忠, 李少华, 李泰, 等. 高压直流输电系统抑制换相失败的最小关断面积控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(17): 75-80.
PENG Zhong, LI Shaohua, LI Tai, et al. A minimum extinction area control strategy to suppress commutation failure in HVDC transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(17): 75-80.
- [2] 蒋冠前, 李志勇, 杨慧霞, 等. 柔性直流输电系统拓扑结构研究综述[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(15): 145-153.

- JIANG Guanqian, LI Zhiyong, YANG Huixia, et al. Research review on topological structure of flexible HVDC system[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(15): 145-153.
- [3] 王磊, 李兴源, 李宽, 等. 伪双极 LCC-VSC 型混合高压直流输电系统向无源网络供电的研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(21): 27-33.
- WANG Lei, LI Xingyuan, LI Kuan, et al. Research of pseudo bipolar LCC-VSC hybrid HVDC system supplying passive network[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(21): 27-33.
- [4] 梁旭明, 张平, 常勇. 高压直流输电技术现状及发展前景[J]. 电网技术, 2012, 36(4): 1-9.
- LIANG Xuming, ZHANG Ping, CHANG Yong. Recent advances in high-voltage direct-current power transmission and its developing potential[J]. Power System Technology, 2012, 36(4): 1-9.
- [5] 姜志勇, 胡林献, 于汀. 考虑换流器运行方式转换的 AC/MTDC 系统静态电压稳定分析[J]. 电力系统保护与控制, 2009, 37(24): 5-10.
- JIANG Zhiyong, HU Linxian, YU Ting. Steady voltage stability analysis of AC/MTDC system with transformation in different operation modes of converter[J]. Power System Protection and Control, 2009, 37(24): 5-10.
- [6] 谭涛亮, 张尧, 武志刚. 交直流互联系统节点 PV 曲线的求取[J]. 电网技术, 2009, 33(11): 28-32.
- TAN Taoliang, ZHANG Yao, WU Zhigang. Seeking PV curve of AC/DC hybrid power system[J]. Power System Technology, 2009, 33(11): 28-32.
- [7] 孙蔚, 姚良忠, 李琰, 等. 考虑大规模海上风电接入的多电压等级直流电网运行控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(4): 776-785.
- SUN Wei, YAO Liangzhong, LI Tan, et al. Study on operation control strategies of DC grid with multi-voltage level considering large offshore wind farm grid integration[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(4): 776-785.
- [8] 韩民晓, 熊凌飞, 丁辉. 利用电压倾斜控制的 VSC-MTDC 稳定性分析[J]. 电网技术, 2015, 39(7): 1808-1813.
- HAN Minxiao, XIONG Lingfei, DING Hui. Stability analysis of VSC-MTDC with voltage droop control[J]. Power System Technology, 2015, 39(7): 1808-1813.
- [9] 朱永强, 刘光晔, 廖庭坚, 等. 计及负荷电压静态特性的电力系统最小负荷裕度的快速评估[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(6): 23-28.
- ZHU Yongqiang, LIU Guangye, LIAO Tingjian, et al. Rapid assessment of power system minimum load margin considering load voltage static characteristic[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(6): 23-28.
- [10] 牛博彦, 胡林献, 张众. 基于 VSC-HVDC 的风电场并网系统潮流算法研究[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(24): 6-11.
- NIU Boyan, HU Linxian, ZHANG Zhong. Research on power flow of wind farm grid-connected system based on VSC-HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(24): 6-11.
- [11] 胡林献, 陈学允. 崩溃点法交直流联合系统电压稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 1997, 17(6): 395-398.
- HU Linxian, CHEN Xueyun. Point of collapse method applied to voltage stability analysis of AC/DC power system[J]. Proceedings of the CSEE, 1997, 17(6): 395-398.
- [12] 吴昊, 卫志农, 王成亮, 等. 基于连续潮流综合算法的电压稳定性研究[J]. 电力系统保护与控制, 2011, 39(6): 99-104.
- WU Hao, WEI Zhihong, WANG Chengliang, et al. Voltage stability study based on synthesis method of continuous power flow[J]. Power System Protection and Control, 2011, 39(6): 99-104.
- [13] 周双喜, 朱凌志, 郭锡玖, 等. 电力系统电压稳定性及其控制[M]. 北京: 中国电力出版社, 2003: 174-175.

收稿日期: 2016-04-13; 修回日期: 2016-08-27

作者简介:

徐晓晨(1991-), 女, 硕士研究生, 研究方向为高压直流输电系统的运行与控制; E-mail: 337160493@qq.com

胡林献(1966-), 男, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为高压直流输电系统的运行与控制、电力系统分析与控制、发电厂过程自动化。E-mail: linxian_hu@163.com

(编辑 张爱琴)