

高压直流稳态工况无功调节能力

关晓羽, 汪娟娟, 何启皓

(华南理工大学电力学院, 广东 广州 510641)

摘要: 高压直流(high voltage direct current, HVDC)换流器具有一定的动态无功调节能力, 充分利用换流站的无功调节能力, 可显著改善 HVDC 系统的稳定性能。文中研究了 HVDC 系统稳态运行时的无功功率可调节能力, 分析了有功功率和无功功率相互耦合的特性, 以国际大电网(conference International des grands reseaux electriques, CIGRE)的 HVDC 标准测试模型和贵广 II 直流输电工程模型为算例, 对稳态工况的直流电流可运行范围进行了解析, 进而求出整流、逆变两侧的无功功率可调节能力, 并将其应用在无功控制中。研究发现, CIGRE 的 HVDC 标准测试模型对于容性的无功功率和感性的无功功率调节能力相近, 而贵广 II 直流输电工程模型对感性无功的调节能力远大于对容性无功的调节能力。在电磁暂态仿真程序 PSCAD/EMTDC 中验证了无功功率可调节能力的正确性和应用价值。

关键词: 高压直流(HVDC)系统; 稳态工况; 直流电流; 有功功率; 交流母线电压; 无功功率

中图分类号: TM712

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2024)01-0100-08

0 引言

高压直流(high voltage direct current, HVDC)输电技术在远距离、大容量输电中具有重要地位^[1-3]。直流输电技术中换流器所使用的晶闸管自身的工作特性决定了换流器总是要从交流系统中吸收无功功率^[3-4]。因此高压直流输电系统运行时, 交流侧必须投入交流滤波器来提供无功功率^[5]。直流输电系统运行状态发生变化时, 若换流器消耗的无功功率与交流滤波器提供的无功功率不平衡, 则交流母线电压将会发生波动^[6-7]。当交流系统强度较弱时, 电压波动甚至会危害电网的稳定运行^[8]。

为实现交直流系统间的无功功率平衡, 主要可以采用两种方式。其一是对无功补偿设备补偿容量进行调节^[9], 但该方式响应时间长, 无功补偿容量的变化难以及时跟进换流器消耗的无功功率变化^[10], 而且交流滤波器的投切对无功功率的调节也只能是有级的^[11], 因此通常被作为辅助手段。文献[12]确定了无功交换量的最优值和无功补偿装置投入组数的最优值。文献[13]提出通过计算换流器无功消耗量来确定交流滤波器须要提供的无功功率的方法。其二是充分利用换流站自身的无功功率调节能力, 对换流站消耗的无功功率进行控制^[14]。文献[15-17]分析了高压直流换流站的无功特性, 分别对直流电流、无功功率、关断角进行闭环控制来实现交直流系统间的无功功率平衡, 提高交

流母线电压稳定性。文献[18]提出低功率运行时的无功控制策略, 为文中验证和应用无功功率可调节能力时所采用的无功控制方式提供了思路。

目前采用无功控制的方式和手段很多^[19]。但采用无功控制时, 必须先明确换流器的无功功率可调节能力, 否则换流器的触发角、关断角、换相角等可能超过受限范围, 使得系统运行性能变坏, 甚至不能长期稳定运行。因此文中给出稳态工况的直流电流可运行范围和无功功率可调节能力计算方法, 并将其应用于无功控制策略, 主动控制换流站的无功功率, 挖掘更多的无功调节资源, 提高系统的电压支撑能力。

1 换流站无功特性

对于高压直流输电系统, 交直流系统间的无功功率交换情况如图 1 所示。

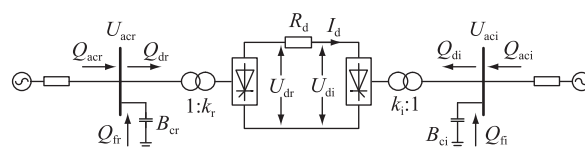


图 1 交直流系统无功交换示意

Fig.1 Schematic diagram of AC/DC system reactive power switching

图 1 中, 下标“r”表示整流侧物理量; 下标“i”表示逆变侧物理量; Q_{ac} 为交直流系统间交换的无功功率; Q_f 为交流滤波器提供的无功功率; Q_d 为换流器消耗的无功功率; B_c 为交流滤波器的容纳; U_{ac} 为交流母线电压; k 为换流变压器的变比; R_d 为直流线路电阻; I_d 为直流电流; U_d 为直流电压。其中 U_{ac} 、 U_d

和 I_d 在后文第 2 章进行计算时采用的是标么值。

根据图 1 所示的无功功率流动关系,可得:

$$Q_{ac} = Q_d - Q_f \quad (1)$$

高压直流系统稳态运行时,如果不考虑交流和直流侧的谐波分量,则 Q_d 和 Q_f 可表示为式(2)。

$$\begin{cases} Q_d = I_d \sqrt{U_{d0}^2 - U_d^2} \\ Q_f = B_c U_{ac}^2 \end{cases} \quad (2)$$

式中: U_{d0} 为换流站的理想空载直流电压,对于 12 脉动换流器,可表示为式(3)。

$$U_{d0} = \frac{6\sqrt{2}}{\pi} k U_{ac} \quad (3)$$

稳态工况下,高压直流输电系统整流站传输的有功功率如式(4)所示。

$$P_d = U_d I_d \quad (4)$$

将式(2)一式(4)代入式(1)可得交直流系统间交换的无功功率,如式(5)所示。

$$Q_{ac} = I_d \sqrt{\left(\frac{6\sqrt{2}}{\pi} k U_{ac}\right)^2 - \left(\frac{P_d}{I_d}\right)^2} - B_c U_{ac}^2 \quad (5)$$

由式(5)可知,稳态工况下直流有功功率和无功功率是相互耦合的,有功功率发生变化时,无功功率也会发生变化。

2 直流电流可运行范围

由 12 脉动换流器整流侧触发角、逆变侧关断角、换相角、直流电流的限制条件,可求解稳态工况下直流电流的可运行范围。文中以国际大电网 (conference International des grands reseaux electriques, CIGRE) 的 HVDC 标准测试模型和贵广 II 直流输电工程模型为例进行介绍,其模型参数如表 1 和表 2 所示。

表 1 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型参数

Table 1 Parameters of CIGRE HVDC standard test model

参数	整流侧	逆变侧
换相电抗 X_T/Ω	13.58	13.32
交流母线电压额定值 U_{acN}/kV	345	230
换流变压器变比 k	213.46/345	209.23/230
额定有功功率 P_{dN}/MW	1 000	1 000
额定电压 U_{dN}/kV	500	500
额定电流 I_{dN}/kA	2	2

2.1 整流侧触发角限制

若整流侧触发角 α 过小,将不能保证晶闸管触发时有足够的正向电压,晶闸管不能可靠导通,因此 α 应大于最小触发角 α_{min} ,通常 α_{min} 取 5° ^[20];若 α 过大,会导致谐波电压电流过大,换流站消耗的无功

表 2 贵广 II 直流输电工程模型参数

Table 2 Parameters of Guiguang II DC transmission engineering model

参数	整流侧	逆变侧
换相电抗 X_T/Ω	7.91	7.04
交流母线电压额定值 U_{acN}/kV	525	525
换流变压器变比 k	209.7/525	196.5/525
额定有功功率 P_{dN}/MW	3 000	3 000
额定电压 U_{dN}/kV	± 500	± 500
额定电流 I_{dN}/kA	3	3

功率过大等问题,因此 α 应小于最大触发角 α_{max} ,通常 α_{max} 小于 60° ^[21]。文中 α_{min} 、 α_{max} 分别取 5° 、 60° 。整流侧准稳态公式如式(6)所示。

$$U_{dr} = U_{dor} \cos \alpha - \frac{6}{\pi} X_{Tr} I_d \quad (6)$$

式中: X_{Tr} 为整流侧换相电抗。联立式(3)、式(4)和式(6)可得:

$$\begin{cases} \alpha = \arccos \frac{\pi P_d + 6 X_{Tr} I_d^2}{6\sqrt{2} k_r U_{acr} I_d} \\ \alpha_{min} < \alpha < \alpha_{max} \end{cases} \quad (7)$$

解得:

$$\frac{6\sqrt{2} k_r U_{acr} \cos \alpha_{min} - h_1}{12 X_{Tr}} < I_d < \frac{6\sqrt{2} k_r U_{acr} \cos \alpha_{max} - h_2}{12 X_{Tr}} - h_2 \quad (8)$$

其中:

$$\begin{cases} h_1 = \frac{\sqrt{(6\sqrt{2} k_r U_{acr} \cos \alpha_{min})^2 - 24 X_{Tr} \pi P_d}}{12 X_{Tr}} \\ h_2 = \frac{\sqrt{(6\sqrt{2} k_r U_{acr} \cos \alpha_{max})^2 - 24 X_{Tr} \pi P_d}}{12 X_{Tr}} \end{cases} \quad (9)$$

将 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型参数代入式(8)和式(9),可得其直流电流的运行范围为:

$$\begin{cases} 5.53 U_{acr} - h_1 < I_d < 2.78 U_{acr} - h_2 \\ h_1 = \sqrt{30.65 U_{acr}^2 - 9.625 P_d} \\ h_2 = \sqrt{7.72 U_{acr}^2 - 9.625 P_d} \end{cases} \quad (10)$$

同理,将贵广 II 直流输电工程模型参数代入式(8)和式(9),可得其直流电流的运行范围为:

$$\begin{cases} 9.34 U_{acr} - h_1 < I_d < 4.69 U_{acr} - h_2 \\ h_1 = \sqrt{87.18 U_{acr}^2 - 49.64 P_d} \\ h_2 = \sqrt{21.97 U_{acr}^2 - 49.64 P_d} \end{cases} \quad (11)$$

2.2 逆变侧关断角限制

若逆变侧关断角 γ 过小,将不能保证换相期间晶闸管可靠关断,增加换相失败的风险,因此 γ 应大于最小关断角 γ_{min} ,通常 γ_{min} 取 7.2° ^[22]。文中采

用的 γ_{\min} 为 7.2° 。逆变侧准稳态公式为:

$$U_{di} = U_{doi} \cos \gamma - \frac{6}{\pi} X_{Ti} I_d \quad (12)$$

式中: X_{Ti} 为逆变侧换相电抗。联立式(3)、式(4)和式(12)可得:

$$\begin{cases} \gamma = \arccos \frac{\pi P_d + 6X_{Ti} I_d^2}{6\sqrt{2}k_i U_{aci} I_d} \\ \gamma > \gamma_{\min} \end{cases} \quad (13)$$

解得:

$$I_d > \frac{6\sqrt{2}k_i U_{aci} \cos \gamma_{\min}}{12X_{Ti}} - g \quad (14)$$

其中:

$$g = \frac{\sqrt{(6\sqrt{2}k_i U_{aci} \cos \gamma_{\min})^2 - 24X_{Ti} \pi P_d}}{12X_{Ti}} \quad (15)$$

将 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型参数代入式(14)和式(15), 可得其直流电流的运行范围如式(16)所示。

$$\begin{cases} I_d > 5.53U_{aci} - g \\ g = \sqrt{30.65U_{aci}^2 - 9.625P_d} \end{cases} \quad (16)$$

同理将贵广 II 直流输电工程模型参数代入式(14)和式(15), 可得其直流电流的运行范围如式(17)所示。

$$\begin{cases} I_d > 9.79U_{aci} - g \\ g = \sqrt{95.85U_{aci}^2 - 55.78P_d} \end{cases} \quad (17)$$

2.3 换相角限制

对于 12 脉动换流器, 正常运行工况下非换相期间上下桥臂各有 2 个阀导通, 换相期间则一个桥臂 2 个阀导通, 另一个桥臂 3 个阀导通, 即“4-5”工况。当 12 脉动换流器运行在“4-5”工况时, 其整流侧和逆变侧换相角一般小于 30° , 即:

$$\mu_r = \arccos \left(\cos \alpha - \frac{2X_{Tr} I_d}{\sqrt{2}k_r U_{acr}} \right) - \alpha < 30^\circ \quad (18)$$

$$\mu_i = \arccos \left(\cos \gamma - \frac{2X_{Ti} I_d}{\sqrt{2}k_i U_{aci}} \right) - \gamma < 30^\circ \quad (19)$$

将式(7)、式(13)分别代入式(18)、式(19), 并选取 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型参数, 可得其直流电流的运行范围为:

$$\begin{cases} I_d > 0.5P_d^2 + 4U_{acr}^2 - 3.6P_d U_{acr} + 3.6P_d - 5.7U_{acr} + 2.1 \\ I_d > 0.4P_d^2 - 4U_{acr}^2 - 3PU_{acr} + 3.3P_d - 6.2U_{acr} + 2.5 \end{cases} \quad (20)$$

同理, 选取贵广 II 直流输电工程模型参数, 可得其直流电流的运行范围为:

$$\begin{cases} I_d > 0.4P_d^2 + 4.8U_{acr}^2 - 3.2P_d U_{acr} + 3.6P_d - 7.7U_{acr} + 3.2 \\ I_d > 0.07P_d^2 + 1.6U_{acr}^2 - 1.3PU_{acr} + 2.1P_d - 2.8U_{acr} + 1.3 \end{cases} \quad (21)$$

2.4 最大电流限制和最小电流限制

直流电流过大会导致晶闸管结温、换流变压器绕组温度等超过所规定的允许数值, 因此直流电流不能过大^[23]。文中取最大电流限制值为 1.4 p.u., 这也是国内外在运高压直流工程秒级过负荷能力典型值。

另一方面, 当直流电流较低时, 电流的波动会引起直流电流不连续或间断^[24], 而电流中断瞬间电流变化率很高, 会在变压器绕组和直流电抗器上感应出过电压。为防止电流断续, 一般取最小电流限制值为 0.1 p.u.。

2.5 直流电流可运行范围

高压直流输电系统稳态运行时允许交流母线电压发生一定量的电压偏移。根据国家标准, 35 kV 及以上母线电压正、负偏差的绝对值之和不超过额定电压的 10%^[25]。因此, 为获得稳态工况下直流电流的可运行范围, 文中选取交流母线电压变化范围为 0.95~1.05 p.u.。在综合考虑上述限制条件下, 绘制 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型和贵广 II 直流输电工程模型在稳态工况下的直流电流可运行范围, 如图 2 所示。图 2 中同时满足各种限制条件的公共区域即为直流电流可运行范围。

3 无功功率可调节能力

由前文的分析可知, 高压直流有功和无功功率是相互耦合的。为提升高压直流的控制性能, 可通过对换流站无功功率进行定量控制, 以实现有功和无功功率的解耦, 首先要明确无功功率的可调节能力。根据第 2 章给出的直流电流可运行范围, 结合式(5)可得换流站交直流系统间交换的无功功率可调节能力。图 3 和图 4 分别为 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型和贵广 II 直流输电工程模型在稳态工况下的无功功率可调节能力。

图 3 和图 4 中同时满足各种限制条件的公共区域即为无功功率可调节能力范围。在有功功率较低时, 无功功率的最大值受到了整流侧最大触发角的限制, 随着有功功率的增大, 无功功率可调节能力变大; 在有功功率较高时, 无功功率的最大值受到了最大电流的限制, 随着有功功率的增加, 无功

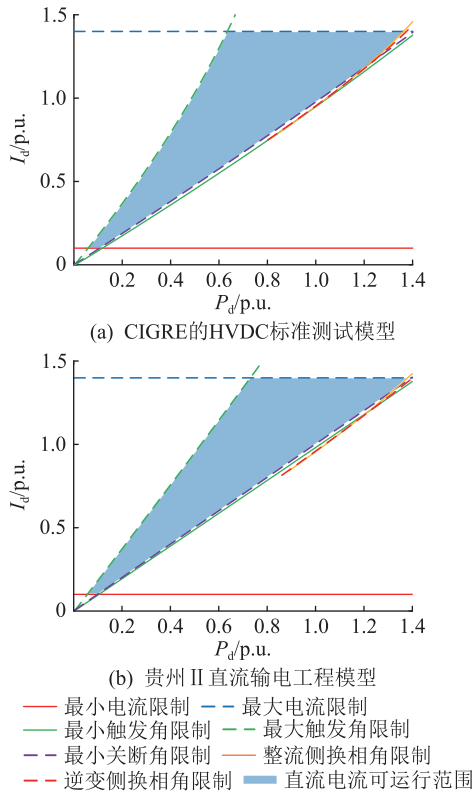


图2 直流电流可运行范围

Fig.2 Direct current operating range

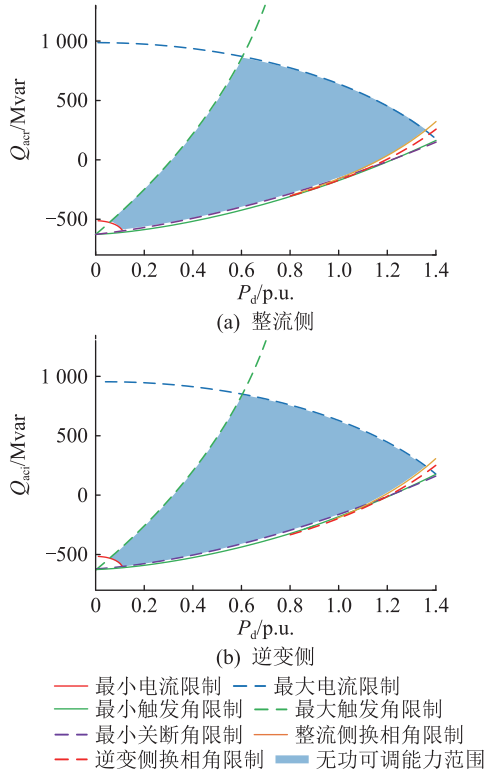


图3 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型无功功率可调节能力

Fig.3 Reactive power adjustable capability of CIGRE HVDC standard tests model

功率的可调节能力变小。并且对于 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型而言,在某些工况下,其对于容

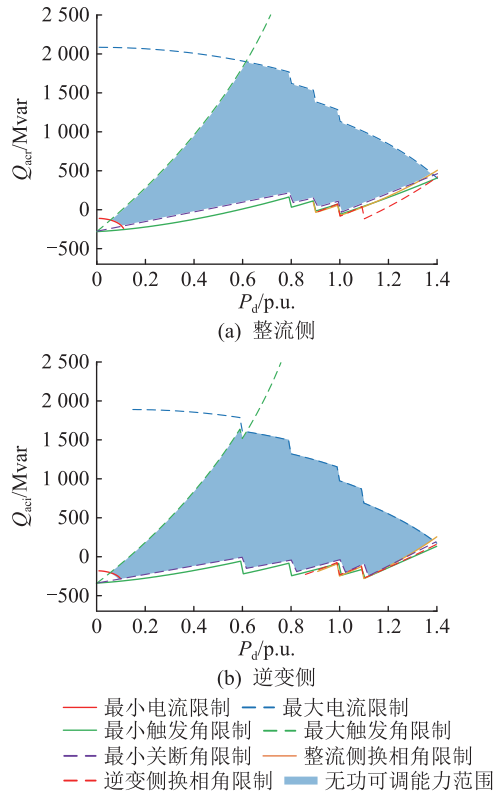


图4 贵广 II 直流输电工程模型无功功率可调节能力

Fig.4 Reactive power adjustable ability of Guiguang II HVDC transmission engineering model

性的无功功率和感性的无功功率均具有较大的调节能力。换流站既可以向交流系统提供较大的感性无功也可以提供较大的容性无功。但对于贵广 II 直流输电工程模型而言,其对于感性的无功功率调节能力较大,对于容性的无功功率调节能力很小。

另外,由于贵广 II 直流工程模型在不同有功功率下的交流滤波器配置不同,提供的无功功率不同,因此其无功功率的最大值和最小值的变化并不单调。贵广 II 直流工程模型换流站在不同有功功率下的交流滤波器配置和无功补偿容量见表 3。

4 无功控制策略

直流输电系统进行无功控制时,给定有功参考值 P_{d_ref} 和无功参考值 Q_{ac_ref} , 且换流站当前有功下的无功补偿容量 Q_r 可根据式(2)求得,根据式(1)可得换流站消耗的无功参考值 Q_{d_ref} ,再联立式(2)和式(4)可得无功控制的直流电流指令值,如式(22)所示。

$$I_{d_ref} = \frac{\sqrt{P_{d_ref}^2 + Q_{d_ref}^2}}{U_{d0}} \quad (22)$$

最后根据式(13)可得关断角指令值 γ_{ref} 。换流站无功控制的直流电流和关断角指令生成环节如图 5 所示。

表3 贵广Ⅱ直流输电工程模型交流滤波器配置和无功补偿容量

Table 3 AC filter configuration and reactive power compensation capacity of Guiguang Ⅱ DC transmission engineering model

有功功率/ p.u.	整流站		逆变站	
	交流滤波器配置	无功补偿容量/Mvar	交流滤波器配置	无功补偿容量/Mvar
0.1~0.5	1A+1B	280	2A	340
0.6~0.7	1A+1B	280	3A	510
0.8	2A+1B	420	3A+1C	680
0.9	2A+2B	560	3A+1C	680
1	2A+2B+1C	700	4A+1C	850
1.1~1.4	2A+2B+1C	700	4A+2C	1 020

注:A表示11/13双调谐滤波器/组和12/24双调谐滤波器/组;B表示3/24/36三调谐滤波器/组;C表示电容器/组。A、B、C前的数字代表投入的组数。

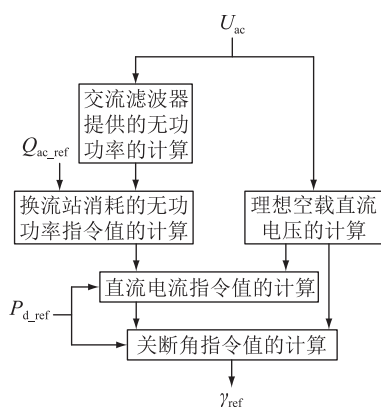


图5 直流电流和关断角指令生成环节
Fig.5 Direct current and turn-off angle instruction generation

图5中, P_{d_ref} 和 Q_{ac_ref} 由直流输电系统的运行要求确定, 通过实时检测 U_{ac} 得到 U_{d0} 和 Q_f , 进而得到 Q_{d_ref} , 再根据式(22)可得无功控制的直流电流指令, 最后根据式(13)可得无功控制的关断角指令。

在直流输电系统进行无功控制时, 通过 P_{d_ref} 可以得到当前运行工况的无功功率可调节能力, 并用其对无功功率初始参考值 Q_{ac_ref0} 进行限幅后得到 Q_{ac_ref} , 再根据直流电流和关断角指令生成环节得到 I_{d_ref} 和 γ_{ref} 。直流输电系统整流侧采用定电流控制,

逆变侧采用定关断角控制即可实现无功功率定量控制。无功控制逻辑框图如图6所示。

图6中 γ_{mea} 、 I_{d_mea} 分别为关断角测量值、直流电流测量值; $\Delta\gamma$ 、 ΔI_d 分别为关断角误差量、电流误差量; β_r 、 β_i 分别为整流侧、逆变侧越前触发角; α_i 为逆变侧触发角; Q_{ac_max} 、 Q_{ac_min} 分别为换流站无功功率调节能力的最大值和最小值。

5 仿真实验

5.1 无功功率可调节能力验证

针对 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型和贵广Ⅱ直流输电工程模型, 在电磁暂态仿真程序 PSCAD/EMTDC 中, 对无功功率可调节能力进行仿真实验。换流站交直流系统交换的无功功率可调节能力的仿真值与计算值如图7和图8所示。

无功功率可调节能力的仿真值和计算值相吻合, 且经过仿真实验, 在所求直流电流可运行范围内, 满足 $5^\circ < \alpha < 60^\circ$, $\gamma > 60^\circ$, μ_r 和 μ_i 不大于 30° , $0.1 \text{ p.u.} < I_d < 1.4 \text{ p.u.}$ 的长期稳定运行条件。

5.2 无功控制策略验证

为了说明无功功率可调节能力的意义, 在 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型采用无功控制策略时, 针对有功功率为 0.4 p.u. 的工况, 选取在无功可调节能力内的无功指令值 100 Mvar (记为指令一) 和超过无功可调节能力的指令值 -560 Mvar , 300 Mvar (分别记为指令二和指令三)。仿真并记录直流输电系统的控制量和电气量如表4和表5所示。

由表4可知, 换流站采用上述控制策略可以实现无功功率的定量控制, 无功功率的实际值和指令值之间的相对误差不超过4%。若 Q_{ac_ref} 为无功功率可调节能力内的 100 Mvar , 则各个物理量均在可长期运行的限制范围内。然而, 若 Q_{ac_ref} 为超过无功功率可调节能力的 -560 Mvar , 300 Mvar , 则会引起关断角小于 γ_{min} 或触发角、关断角大于 α_{max} 、 γ_{max} 等情况。因此无功功率定量控制策略中, 为了保证直流输电系统的长期稳定运行, 无功指令值必须在无功功率可调节范围内。

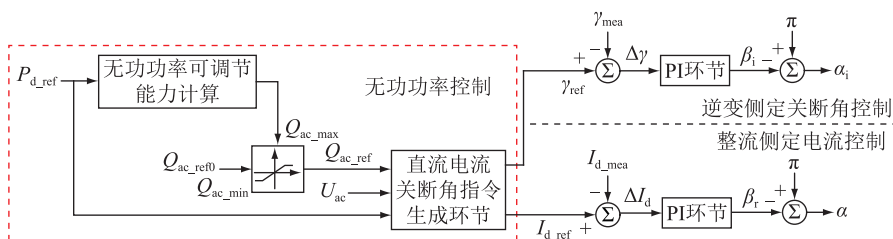


图6 无功控制逻辑框图

Fig.6 Reactive power control logic block diagram

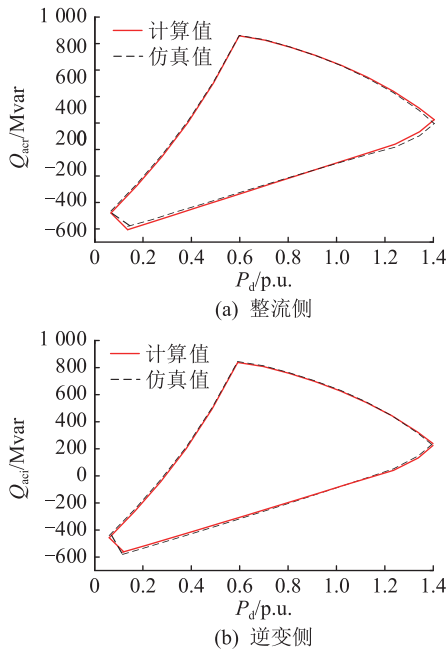


图7 CIGRE 的 HVDC 标准测试模型无功范围验证
Fig.7 Verification of reactive power range of CIGRE HVDC standard test model

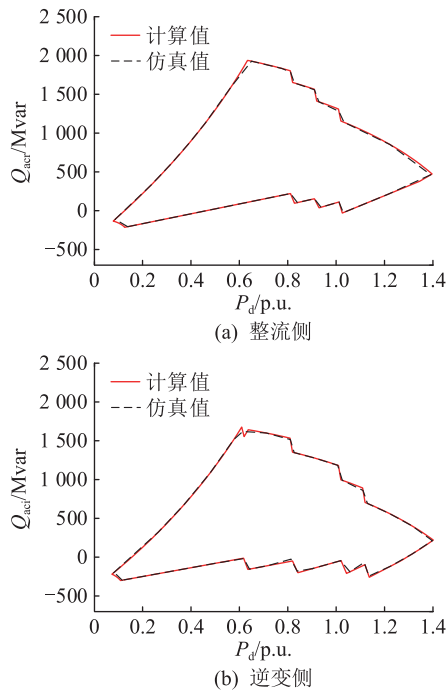


图8 贵广 II 直流输电工程模型无功范围验证
Fig.8 Verification of reactive power range of Gui-guang II DC transmission engineering model

表4 不同无功指令下的控制量仿真结果

Table 4 Simulation results of control quantities under different reactive power commands

指令	$I_d/p.u.$	$\alpha/(\circ)$	$\gamma/(\circ)$	$\mu_r/(\circ)$	$\mu_i/(\circ)$
指令一	0.38	18.44	6.90	9.35	10.73
指令二	0.70	57.00	56.87	7.91	8.40
指令三	0.87	61.87	61.90	9.29	9.76

表5 不同无功指令下的电气量仿真结果

Table 5 Electrical quantity simulation results under different reactive power commands

指令	$Q_{ac_ref}/Mvar$	$Q_{ac}/Mvar$	无功控制相对误差/%
指令一	-560	-544	2.90
指令二	100	104	4.00
指令三	300	309	3.00

6 结论

文中研究了高压直流稳态运行时,有功功率和无功功率相互耦合的特性,给出了无功功率可调节能力的计算方法,提出了高压直流无功功率定量控制策略,并将无功可调能力应用在无功控制策略中,保证直流输电系统在所提无功控制策略下长期稳定运行。主要结论如下:

(1) CIGRE 的 HVDC 标准测试模型对于容性的无功功率和感性的无功功率调节能力相近,贵广 II 直流工程模型对感性的无功功率调节能力较大,而对容性的无功功率调节能力很小;

(2) 换流站无功控制的控制目标必须在文中无功功率可调节能力内,才能满足 $5^\circ < \alpha < 60^\circ$ 、 $\gamma > 7.2^\circ$ 、 μ_r 和 μ_i 不大于 30° 、 $0.1 p.u.$ 、 $< I_d < 1.4 p.u.$ 的长期稳定运行条件;

(3) 所提无功控制策略能够在稳态工况实现交直流系统交换的无功功率准确定量控制,控制误差不超过 4%。

参考文献:

[1] 吴秋媚,余震霄,傅闯,等. 交流故障下高压直流输电系统同步触发控制性能分析及改进[J]. 电力系统自动化,2023,47(1):183-191.
WU Qiumei, YU Zhenxiao, FU Chuang, et al. Performance analysis and improvement of synchronous firing control for HVDC transmission system with AC faults[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(1): 183-191.

[2] 汪娟娟,文兆新,吴秋媚,等. 交流故障下高压直流系统的首次换相失败抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(21): 7314-7326.
WANG Juanjuan, WEN Zhaoxin, WU Qiumei, et al. Mitigation methods of HVDC first commutation failure during AC faults [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(21): 7314-7326.

[3] 俞翔,鲁江,董云龙,等. 适用于特高压多端混合直流输电系统的稳态电压控制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(1): 174-180.
YU Xiang, LU Jiang, DONG Yunlong, et al. A steady-state voltage control method for a multi-terminal hybrid UHVDC transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(1): 174-180.

[4] 李昊,全义,赵成勇,等. 大规模风电接入的特高压混合级联

- 直流系统送端无功协调控制策略[J]. 现代电力, 2023, 40(2):210-218.
- LI Hao, TONG Yi, ZHAO Chengyong, et al. Reactive power coordination control strategy for UHV hybrid cascaded DC system with large-scale wind power access[J]. Modern Electric Power, 2023, 40(2):210-218.
- [5] 乔小冬. 换流站交流滤波器连续切除导致直流功率回降原因分析[J]. 电工技术, 2022(24):184-187.
- QIAO Xiaodong. Cause analysis of DC power drop caused by continuous removal of AC filter in converter station[J]. Electric Engineering, 2022(24):184-187.
- [6] 林圣, 雷雨晴, 刘健, 等. HVDC 送端系统故障引发受端换相失败分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(5):1669-1680.
- LIN Sheng, LEI Yuqing, LIU Jian, et al. Analysis of receiving-side commutation failure mechanism caused by HVDC sending-side system fault[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(5):1669-1680.
- [7] 赵丹丹, 韩政, 黄华, 等. 基于交流母线电压扰动量的高压直流系统换相失败抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(19):6173-6182.
- ZHAO Dandan, HAN Zheng, HUANG Hua, et al. Commutation failure suppression strategy for HVDC system based on AC bus voltage disturbance[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(19):6173-6182.
- [8] 丁立国, 沈阳武, 许加柱, 等. 连接弱交流系统的高压直流换流站无功补偿协调控制策略[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(8):22-29.
- DING Ligu, SHEN Yangwu, XU Jiazhu, et al. Coordinated control strategy of reactive compensation for HVDC converter station connected to weak AC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(8):22-29.
- [9] 齐亚南, 刘保国, 魏岱宁, 等. 光伏电站无功补偿容量计算方法研究[J]. 煤炭工程, 2023, 55(2):24-28.
- QI Yanan, LIU Baoguo, WEI Daining, et al. Study on calculation method of reactive power compensation capacity of photovoltaic power station[J]. Coal Engineering, 2023, 55(2):24-28.
- [10] 任泓宇, 王主丁, 张永斌, 等. 计及技术标准的高压配网无功优化规划[J]. 电网技术, 2020, 44(4):1463-1473.
- REN Hongyu, WANG Zhuding, ZHANG Yongbin, et al. Reactive power optimization planning of high-voltage distribution networks with technical standards being considered[J]. Power System Technology, 2020, 44(4):1463-1473.
- [11] 刘家军, 谭雅岚, 张年鲲. ± 500 kV 换流站无功补偿运行特性与优化策略研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2020, 41(1):52-58.
- LIU Jiajun, TAN Yalan, ZHANG Niankun. Study on reactive power compensation operation characteristics and optimization strategy of ± 500 kV converter station[J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2020, 41(1):52-58.
- [12] 廖弄莲, 吴宁, 彭华坤, 等. 换流站交流滤波器最优投入组数确定方法[J]. 山东大学学报(工学版), 2022, 52(5):77-83.
- LIAO Huilian, WU Ning, PENG Huakun, et al. Determination method of optimal input group number of AC filter in converter station[J]. Journal of Shandong University (Engineering Science), 2022, 52(5):77-83.
- [13] 李征帆, 古彦龙, 丁蕴之. 基于 LCC 的高压直流输电换流站无功功率控制策略研究[J]. 现代工业经济和信息化, 2022, 12(11):219-220, 223.
- LI Zhengfan, GU Yanlong, DING Yunzhi. Research on reactive power control strategy of HVDC converter station based on LCC[J]. Modern Industrial Economy and Informationization, 2022, 12(11):219-220, 223.
- [14] 李瑶佳, 汪娟娟, 李子林, 等. 考虑高压直流输电系统无功特性的低压限流参数设置[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(16):16-23.
- LI Yaojia, WANG Juanjuan, LI Zilin, et al. VDCOL parameters setting influenced by reactive power characteristics of HVDC system[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(16):16-23.
- [15] 黄梦华, 汪娟娟, 李瑶佳, 等. 高压直流定无功功率交流故障恢复方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(3):143-148.
- HUANG Menghua, WANG Juanjuan, LI Yaojia, et al. Constant reactive power control during AC fault recovery for HVDC[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(3):143-148.
- [16] 袁小威, 王金梅, 苗海东, 等. 基于 LCC 的高压直流输电换流站无功功率控制策略研究[J]. 电气传动, 2021, 51(13):14-19.
- YUAN Xiaowei, WANG Jinmei, MIAO Haidong, et al. Research on the reactive power control strategy of HVDC converter station based on LCC[J]. Electric Drive, 2021, 51(13):14-19.
- [17] 汪娟娟, 郑睿娜, 傅闯, 等. 基于逆变站动态无功控制的后续换相失败抑制方法[J]. 电工技术学报, 2023, 38(17):4672-4682.
- WANG Juanjuan, ZHENG Ruina, FU Chuang, et al. A method based on constant reactive power control of inverter to suppress the subsequent commutation failure in HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(17):4672-4682.
- [18] 汪娟娟, 梁泽勇, 李子林, 等. 高压直流输电系统低功率运行的无功控制策略[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(6):154-158.
- WANG Juanjuan, LIANG Zeyong, LI Zilin, et al. Reactive power control strategy for low power operation of HVDC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(6):154-158.
- [19] 李林, 吕彦北, 王永平, 等. 特高压直流输电工程逆变侧控制策略优化设计[J]. 电力工程技术, 2021, 40(1):208-214.
- LI Lin, LYU Yanbei, WANG Yongping, et al. Optimal design of inverter side control strategy for UHVDC[J]. Electric Power Engineering Technology, 2021, 40(1):208-214.
- [20] 陈晓龙, 齐晓情, 李永丽, 等. 整流侧交流系统故障引发逆变器换相失败的原因分析及抑制方法研究[J]. 电网技术,

- 2023,47(2):793-805.
CHEN Xiaolong, QI Xiaoqing, LI Yongli, et al. Cause analysis and suppression method of inverter commutation failure caused by AC system fault on rectifier side[J]. Power System Technology, 2023, 47(2):793-805.
- [21] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 2版. 北京: 中国电力出版社, 2011.
ZHAO Wanjun. HVDC transmission engineering technology [M]. 2nd ed. Beijing: China Electric Power Press, 2011.
- [22] 黄小晶, 吴学光, 范征, 等. 计及晶闸管最小关断角变化的动态关断角控制[J]. 电力建设, 2021, 42(8):81-88.
HUANG Xiaojing, WU Xueguang, FAN Zheng, et al. Dynamic turn-off angle control considering the change of minimum turn-off angle of thyristor[J]. Electric Power Construction, 2021, 42(8):81-88.
- [23] 张星汝, 冯冰洋, 刘俊, 等. 高电压大电流晶闸管组件的热特性[J]. 强激光与粒子束, 2020, 32(2):92-96.
ZHANG Xingru, FENG Bingyang, LIU Jun, et al. Thermal characteristics of high voltage and high current thyristor assembly[J]. High Power Laser and Particle Beams, 2020, 32(2):92-96.
- [24] 黄熹东, 胡治龙, 刘朴, 等. 晶闸管换流阀断续电流试验方法探讨[J]. 高压电器, 2018, 54(12):281-286.
HUANG Xidong, HU Zhilong, LIU Pu, et al. Exploration of intermittent current test method for thyristor valves [J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(12):281-286.
- [25] 汤奕, 郑晨一, 楼伯良, 等. 抑制连续换相失败的直流功率控制策略[J]. 电网技术, 2019, 43(10):3514-3522.
TANG Yi, ZHENG Chenyi, LOU Boliang, et al. Research on DC power control strategy for mitigating continuous commutation failure [J]. Power System Technology, 2019, 43(10):3514-3522.

作者简介:



关晓羽

关晓羽(1998),男,硕士在读,研究方向为高压直流输电(E-mail:3527673018@qq.com);
汪娟娟(1974),女,博士,教授,研究方向为电力系统稳定与控制、高压直流输电等;
何启皓(2000),男,硕士在读,研究方向为高压直流输电。

Reactive power adjustable ability of HVDC under steady state condition

GUAN Xiaoyu, WANG Juanjuan, HE Qihao

(School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China)

Abstract: The high voltage direct current (HVDC) converter has a certain dynamic reactive power regulation ability. Making full use of the reactive power regulation ability of the converter station can significantly improve the stability of the HVDC. In this paper, the adjustable capability of reactive power of HVDC during steady-state operation is studied, and the coupling characteristics of active power and reactive power are analyzed. Taking conference International des grands reseaux electriques (CIGRE) HVDC standard test model and Guiguang II direct current transmission engineering model as examples, the operating range of direct current under steady-state condition is analyzed, and then the adjustable capability of reactive power on both sides of rectifier and inverter is obtained and applied in reactive power control. It is found that CIGRE HVDC standard test model has similar regulating capacity of capacitive reactive power and inductive reactive power, while regulating capacity of inductive reactive power is higher than that of capacitive reactive power in Guiguang II direct current transmission engineering model. The application value of reactive power adjustable capability is verified in electromagnetic transient simulation program PSCAD/EMTDC.

Keywords: high voltage direct current (HVDC); steady state condition; direct current; active power; AC bus voltage; reactive power

(编辑 李栋)