

DOI: 10.7667/PSPC170838

电网电压不对称时 MMC-HVDC 精确环流抑制控制

张磊, 范彩云, 韩坤, 张志刚, 司志磊

(许继电气股份有限公司, 河南 许昌 461000)

摘要: 基于模块化多电平换流器(MMC)柔性直流输电被认为是最具竞争力的高压直流输电方式。基于 PR 控制器的 MMC 环流抑制策略已经得到广泛应用并能有效降低桥臂各环流分量,但在电网电压不对称时,桥臂环流中零序电流分量将进入直流侧引起直流电压/电流 2 倍频波动,现有控制策略不能很好地对其进行抑制。并且现有环流控制模型不能完全揭示 MMC 内部固有特性,这也阻碍了对 MMC 的进一步的理解和应用。针对以上两个问题,提出精确的环流控制模型,指出 MMC 内部环流电气量之间的相互关系。在此基础上,设计了新的环流抑制策略,在 Matlab 中搭建了 ± 100 kV/300 MW MMC-HVDC 仿真模型。仿真结果表明所提控制策略能同时降低桥臂环流和直流电压纹波,提高了 MMC-HVDC 故障穿越能力。

关键词: 高压直流输电; 模块化多电平换流器; 电网电压不对称; 直流电压波动; 零序环流抑制

MMC-HVDC precise circulation suppression control under asymmetrical network voltage

ZHANG Lei, FAN Caiyun, HAN Kun, ZHANG Zhigang, SI Zhilei

(XJ Electric Co., Ltd., Xuchang 461000, China)

Abstract: Modular Multi-level Converter (MMC) Flexible DC transmission is considered to be the most competitive HVDC mode. MMC circulation suppression strategy based on the PR controller has been widely used and can effectively reduce the circulation component of bridge arm. However, when the grid voltage is not symmetrical, the zero-sequence current component in the bridge arm current will enter the DC side to cause the DC voltage / current 2 times frequency fluctuation, and the existing control strategy can not suppress it well. And the existing loop control model can not fully reveal the inherent characteristics of MMC, which also hinders the further understanding and application of MMC. Aiming at the above two problems, an accurate circulation control model is proposed, which points out the relationship between the internal circulation electrical quantity of MMC. On this basis, a new circulation suppression strategy is designed, and a ± 100 kV/300 MW MMC-HVDC simulation model is built in Matlab. Simulation results show that the proposed control strategy can both reduce the bridge arm current and DC voltage ripple, and improve the MMC-HVDC fault ride through capability.

This work is supported by National 02 Special Foundation of China—Power Grid Equipment Development and Test Platform Construction based on Domestic IGBT (No. 2015ZX02301003).

Key words: HVDC transmission; modular multilevel converter; grid voltage symmetry; DC voltage fluctuation; zero sequence loop suppression

0 引言

基于模块化多电平换流器(Modular Multilevel Converter, MMC)高压柔性直流输电技术是以电压源换流器为核心的新一代直流输电技术,是当今世界上电力电子技术应用的制高点。相比传统直流输

电技术,柔性直流输电技术不存在换相失败问题,可增加系统动态无功储备,改善电能质量,解决非线性负荷、冲击性负荷对系统的影响,具有更强的可控性和灵活性,在大规模清洁能源并网、海岛供电、交流电网同步/异步互联、构建直流电网等方面具有广泛的应用。

由于模块化多电平换流器(MMC)的储能电容分散安装在各个子模块中,当 MMC 各相单元瞬时电压不平衡时会在各相单元之间产生环流,环流会

基金项目: 国家 02 专项——基于国产 IGBT 的电网装备研制及试验平台建设(2015ZX02301003)

引起桥臂电流畸变, 增大桥臂电流峰值和有效值, 造成桥臂损耗增加, 子模块电容电压波动增大^[1-3]。已有大量的文献对桥臂环流的产生机理进行了研究, 指出电网电压对称时, 三相环流中只含有 2 倍频负序分量, 并且三相环流可以抵消, 只在 3 个相单元之间流通, 不会影响到直流侧^[4-5]。当电网电压不对称时, 环流中还将出现 2 倍频的正序和零序电流, 并且零序分量还将流入直流侧导致直流电压/电流产生波动, 并通过直流传输线路传播到其他换流站, 影响其他换流站的正常运行^[6-7]。文献[8]设计了基于二倍频陷波器的频率自适应锁相环, 提出了基于 dq 坐标变换的功率波动抑制策略, 但没有针对电网电压不对称对直流电压/电流波动进行设计。文献[9]在 $\alpha\beta$ 坐标系下提出一种无须交流电流正负序分离的 MMC 直接功率补偿策略, 针对 MMC 的零序环流进入直流侧引起直流电压/电流 2 倍频波动问题, 设计了基于比例谐振的环流控制器, 但所设计环流控制器不能完全揭示 MMC 内部固有特性。

本文首先介绍了模块化多电平换流器(MMC)拓扑结构及数学模型, 然后对不对称电网电压瞬时功率特性进行了分析, 指出电网电压不对称时桥臂环流中存在正序、负序和零序分量, 零序分量会导致直流电压/电流 2 倍频波动。再次介绍了传统环流控制模型, 指出传统环流控制模型不能准确揭示环流分量各项关系, 提出并设计了精确环流控制模型, 在此基础上, 提出可以消除零序环流的环流抑制策略, 最后搭建 Matlab 两端 ± 100 kV/300 MW MMC-HVDC 仿真模型, 验证了本文所提环流抑制策略的正确性, 并在对称和不对称电网时均可使用。

1 MMC 拓扑及数学模型

图 1 为 MMC 等效电路图, 由等效电压源代替各桥臂子模块组。可以看出 MMC 换流器单个桥臂是由桥臂电抗器(L)和 N 个结构相同的子模块(SM)串联而成。每个子模块(SM)由一个 IGBT 半桥和一

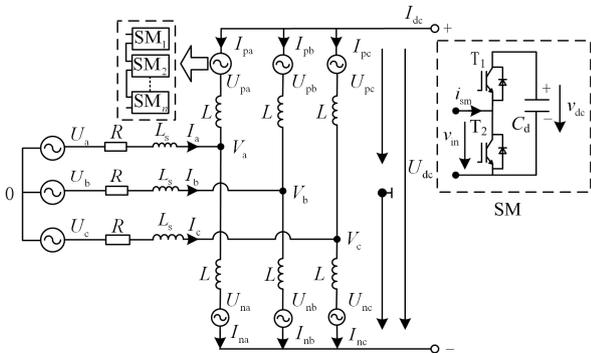


图 1 MMC 等效电路图

Fig. 1 MMC equivalent circuit diagram

个直流储能电容组成, 通过控制上下两个 IGBT 的通断来控制子模块电容的切入切出, 实现换流过程。

图 2 为 MMC 等效电路, 图 2(a)为 MMC 单相等效电路, 图 2(b)为交流侧等效电路, 图 2(c)为直流侧等效电路, 依据文献[3], MMC 内部状态方程可表示为

$$\begin{cases} u_j = e_j - \frac{R_0}{2} i_j - \frac{L_0}{2} \frac{di_j}{dt} \\ u_{\text{diff}} = R_0 i_{\text{diff}} + L_0 \frac{di_{\text{diff}}}{dt} = \frac{U_{\text{dc}}}{2} - \frac{u_{jp} + u_{jn}}{2} \end{cases} \quad (1)$$

式中: u_{diff} 为电抗器两端电压; R_0 、 L_0 分别为电抗器电阻和电感; u_j 为 j 相交流侧输出相电压; i_j 为交流侧输出线电流; u_{jp} 和 u_{jn} 分别为上下桥臂等效电源电压; U_{dc} 为直流母线电压; e_j 为 j 相内部电动势, 其表达式为

$$e_j = \frac{u_{jn} - u_{jp}}{2} = \frac{U_{\text{dc}}}{2} M \sin(\omega_0 t + \varphi_j) \quad (2)$$

式中: M 为电压调制波; ω_0 为基波角频率; φ_j 为 j 相电压相位角。

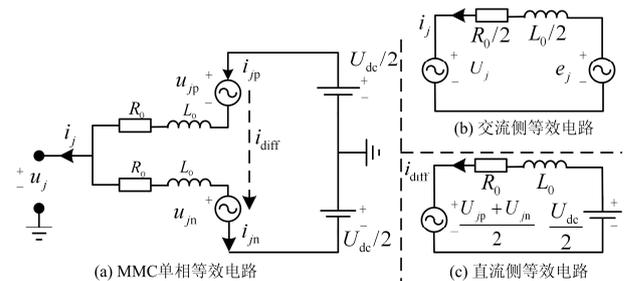


图 2 MMC 等效电路

Fig. 2 MMC equivalent circuit

图 2(a)中 i_{diff} 为内部环流, 其表达式为

$$i_{\text{diff}} = (i_{jp} + i_{jn}) / 2 = i_{\text{dcj}} + i_{\text{cirj}} \quad (3)$$

式中: i_{dcj} 为环流直流分量; i_{cirj} 为环流交流分量。

2 电网电压不对称时 MMC 相关特性分析

当电网电压不对称时, 对其瞬时功率变化进行分析。由于 MMC 交流侧变压器通常采用 Y/ Δ 接法, 隔断了网侧电压、电流零序分量的通路, 故一般情况下不考虑零序分量, 只考虑正序和负序分量^[10]。运用对称分量法将三相不对称电网电压 $[U_a \ U_b \ U_c]^T$ 和不对称电网电流 $[I_a \ I_b \ I_c]^T$ 分别分解成正序分量 $[U_a^p \ U_b^p \ U_c^p]^T$ 、 $[I_a^p \ I_b^p \ I_c^p]^T$ 与负序分量 $[U_a^N \ U_b^N \ U_c^N]^T$ 、 $[I_a^N \ I_b^N \ I_c^N]^T$, 不考虑零序分量。

以图 1 MMC 等效电路图作为参考, 推导电网电

压不对称时 MMC 相关特性, 图中 U_j 、 i_j ($j=a, b, c$) 为三相电网电压、电流, V_j ($j=a, b, c$) 为 MMC 输出电压, U_{dc} 为直流母线电压, R 、 L_s 为线路及换流器等效电阻及电感, L 为桥臂电感。

以电网电压为例, 在三相静止坐标系下三相电网电压电流可以表示为

$$U_j = U_j^P + U_j^N \quad (j = a, b, c) \quad (4)$$

$$I_j = I_j^P + I_j^N \quad (j = a, b, c) \quad (5)$$

将式(4)、式(5)正序和负序电压电流分别经过 clark 和 park 坐标变换, 得到在 $\alpha\beta$ 两相静止坐标系和 dq 两相同步旋转坐标系下的矢量形式为

$$\begin{cases} \bar{U} = \bar{U}^P + \bar{U}^N = U_\alpha^P + jU_\beta^P + U_\alpha^N + jU_\beta^N = \\ \quad \bar{U}_{dq}^P e^{j\omega t} + \bar{U}_{dq}^N e^{-j\omega t} \\ \bar{I} = \bar{I}^P + \bar{I}^N = I_\alpha^P + jI_\beta^P + I_\alpha^N + jI_\beta^N = \\ \quad \bar{I}_{dq}^P e^{j\omega t} + \bar{I}_{dq}^N e^{-j\omega t} \end{cases} \quad (6)$$

式中: \bar{U}^P 、 \bar{U}^N 、 \bar{I}^P 、 \bar{I}^N 分别为 $\alpha\beta$ 坐标系下正序和负序电压电流矢量形式; \bar{U}_{dq}^P 、 \bar{U}_{dq}^N 、 \bar{I}_{dq}^P 、 \bar{I}_{dq}^N 分别为 dq 坐标系下正序和负序电压电流矢量形式。

将电压电流负序分量经坐标变换到正序同步旋转坐标系下, 负序分量表达式为

$$\begin{cases} \bar{U}^N = \bar{U}_{dq}^N e^{-j\omega t} = (\bar{U}_{dq}^N e^{-j2\omega t}) e^{j\omega t} \\ \bar{I}^N = \bar{I}_{dq}^N e^{-j\omega t} = (\bar{I}_{dq}^N e^{-j2\omega t}) e^{j\omega t} \end{cases} \quad (7)$$

由式(7)可知, 负序电压电流分量在正序 dq 同步旋转坐标系下呈现出二倍频交流形式, 同理可知正序电压电流分量在负序 dq 同步旋转坐标系下, 同样将呈现二倍频交流形式。

在电网不对称故障下, 模块化多电平换流器 (MMC) 输出侧电压 V_j ($j=a, b, c$) 也可由正序电压和负序电压两种形式组成, 如式(8)所示。

$$V_j = V_j^P + V_j^N \quad (j = a, b, c) \quad (8)$$

依据对称分量法思想, 对不对称电网故障下换流器进行数学关系分析。可以得出不对称电网故障下 MMC 换流器在 abc 坐标系下交流电压电流数学模型为

$$\begin{cases} L_s \frac{dI_j^P}{dt} = U_j^P - RI_j^P - V_j^P \\ L_s \frac{dI_j^N}{dt} = U_j^N - RI_j^N - V_j^N \end{cases} \quad (j=a, b, c) \quad (9)$$

复功率可表示为

$$S = P + jQ = 1.5 E_s I^* \quad (10)$$

E_s 为电网电动势, 将式(9)通过 clark 坐标变换可以得到在 $\alpha\beta$ 坐标系下正序和负序电压、电流表达式如式(11)。

$$\begin{cases} L_s \frac{dI_\alpha^{PN}}{dt} = U_\alpha^{PN} - RI_\alpha^{PN} - V_\alpha^{PN} \\ L_s \frac{dI_\beta^{PN}}{dt} = U_\beta^{PN} - RI_\beta^{PN} - V_\beta^{PN} \end{cases} \quad (11)$$

交流侧系统复功率可表示为

$$S = (U_\alpha + jU_\beta)(I_\alpha + jI_\beta)^* = 1.5(P_0 + P_2) + j(Q_0 + Q_2) \quad (12)$$

式中: P_0 、 Q_0 分别为基波产生的有功和无功功率; P_2 、 Q_2 分别为二次谐波产生的有功和无功功率; 上式中 P_0 、 Q_0 、 P_2 、 Q_2 值的表达式如式(13)所示。

$$\begin{cases} P_0 = \frac{3}{2}(U_\alpha^P I_\alpha^P + U_\beta^P I_\beta^P + U_\alpha^N I_\alpha^N + U_\beta^N I_\beta^N) \\ Q_0 = \frac{3}{2}(U_\alpha^P I_\alpha^P - U_\beta^P I_\beta^P + U_\alpha^N I_\alpha^N - U_\beta^N I_\beta^N) \\ P_2 = \frac{3}{2}(U_\alpha^P I_\alpha^N + U_\beta^P I_\beta^N + U_\alpha^N I_\alpha^P + U_\beta^N I_\beta^P) \\ Q_2 = \frac{3}{2}(U_\beta^P I_\alpha^N - U_\alpha^P I_\beta^N + U_\alpha^N I_\alpha^P - U_\alpha^N I_\beta^P) \end{cases} \quad (13)$$

同理, 对式(11)利用 park 变换得到在 dq 旋转坐标系下正序分量和负序分量, 并且分别以角频率 ω 和 $-\omega$ 旋转, 由此得到正序和负序电压电流关系式为

$$\begin{cases} L_s \frac{dI_d^P}{dt} = U_d^P - RI_d^P - V_d^P - \omega L_s I_q^P \\ L_s \frac{dI_q^P}{dt} = U_q^P - RI_q^P - V_q^P + \omega L_s I_d^P \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} L_s \frac{dI_d^N}{dt} = U_d^N - RI_d^N - V_d^N + \omega L_s I_q^N \\ L_s \frac{dI_q^N}{dt} = U_q^N - RI_q^N - V_q^N - \omega L_s I_d^N \end{cases} \quad (15)$$

由上述可得交流系统复功率为

$$S = 1.5(e^{j\omega t} E_{dq}^P + e^{-j\omega t} E_{dq}^N)(e^{j\omega t} I_{dq}^N + e^{-j\omega t} I_{dq}^N)^* = (P_0 + P_{c2} \cos(2\omega t) + P_{s2} \sin(2\omega t)) + j(Q_0 + Q_{c2} \cos(2\omega t) + Q_{s2} \sin(2\omega t)) \quad (16)$$

式中: E_{dq}^P 为 dq 坐标系下电网电动势正序分量; P_0 、 Q_0 分别为基波产生的有功、无功功率; P_{c2} 、 Q_{c2} 分别为有功、无功功率余弦项二次谐波峰值; P_{s2} 、 Q_{s2} 分别为有功、无功功率正弦项二次谐波峰值。上式中 P_0 、 Q_0 、 P_{c2} 、 Q_{c2} 、 P_{s2} 、 Q_{s2} 值的表达式如式(17)

所示。

$$\begin{cases} P_0 = \frac{3}{2}(U_d^P I_d^P + U_q^P I_q^P + U_d^N I_d^N + U_q^N I_q^N) \\ Q_0 = \frac{3}{2}(U_q^P I_d^P - U_d^P I_q^P + U_q^N I_d^N - U_d^N I_q^N) \\ P_{c2} = \frac{3}{2}(U_d^P I_d^N + U_q^P I_q^N + U_d^N I_d^P + U_q^N I_q^P) \\ Q_{c2} = \frac{3}{2}(U_q^P I_d^N - U_d^P I_q^N + U_q^N I_d^P - U_d^N I_q^P) \\ P_{s2} = \frac{3}{2}(U_q^N I_d^P - U_d^N I_q^P - U_q^P I_d^N + U_d^P I_q^N) \\ Q_{s2} = \frac{3}{2}(U_d^N I_d^P + U_q^N I_q^P - U_d^P I_d^N - U_q^P I_q^N) \end{cases} \quad (17)$$

由上述公式推导可知, 在电网电压不对称时, 换流器 MMC 的输出功率中含有 2 倍频的谐波功率, 2 倍频分量的不均分将引起各个相单元子模块所存储总能量不相等, 进而引起各个相单元总电压波动程度不同, 桥臂环流主要是由总桥臂电压波动所激发产生的^[11-13], 因此 2 倍频率的谐波功率还将会带来直流侧母线电压/电流的 2 倍频率波动。

3 环流抑制控制模型

3.1 传统环流控制模型

图 3 所示为基于 PR 控制器的传统环流抑制模型^[6], i_{diff} 为桥臂环流, $I_{\text{dc}}/3$ 为桥臂环流直流分量, $u_{\text{diff_ref}}$ 为环流抑制电压参考值, 其输出桥臂环流 i_{diff} 可以表示为

$$i_{\text{diff}} = \frac{G(s)}{G(s) + sL_0 + R_0} \cdot \frac{I_{\text{dc}}}{3} \quad (18)$$

PR 控制器可以表示为

$$G(s) = k_p + k_r s / (s^2 + \omega_0^2) \quad (19)$$

将式(19)代入式(18)并考虑 $I_{\text{dc}}/3$ 为直流分量, 得

$$i_{\text{diff}} = \frac{k_p}{k_p + R_s} \cdot \frac{I_{\text{dc}}}{3} \quad (20)$$

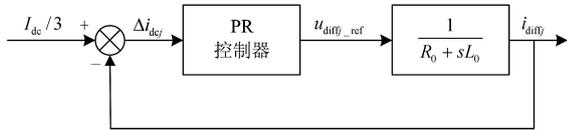


图 3 传统环流控制模型

Fig. 3 Traditional circulation control model

根据以上对传统环流控制模型的介绍, 可以得出以下结论:

1) 如果环流抑制策略没有投入, i_{diff} 应该有直

流电流分量和交流电流分量组成(由式(3)可知), u_{diff} 为 0 时 i_{diff} 为 0。

2) 如果环流抑制策略投入, 根据传统控制模型(图 3), 输出值 $i_{\text{diff}} \neq I_{\text{dc}}/3$ 。这就是说, 传统模型不能表示出输出值对输入的零误差跟踪。

上述对传统模型的描述是为了说明传统模型是不准确的, 不是说明环流控制策略是错误的, 控制模型不同于控制策略, 而是为了分析和设计控制策略。

3.2 精确环流控制模型

为了准确地揭示环流控制策略和 MMC 本身的性质和特点, 提出了一种新的控制模型, 如图 4 所示。

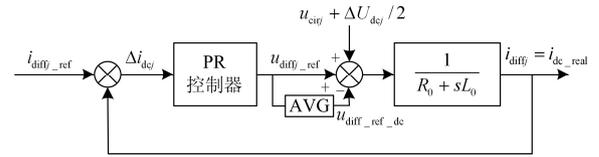


图 4 精确环流控制模型

Fig. 4 Precise circulation control model

图中: $i_{\text{diff}} = i_{\text{dcj}}$ 为环流参考值, “AVG” 为平均值运算, 为了得到 $i_{\text{diff}} = i_{\text{dcj}}$ 的直流分量; u_{cirj} 为等效交流电压源; ΔU_{dcj} 为等效直流电压源; 如果环流被抑制, $i_{\text{diff}} = i_{\text{dcj}}$ 。需要说明的是“AVG、 u_{cirj} 、 ΔU_{dcj} ”并不是必须增加到环流抑制策略中的变量, 这些变量是为了建立精确的模型来揭示 MMC 的固有特性。假设环流 $i_{\text{cirj_real}}$ 已知, 那么 u_{cirj} 可以表示为

$$\begin{cases} u_{\text{cirj}} = \sum_{n=2,4} u_{nj}(s) = (sL_0 + R_0) i_{\text{cirj_real}} \\ \Delta U_{\text{dcj}} = U_{\text{dc}} - \bar{u}_{pj} - \bar{u}_{nj} = 2R_0 i_{\text{dcj_real}} \end{cases} \quad (21)$$

式中: u_{nj} 为 n (主要为 2 次) 次谐波电压; $i_{\text{cirj_real}}$ 为没有抑制前的环流; \bar{u}_{pj} 和 \bar{u}_{nj} 为 u_{pj} 和 u_{nj} 中的直流分量。

如图 4 所示, 如果环流抑制策略没有投入, 那么 $u_{\text{diff_ref}}$ 和 $u_{\text{diff_ref_dc}}$ 为 0, 得

$$i_{\text{diff}} = (u_{\text{cirj}} + \Delta U_{\text{dcj}}/2) / (sL_0 + R_0) = i_{\text{dcj_real}} + i_{\text{cirj_real}} \quad (22)$$

如果环流抑制策略投入, 得

$$i_{\text{diff}} = \underbrace{\frac{u_{\text{cirj}}}{G(s) + sL_0 + R_0}}_{\text{首项}} + \underbrace{\frac{G(s)}{G(s) + sL_0 + R_0} i_{\text{diff_ref}}}_{\text{第二项}} - \underbrace{\frac{u_{\text{diff_ref_dc}}}{G(s) + sL_0 + R_0}}_{\text{第三项}} + \underbrace{\frac{\Delta U_{\text{dcj}}}{2(G(s) + sL_0 + R_0)}}_{\text{第四项}} \quad (23)$$

由于谐振频率下 $G(s)$ 为无穷大, 首项等于零,

如果 i_{diff_ref} 、 $u_{diff_ref_dc}$ 和 ΔU_{dcj} 都为直流分量, $G(s)$ 在后三项中等效为 k_p 。根据图 4 所示直流分量 $u_{diff_ref_dc} = k_p \Delta i_{dcj}$, 所以式(23)可以表示为

$$i_{diff} = \frac{k_p}{k_p + R_0} (i_{diff_ref} - \Delta i_{dcj}) + \frac{\Delta U_{dcj}}{2(k_p + R_0)} \quad (24)$$

当环流抑制后可知 $i_{diff_ref} - \Delta i_{dcj} = i_{dcj_real}$, 将式(22)代入式(24), 得到

$$i_{diff} = i_{dcj_real} \quad (25)$$

根据上式可知:

1) 如果环流抑制策略没有投入, i_{diff} 中包含直流分量 i_{dcj_real} 和交流环流分量 i_{cif_real} 。

2) 如果环流抑制策略投入, 根据式(25)环流全部清除, 环流 i_{diff} 中只存在直流分量 i_{dcj_real} 。

由上述分析可知, 提出的精确环流控制模型始终符合环流抑制分析实际情况, 揭示了 MMC 固有特性。该模型同时揭示了环流基准值和其他状态变量之间的关系, 纠正和完善对目前环流抑制策略的理解和应用。

4 抑制直流母线电压二次谐波控制

4.1 不对称电网电压下桥臂环流组成

当电网电压不对称时, 相单元的瞬时能量由直流分量和 2 倍频正序分量、负序分量和零序分量组成。由此桥臂环流表达式为

$$i_{diff} = I_{dcj} + I_{2j}^+ \sin(2\omega_0 t + \theta_{2j}^+) + I_{2j}^- \sin(2\omega_0 t + \theta_{2j}^-) + I_{2j}^0 \sin(2\omega_0 t + \theta_{2j}^0) \quad (26)$$

式中: I_{dcj} 为直流分量; I_{2j}^+ 、 I_{2j}^- 和 I_{2j}^0 分别为正序、负序和零序环流分量。

如图 5 所示, 正序、负序和零序环流会在桥臂中产生正序、负序和零序电压, 虽然正序和负序环流的存在增大了桥臂电流的峰值和有效值, 增加了桥臂损耗且增大电容电压波动幅值, 但三者之间相互抵消, 并不会影响 MMC 直流侧, 零序环流同样增加桥臂损耗, 并且还会流入到直流侧, 如图 6 所示, 使直流电流产生 2 倍频波动, 并通过直流线路传播到对端换流站, 影响其正常运行^[14-17]。

4.2 环流抑制策略

在原有环流抑制策略的基础上为了消除直流电压二次谐波波动, 提出一种零序环流抑制控制器。

零序环流抑制器如图 7 所示, 假设桥臂环流中仅考虑零序环流和直流分量, 直流电压可表示为

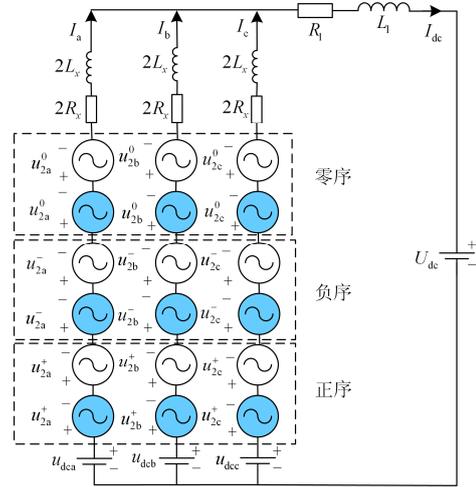


图 5 不对称电网电压下 MMC 加抑制策略后等效电路
Fig. 5 Equivalent circuit after MMC suppression strategy under unbalanced grid voltage

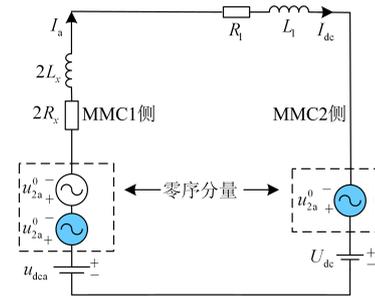


图 6 零序电流分量等效电路
Fig. 6 Equivalent circuit of zero sequence current

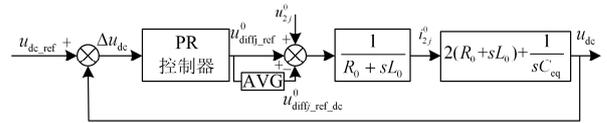


图 7 零序环流抑制器
Fig. 7 Zero sequence current suppression

$$u_{dc} = u_{jp} + u_{jn} + 2R_0(I_{dcj} + i_{2j}^0) + 2L_0 \frac{d(I_{dcj} + i_{2j}^0)}{dt} \quad (27)$$

式中: $u_{jp} + u_{jn}$ 为上下桥臂子模块电压之和; i_{2j}^0 为零序环流分量。

假设每相中等效电容为 C_{eq} , 那么 $u_{jp} + u_{jn}$ 可表示为

$$u_{jp} + u_{jn} = \int (I_{dcj} + i_{2j}^0) dt + u'_{dcj} \quad (28)$$

式中, u'_{dcj} 为初始电压。

零序环流抑制器核心思想是通过补偿桥臂零序环流分量产生的零序电压来消除环流中零序分量, 该环流控制器输入为直流电压, 经 PR 控制器计算

出零序电压补偿量, 进而对零序环流进行抑制, 降低直流电压波动。

5 仿真分析

为验证本文所提环流抑制策略的正确性, 在 Matlab 中搭建如图 8 所示 ± 100 kV/300 MW MMC-HVDC 两端仿真模型。图 9 为 MMC 两端控制策略框图, MMC1 采用零序环流抑制策略, 将直流电压 U_{dc} 作为零序环流抑制器的输入。其主系统参数见表 1。

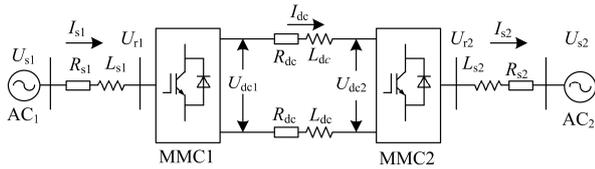


图 8 MMC-HVDC 系统框图

Fig. 8 MMC-HVDC system diagram

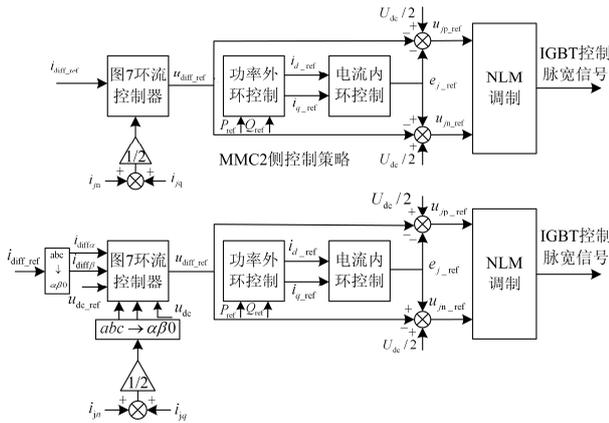


图 9 两端 MMC 控制策略框图

Fig. 9 MMC control strategy block diagram of both sides

表 1 系统参数

Table 1 System parameters

参数项	参数值
直流母线电压/kV	200
直流功率/MW	300
空载调制度	0.85
网侧线电压有效值/kV	230
桥臂子模块数	125
电容额定工作电压/kV	1.6
无功提供能力/Mvar	100
子模块直流电容/mF	9.7
联结变压器容量/MVA	340
联结变压器变比/kV	230/104.12
桥臂电抗器电感值/mH	(29±3)%

图 8 为 MMC-HVDC 系统框图, MMC1 为整流器(送端), MMC2 为逆变器(受端), MMC-HVDC 可以实现功率的双向流动, 也可以 MMC2 作为送端, MMC1 作为受端, 实现潮流反转。图中: U_{s1} 、 U_{r1} 、 I_{s1} 分别为送端电网输出和整流器输入电压、电流; U_{s2} 、 U_{r2} 、 I_{s2} 分别为受端电网输入和逆变器输出电压、电流; R_{s1} 、 L_{s1} 及 R_{s2} 、 L_{s2} 分别为两侧换流器及线路等效电阻和电感, R_{dc} 、 L_{dc} 分别为直流线路等效电阻和电感; U_{dc1} 、 U_{dc2} 分别为母线两端直流电压; I_{dc} 为直流母线电流。

5.1 电网电压平衡时仿真分析

仿真系统中功率设置为: 定功率站定有功功率为 300 MW, 无功功率为 100 Mvar, 定电压站定电压为 ± 100 kV, 无功功率为 0 Mvar。首先对电网电压平衡时仿真, 仿真过程为 0.3 s 时刻定功率站定有功功率为 300 MW, 无功功率为 100 Mvar, 此时环流抑制未使能, 0.6 s 时刻, 环流抑制使能, 0.9 s 时刻潮流反转, 设置定有功功率为 -300 MW, 仿真结果如图 10 所示, 观察网侧三相电压波形(a)、网侧三相电流波形(b)、直流电流(c)、联结变网侧有功和无功功率波形(d)、A 相上桥臂子模块电容电压(e)、桥臂环流波形(f)。

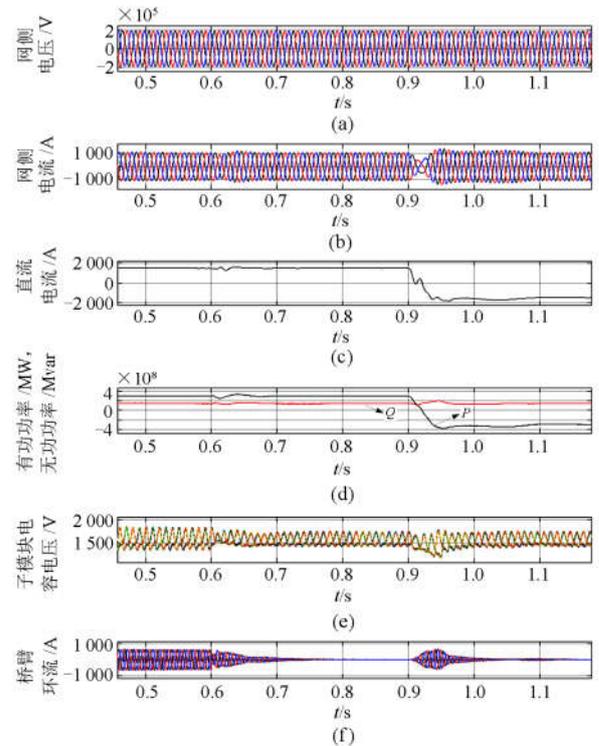


图 10 电网电压对称时 MMC 输出波形

Fig. 10 MMC output waveform on network voltage symmetric

0.3~0.6 s 期间, 环流控制器未使能, 此时环流峰值到 800 A 左右。0.6 s 时刻, 环流抑制器使能,

可以看出, 2 倍频环流得到了有效抑制, 子模块电容电压波动也显著降低, 0.9 s 时刻功率反转, 功率反转引起网侧电流、子模块电容电压、桥臂环流波动, 功率反转结束后趋于稳定。

5.2 电网电压不对称时仿真分析

0.45 s 之前, 电网电压处于对称状态, 环流抑制器未使能, 0.45 s 时刻 a 相电网电压跌落 50%, 此时有功功率为 300 MW, 无功功率为 100 Mvar。0.6 s 时刻传统环流抑制器使能, 仿真结果如图 11 所示, 观察此时网侧电网相电压(a)、直流电压(b)、子模块电容电压(c)、桥臂环流二倍频分量(d)、桥臂环流零序分量(e)。

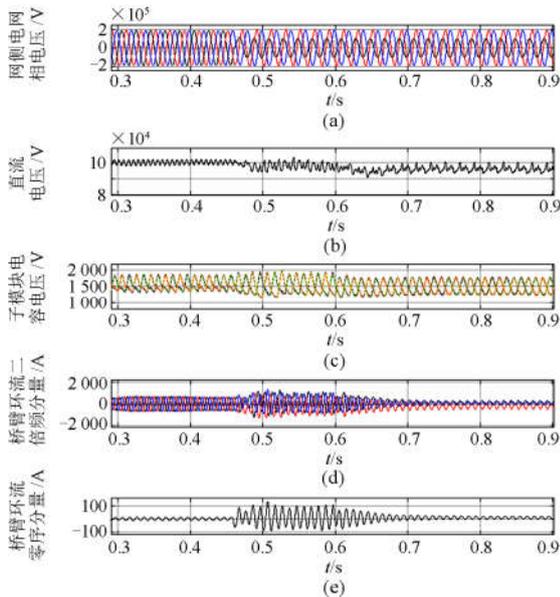


图 11 传统环流抑制时 MMC 输出波形

Fig. 11 MMC output waveform during conventional circulation suppression

采用本文所提环流抑制策略对上述运行工况进行仿真。0.6 s 时刻本文所提环流抑制器使能, 仿真结果如图 12 所示, 观察此时网侧电网相电压(a)、直流电压(b)、子模块电容电压(c)、桥臂环流二倍频分量(d)、桥臂环流零序分量(e)。

对比本文所提环流抑制策略与传统环流抑制策略仿真结果, 传统环流抑制策略对 2 倍频负序环流进行了有效抑制, 但环流中仍存在零序环流, 0.6 s 时刻传统环流抑制器使能, 直流电压仍存在较大波动, 0.6 s 时刻本文所提环流抑制器使能, 直流电压波动明显减少, 并趋于稳定, 桥臂环流零序分量也得到了有效抑制。仿真结果表明本文所提环流控制策略既能对 2 倍频负序环流进行抑制, 也可以对 2 倍频零序环流进行抑制, 直流电压波动随之消失。

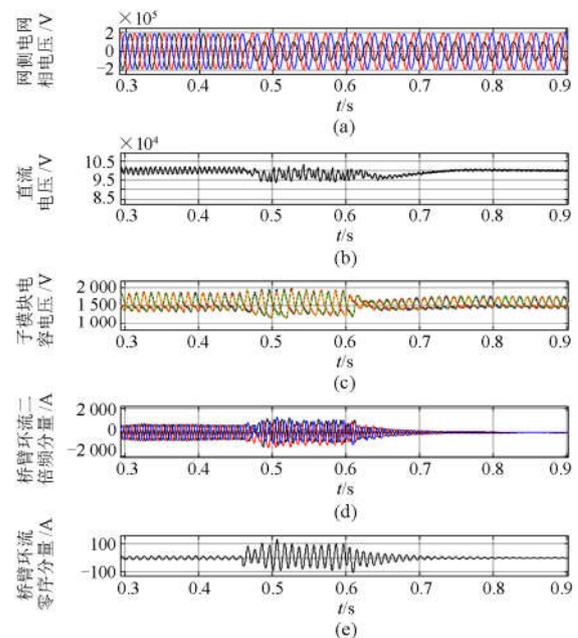


图 12 本文所提环流抑制 MMC 输出波形

Fig. 12 MMC output waveform in this paper circulation suppression

6 结论

本文首先分析了 MMC-HVDC 电网电压不对称时相关特性, 指出当电网电压不对称时 MMC 内部环流中除了 2 倍频负序环流外, 还会产生正序、零序环流分量, 并且零序环流分量将会引起直流侧电压/电流 2 倍频波动。针对上述问题, 提出了精确环流控制模型, 有助于分析和设计环流抑制策略。在此基础上, 设计了零序环流抑制策略, 并搭建±100 kV/300 MW MMC-HVDC 仿真模型, 通过仿真分析得出, 该环流抑制策略在电网对称或不对称时都可以使用, 并且当电网电压不对称时, 可有效降低直流电压 2 次波动, 极大地提高了电网故障穿越能力。但是上述仅对一种工况进行仿真, 未来需对不同工况下进一步仿真验证本文所提出精确环流抑制模型, 并依据本文所提精确环流抑制模型优化环流抑制策略。

参考文献

[1] 梁莹玉, 张涛, 刘建政, 等. 不平衡电网电压下模块化多电平换流器的环流抑制策略[J]. 电工技术学报, 2016, 31(9): 120-128.
LIANG Yingyu, ZHANG Tao, LIU Jianzheng, et al. A circulating current suppressing method for modular multilevel converter under unbalanced grid voltage[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(9): 120-128.

[2] 班明飞, 申科, 王建曩, 等. 基于准比例谐振控制的

- MMC 新型环流抑制器[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(11): 85-89.
- BAN Mingfei, SHEN Ke, WANG Jianze, et al. A novel circulating current suppressor for modular multilevel converters based on quasi-proportional-resonant control[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(11): 85-89.
- [3] 徐政. 柔性直流输电系统[M]. 2 版. 北京: 机械工业出版社, 2017: 114-130.
- [4] 屠卿瑞, 徐政, 郑翔, 等. 模块化多电平换流器型直流输电内部环流机理分析[J]. 高电压技术, 2010, 36(2): 547-552.
- TU Qingrui, XU Zheng, ZHENG Xiang, et al. Mechanism analysis on the circulating current in modular multilevel converter based HVDC[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(2): 547-552.
- [5] 行登江, 吴金龙, 杨美娟, 等. 模块化多电平换流器多维度建模方法研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(22): 108-115.
- XING Dengjiang, WU Jinlong, YANG Meijuan, et al. Study on multi-dimension model of modular multilevel converter[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(22): 108-115.
- [6] 张建坡, 赵成勇, 敬华兵. 比例谐振控制器在 MMC-HVDC 控制中仿真研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(21): 53-61.
- ZHANG Jianpo, ZHAO Chengyong, JING Huabing. Simulating research of proportional resonant controllers in MMC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(21): 53-61.
- [7] 褚衍超. 基于 MMC-HVDC 的海上风电场不对称电网下低电压穿越研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2015.
- CHU Yanchao. Research on low voltage ride-through technology under unbalanced grid situations for integrating offshore wind farms via MMC-HVDC[D]. Changsha: Hunan University, 2015.
- [8] 宋平岗, 吴继珍, 皱欢. 电网电压不平衡时模块化多电平换流器直接功率补偿控制策略[J]. 高电压技术, 2016, 42(7): 2183-2391.
- SONG Pinggang, WU Jizhen, ZOU Huan. Direct power compensation control strategy for modular multilevel converter under unbalanced grid voltage conditions[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(7): 2183-2391.
- [9] 刘英培, 潘肫肫, 栗然, 等. 不对称电网电压下 MMC-HVDC 系统功率波动抑制策略研究[J]. 电测与仪表, 2017, 54(2): 18-24.
- LIU Yingpei, PAN Feifei, LI Ran, et al. Study on power fluctuation suppression strategy of MMC-HVDC system under unbalanced grid voltage[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2017, 54(2): 18-24.
- [10] ROOSTAEE S, THOMAS M S, MEHFUZ S. Experimental studies on impedance based fault location for long transmission lines[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(2): 169-177. DOI: 10.1186/s41601-017-0048-y.
- [11] 孔明, 汤广福, 贺之渊, 等. 不对称交流电网下 MMC-HVDC 输电系统的控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(28): 41-49.
- KONG Ming, TANG Guangfu, HE Zhiyuan, et al. A control strategy for modular multilevel converter based HVDC of unbalanced AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(28): 41-49.
- [12] 李国庆, 谭龙, 王振浩, 等. 单相接地故障对换流器内部环流影响的研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(3): 1-7.
- LI Guoqing, TAN Long, WANG Zhenhao, et al. Research of the influence on the circulation for AC system single-phase ground fault[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(3): 1-7.
- [13] TU Qingrui, XU Zheng, CHANG Yong, et al. Suppressing DC voltage ripples of MMC-HVDC under unbalanced grid conditions[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(3): 1332-1338.
- [14] MOON J, PARK J, KANG D, et al. A control method of HVDC-modular multilevel converter based on arm current under the unbalanced voltage condition[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(2): 529-536.
- [15] 庄良文, 张彦兵, 荆雪记, 等. 基于 RTDS 仿真的 MMC_UPFC 串联侧间接电流控制研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(16): 56-62.
- ZHUANG Liangwen, ZHANG Yanbing, JING Xueji, et al. Simulation research of MMC_UPFC indirect current control strategy based on RTDS[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(16): 56-62.
- [16] 马文忠, 江丽丽, 李林欢, 等. 模块化多电平变换器容错运行环流抑制策略[J]. 高电压技术, 2014, 40(11): 3513-3518.
- MA Wenzhong, JIANG Lili, LI Linhuan, et al. Circulating current suppressing strategy of modular multilevel converter in fault-tolerant control mode[J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(11): 3513-3518.
- [17] 韩子娇, 高凯, 王朝斌, 等. 无换流变 MMC-HVDC 的零序电流影响机理分析与抑制[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(12): 67-73.
- HAN Zijiao, GAO Kai, WANG Chaobin, et al. Zero sequence current effect mechanism analysis and suppression for the transformerless MMC-HVDC system[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(12): 67-73.

收稿日期: 2017-06-06; 修回日期: 2017-09-19

作者简介:

张磊(1989—), 男, 通信作者, 硕士, 工程师, 研究方向为柔性直流输电系统分析与设计; E-mail: zlei_zhlei@163.com

范彩云(1973—), 女, 硕士, 高级工程师, 研究方向为电力电子技术在高压直流输电领域的应用。

(编辑 魏小丽)