

DOI: 10.7667/PSPC171831

基于内模控制的 MMC-HVDC 海上风电场 不对称电网下的保护策略

陈燕红¹, 李世军², 李延平², 谢卫才²

(1. 湖南机电职业技术学院电气工程学院, 湖南 长沙 410151; 2. 湖南工程学院电气信息学院
风力发电机组及控制湖南省重点实验室, 湖南 湘潭 411101)

摘要: 为解决基于 MMC-HVDC 的海上风电场在不对称电网故障下普遍存在的低电压穿越问题, 提出了一种基于 PI 电压外环和内模电流内环的新型控制策略及辅助保护方案。首先分析了不对称电网故障下 MMC 换流器运行特性, 在 $\alpha\beta$ 两相静止坐标系下建立了三相不对称电网下 MMC 换流器的数学模型。然后以抑制负序电流为控制目标在 $\alpha\beta$ 两相静止坐标系下基于内模控制器设计了系统控制策略, 同时针对两相故障时由于 MMC 限流所导致的母线电压抬升问题, 提出了基于直流泄放回路的系统辅助保护方案。最后在 Matlab/Simulink 仿真平台上对单相接地和两相接地短路两种不平衡故障工况下的控制系统性能进行仿真分析。仿真结果表明, 所提的控制策略和辅助保护方案可以保证基于 MMC-HVDC 的海上风电场在电网不对称故障下实现低电压穿越运行, 有效地提高了海上风电场的低电压穿越能力。

关键词: 海上风电场; 不平衡电网故障; 低电压穿越; 模块化多电平变流器; 内模控制

Internal model control based protection strategy for MMC-HVDC offshore wind farm under unbalanced grid

CHEN Yanhong¹, LI Shijun², LI Yanping², XIE Weicai²

(1. School of Electrical Engineering, Hunan Mechanical & Electrical Polytechnic, Changsha 410151, China;
2. Hunan Provincial Key Laboratory of Wind Generator and Its Control, College of Electrical &
Information Engineering, Hunan Institute of Engineering, Xiangtan 411101, China)

Abstract: To solve the universal low voltage ride-through problem of the offshore wind farm based on MMC-HVDC under unbalanced grid fault, a new control strategy by combining PI voltage outer loop and internal model current inner loop is proposed along with the auxiliary protection scheme. First, the performance characteristic of Modular Multilevel Converter (MMC) under unbalanced grid fault is analyzed, the mathematical mode of MMC in $\alpha\beta$ two-phase static coordinate is established. Then, the system control strategy based on Internal Model Control (IMC) method is designed in the aforementioned coordinate to suppress negative sequence current, meanwhile, aimed at the busbar voltage rise problem caused by MMC current-limiting feature in the case of two-phase grounding fault, the system auxiliary protection scheme based on DC discharge circuit is developed. Finally, the simulation model is established in Matlab/Simulink under the unbalanced operating condition of one- and two-phase grounding fault. Results indicate that the proposed control strategy and auxiliary protection scheme can ensure the offshore wind farm based on MMC-HVDC to implement the low voltage ride-through running even under the unbalanced grid fault, the low voltage ride-through capability of offshore wind farm is improved effectively.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 61673164).

Key words: offshore wind farms; unbalanced grid faults; low voltage ride-through; modular multilevel converter; internal model control

0 引言

海上风力发电, 是一种将风电场建设在海面

上, 利用海风进行发电的风力发电形式。海上风力发电与陆上风力发电相比, 有着风资源丰富、风速更高更稳定的优势, 在不久的将来海上风力发电规模将会有长足的发展。但风电场的大规模并网会影响电力系统的正常运行, 这促使电力系统对风电场

并网提出了更多的要求^[1]。由于 MMC 自身拓扑结构上的优势,使得基于 MMC-HVDC 技术被广泛运用于海上风电场并网^[2-3]。

针对基于 MMC-HVDC 的海上风电场并网点故障情况下的低电压穿越技术,目前相关研究还很少^[4-7]。文献[4-5]针对采用基于 MMC-HVDC 的海上风电场低电压穿越技术进行了研究,为解决不对称电网故障下的低电压穿越问题,采用基于 dq 旋转坐标系下的 PI 正负序分解控制方法,将抑制负序电流作为控制目标进行控制系统设计。在不对称电网故障下,采用 PI 控制器的系统控制策略虽然可以实现对负序电流和母线电压二次谐波的抑制,但控制方案需要利用 4 个 PI 内环控制器对正负序电流分别控制,并且正负序电流内环有交叉耦合相,需要进行前馈交叉解,无疑增加了控制系统的复杂度。此外基于 dq 旋转坐标系的控制方案,在进行 park 变换时,需要采样电网电压定向角,为此需要设计不对称电网下的锁相环,在电网发生不对称故障过程时,并网点附近电压电流是复杂多变的,采样过程中可能会发生锁相环锁相失败或者锁相偏差等问题,从而影响控制系统的控制性能。文献[6]针对不对称电网故障下环流问题,提出了基于 PR 控制器和瞬时功率理论的控制方案,有效地抑制了环流以及 MMC 直流电压、电流功率中的二次分量。该控制方案通过在两相静止坐标系下设计 PR 电流内环,省去了交叉解耦环节,大大简化了控制难度,但 PR 控制对电网非基频干扰的抑制能力较弱,鲁棒性不强。

针对以上控制方案的不足,本文采用基于内模控制器对海上风电场电网不对称故障下以抑制负序电流为控制目标对系统控制策略进行优化设计。由于基于 $\alpha\beta$ 静止坐标系的换流器控制系统不需要电网电压定向角,所以不存在因锁相偏差或者失败等问题而影响系统控制性能的情况。此外由 MMC 换流器在 $\alpha\beta$ 坐标系下的电流电压关系可知, $\alpha\beta$ 两轴对应的电压电流信号不存在交叉耦合关系,无需额外设计前馈补偿解耦控制,大幅降低了控制系统的复杂度。同时基于内模控制器的电流内环控制方案可以实现对交流信号无静差追踪,对于 $\alpha\beta$ 坐标系下的正负序电流利用一个内模控制器即可实现对内环电流的控制,简化了内环控制器设计的复杂度^[8]。本文针对基于 MMC-HVDC 的海上风电场交流并网点发生不对称故障情况下提高风电场低压穿越能力的控制策略进行研究,首先对交流并网点发生不对称故障情况下网侧 MMC 换流器的运行特性进行分析,为保证系统稳定运行、提高风电场低电压穿

越能力,采用了基于内模控制器以抑制负序电流为控制目标的内环电流控制策略,并提出了基于直流泄放回路的系统辅助保护方案,最后在 Matlab/Simulink 仿真平台上搭建了双馈风电场基于 MMC-HVDC 联网的海上风电场仿真模型,对所提控制策略进行仿真验证。

1 联网点不对称故障下 MMC 内模控制策略

对于基于 MMC-HVDC 并网的海上风电场,当 MMC-HVDC 并网点发生不平衡故障时,如果不对其进行有效地控制,将有可能导致整个风电场解列,从而导致交流大电网的振荡甚至崩溃。本文以抑制负序电流为控制目标,在 $\alpha\beta$ 两相静止坐标系下基于内模控制器设计了系统电流控制策略,使得三相电流为对称正弦量,从而将电流不平衡对系统的影响降到最低,有效提高系统的低电压穿越能力。

1.1 不对称电网下 MMC 的数学模型

基于 MMC-HVDC 的海上风电场网侧换流器拓扑结构如图 1 所示。

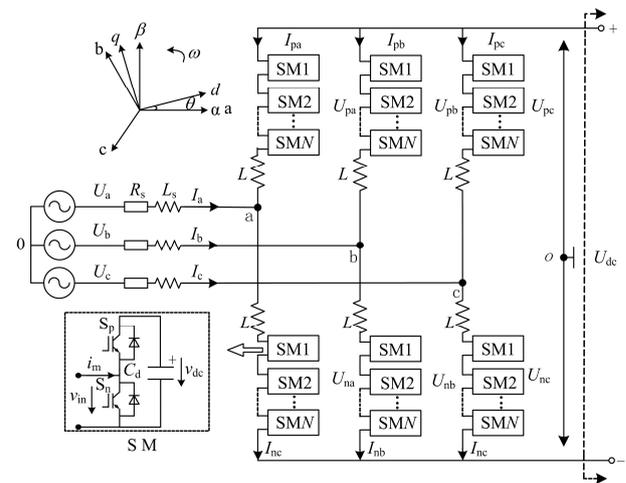


图 1 MMC-HVDC 网侧换流器拓扑结构

Fig. 1 Topology of MMC-HVDC grid-side converter

基于 MMC-HVDC 的海上风电场网侧换流器采用三相无中线进线方式,在这种情形下,不平衡电压 $[U_a \ U_b \ U_c]^T$ 与不平衡电流 $[I_a \ I_b \ I_c]^T$ 可运用对称分量法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 $[U_a^n \ U_b^n \ U_c^n]^T$ 、 $[I_a^n \ I_b^n \ I_c^n]^T$,而没有零序分量。

图 1 中 U_k 、 $I_k(k=a, b, c)$ 为电网电压、电流, U_{dc} 为直流母线电压, R_s 、 L_s 为线路等效电阻及电感, L 为 MMC 桥臂电感。 U_{pk} 、 U_{nk} 及 I_{pk} 、 I_{nk} 为上下桥臂等效电压源电压及电流。则对下桥臂由基尔霍夫电压和电流定律可得^[9]

$$\begin{cases} U_k - \left(\frac{U_{dc}}{2} - U_{pk}\right) = -L \frac{dI_{pk}}{dt} + RI_k + L_s \frac{dI_k}{dt} \\ U_k - \left(-\frac{U_{dc}}{2} + U_{nk}\right) = L \frac{dI_{nk}}{dt} + RI_k + L_s \frac{dI_k}{dt} \\ I_k = I_{nk} - I_{pk} \end{cases} \quad (1)$$

令 $V_k = (U_{nk} - U_{pk})/2$, $L_0 = L/2 + L_s$, 结合式(1)易得并网节点发生不平衡故障时系统模型为

$$\begin{cases} L_0 \frac{dI_k^P}{dt} = U_k^P - RI_k^P - V_k^P \\ L_0 \frac{dI_k^N}{dt} = U_k^N - RI_k^N - V_k^N \end{cases} \quad (2)$$

式中: V_k 为 MMC 交流侧输出电压; L_0 和 R 为系统网侧换流站等效电感和电阻。

在 $\alpha\beta$ 坐标下, 将电压电流分解为正序分量和负序分量如式(2)所示。

$$\begin{cases} U_{\alpha\beta} = U_{\alpha\beta}^P + U_{\alpha\beta}^N \\ V_{\alpha\beta} = V_{\alpha\beta}^P + V_{\alpha\beta}^N \\ I_{\alpha\beta} = I_{\alpha\beta}^P + I_{\alpha\beta}^N \end{cases} \quad (3)$$

则根据图 1 给出的坐标变化关系图, 通过 Clark 变换可以得到在 $\alpha\beta$ 坐标下, 正负序电压电流关系为

$$\begin{cases} L_0 \frac{dI_{\alpha}^{P,N}}{dt} = U_{\alpha}^{P,N} - RI_{\alpha}^{P,N} - V_{\alpha}^{P,N} \\ L_0 \frac{dI_{\beta}^{P,N}}{dt} = U_{\beta}^{P,N} - RI_{\beta}^{P,N} - V_{\beta}^{P,N} \end{cases} \quad (4)$$

系统复功率为

$$S = (U_{\alpha} + jU_{\beta})(I_{\alpha} + jI_{\beta})^* = 1.5(P_0 + P_2) + j(Q_0 + Q_2) \quad (5)$$

式(5)中: P_0 、 Q_0 为基波有功功率、无功功率; P_2 、 Q_2 为二次谐波有功功率、无功功率, 如式(6)所示。

$$\begin{cases} P_0 = \frac{3}{2}(U_{\alpha}^P I_{\alpha}^P + U_{\beta}^P I_{\beta}^P + U_{\alpha}^N I_{\alpha}^N + U_{\beta}^N I_{\beta}^N) \\ Q_0 = \frac{3}{2}(U_{\beta}^P I_{\alpha}^P - U_{\alpha}^P I_{\beta}^P + U_{\beta}^N I_{\alpha}^N - U_{\alpha}^N I_{\beta}^N) \\ P_2 = \frac{3}{2}(U_{\alpha}^P I_{\alpha}^N + U_{\beta}^P I_{\beta}^N + U_{\alpha}^N I_{\alpha}^P + U_{\beta}^N I_{\beta}^P) \\ Q_2 = \frac{3}{2}(U_{\beta}^P I_{\alpha}^N - U_{\alpha}^P I_{\beta}^N + U_{\beta}^N I_{\alpha}^P - U_{\alpha}^N I_{\beta}^P) \end{cases} \quad (6)$$

1.2 基于内模控制器的电流控制策略

内模控制(Internal Model Control, IMC)是一种基于过程数学模型进行控制器设计的新型控制方式, 具有结构简单、跟踪调控性能好、鲁棒性强等优点, 被广泛应用于非线性系统控制领域^[10-11]。图 2 为内模控制结构框图。图中, $R(s)$ 、 $Y(s)$ 分别为系统输入和输出信号, $C_M(s)$ 为内模控制器, $G(s)$ 为控

制对象, $M(s)$ 为控制对象的内模, $D(s)$ 为扰动, $d(s)$ 为系统输出 $Y(s)$ 与内模输出 $Y_m(s)$ 之差。

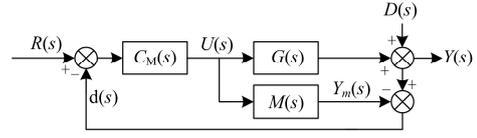


图 2 内模控制结构图

Fig. 2 Control structure of IMC

可将图 2 等价变换为图 3 所示的内模控制等效控制框图, 其中 $F(s)$ 为反馈控制器。

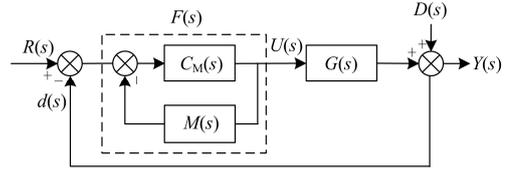


图 3 内模控制等效控制框图

Fig. 3 Equivalent control structure of IMC

由图 3 可得反馈控制器和内模控制器的关系为

$$F(s) = \frac{C_M(s)}{1 - C_M(s)M(s)} \quad (7)$$

由式(4)可得 $\alpha\beta$ 两相静止坐标下的 MMC 电流电压关系模型为

$$\begin{bmatrix} I_{\alpha} \\ I_{\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{sL_0 + R} & 0 \\ 0 & \frac{1}{sL_0 + R} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{\alpha} - V_{\alpha} \\ U_{\beta} - V_{\beta} \end{bmatrix} \quad (8)$$

如果输入 $R(s)$ 为 MMC 电流给定 $R(s) = [i_{\alpha}^* \ i_{\beta}^*]^T$, $U(s)$ 为 MMC 输出电压, 则 $Y(s)$ 为交流侧输出电流, 则有

$$Y(s) = U(s)G(s) \quad (9)$$

由内模控制器的性质^[12-14], 若模型与控制对象(MMC)匹配时, 选择 $C_M(s) = M^{-1}(s)$, 可对输入进行无偏差跟踪, 因此令

$$C_M(s) = M^{-1}(s) = \begin{bmatrix} sL_0 + R & 0 \\ 0 & sL_0 + R \end{bmatrix} \quad (10)$$

由式(10)可知, $C_M(s)$ 的形式在实际控制中是无法实现的, 因此必须引入反馈低通滤波器。在 $\alpha\beta$ 静止坐标系中, MMC 电流内环的指令信号是以基波角频率变化的正弦波信号, 因此引入的滤波器应使内模控制器对其无静差跟随。鉴于此, 引入低通滤波器 $L(s) = (n\lambda s + 1)/(\lambda s + 1)^n$, 其中 $1/\lambda$ 为滤波器的截止频率。

为降低系统的复杂度, 文中选取 $n=2$, 此时

$$F(s) = \frac{(2\lambda s + 1)(L_0 s + R)}{\lambda^2 s^2} \quad (11)$$

文中所设计的 MMC 换流器采用基于载波移相技术的电容电压平衡控制策略^[15-16], 结合式(4)和式(11), 以网侧 MMC 换流器 α 轴电流为例展开分析。考虑到电流采样延时和载波移相 PWM 调制的小惯性特性, 设计电流内环控制结构如图 4 所示, β 轴电流及风机侧 MMC 换流器 $\alpha\beta$ 电流的控制亦可作相同分析。

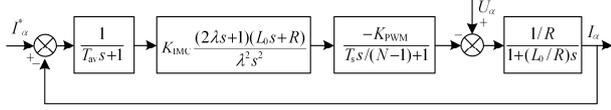


图 4 内模控制电流内环结构图

Fig. 4 Structure diagram of IMC current loop

图 4 中 T_{av} 为电流采样周期, T_s 为开关频率, K_{IMC} 为内模控制器增益调节因子, N 为 MMC 每个桥臂子模块的个数。

2 系统控制器设计

通过对三相 MMC 建模分析, 对于三相不对称电网, 可以将其分解成正负序对称电网, 然后使用对称电网下的控制策略来进行控制策略的设计。由式(6)可以看出, 三相不对称系统中由于负序电流的存在, 会导致系统中含有二次有功谐波 P_2 , 这会导致直流母线电压不稳定, 同时负序电流和正序电压的乘积项中, 还会导致系统输入功率中含有二次无功功率 Q_2 , 无功功率的存在对整个电网都是有影响的。由此可以看出负序电流的存在会严重影响风电场低电压穿越技术的实现。

鉴于以上分析, 本文针对电网不平衡故障下以抑制负序电流为控制目标对网侧 MMC 换流器进行控制, 使得三相电流为对称正弦量, 从而降低电流不平衡对系统的影响, 提高系统的故障穿越能力。

在 $\alpha\beta$ 两相静止坐标系下, 为抑制负序电流 I_α^N 和 I_β^N , 可令 $I_\alpha^N = 0$, $I_\beta^N = 0$ 并代入式(6), 在只考虑基波功率分量的情况下可得

$$\begin{cases} P_0 = \frac{3}{2}(U_\alpha^P I_\alpha^P + U_\beta^P I_\beta^P) \\ Q_0 = \frac{3}{2}(U_\beta^P I_\alpha^P - U_\alpha^P I_\beta^P) \end{cases} \quad (12)$$

根据式(12)易得

$$\begin{cases} I_\alpha^P = \frac{2(U_\alpha^P P_0 + U_\beta^P Q_0)}{3(U_\alpha^{P2} + U_\beta^{P2})} \\ I_\beta^P = \frac{2(U_\beta^P P_0 - U_\alpha^P Q_0)}{3(U_\alpha^{P2} + U_\beta^{P2})} \end{cases} \quad (13)$$

由式(13)可以得到正序电流给定值 $I_{\alpha ref}^P$ 、 $I_{\beta ref}^P$ 计算公式为

$$\begin{cases} I_{\alpha ref}^P = \frac{2(U_\alpha^P P_0 + U_\beta^P Q_0)}{3(U_\alpha^{P2} + U_\beta^{P2})} \\ I_{\beta ref}^P = \frac{2(U_\beta^P P_0 - U_\alpha^P Q_0)}{3(U_\alpha^{P2} + U_\beta^{P2})} \end{cases} \quad (14)$$

根据式(8)和式(11)可以设计出针对正负序电流信号输入的内模内环控制器如式(15)所示。

$$\begin{cases} V_\alpha^{P,N} = U_\alpha^{P,N} - \frac{K_{IMC}}{\lambda} \left[2L_0 \varepsilon_{i\alpha}^{P,N} + \frac{(2\lambda R + L_0)}{\lambda} \int \varepsilon_{i\alpha}^{P,N} dt + \frac{R}{\lambda} \int \left(\int \varepsilon_{i\alpha}^{P,N} dt \right) dt \right] \\ V_\beta^{P,N} = U_\beta^{P,N} - \frac{K_{IMC}}{\lambda} \left[2L_0 \varepsilon_{i\beta}^{P,N} + \frac{(2\lambda R + L_0)}{\lambda} \int \varepsilon_{i\beta}^{P,N} dt + \frac{R}{\lambda} \int \left(\int \varepsilon_{i\beta}^{P,N} dt \right) dt \right] \end{cases} \quad (15)$$

$$\text{式中, } \begin{cases} \varepsilon_{i\alpha}^{P,N} = I_{\alpha ref}^{P,N} - I_\alpha^{P,N} \\ \varepsilon_{i\beta}^{P,N} = I_{\beta ref}^{P,N} - I_\beta^{P,N} \end{cases}$$

由于内模控制器可以对正负序交流信号均可进行无误差追踪, 可以将正负序信号叠加采用同一内环控制器进行无误差调节追踪, 由此可以获得内模控制器设计为

$$\begin{cases} V_\alpha = U_\alpha - \frac{K_{IMC}}{\lambda} \left[2L_0 (\varepsilon_{i\alpha}^P + \varepsilon_{i\alpha}^N) + \frac{(2\lambda R + L_0)}{\lambda} \int (\varepsilon_{i\alpha}^P + \varepsilon_{i\alpha}^N) dt + \frac{R}{\lambda} \int \left(\int (\varepsilon_{i\alpha}^P + \varepsilon_{i\alpha}^N) dt \right) dt \right] \\ V_\beta = U_\beta - \frac{K_{IMC}}{\lambda} \left[2L_0 (\varepsilon_{i\beta}^P + \varepsilon_{i\beta}^N) + \frac{(2\lambda R + L_0)}{\lambda} \int (\varepsilon_{i\beta}^P + \varepsilon_{i\beta}^N) dt + \frac{R}{\lambda} \int \left(\int (\varepsilon_{i\beta}^P + \varepsilon_{i\beta}^N) dt \right) dt \right] \end{cases} \quad (16)$$

由直流电压与交流电流的关系可设计直流电压 PI 外环为

$$P_{oref} = \left[\left(K_{vp} + \frac{K_{vi}}{s} \right) (V_{dcref} - V_{dc}) \right] V_{dcref} \quad (17)$$

由此构建不对称电网下基于内模控制器的抑制负序电流控制网侧 MMC 换流器控制系统结构图, 如图 5 所示。

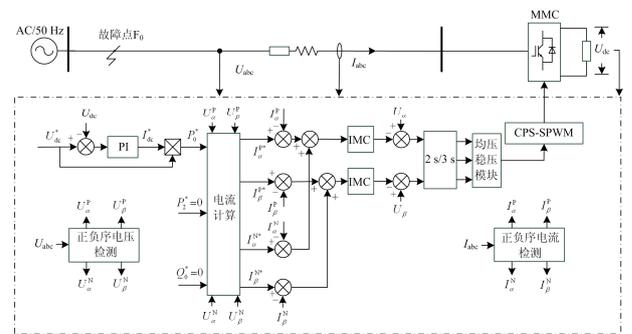


图 5 基于内模控制器的抑制负序电流 MMC 换流器系统控制图

Fig. 5 Control diagram of restraining negative sequence current based on internal model controller for MMC

3 直流侧能量泄放回路辅助设计

为了避免因 MMC 换流器限流而导致的直流母线电压升高, 在直流侧设计了能量泄放回路。如图 6 给出了能量泄放回路系统结构图。

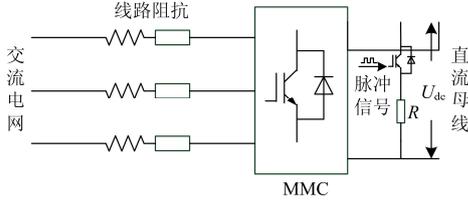


图 6 能量泄放回路系统结构图

Fig. 6 Structure of the energy discharge loop

直流泄放回路由泄放电阻 R 和开关器件 IGBT 组成。根据故障状态信号, 通过将检测到的直流母线电压当前值与泄放阈值进行比较, 控制 IGBT 的通断, 进而实现控制直流母线电压的目的。文中直流泄放回路是为了解决不对称故障下因三相电流过大导致母线电压升高问题而设计的, 需要和基于内模控制器的不对称故障控制策略密切配合, 因此直流泄放电阻的投切需要考虑和内模不对称故障控制策略的配合^[17-18]。

文中取限流值为 1.5 倍的额定电流。在单相短路故障、轻载状态和三相电流小于限流值的两相短路状态下, 由于三相电流不会达到限流值, 因此不需要投入泄放回路。鉴于此, 本文中设计方案以故障状态信号 Fault Flag 和 1.05 倍直流电压信号作为启动泄放回路的判定条件, 通过控制泄放电阻的投切, 使得直流母线电压在故障态维持 1.05 倍额定母线电压。但此种设计方案存在一个弊端, 在非故障态下 MMC 整流器 PI 直流母线电压外环设定值为 1.0 倍母线电压, 此时若不能将判定条件及时更新为 1.05 倍额定母线电压, PI 外环输出会饱和, 内环电流也处于饱和状态。在这种情况下, 系统由故障状态恢复到正常状态时如果直接切除泄放回路, 会出现因原 PI 外环无法及时响应而导致直流母线电压大幅跌落的问题。为此, 本文对基于内模控制器的双闭环控制器的 PI 电压外环给定值取值进行了优化, 以实现与泄放电阻回路的更好配合。直流泄放回路的控制结构及 PI 外环给定值的取值方案如图 7 所示。

在图 7(a)中, 当故障信号 Fault Flag 为 1 且直流母线电压高于 1.05 倍的额定值时, 直流泄放控制回路工作, 使得直流母线电压在故障态维持在 1.05 倍额定值大小。此时原双闭环控制回路电压外环的给

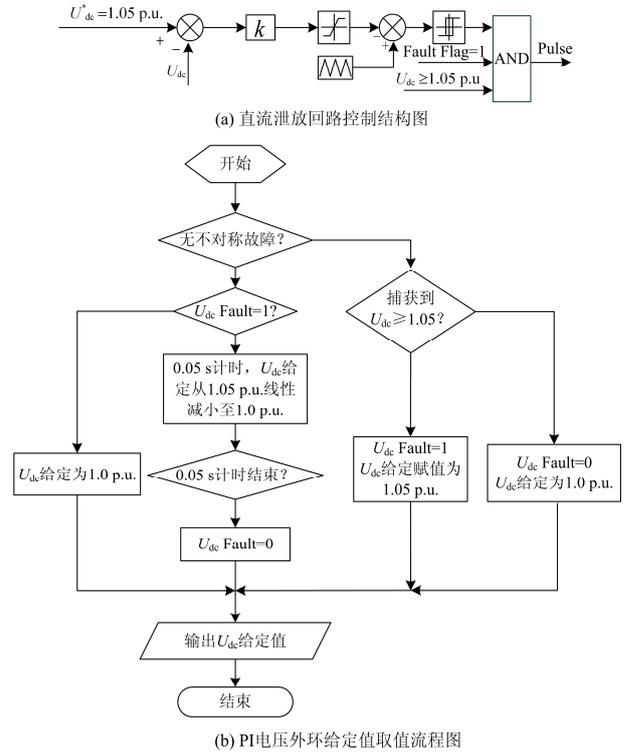


图 7 直流侧能量泄放控制

Fig. 7 Energy discharge control at the DC side

定值的确定是通过检测母线电压大小和故障信号标志实现的, 当出现母线电压高于 1.05 倍额定值的情况, PI 外环直流母线电压给定值也设定为 1.05 倍的额定值, 此时电压超限故障标志信号 $U_{dc} \text{ Fault}=1$, 以使得直流母线电压 PI 输出在故障态恢复到非饱和态; 当故障消失时切除泄流电阻, 控制系统识别 $U_{dc} \text{ Fault}$ 标志信号, 控制直流母线电压给定值在 0.05 s 内由 1.05 p.u. 斜坡减小到 1.0 p.u., 已避免在切换时大的波动, 如图 7(b)所示。

由于 MMC-HVDC 直流输电系统输送的电容量比较大, 采用直流泄放电阻泄放多余能量的方法, 电阻散热是一个不容忽视的问题, 直流泄放电阻的阻值依据直流系统输送的电容量来设计^[19-20]。

4 仿真分析

在 Matlab/Simulink 环境下建立了如图 8 所示的双馈风电场基于 MMC-HVDC 联网的海上风电场仿真平台, 当并网点 F 点处发生不对称故障时, 并网系统需满足低电压穿越要求, 当并网点 F 发生不对称故障时, 采用第 2 节和第 3 节设计的系统控制方案实现对网侧 MMC 换流器的控制, 采用文献[15]中介绍的方式对风机侧 MMC 进行建模和控制。需要说明的是系统稳态运行时, 需要对网侧 MMC 换

流器的控制策略作相应改动，由于不对称故障仅影响网侧 MMC 换流器一侧，风机侧 MMC 的控制策略不需变动。当然在实际控制中还有许多其他的系

统级控制方案如协调控制等，由于不是本文探讨的重点，本文不再赘述。

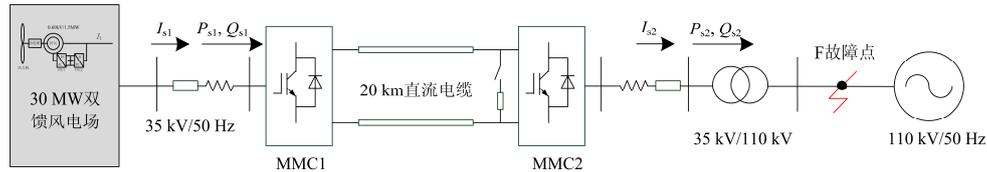


图 8 基于 MMC-HVDC 的双馈风电场并网结构示意图

Fig. 8 Structure of MMC-HVDC based grid-connected double-fed wind farm

针对单相短路故障和两相接地短路故障进行仿真分析。系统各部分仿真参数见附录 A。其中为了保护 MMC 整流器自身不被故障电流损坏，电流限流上限为 1.5 倍的额定电流，直流能量泄放回路泄放电阻为 120Ω 。如图 9 所示为风速变化情况，初始状态 0.6 s 时风速为 10 m/s，0.65~0.75 s 风速升高到 11.5 m/s，以下仿真分析均建立在此前提下。

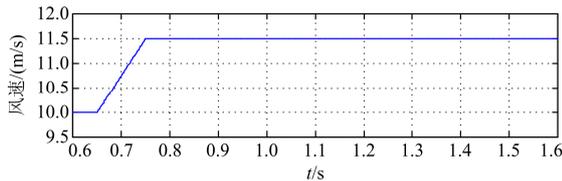
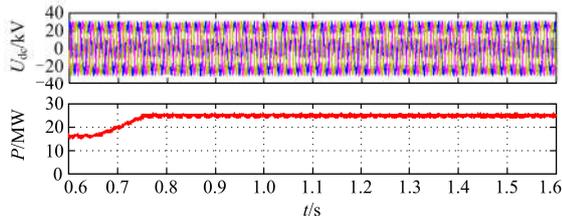


图 9 风速变化情况

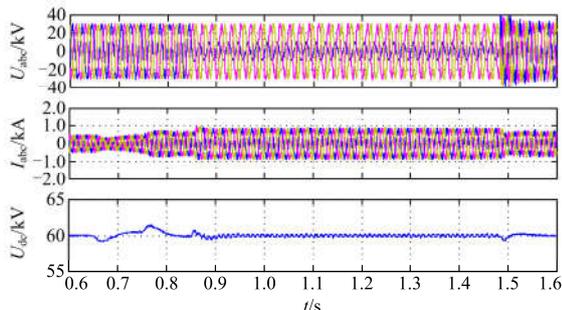
Fig. 9 Change of wind speed

4.1 并网点单相接地故障仿真

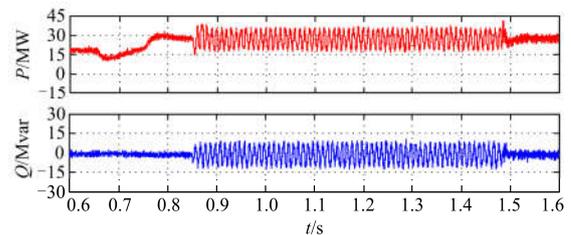
在图 9 设计的风电场风速变化前提下，0.85 s 时 A 相电压出现 70% 的电压跌落故障。对于 A 相不完全接地短路故障，采用基于内模控制器的抑制负序电流控制策略，其仿真结果如图 10 所示。



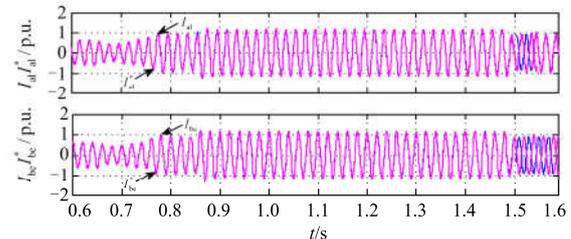
(a) 风电场输出交流相电压及有功功率



(b) 交流电网相电压、电流以及直流母线电压仿真波形



(c) 有功功率与无功功率



(d) 内模电流内环 $\alpha\beta$ 轴电流跟随曲线

图 10 单相短路故障时采用抑制负序电流控制策略系统的仿真波形

Fig. 10 System simulation waveforms of adopting the inhibit negative sequence current control strategy under the case of single-phase short circuit fault

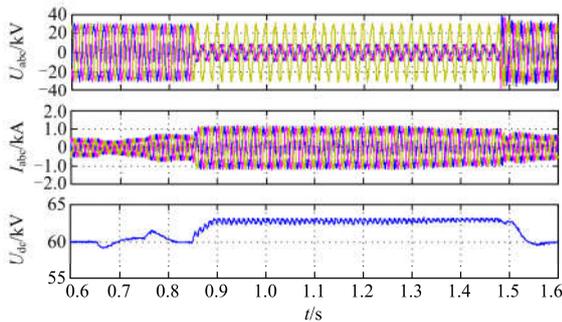
由图 10 可以看出，初始状态时电网电压三相对称，0.65~0.75 s 风速从 10 m/s 上升到 11.5 m/s，风电场出力增加，直流输电系统将风电场电能传送到电网侧，并网系统稳定运行，系统输出功率为 26.37 MW。0.85 s 时 A 相发生短路故障，采用抑制负序电流的控制策略，在检测到故障后内模控制器快速响应，在经过短暂的超调后直流母线电压恢复稳定，交流电流保持了三相对称运行且略有增加。风电场侧功率的输出及系统运行基本上没受到影响，无功功率保持为 0 Mvar。

由图 10 可以看出在发生单相短路故障时，文中所提出的基于内模控制的抑制负序电流的控制策略可以有效地对不对称负序电流进行抑制，控制效果良好，在单相短路故障时，上述控制方案可以实现系统在单相短路故障时的低电压穿越。

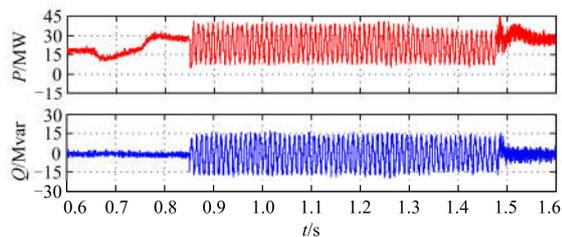
4.2 并网点两相接地故障仿真

在图 9 设计的风电场风速变化前提下, 0.85 s 时 A、B 相出现不完全接地短路故障, 电压跌落 70%。采用基于内模控制器的抑制负序电流控制策略其仿真结果如图 10 所示。

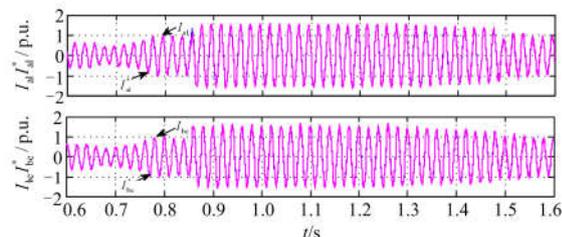
图 11 中 0.85 s 前三相系统对称稳定运行, 输出功率为 26.37 MW。0.85 s 时出现 AB 相接地短路故障后, 采用抑制负序电流的控制策略, 与 A 相短路故障相同, 在检测到故障后内模控制器快速响应, 在经过短暂的超调后直流母线电压维持稳定, 交流电流保持了三相对称运行且略有增加。然而由于在两相短路故障时, 负序电流会比较大, 超过系统的限流上限, 为了抑制风电场能量无法完全传输而导致的直流母线电压升高问题, 直流侧能量泄放回路开始工作, 将直流母线电压稳定在 1.05 p.u.左右,



(b) 交流电网相电压、电流以及直流母线电压仿真波形



(c) 有功功率与无功功率仿真波形



(d) 内模电流内环 $\alpha\beta$ 轴电流跟随曲线

图 11 两相接地短路故障时采用抑制负序电流控制策略系统的仿真波形

Fig. 11 System simulation waveforms by adopting the inhibit negative sequence current control strategy under the case of two-phase grounding fault

由仿真图可以看出, 直流母线电压上升得到了有效抑制, 在故障过程中保持稳定, 无功功率保持为 0 Mvar。同时在故障恢复时, 直流母线电压没有出现大的跌落。

由图 11 仿真结果可以看出, 采用基于内模控制的抑制负序电流控制方案, 结合直流能量泄放回路设计可以对负序电流和直流母线电压升高问题进行有效的抑制, 采用上述方案可以实现系统在两相接地短路故障状态时的低电压穿越。

5 结论

本文分析了基于 MMC-HVDC 的海上风电场并网系统在不对称电网故障下网侧 MMC 换流器的运行特点, 提出了针对 MMC-HVDC 并网系统的基于内模控制器的不对称电网故障下系统运行控制策略, 以抑制负序电流为目标在两相静止坐标系下分别设计了内模控制方案, 考虑到故障态交流电流过大情况下因换流器限流而导致母线电压抬升的问题, 文中在 MMC-HVDC 直流侧设计了能量泄放回路。然后对并网系统不对称故障下的整体控制方案进行了设计和梳理, 最后在 Matlab/Simulink 仿真软件中针对单相短路和两相接地短路故障两种情况进行了仿真分析。仿真结果表明, 文中所设计的内模控制器及系统整体控制方案能够保证并网系统在不对称电网故障下实现低电压穿越, 所设计的基于内模的控制方案正确可行。

附录 A

表 A1 30 MW 风电场及风力机仿真参数

Table A1 Simulation parameters of 30 MW wind farm and wind machine

风电场基本参数		风力机参数	
机组出口电压	690 V	风力机半径 R	27 m
发电机组数	20	最佳叶尖速比 λ_{opt}	8.119
风电场出口电压	35 kV	C_{pmax}	0.48
齿轮箱变比	1:75	空气密度	1.61 kg/m ³

表 A2 变压器仿真参数

Table A2 Simulation parameters of transformer

T1 变压器		T2 变压器	
额定容量	5 MVA	额定容量	50 MVA
连接组别	Y/Y	连接组别	Y/Y
电压变比	0.69 kV/10 kV	电压变比	10 kV/35 kV
阻抗电压比 $U\%$	5%	阻抗电压比 $U\%$	5%

表 A3 双馈风力发电机及换流器仿真参数

Table A3 Simulation parameters of DFIG and VSC

1.5 MW 双馈风力发电机参数		VSC 换流器参数	
额定容量	1.5 MW	VSC 容量	0.8 MW
额定电压	0.69 kV	直流母线电压	1.2 kV
极对数	2	母线电容	25.2 mF
额定转速	1 760 r/min	网侧额定电压	0.69 kV
定子电阻	0.002 241 Ω	网侧额定电流	420 A
转子电阻	0.001 587 Ω	转子侧额定电流	468 A
定子漏感	0.173 mH	网侧开关频率	1 650 Hz
转子漏感	0.153 mH	转子侧开关频率	1 800 Hz
励磁电感	2.93 mH	网侧电感	1 mH

表 A4 变压器及直流电缆参数

Table A4 Simulation parameters of transformer and DC cable

T3 变压器		直流电缆	
额定容量	50 MVA	线缆长度	20 km
连接组别	Δ/Y	线缆电阻	13.9 mΩ/km
电压变比	35 kV/110 kV	线缆电容	0.23 μF/km
阻抗电压比 $U_s\%$	5%	线缆电感	0.11 mH/km

表 A5 MMC-HVDC 并网系统仿真参数

Table A5 Simulation parameters of MMC-HVDC interconnection system

风电场侧		网侧及母线	
系统容量	30 MVA	直流母线电压	60 kV
功率因数 $\cos\phi$	1	功率因数 $\cos\phi$	1
交流线电压	35 kV	交流线电压	35 kV
交流系统电阻	0.1 Ω	交流系统电阻	0.1 Ω
桥臂电感	6 mH	桥臂电感	6 mH
子模块电容	10 mF	子模块电容	10 mF
半桥臂子模块数	6	半桥臂子模块数	6
开关频率	1 kHz	开关频率	1 kHz

参考文献

[1] 王志新, 吴杰, 徐烈, 等. 大型海上风电场并网 VSC-HVDC 变流器关键技术[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(19): 14-26.
WANG Zhixin, WU Jie, XU Lie, et al. Key technologies of large offshore wind farm VSC-HVDC converters for grid integration[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(19): 14-26.

[2] 焦在强. 大规模风电接入的继电保护问题综述[J]. 电网技术, 2012, 36(7): 195-201.
JIAO Zaiqiang. A survey on relay protection for grid-connection of large-scale wind farm[J]. Power System Technology, 2012, 36(7): 195-201.

[3] 崔杨, 严干贵, 孟磊, 等. 双馈感应风电机组异常脱及其无功需求分析[J]. 电网技术, 2011, 35(1): 158-163.
CUI Yang, YAN Gangui, MENG Lei, et al. Analysis on abnormal disconnection of doubly fed induction generator wind turbines from power grid and its demand on reactive power[J]. Power System Technology, 2011, 35(1): 158-163.

[4] 赵静, 赵成勇, 孙一莹, 等. 模块化多电平直流输电联网风电场时的低电压穿越技术[J]. 电网技术, 2013, 37(3): 726-732.
ZHAO Jing, ZHAO Chengyong, SUN Yiyi, et al. Low voltage ride-through technology for wind farms connected to power grid via MMC-based HVDC transmission[J]. Power System Technology, 2013, 37(3): 726-732.

[5] 周月宾, 江道灼, 郭捷, 等. 交流系统不对称时模块化多电平换流器的控制[J]. 电网技术, 2013, 37(3): 622-628.
ZHOU Yuebin, JIANG Daozhuo, GUO Jie, et al. Control of modular multilevel converter under imbalance of AC power system[J]. Power System Technology, 2013, 37(3): 622-628.

[6] 张建坡, 赵成勇, 敬华兵, 等. 比例谐振控制器在 MMC-HVDC 控制中的仿真研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(21): 53-62.
ZHANG Jianpo, ZHAO Chengyong, JING Huabing, et al. Simulating research of proportional resonant controllers in MMC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(21): 53-62.

[7] 盛万兴, 马静, 张瑜, 等. 基于故障等值网络的双馈风电机组三相短路电流计算方法研究[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(1): 7-14.
SHENG Wanxing, MA Jing, ZHANG Yu, et al. Research on calculation method of three-phase short circuit current for doubly-fed wind power generator based on the fault equivalent network[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(1): 7-14.

[8] 管敏渊, 徐政, 潘武略, 等. 电网故障时模块化多电平换流器型高压直流输电系统的分析与控制[J]. 高电压技术, 2013, 39(5): 1238-1245.
GUAN Minyuan, XU Zheng, PAN Wulue, et al. Analysis and control of modular multilevel converter based HVDC transmission system during grid faults[J]. High Voltage Engineering, 2013, 39(5): 1238-1245.

[9] 朱代祥, 丁明. 基于内模控制的 VSC-HVDC 系统仿真研究[J]. 合肥工业大学学报, 2010, 33(5): 652-656.
ZHU Daixiang, DING Ming. Simulation research on VSC-HVDC system based on internal model control[J]. Journal of Hefei University of Technology, 2010, 33(5): 652-656.

[10] 邓富金, 蔡旭. 基于内模控制的双闭环 PWM 整流器

- [J]. 电力电子技术, 2008, 42(6): 60-62.
DENG Fujin, CAI Xu. Double closed-loop PWM rectifier based on internal model control[J]. Power Electronics, 2008, 42(6): 60-62.
- [11] 赵昕, 赵成勇, 李广凯, 等. 采用载波移相技术的模块化多电平换流器电容电压平衡控制[J]. 中国电机工程学报, 2011, 32(27): 48-55.
ZHAO Xin, ZHAO Chengyong, LI Guangkai, et al. Submodule capacitance voltage balancing of modular multilevel converter based on carrier phase shifted SPWM technique[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 32(27): 48-55.
- [12] CHAUDHARY S K, TEODORESCU R, RODRIGUEZ P, et al. Chopper controlled resistors in VSC-HVDC transmission for WPP with full-scale converters[C] // IEEE PES/IAS conference on Sustainable Alternative Energy, September 28-30, 2009, Valencia, Spain: 1-8.
- [13] 褚衍超, 黄守道, 孔凡蓬. 基于内模控制器的 MMC-HVDC 稳态控制[J]. 电网技术, 2015, 39(8): 2223-2229.
CHU Yanchao, HUANG Shoudao, KONG Fanpeng, et al. Steady state control of MMC-HVDC system based on internal model controller[J]. Power System Technology, 2015, 39(8): 2223-2229.
- [14] 周士琼, 王倩, 吕潇, 等. 定子 Crowbar 电路模式切换的双馈风力发电机组低电压穿越控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(4): 33-39.
ZHOU Shiqiong, WANG Qian, LÜ Xiao, et al. Control strategy of low voltage ride-through for double-fed wind generator with the stator crowbar circuit mode switch[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(4): 33-39.
- [15] FENG Lin, ZHANG Jingning, LI Guojie, et al. Cost reduction of a hybrid energy storage system considering correlation between wind and PV power. Protection and Control of Modern Power Systems, 2016, 1(1): 86-94. DOI: 10.1186/s41601-016-0021-1.
- [16] 王丹, 刘崇茹, 李庚银. 永磁直驱风电机组故障穿越优化控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(24): 83-89.
WANG Dan, LIU Chongru, LI Gengyin. Research on the fault ride-through optimal control strategy of PMSG-based wind turbine[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(24): 83-89.
- [17] 廖志刚, 何世恩, 董新洲, 等. 提高大规模风电接纳及送出的系统保护研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(22): 41-46.
LIAO Zhigang, HE Shien, DONG Xinzhou, et al. Research on the system protection for enhancing the accommodation and transmission of large scale wind power[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(22): 41-46.
- [18] 汪璐, 邵如平, 王雅璐. 基于海上大型风电场 VSC-HVDC 系统电网侧控制器的设计[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(17): 107-112.
WANG Lu, SHAO Ruping, WANG Yalu. Grid side controller design of VSC-HVDC system based on large offshore wind farm[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(17): 107-112.
- [19] 易成星, 周前, 杨伟. 统一潮流控制器在风电机组并网运行中的应用[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(20): 46-51.
YI Chengxing, ZHOU Qian, YANG Wei. Implementation of UPFC on wind farm interconnected to power grid[J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(20): 46-51.
- [20] BAI Feifei, LIU Yong, LIU Yilu, et al. A measurement-based approach for power system instability early warning. Protection and Control of Modern Power Systems, 2016, 1(1): 17-25. DOI: 10.1186/s41601-016-0014-0.

收稿日期: 2017-12-18; 修回日期: 2018-02-04

作者简介:

陈燕红(1984—), 女, 硕士研究生, 讲师, 研究方向为 MMC-HVDC, 风电并网技术。E-mail: longxilongxi1982@126.com

(编辑 葛艳娜)