

DOI: 10.7667/PSPC201666

基于模块化多电平的柔性直流系统故障稳态特性分析

李斌¹, 李晔¹, 何佳伟¹, 王兴国²

(1. 智能电网教育部重点实验室(天津大学), 天津 300072; 2. 中国电力科学研究院, 北京 100192)

摘要: 直流故障稳态特性对直流电网设计、保护配置以及一次设备选型等具有重要意义。针对模块化多电平的柔性直流系统, 考虑了桥臂电抗对两极短路故障不控整流稳态运行期间换相重叠的影响, 分析了可能出现的换相重叠角范围及各自对应的故障场景。针对不同的换相重叠角范围, 分析了相应的桥臂导通工作情况, 并据此推导出直流故障后稳态阶段直流电流、电压、桥臂电流、交流电流的精确计算公式。最后, 在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建了基于模块化多电平的柔性直流输电系统模型, 通过不同故障距离的仿真算例验证不同换相重叠角范围下理论计算的准确性。

关键词: 柔性直流系统; 模块化多电平; 两极短路; 不控整流; 换相重叠

Stable fault characteristic analysis of the DC system based on modular multilevel converter

LI Bin¹, LI Ye¹, HE Jiawei¹, WANG Xingguo²

(1. Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education (Tianjin University), Tianjin 300072, China;
2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: The stable characteristics of the DC fault are significant for the design and programming of the DC system, the configuration of the protection system, as well as the selection of the primary equipments. As for flexible DC system based on modular multilevel converter (MMC), the influence of the arm reactors on the commutation overlap during the uncontrolled rectification stage of the DC fault is addressed. This paper analyses the possible commutation overlapping angle ranges and the corresponding fault conditions. For different commutation overlapping angle ranges, the arm conducting working conditions are discussed, and then the calculation methods of the DC current, DC voltage, arm current and AC current during the stable state of the DC fault are proposed. Finally, the MMC-HVDC system model is built on the PSCAD/EMTDC platform. Simulation tests with different fault distances are carried out to verify the accuracy of the theoretical calculation.

Key words: flexible DC system; modular multilevel converter (MMC); pole-to-pole fault; uncontrolled rectification stage; commutation overlap

0 引言

直流系统由于在新能源消纳、直流负荷接入、提高供电可靠性等方面优势突出而具有广阔的应用前景^[1-2]。尤其是基于模块化多电平换流器(Modular multi-level converter, MMC)的直流系统, 因为能够有效克服传统直流输电换相失败、无功需求大^[3], 以及两电平 VSC 型直流系统适用电压等级低、电能质量差等问题^[4], 而成为目前电力系统领域应用、研究的热点。

直流故障特性分析是 MMC 型直流系统保护方案设计、设备选型、电网规划的理论基础^[5]。其中,

两极短路是危害最为严重的故障类型, 针对其故障特征, 相关文献已经进行了卓有成效的理论研究^[6-11]。以换流站闭锁为依据, 可以将两极短路故障过程划分为换流站闭锁前阶段、换流站闭锁后初始阶段以及不控整流稳态运行阶段。

换流站闭锁以前故障电流主要由子模块电容放电和交流侧电源馈流组成, 其中前者占主导部分, 因此可以等效成 RLC 二阶放电回路^[9]。该阶段内故障电流快速上升、直流电压迅速跌落, 所以能够快速检测到故障的发生从而闭锁换流站。

换流站闭锁后初期, 直流电流主要为桥臂电抗续电流, 呈衰减特性。同时, 由于桥臂电抗续流使

续流二极管一直导通，因此不对交流侧电源体现出单向导通性，此时交流侧相当于三相短路。

现有文献均只对换流站闭锁前及闭锁后初期两个阶段的暂态过程进行了理论计算^[10-11]，而不控整流稳态运行阶段的电流、电压响应特征计算方法尚不明确。事实上，不控整流稳态运行阶段交直流侧的过电流水平对电网规划、交直流系统保护配置、设备选型等具有重要意义^[12]。尤其是当故障后换流站能够实现快速闭锁时，能够使闭锁前的过电流得到有效限制，同时闭锁后初始阶段的特征将不再存在，而是直接过渡进入不控整流稳态运行阶段。此时直流系统交直流侧以及换流器桥臂过流峰值将主要由不控整流稳态运行阶段的过电流水平决定，因此需对该阶段的故障响应特性进行精确的理论计算^[13]。

但是，在 MMC 换流器中各个桥臂存在桥臂电抗器，其主要作用为限制故障电流、实现能量传递^[14]。由于桥臂电抗的存在，两极短路故障不控整流稳态运行阶段将会存在严重的换相重叠角，且该重叠角一般大于 $\pi/3$ ，因此传统不控整流桥的计算方法将无法适用于精确计算该阶段的过电流。文献^[15]分析了不同的交流侧电抗值导致不同换相重叠角时的不控整流响应特性，但是 MMC 电抗存在于换流器桥臂中，其响应特性求解方法将有所不同。因此，本文将重点对两极短路故障不控整流稳态运行阶段的响应特征进行详细的理论分析，提出两极短路故障不控整流稳态运行阶段交流侧、直流侧以及桥臂电流的数学计算方法。并在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建 MMC-HVDC 系统，通过相应的仿真试验验证理论计算的精确性。为柔性直流系统交直流侧保护配置、设备选型及电网规划提供理论依据。

1 两极短路稳态特性分析

MMC 系统两极短路故障不控整流稳态运行阶段的等效电路如图 1 所示，其中本文定义各桥臂电流正方向为从交流侧流向换流器方向，且认为不控整流阶段直流侧电流为恒定不变的直流量。图 1 中， D_1 、 D_3 、 D_5 为共阴极组二极管， D_2 、 D_4 、 D_6 称为共阳极组二极管。 e_a 、 e_b 、 e_c 分别为交流三相相电压，其中设 A 相电压为 $e_a = E \sin \omega t$ ； L_s 为桥臂电感(忽略桥臂电阻)； R_d 、 L_d 分别代表直流线路的等效电阻及电感。分析时由于各桥臂对称，因此本文仅以 A 相上桥臂电流 i_1 为例进行求解，其他桥臂均可类比。

此外，本文定义换相重叠角 γ 为换相二极管开始导通至被换相二极管完全关断所持续的电角度。换相重叠角不同，不控整流运行响应特性就会有所不同，因此需对不同换相重叠角情况分别进行求解。

同时，对于重叠角小于 $\pi/3$ 的情况，相关分析计算已经较为成熟，且一般情况下 MMC 两极短路故障不控整流阶段换相重叠角大于 $\pi/3$ ，本文不再对该情况进行单独分析。

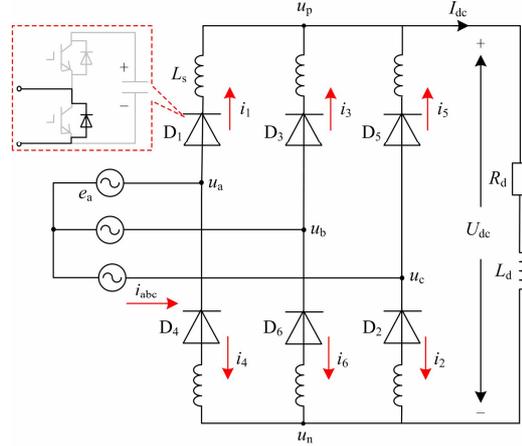


图 1 MMC 的两极短路故障不控整流运行阶段等效电路
Fig. 1 Equivalent circuit of the uncontrolled rectifier stage during the pole-to-pole fault

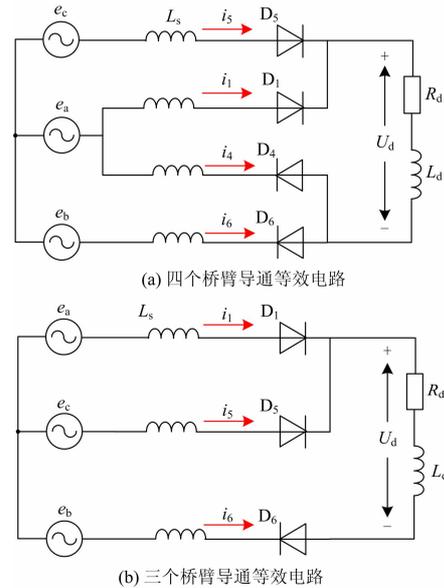


图 2 $\pi/3 \leq \gamma \leq 2\pi/3$ 电路导通工作情况
Fig. 2 Conducting condition of the converter arms when $\pi/3 \leq \gamma \leq 2\pi/3$

1.1 $\pi/3 \leq \gamma < 2\pi/3$

当换相重叠角 γ 处于 $\pi/3 \sim 2\pi/3$ 时，对于图 1 所示的三相不控整流电路，其工作情况将是三个桥臂导通和四个桥臂导通交替出现的情况，如图 2 所示(以桥臂 5 向桥臂 1 换相为例)。

1) 四个桥臂导通

根据不控整流自然换相原理可知在 D_1 导通前，

三相不控整流电路中 D_4 、 D_5 、 D_6 导通, 因此当交流相电压开始满足 $e_a > u_p$, 即 $e_a > e_c$ 时, 桥臂 5 开始向桥臂 1 换相。由于桥臂电感的存在使得桥臂电流不能突变, 因此可得到桥臂 1 电流求解的初始条件: $\omega t = \pi/6$ 时, $i_1 = 0$, 其中 i_1 代表桥臂 1 的电流。此后该桥臂电流将逐渐上升, 等效的三相不控整流电路将进入 D_1 、 D_4 、 D_5 、 D_6 同时导通的情况。由于下一阶段 D_4 将关断使得电路拓扑发生变化, 因此为求得该阶段持续的电角度, 应对 D_4 的关断时刻进行分析。根据换相重叠角的定义可知, 在 $\omega t = \pi/6 + \gamma$ 时 D_5 将会完全关断。又不控整流桥导通、关断始终按照 D_1 - D_2 - D_3 - D_4 - D_5 - D_6 - D_1 的顺序交替进行, 且依次相差 $\pi/3$ 。因此, 在 $\omega t = \gamma - \pi/6$ 时刻, D_4 将会关断, 进入三个桥臂导通阶段。即四个桥臂导通阶段持续电角度范围为 $\pi/6 \leq \omega t < \gamma - \pi/6$ 。等效电路如图 2(a) 所示。

依据电路分析, 此阶段满足:

$$\begin{aligned} u_{dc} &= e_c - L_s \frac{di_5}{dt} - e_a + L_s \frac{di_4}{dt} = e_c - L_s \frac{di_5}{dt} - e_b + L_s \frac{di_6}{dt} = \\ L_s \frac{di_1}{dt} + L_s \frac{di_4}{dt} &= e_a - L_s \frac{di_1}{dt} - e_b + L_s \frac{di_6}{dt} \end{aligned} \quad (1)$$

式中: $i_1 \sim i_6$ 分别为桥臂 1~6 的电流; u_{dc} 为直流侧电压; L_s 为桥臂电感。

由于 $\frac{di_1}{dt} + \frac{di_5}{dt} = -(\frac{di_4}{dt} + \frac{di_6}{dt}) = \frac{di_{dc}}{dt} = 0$, 因此直流侧电压可求解为

$$u_{dc} = \frac{1}{2}(e_c - e_b) = \frac{\sqrt{3}}{2} E \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{2}\right) \quad (2)$$

且有:

$$L \frac{di_1}{dt} = \frac{1}{2}(e_a - e_c) \quad (3)$$

根据初始条件 $\omega t = \pi/6$ 时, $i_1 = 0$, 桥臂 1 电流可求解为

$$i_1 = -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{6}\right) + \frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \quad (4)$$

式中, $X_s = \omega L_s$ 。

由于不控整流桥导通、关断始终按照 D_1 - D_2 - D_3 - D_4 - D_5 - D_6 - D_1 交替进行, 且依次相差 $\pi/3$, 可知在 $\omega t = \pi/2$ 时 D_2 将会开通。因此当满足 $\gamma - \pi/6 \leq \omega t < \pi/2$ 时, D_4 关断而 D_2 未开通, 此时等效电路将处于 D_1 、 D_5 、 D_6 同时导通的状态, 即三相不控整流电路进入三个桥臂导通阶段, 其等效电路如图 2(b) 所示。

与 D_1 导通的初始阶段电路分析相似, 可求得该阶段电路将满足:

$$u_{dc} = -\frac{3}{2}e_b = -\frac{3}{2}E \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (5)$$

$$L \frac{di_1}{dt} = \frac{1}{2}(e_a - e_c) \quad (6)$$

在 $\gamma - \pi/6 \leq \omega t < \pi/2$ 阶段, 桥臂电流的初始值可由上一阶段的终值决定。而由式(4)可知, 当 $\omega t = \gamma - \pi/6$ 时, $i_1 = -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos\left(\gamma - \frac{\pi}{6}\right) + \frac{\sqrt{3}E}{2X_s}$ 。因此可求得在该阶段流过桥臂 1 电流为

$$i_1 = -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{6}\right) + \frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \quad (7)$$

此后换相过程将在四个桥臂导通和三个桥臂导通两种情况下交替进行, 可用上述方法进行类似求解, 限于篇幅不再赘述。根据上述方法可以得到一个工频周期(20 ms)内桥臂 1 电流的解析表达式为

$$i_1 = \begin{cases} 0 & 0 \leq \omega t \leq \frac{\pi}{6} \text{ or } \frac{5\pi}{6} + \gamma \leq \omega t \leq 2\pi \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{6}\right) + \frac{\sqrt{3}E}{2X_s} & \frac{\pi}{6} \leq \omega t \leq \gamma + \frac{\pi}{6} \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos \gamma + \frac{\sqrt{3}E}{2X_s} & \gamma + \frac{\pi}{6} \leq \omega t \leq \frac{5\pi}{6} \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{6}\right) - \frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos \gamma & \frac{5\pi}{6} \leq \omega t \leq \frac{5\pi}{6} + \gamma \end{cases} \quad (8)$$

根据换相原理及电路特征可知, 当 $\gamma + \pi/6 \leq \omega t < 5\pi/6$ 时, 仅存在桥臂 1、2、6 导通。即此时上桥臂中仅桥臂 1 导通, 由于 $I_{dc} = i_1 + i_3 + i_5$, 因此可用该时间段内的桥臂 1 电流估算直流电流, 即

$$I_{dc} = -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos \gamma + \frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \quad (9)$$

同时, 根据各阶段的直流电压解析式可求得直流电压的平均值为

$$U_{dc} = \frac{3}{\pi} \left[\int_{\frac{\pi}{6}}^{\gamma - \frac{\pi}{6}} \frac{\sqrt{3}E}{2} \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{2}\right) d\omega t - \int_{\gamma - \frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{3E}{2} \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) d\omega t \right] = \frac{3\sqrt{3}E}{2\pi} \cos \gamma + \frac{3\sqrt{3}E}{2\pi} \quad (10)$$

由于直流电压与电流满足关系 $U_{dc} = R_d \times I_{dc}$, 可求得换相重叠角 γ 为

$$\gamma = \cos^{-1}\left(\frac{R_d \pi - 3X_s}{R_d \pi + 3X_s}\right) \quad (11)$$

因此由式(8)、(11)即可得到任意时刻桥臂 1 电流值, 其他桥臂电流求解方法则可依此类推。而交

流侧电流则可根据式(12)求得。

$$\begin{cases} i_a = i_1 + i_4 \\ i_b = i_3 + i_6 \\ i_c = i_2 + i_5 \end{cases} \quad (12)$$

同时由式(11)可得当 $100 < R_d/L_s \leq 900$ 时换相重叠角满足 $\pi/3 \leq \gamma < 2\pi/3$, 即为本节求解方法适用范围。当 $R_d/L_s > 900$ 时, 换相重叠角小于 $\pi/3$, 可用传统方法求解; 当 $R_d/L_s \leq 100$ 时, 换相重叠角将大于 $2\pi/3$, 本节求解方法不再适用。

1.2 $2\pi/3 \leq \gamma < \pi$

如前文所述, 当 $R_d/L_s \leq 100$ 时, 换相重叠角将大于 $2\pi/3$, 使得 MMC 两极短路不控整流稳态阶段不再是三个桥臂导通和四个桥臂导通交替出现的情况, 而是四个桥臂导通和五个桥臂导通交替出现。通过分析可知对应该情况的换相重叠角 γ 处于

$$i_1 = \begin{cases} \frac{E}{X_s} - \frac{E}{X_s} \cos(\omega t) & 0 \leq \omega t \leq \gamma - \frac{2\pi}{3} \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos(\omega t - \frac{\pi}{6}) + \frac{E}{X_s} - \frac{E}{2X_s} \sin(\gamma + \frac{\pi}{6}) & \gamma - \frac{2\pi}{3} \leq \omega t \leq \gamma - \frac{\pi}{3} \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \sin(\omega t) + \frac{E}{X_s} + \frac{\sqrt{7}E}{2X_s} \sin(\gamma - \frac{13\pi}{18}) & \gamma - \frac{\pi}{3} \leq \omega t \leq \frac{2\pi}{3} \\ -\frac{E}{X_s} \cos(\omega t) - \frac{E}{4X_s} + \frac{\sqrt{7}E}{2X_s} \sin(\gamma - \frac{13\pi}{18}) & \frac{2\pi}{3} \leq \omega t \leq \gamma \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos(\omega t + \frac{\pi}{6}) + \frac{1.803E}{X_s} \sin(\gamma - 2.374) - \frac{E}{4X_s} & \gamma \leq \omega t \leq \frac{2\pi}{3} \\ -\frac{E}{X_s} \cos(\omega t) + \frac{1.803E}{X_s} \sin(\gamma - 2.374) - \frac{3E}{4X_s} & \frac{4\pi}{3} \leq \omega t \leq \frac{2\pi}{3} + \gamma \\ 0 & \frac{2\pi}{3} + \gamma \leq \omega t \leq 2\pi \end{cases} \quad (13)$$

直流电流、直流电压平均值分别为

$$I_{dc} = 3.1227 \frac{E}{X_s} \sin(\gamma - 2.34) \quad (14)$$

$$U_{dc} = \frac{3E}{2\pi} \left[1 + \sin\left(\gamma + \frac{\pi}{6}\right) \right] \quad (15)$$

$$\gamma = \pi + \arcsin\left(\frac{3X_s}{\sqrt{(3\sqrt{3}X_s - 12.5R_d\pi \cos 2.34)^2 + (3X_s + 12.5R_d\pi \sin 2.34)^2}}\right) - \arctan\left(\frac{3X_s + 12.5R_d\pi \sin 2.34}{3\sqrt{3}X_s - 12.5R_d\pi \cos 2.34}\right) \quad (16)$$

令式(16)中的换相重叠角 $\gamma = \pi$ 即可求得使换相重叠角到达本节所述工作情况上限值 π 时对应的直流电阻 R_d 与桥臂电感 L_s 的临界比值。

$2\pi/3 \leq \gamma < \pi$ 。同样以桥臂 1 开始导通时为初始, 本节将分别分析 $2\pi/3 \leq \gamma < \pi$ 时五个桥臂导通和四个桥臂导通两种情况下的响应特征。

在 D_1 导通初始阶段, D_1 、 D_3 、 D_4 、 D_5 、 D_6 同时处于导通状态。 D_1 开始导通的条件为其阳极电压 e_a 大于阴极电压 u_p , 又由于在此阶段之前为桥臂 D_3 、 D_4 、 D_5 、 D_6 导通的情况, 根据相应的电路拓扑可求得 $u_p = -1/2e_a$ 。因此可得在该情况下桥臂 1 开始导通的条件为 $e_a > 0$, 即 $\omega t > 0$, 相应得到该阶段的初始条件为: $\omega t = 0$ 时, $i_1 = 0$ 。

类似于(一)中所述方法, 以此为初始条件, 根据电路拓扑列写微分方程即可求得五个桥臂导通、四个桥臂导通情况下相应的电流、电压响应特征。

一个工频周期(20 ms)内桥臂电流的解析表达式可表示为式(13)(以桥臂 1 为例, 其他可类比)。

交流电流则可根据式(12), 在各桥臂电流求解的基础上求得。根据直流电压与电流满足的关系 $U_{dc} = R_d \times I_{dc}$, 求得换相重叠角 γ 为式(16)。

1.3 换相重叠角 γ 处于 $\pi \sim 4\pi/3$

直流电阻 R_d 与桥臂电感 L_s 比值小于 1.2 节中所述临界比值时, 换相重叠角将大于 π 。MMC 两极短

路不控整流稳态运行阶段将处于五个桥臂导通和六个桥臂导通交替出现的工作情况, 通过分析可知对应该情况的换相重叠角 γ 处于 $\pi-4\pi/3$ 。类似于前文

方法, 可求得该种情况下的电压、电流响应特征: 一个工频周期内桥臂电流的解析表达式为式(17)(以桥臂 1 为例, 其他可类比)。

$$i_1 = \begin{cases} \frac{E}{X_s} - \frac{E}{X_s} \cos(\omega t) & 0 \leq \omega t \leq \gamma - \frac{2\pi}{3} \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos(\omega t - \frac{\pi}{6}) + \frac{E}{X_s} + \frac{E}{2X_s} \sin(\gamma - \frac{5\pi}{6}) & \gamma - \frac{2\pi}{3} \leq \omega t \leq \frac{2\pi}{3} \\ -\frac{E}{X_s} \cos(\omega t) + \frac{E}{2X_s} + \frac{E}{2X_s} \sin(\gamma - \frac{5\pi}{6}) & \frac{2\pi}{3} \leq \omega t \leq \gamma \\ -\frac{\sqrt{3}E}{2X_s} \cos(\omega t + \frac{\pi}{6}) + \frac{E}{2X_s} + \frac{E}{X_s} \sin(\gamma - \frac{5\pi}{6}) & \gamma \leq \omega t \leq \frac{2\pi}{3} \\ -\frac{E}{X_s} \cos(\omega t) + \frac{E}{X_s} \sin(\gamma - \frac{5\pi}{6}) & \frac{4\pi}{3} \leq \omega t \leq \gamma + \frac{2\pi}{3} \\ 0 & \gamma + \frac{2\pi}{3} \leq \omega t \leq 2\pi \end{cases} \quad (17)$$

直流电流为

$$I_{dc} = \frac{3E}{2X_s} \sin\left(\gamma - \frac{5\pi}{6}\right) + \frac{3E}{2X_s} \quad (18)$$

直流电压的平均值为

$$U_{dc} = \frac{3E}{2\pi} \left[1 + \cos\left(\gamma - \frac{\pi}{3}\right) \right] \quad (19)$$

交流电流则可根据式(12), 在各桥臂电流求解的基础上求得。根据直流电压与电流满足的关系 $U_{dc}=R_d \times I_{dc}$, 求得换相重叠角 γ 为

$$\gamma = \frac{5\pi}{6} - \arcsin\left(\frac{2R_d\pi - 2X_s}{\sqrt{(\sqrt{3}X_s + \sqrt{3}R_d\pi)^2 + (X_s + R_d\pi)^2}}\right) \quad (20)$$

由不控整流桥的自然换相原则可知, 换相桥臂与被换相桥臂的导通时刻相差 $2\pi/3$, 又由于一个周期电角度为 2π , 因此根据前文中对重叠角 γ 的定义可知, γ 的上限值为 $4\pi/3$ 。根据式(20)可知, 当 $R_d=0$ 时, γ 达到上限值 $4\pi/3$, 即出口故障是换相重叠的极端情况。

2 仿真算例

本文在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建两端 MMC 直流输电系统, 相应的系统参数如表 1 所示。结合仿真模型系统参数及前文中重叠角求解方法, 本文分别选取距换流站出口 50 km、20 km、5 km 和 0 km 发生两极短路故障, 分别仿真试验了重叠角范围在 $\pi/3 \leq \gamma < 2\pi/3$ 、 $2\pi/3 \leq \gamma < \pi$ 、 $\pi \leq \gamma < 4\pi/3$ 以及上限 $4\pi/3$ 时的情况, 验证理论分析与计算的正确性。

表 1 仿真模型系统参数

Table 1 Parameters of the simulation model

系统参数	参数值
额定直流电压/kV	±200
额定容量/MVA	300
交流额定电压/kV	200
电平数	101
子模块电容/ μF	9750
桥臂电抗/mH	37.6
线路等效电阻/ (Ω/km)	0.055
线路等效电感/(mH/km)	1.29
线路长度/km	100

(一) $\pi/3 \leq \gamma < 2\pi/3$

该算例假设在距换流站 50 km 处发生两极短路故障, 故障时刻为 $t=1$ s。此外, 设定故障后 1 ms 闭锁换流站。相应的仿真结果与理论计算结果如图 3 所示。根据系统参数可以计算出此时的重叠角 $\gamma=0.612\pi$, 处于 $\pi/3 \leq \gamma < 2\pi/3$ 范围内, 因此直流电流、桥臂电流和交流电流可由式(8)、(9)、(12)计算得到。

由仿真结果及理论计算结果对比分析可知, 故障后经历一段时间的过渡过程以后, 直流电流、交流电流和桥臂电流的仿真结果与理论计算结果均能够精确匹配。其中, 直流电流的计算值为 16.1 kA, 仿真试验直流电流平均值为 16.5 kA, 误差为 2.42%, 充分证明了理论计算的精确性。

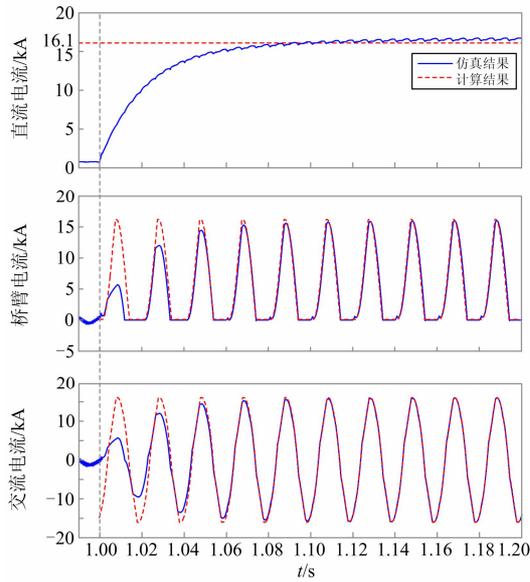


图 3 50 km 处两极短路故障仿真结果与稳态计算结果
Fig. 3 Simulation results and steady state calculation results of the pole-to-pole fault at 50 km

同时, 由仿真试验可以看出, 当换流站快速闭锁时(目前工程实际中为了保护电力电子器件, 两极短路故障后一般会在 1 ms 左右快速闭锁), 交直流侧的故障电流峰值由不控整流稳态运行阶段的过流水平决定, 这一特点充分说明了直流故障不控整流稳态特性分析的重要性。

(二) $2\pi/3 \leq \gamma < \pi$

该算例假设在距换流站 20 km 处发生两极短路故障, 其他设置与(一)中相同, 相应的仿真与理论计算结果如图 4 所示。根据系统参数可以计算出此时的重叠角 $\gamma=0.935\pi$, 处于 $2\pi/3 \leq \gamma < \pi$ 范围内, 因此直流电流、桥臂电流和交流电流可由式(12)、(13)、(14)计算得到。同样, 由仿真结果和理论计算结果对比分析可知, 故障后经历一段时间的过渡过程以后, 直流电流、交流电流和桥臂电流的仿真结果与理论计算结果均可精确匹配。其中, 直流电流的计算值为 24.3 kA, 仿真试验直流电流平均值为 24.8 kA, 误差为 2.02%, 证明了理论计算的精确性。

(三) $\pi \leq \gamma \leq 4\pi/3$

当故障距离为 5 km 时, 可以计算出此时的重叠角 $\gamma=1.101\pi$, 处于 $\pi \leq \gamma < 4\pi/3$ 范围内, 因此直流电流、桥臂电流、交流电流可由式(12)、(17)、(18)计算得到。如图 5 所示, 仿真结果与理论计算结果精确匹配。直流电流计算值为 36.2 kA, 仿真结果平均值为 35.4 kA, 误差为 2.26%。

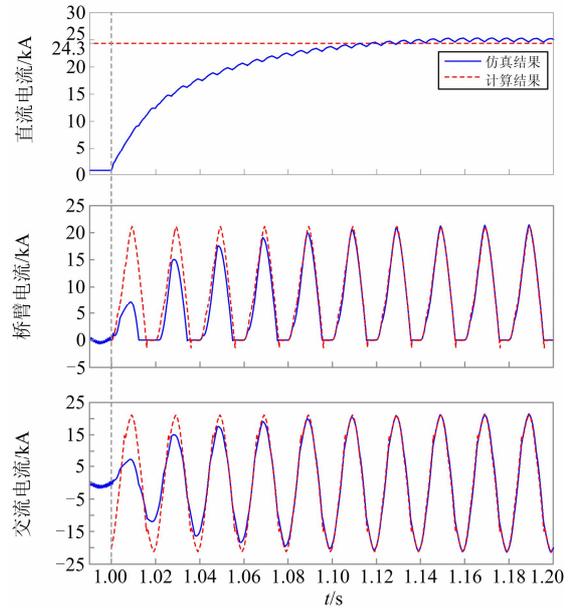


图 4 20 km 处两极短路故障仿真结果与稳态计算结果
Fig. 4 Simulation results and steady state calculation results of the pole-to-pole fault at 20 km

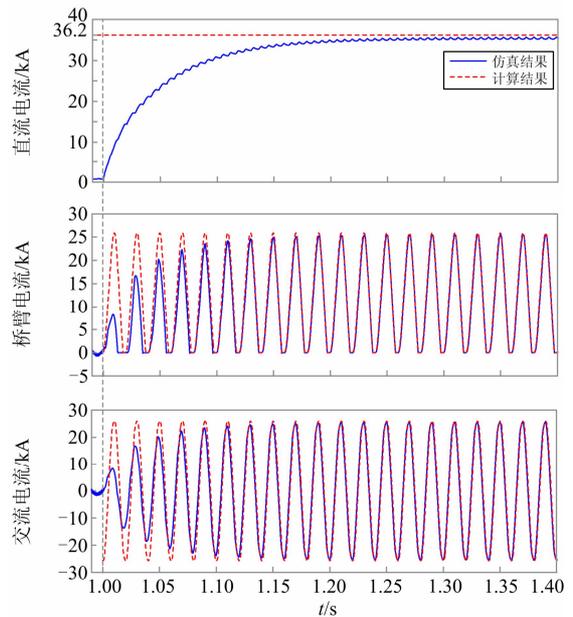


图 5 5 km 处两极短路故障仿真结果与稳态计算结果
Fig. 5 Simulation results and steady state calculation results of the pole-to-pole fault at 5 km

如图 6 所示是换流站出口故障时的仿真试验与理论计算结果。出口故障时 $R_d=0$, 此时对应了换相重叠的极端情况, 即 $\gamma=4\pi/3$ 。同样, 仿真结果亦证明了理论计算的精确性, 直流电流计算值与仿真值分别为 41.5 kA 和 40.5 kA, 误差为 2.47%。

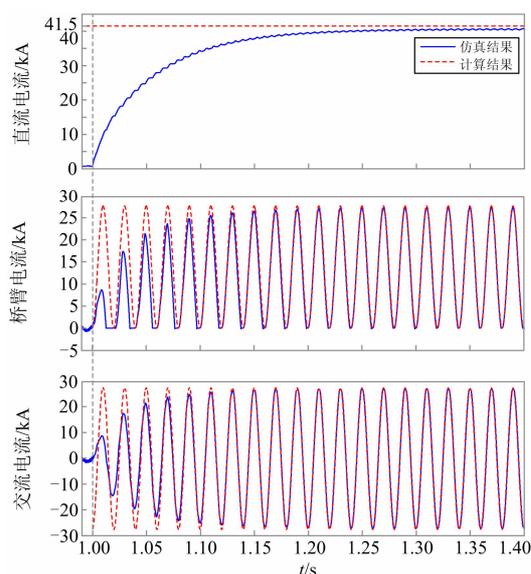


图 6 出口两极短路故障仿真结果与稳态计算结果

Fig. 6 Simulation results and steady state calculation results of the pole-to-pole fault at the expert of the MMC

3 结论

MMC-HVDC 系统两极短路故障后不控整流稳态运行阶段的过流响应特征对系统交直流保护配置、设备选型以及电网规划均具有重要意义。尤其是当换流器能够在故障后快速闭锁时, 整个故障过程的过流水平主要由不控整流稳态运行阶段的过电流决定。考虑桥臂电抗对不控整流换相重叠的影响, 本文对各种换相重叠角情况下交、直流侧以及桥臂电流响应特征进行了详细的理论求解。并且在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建两端 MMC 直流系统, 大量仿真算例证明本文所提出的计算方法能够准确计算两极短路稳态运行阶段交、直流侧以及桥臂上的过电流水平, 计算误差在 3% 以内, 能够为保护配置、设备选型和电网规划提供可靠的理论依据。

参考文献

[1] OOI B T, WANG X. Boost type PWM HVDC transmission system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1991, 6(4): 1557-1563.

[2] 丁茂生, 王辉, 舒兵成, 等. 含风电场的多直流送出电网电磁暂态仿真建模[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(23): 63-70.

DING Maosheng, WANG Hui, SHU Bingcheng, et al. Electromagnetic transient simulation model of multi-send HVDC system with wind plants[J]. Power System

Protection and Control, 2015, 43(23): 63-70.

[3] 徐政, 薛英林, 张哲任. 大容量架空线柔性直流输电关键技术及前景展望[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(29): 5051-5062.

XU Zheng, XUE Yinglin, ZHANG Zheren. VSC-HVDC technology suitable for bulk power overhead line transmission[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(29): 5051-5062.

[4] 宋强, 赵彪, 刘文华, 等. 智能直流配电网研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(25): 9-19.

SONG Qiang, ZHAO Biao, LIU Wenhua, et al. An overview of research on smart DC distribution power network[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(25): 9-19.

[5] 涂小刚, 罗云海, 程晓绚, 等. 多端柔性直流输电工程控保系统接口设计[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(9): 124-128.

TU Xiaogang, LUO Haiyun, CHENG Xiaoxuan, et al. Control and protection system interface design for multi-terminal HVDC flexible project[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(9): 124-128.

[6] 李斌, 何佳伟. 柔性直流配电系统故障分析及限流方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(12): 3026-3036.

LI Bin, HE Jiawei. DC fault analysis and current limiting technique for VSC-based DC distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(12): 3026-3036.

[7] 孙刚, 时伯年, 赵宇明, 等. 基于 MMC 的柔性直流配电网故障定位及保护配置研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(22): 127-133.

SUN Gang, SHI Bonian, ZHAO Yuming, et al. Research on the fault location method and protection configuration strategy of MMC based DC distribution grid[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(22): 127-133.

[8] YANG J, FLETCHER J E, O'REILLY J, et al. Multiterminal DC wind farm collection grid internal fault analysis and protection design[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(4): 2308-2316.

[9] 薛英林, 徐政. C-MMC 直流故障穿越机理及改进拓扑方案[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(21): 63-70.

XUE Yinglin, XU Zheng. DC fault ride-through mechanism and improved topology scheme of C-MMC[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(21): 63-70.

- [10] LI Bin, HE Jiawei, TIAN Jie, et al. DC fault analysis for MMC-based system[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2016, 4(1): 1-8.
- [11] 王珊珊, 周孝信, 汤广福, 等. 模块化多电平换流器 HVDC 直流双极短路子模块过流分析[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(1): 1-7.
WANG Shanshan, ZHOU Xiaoxin, TANG Guangfu, et al. Analysis of submodule overcurrent caused by DC pole-to-pole fault in modular multilevel converter HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(1): 1-7.
- [12] 张国驹, 祁新春, 陈瑶, 等. 模块化多电平换流器直流双极短路特性分析[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(12): 151-157.
ZHANG Guoju, QI Xinchun, CHEN Yao, et al. Characteristic analysis of modular multilevel converter under DC pole-to-pole short-circuit fault[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(12): 151-157.
- [13] 冯亚东, 汪涛, 卢宇, 等. 模块化多电平柔性直流换流器阀组本体保护的设计[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(11): 64-68.
FENG Yadong, WANG Tao, LU Yu, et al. Valve protection design of modular multilevel converter for VSC-HVDC[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(11): 64-68.
- [14] 王珊珊, 周孝信, 汤广福, 等. 模块化多电平电压源换流器的数学模型[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(24): 1-8.
WANG Shanshan, ZHOU Xiaoxin, TANG Guangfu, et al. Modeling of modular multi-level voltage source converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(24): 1-8.
- [15] JONES V H, BONWICK W J. Three-phase bridge rectifier with complex source impedance[J]. Proc IEE, 1975, 22(6): 630-636.

收稿日期: 2016-07-01

作者简介:

李 斌(1976-), 男, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: libin_tju@126.com

李 晔(1993-), 女, 硕士研究生, 研究方向为柔性直流电网技术; E-mail: liye_tju@126.com

何佳伟(1991-), 男, 硕士研究生, 研究方向为柔性直流电网技术。E-mail: hejiawei_tju@126.com

(编辑 葛艳娜)