

全桥型 MMC-MTDC 直流故障穿越能力分析

赵成勇*, 许建中, 李探

华北电力大学新能源电力系统国家重点实验室, 北京 102206

* E-mail: chengyongzhao@ncepu.edu.cn

收稿日期: 2012-07-20; 接受日期: 2012-09-03

国家自然科学基金(批准号: 51177042)、国家“十二五”计划重点项目(批准号: 2010BAA01B01)和华北电力大学“中央高校基本科研业务专项资金”项目(批准号: 11QX46)资助

摘要 全桥模块化多电平换流器 FBMMC 具有穿越严重直流故障的能力, 非常适用于多端柔性直流输电场合, 然而尚未见文献报道其直流故障定位和隔离方法以及相应的直流故障穿越能力指标. 介绍了 FBMMC 的拓扑机制, 给出了其降损运行措施, 并理论上证明了其可以采用电压源换流器的通用解耦控制策略及半桥 MMC 相似的调制策略以构成完整的闭环系统. 结合两电平电压源换流器多端柔性直流输电 VSC-MTDC 系统的直流故障线路定位和隔离方法以及 FBMMC 拓扑的特殊性, 提出了适用于 FBMMC-MTDC 的直流故障选线“握手原则”, 并提出了可以衡量包括 FBMMC-MTDC 在内的 VSC-MTDC 系统直流故障穿越能力指标 DFRTI. PSCAD/EMTDC 下 FBMMC-MTDC 系统仿真结果验证了所提出控制策略及相应评价指标的正确性和有效性.

关键词

全桥
模块化多电平换流器
多端柔性直流输电
握手原则
直流故障穿越能力指标

模块化多电平换流器高压直流输电(Modular Multilevel Converter based HVDC, MMC-HVDC)已成为未来 HVDC 领域的发展趋势^[1-4]. 世界上第一个商业化运行的“Trans Bay Cable Project (TBC)”工程, 已建成投运的上海南汇柔性直流工程, 以及即将启动建设的舟山多端柔性直流工程和大连柔性直流工程均以半桥型 MMC(Half-Bridge MMC, HBMMC)为换流器拓扑^[5]. 当柔性直流输电系统发生双极直流短路故障时, HBMMC-HVDC 以及两、三电平电压源换流器高压直流输电(Voltage Source Converter based HVDC, VSC-HVDC)中绝缘栅双极晶体管(Insulated Gate Bipolar Transistor, IGBT)反并联二极管的续流作用, 使得交流系统在短路点发生三相短路, 且无法依靠换流器自身切断短路电流, 严重危害系统的安全

运行^[6]. 同时, 由于高电压大容量直流断路器的制造工艺尚不成熟, 现有多端柔性直流工程必须要求直流电缆具有极高的可靠性, 也即极低的直流故障发生概率, 一定程度上限制了柔性直流向多端输电领域的发展和应用^[7].

HBMMC 拓扑的创始人 Marquardt^[7]介绍了具有穿越严重直流故障的全桥型 MMC (Full-Bridge MMC, FBMMC)结构, 每个全桥子模块(Full-Bridge Submodule, FBSM)可以输出 3 种电平, 但并未给出 FBMMC 的具体运行原理. 为了提高 FBMMC 的工程实用价值, 本文从理论上证明了 FBMMC 可以采用与传统 VSC 相似的解耦控制策略, 并可结合 HBMMC 已有的研究成果组建完整的闭环控制系统, 实现功率传输.

文献[8-10]提出了两电平多端柔性直流输电(VSC-MTDC)系统的直流故障线路定位和隔离的“握手原则”,由于换流器自身无法切断故障电流,因此需要跳开交流断路器以便直流隔离开关可靠动作.理论分析表明,上述原则同样适用于不具备直流故障穿越能力的三电平VSC-MTDC及HBMMC-MTDC系统.然而,尚无文献报道具备直流故障穿越能力的FBMMC在多端直流系统中的直流故障定位及隔离方法.基于此,本文提出FBMMC-MTDC系统直流故障“握手原则”,可以在无需系统停运下检测并隔离故障线路,保证系统运行连续性.同时,为了精确评估不同结构的换流器在VSC-MTDC系统中的直流故障穿越能力,提出了直流故障穿越能力指标(DC Fault Ride-Through Capability Index, DFRTI),并针对FBMMC-MTDC系统进行了不同换流器结构参数下的仿真计算.

在PSCAD/EMTDC下验证了本文所提出的控制策略及相应评价指标,结果表明,FBMMC-MTDC具有直流故障快速恢复及系统连续运行能力,也即很强的直流故障穿越能力,工程应用前景极大.

1 FBMMC及FBSM的拓扑机制

图1为FB-和HBMMC的通用拓扑结构,它由3个相单元和6个桥臂构成,每个桥臂由N个子模块串联.桥臂电抗器 L_0 用于抑制相间环流以及抑制故障时桥臂电流的上升速率, U_{DC} 为MMC双极直流母线电压差^[11-14].

FBMMC的子模块拓扑结构如图2所示,它由4个IGBT(T1, T2, T3, T4),4个反并联二极管(D1, D2, D3, D4)组成. C_0 是直流电容, U_C 是电容电压, U_{SM} 是子模块的端口输出电压.如图2(a)所示,FBMMC的桥臂电流正方向定义为流入子模块正端口,反之则为负.如图2(b)所示,T1和T4导通, U_{SM} 为 U_C ;T2和T3导通, U_{SM} 为 $-U_C$;T1和T2或T3和T4导通, U_{SM} 为0.

基于上述子模块运行机理,本文将FBMMC子模块的3种工作状态划分为如下2种工作模式,并提出了子模块IGBT的轮换导通方法.

- 1) PLUS模式:子模块交替地输出 U_C 和0;
 - 2) MINUS模式:子模块交替地输出 $-U_C$ 和0.
- PLUS和MINUS模式是对称的,结合FBSM中

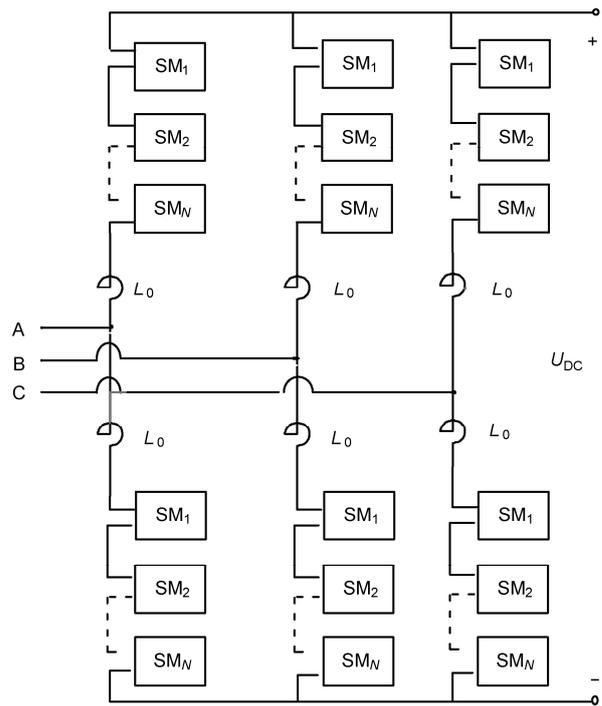


图1 MMC通用结构图

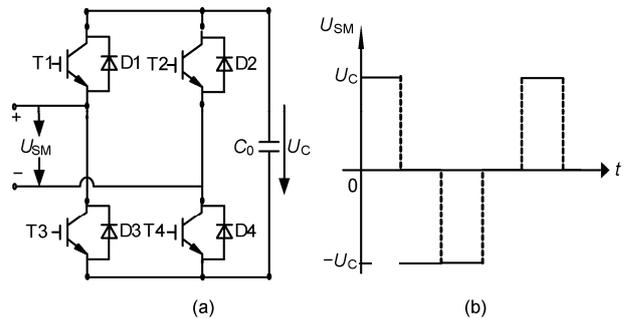


图2 FBSM (a)子模块结构; (b)端口电压

IGBT开关状态可知,子模块输出0电压时对应两组开关组合,在子模块交替地输出0电压时,T1和T2与T3和T4应交替轮换导通,以均匀开关损耗.

不妨假设FBMMC中全部子模块都工作在PLUS模式,则稳态时其与HBMMC控制方法及运行原理基本相同,且所需器件数目及运行损耗均为HBMMC的两倍,这在一定程度上限制了其工业化应用.

根据FBMMC子模块可以工作在MINUS模式的特点,可以通过调制作用保证其直流电压恒定的前提下,使得输出交流相电压峰值略高于单极直流电

压, 可有效降低输入换流器的电流, 进而降低换流器的运行损耗. 由于电压源换流器的损耗计算方法已有诸多文献深入研究^[15, 16], 且其依赖于具体系统参数和器件的选型, 本文将不再深入介绍 FBMMC 降损运行模式的具体实现方法. 值得注意的是, FBMMC 在全站闭锁后可以切断桥臂故障电流的特性与所使用的运行模式无关.

2 FBMMC 的运行原理

图3为FBMMC的单相等效电路, L_0 和 R_0 分别为桥臂电抗器和等效桥臂电阻, I_{DC} 为直流电流(以FBMMC工作在逆变状态为例), $u_{vm}(m=a, b, c)$ 是 m 相在 V 点的输出电压, $i_{vm}(m=a, b, c)$ 为相应的相电流. u_{pm} 和 u_{nm} 分别为 m 相上、下桥臂由子模块级联产生的电压, 则上、下桥臂电流 i_{pm} 和 i_{nm} 分别为^[17, 18]:

$$i_{pm} = i_{diffm} + \frac{i_{vm}}{2}, \quad (1)$$

$$i_{nm} = i_{diffm} - \frac{i_{vm}}{2}, \quad (2)$$

其中, i_{diffm} 是 m 相的内部环流, 根据(1)和(2)式知:

$$i_{diffm} = \frac{i_{pm} + i_{nm}}{2} = \frac{I_{DC}}{3} + I_{2f}, \quad (3)$$

其中, I_{2f} 是负序性质的相间环流.

设 u_{diffm} 为 m 相的内部不平衡压降, 则:

$$u_{diffm} = L_0 \frac{di_{diffm}}{dt} + R_0 i_{diffm}. \quad (4)$$

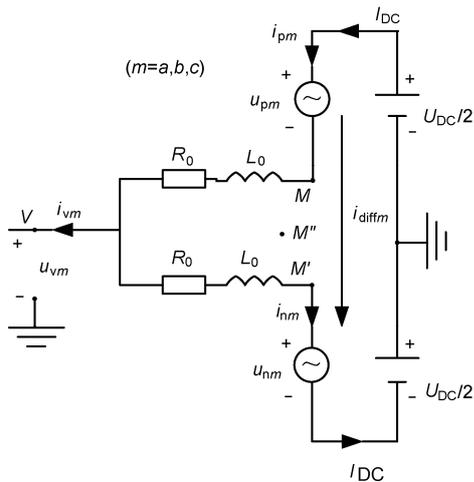


图3 FBMMC 单相等效电路

因此, 结合图3中桥臂电流的参考方向, 可知 M 点与 M' 点间电势差 $u_{MM'}$ 为:

$$u_{MM'} = L_0 \frac{di_{pm}}{dt} + R_0 i_{pm} + L_0 \frac{di_{nm}}{dt} + R_0 i_{nm}. \quad (5)$$

将(1)~(4)式代入(5)式得:

$$\begin{aligned} u_{MM'} &= 2u_{diffm} = 2L_0 \frac{di_{diffm}}{dt} + 2R_0 i_{diffm} \\ &= 2L_0 \frac{dI_{2f}}{dt} + \frac{2}{3} I_{DC} R_0 + 2I_{2f} R_0. \end{aligned} \quad (6)$$

由(6)式知, 当且仅当忽略 R_0 , 且不计 I_{2f} 时, $u_{MM'}$ 为零, 也即严格来讲, M 点与 M' 点电位不相同, 因此从电路结构上看, 上、下桥臂的 R_0 与 L_0 并非并联关系. 从图3中的 V 点到正负极直流母线分别应用KVL得:

$$u_{vm} = \frac{U_{DC}}{2} - u_{pm} - L_0 \frac{di_{pm}}{dt} - R_0 i_{pm}, \quad (7)$$

$$u_{vm} = -\frac{U_{DC}}{2} + u_{nm} + L_0 \frac{di_{nm}}{dt} + R_0 i_{nm}. \quad (8)$$

(7)加(8)式并代入(1)和(2)式得:

$$u_{vm} = \frac{u_{nm} - u_{pm}}{2} - \frac{1}{2} L_0 \frac{di_{vm}}{dt} - \frac{1}{2} R_0 i_{vm}. \quad (9)$$

定义 M 点与 M' 点之间的虚拟点 M'' , 其电动势为 e_m :

$$e_m = \frac{u_{nm} - u_{pm}}{2}. \quad (10)$$

(9)式中 u_{vm} 为交流系统电压, 通过调节 e_m 的大小即可直接控制输出交流 i_{vm} 的大小, 因此FBMMC本质上仍为电压源换流器, 可以使用“电流矢量控制”在 $D-Q$ 坐标下实现有功无功的完全独立解耦控制, 且 e_m 即为内环电流控制所产生的 m 相调制波. 由(9)式知, FBMMC上、下桥臂的 R_0 与 L_0 在 M'' 处可以看作并联连接, 因此其换流电抗器为:

$$L = L_T + \frac{L_0}{2}, \quad (11)$$

其中 L_T 为FBMMC换流变压器漏抗.

根据(4)式结合 m 相应用KVL可得:

$$u_{diffm} = L_0 \frac{di_{diffm}}{dt} + R_0 i_{diffm} = \frac{1}{2} [U_{DC} - (u_{pm} + u_{nm})]. \quad (12)$$

因此 m 相上、下桥臂参考电压分别为:

$$u_{pm_ref} = \frac{1}{2} U_{DC} - e_m - u_{diffm}, \quad (13)$$

$$u_{nm_ref} = \frac{1}{2}U_{DC} + e_m - u_{diffm}. \quad (14)$$

进而由最近电平逼近调制策略^[14]计算任意时刻 MMC 上、下桥臂所需投入的子模块数目:

$$N(t)_{pm} = \text{Round} \left[\frac{u_{pm_ref}}{U_{CAV}} \right], \quad (15)$$

$$N(t)_{nm} = \text{Round} \left[\frac{u_{nm_ref}}{U_{CAV}} \right], \quad (16)$$

其中, U_{CAV} 是 FBMMC 桥臂中子模块电容电压额定值. 在得到需要导通的子模块数目后, 再基于已在 HBMMC 中成功应用的子模块电容电压排序均压法^[13, 14]产生全部子模块的触发信号. 由于 FBMMC 输出交流相电压调制波幅值可以高于单极直流电压整定值, 以降低换流器运行损耗, 因此由(13)和(14)式知, (15)和(16)式将会按照一定规律计算出负值, 但同一相单元中桥臂上下子模块输出电压的代数和仍为换流器直流电压. 至此, FBMMC 已可以构建完整闭环控制系统以实现功率传输, 为其在多端柔性直流输电系统中的应用奠定了基础.

3 FBMMC-MTDC 直流故障“握手原则”

多端柔性直流输电系统接线有串联式, 并联式(分树枝式和环网式两类)和混联式^[9], 本文采用工程上应用较为广泛的并联环网式结构. 同时, 为了尽可能地降低直流故障发生概率, 多端柔性直流输电系统一般采用海底电缆或者地下电缆作为传输线路^[8], 然而直流故障仍然会以较低的概率发生, 且主要有三种故障类型: 单极接地故障, 断线故障, 双极短路故障, 文献[6]分析了发生三种故障时的系统特性, 为了突出研究重点, 且不失一般性, 本文只研究故障后果最严重的永久性双极短路故障(以下简称为“直流故障”), 文献[9]提出了两电平 VSC-MTDC 系统直流故障时的“握手原则”, 文献[8]中以三端柔性直流输电直流侧发生单极接地故障为例, 详细描述了基于“握手原则”的故障线路检测及隔离方法, 保证了系统的直流电压及功率恢复. 由于需要跳开并重合闸三相交流断路器, 系统故障恢复时间较长, 而 FBMMC 可切断自身故障电流, 无需交流断路器参与.

基于上述假定, 本文将提出 FBMMC-MTDC 系统直流故障时故障线路隔离及系统快速恢复的“握手

原则”, 所提策略很容易推广至其他两种直流故障.

图 4 所示的三端系统中, $SW_{11}, SW_{12}, SW_{22}, SW_{23}, SW_{33}, SW_{31}$ 分别为靠近各换流站的直流线路隔离开关, 以图 4 为例, 本文提出的 FBMMC-MTDC 系统直流故障“握手原则”的具体实现步骤如下.

a) 直流故障发生时刻及故障类型检测

直流故障检测及分类在文献[9]中有详细描述, 而 FBMMC-MTDC 系统在故障发生后换流器闭锁前的系统暂态特性与两电平 VSC-MTDC 系统相似, 完全可以采用相同的故障检测方法, 但是检测阈值需要根据系统参数单独设计.

b) 标记潜在故障线路隔离开关

由 a)知, FBMMC-MTDC 系统可以采用文献[8]中描述的潜在隔离开关确定方法, 也即根据直流线路中短路电流的潮流方向标记潜在故障线路的隔离开关, 以便换流站闭锁后在零电流下可靠跳开.

c) 全部换流器闭锁

当系统检测到直流故障后, 需要尽快闭锁全部换流器以防止开关器件过流, 从故障发生到换流器可靠闭锁, 约需 5~10 ms 的检测装置延时及保护装置动作时间^[19, 20], 本文中延时设置为 5 ms.

d) 零电流下跳开标记的全部直流隔离开关

当确保 c)中换流器闭锁后全部直流线路电流为零后, 跳开在 b)中标记好的全部潜在隔离开关. 经过大量的仿真发现, 全桥换流站闭锁后, 直流短路电流会在半个周波内衰减到零, 因此本文隔离开关动作信号在全站闭锁后 10 ms 触发.

e) 全部换流器解锁, 健全线路隔离开关闭合

FBMMC 在直流故障发生后换流器闭锁前, 子模块迅速放电, 直流电压随之降低; 闭锁后, 子模块停止放电, 依然保留部分电量, 随着桥臂电抗器储能的释放, 子模块电压通过全波整流略有上升, 故障电流

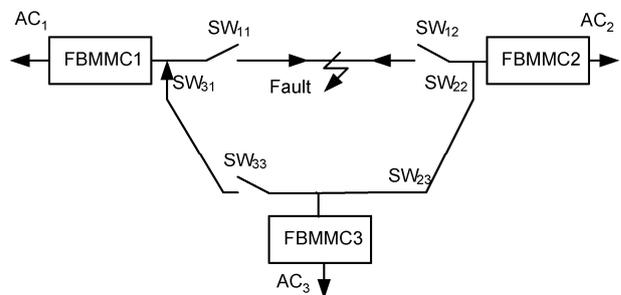


图 4 三端 FBMMC-MTDC 系统示意图

迅速衰减为零, 但由于 FBMMC 拓扑结构的特殊性, 双极直流母线均不带电; 换流器解锁瞬间, 直流母线带电并缓慢上升, 此时在 d) 中跳开的非故障线路隔离开关两端均感知到预设的直流电压后, 实现“握手”并可靠闭合, 本文中设置从换流器解锁到隔离开关关闭经过 10 ms. 隔离开关关闭后, 全系统在各自控制方式下平稳过渡到新的稳态运行状态, 如果健全线路具备足够的过流能力, 三个换流站传输的有功功率均可以恢复到故障前状态.

上述即为本文提出的 FBMMC-MTDC 系统直流故障“握手原则”, 从执行步骤上看来, 比两电平 VSC-MTDC 系统大为简化, 且无需交流断路器参与, 大大节约了系统故障恢复时间. 以上仅针对并联环网型多端柔性直流系统提供了相关策略, 对于并联树枝型多端网络, 故障线路及与其最近的换流站都将被隔离停运, 所采取的相应策略会略有不同.

4 多端柔性直流输电系统 DFRTI 指标

前文已经介绍了两、三电平 VSC-HVDC 及 HBMMC-HVDC 系统无法穿越严重直流故障的机理, MMC 运行过程中的强非线性及其与控制系统的强耦合性决定了理论上精确计算直流故障时换流器闭锁前后开关器件过流情况的复杂性, 很难通过理论计算评估换流器对故障电流的抑制能力^[20], 至今也未见相关文献报道.

4.1 DFRTI 的提出

本文提出了一种可以整体考虑换流器自身高度非线性、强控制耦合性以及不同控制方式下的多端柔性直流输电系统直流故障穿越能力评价指标, 具体定义如(17)式及图 5 和 6 所示.

$$DFRTI = \frac{S_1}{S_2} = \frac{\int_{t_F}^{t_T} F(t) dt}{\int_{t_F}^{t_T} G(t) dt}. \quad (17)$$

这里, I_{short} 为直流故障发生后双极短路电流, $I_{short} = I_{short1} + I_{short2}$; t_F 为直流故障发生的时刻; t_B 为系统闭锁时刻, 取决于直流测量系统的反应时间以及保护装置的延时, 本文中 $t_B = t_F + 5 \text{ ms}$; I_B 为 $G(t)$ 在 t_B 的值; $F(t)$ 为系统发生直流故障后无任何保护措施(如换流器闭锁等)时的 I_{short} 曲线; $G(t)$ 为全系统在 t_B

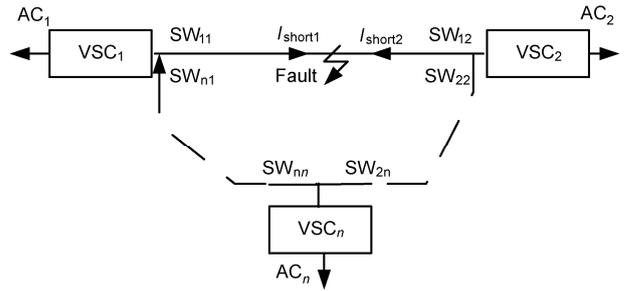


图 5 任意 VSC-MTDC 系统直流故障示意图

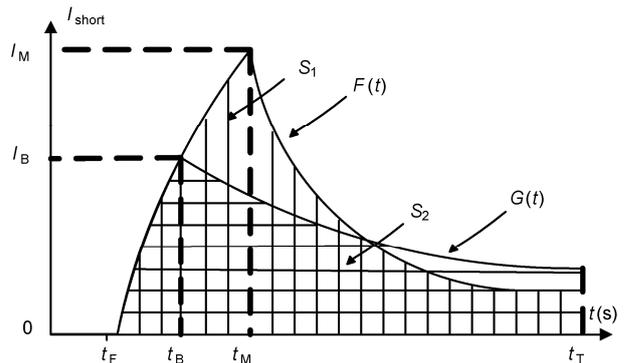


图 6 DFRTI 的原理图

闭锁后的 I_{short} 曲线, 为了突出换流器自身对故障电流的抑制作用, 全部换流器闭锁后无任何后续保护措施; S_1 为曲线 $F(t)$ 从 t_F 到 t_T 的面积; S_2 为曲线 $G(t)$ 从 t_F 到 t_T 的面积; I_M 为 $F(t)$ 的最大值; t_M 为 $F(t)$ 达到其最大值的时刻; t_T 为如换流器无任何保护措施时三相交流断路器的动作时刻, 取决于交流测量系统的反应时间以及保护装置的延时, 本文中 $t_T = t_F + 100 \text{ ms}$.

4.2 DFRTI 的有效性和通用性分析

从 DFRTI 的定义可知, 无任何保护措施时的 I_{short} 曲线 $F(t)$ 可以衡量故障短路电流对整个多端柔性系统的实时冲击, 曲线面积 S_1 可以衡量这种实时冲击对时间的累计, 积分限 t_T 表明跳开交流断路器后直流故障电流迅速降为 0, 不再危害系统; 相应地, 曲线 $G(t)$ 和曲线面积 S_2 可以分别衡量附加换流器闭锁后直流故障电流对系统的实时冲击及对时间的累计; 因此, 二者的比值恰可以精确衡量换流器闭锁使得系统受直流故障电流累计冲击的减小倍数, 进而可以评价特定换流器结构下多端柔性直流输电系统的直流故障穿越能力.

以上分析了 DFRTI 的有效性, 下面将分析其通

用性. 从 DFRTI 的定义可知, 只要多端柔性直流系统达到稳定运行状态, 即可通过仿真计算 DFRTI 的大小, 与多端系统所选择的换流器拓扑结构以及各端所采取的控制方式无关, 因此它既可以用于换流器拓扑的确定, 也可以用于控制系统的优化选择, 具有很强的通用性.

5 仿真研究

本文基于 PSCAD/EMTDC 平台搭建如图 4 所示的三端 FBMMC-MTDC 系统, 其中 FBMMC1 采用定直流电压和定交流电压控制, 额定传输容量 800 MW; FBMMC2 和 FBMMC3 均采用定有功功率和定交流电压控制, 额定传输容量均为 400 MW; 系统基频 60 Hz, 换流变压器容量为 450 MVA, 采用 Y0/Δ接法, 额定变比为 160 kV/400 kV, $L_T=0.064$ H, $L_0=0.025$ H, 子模块电容 $C_{SM}=2500$ μ F; 三个换流站采用并联连接, 额定直流电压为 ± 250 kV; 本文采用 FBMMC 降损运行模式, 不计冗余, 每个桥臂 13 个子模块, 换流器为 17 电平, 也即每个子模块额定电压均为 50 kV (虽然能承受如此高电压等级的 IGBT 目前仍无法制造, 但本文以研究多端系统直流保护策略为目的, 较低电平数可以提高电磁暂态仿真速度).

图 7 为 FBMMC-MTDC 系统稳定运行时换流器输出交流相电压波形与单极直流母线电压, 从图 7 中可知, 换流器输出交流电压峰值大于单极直流母线电压.

在仿真本文提出的 FBMMC-MTDC 系统“握手原

则”时, 图 4 所示三端系统稳定后, 1.250 s 发生双极短路故障, 之后系统检测到该故障并标记潜在故障线路隔离开关; 1.255 s 时全部换流器闭锁; 1.265 s 已标记的隔离开关 SW11, SW22, SW33 在零电流下可靠跳开; 1.270 s 全部换流器解锁; 1.275 s, 健全线路隔离开关 SW33 “握手”成功, 可靠闭合, SW11, SW12 保持跳开状态, 系统开始恢复. 图 8~10 分别为三端 FBMMC 直流母线电压及其与换流器闭锁信号及隔离开关动作时序.

图 8~10 表明, 三端 FBMMC 换流器在故障发生前直流母线电压和有功功率传输均在额定值附近, 系统稳定运行. 直流故障发生后, 双极直流电压迅速降低, 同时传输功率发生大幅波动. 随着换流器闭锁, 直流短路电流衰减到零. 换流器解锁后各端直流电压瞬间上升, 健全线路隔离开关“握手”成功并可靠闭合, 三端系统直流母线电压迅速恢复, 为全系统的恢复及稳定运行提供了电压支撑. 从故障发生时刻到系统恢复故障前状态, 大约只需 30 ms, 远小于文献[8]中所需 400 ms, 这取决于 FBMMC 自身故障电流抑制能力以及换流器闭锁后电容电压部分保持所带来的直流电压快速恢复特性. 因此, 在本文所提出的 FBMMC-MTDC 系统直流故障“握手原则”下, 系统具备穿越严重直流故障的能力.

图 11 为直流故障发生前后采用定功率控制的换流站传输有功功率波形, 由图可知故障前换流站传输额定功率, 故障线路隔离后系统传输有功功率迅速恢复.

图 12 为 FBMMC1 的 A 相上桥臂子模块电容电

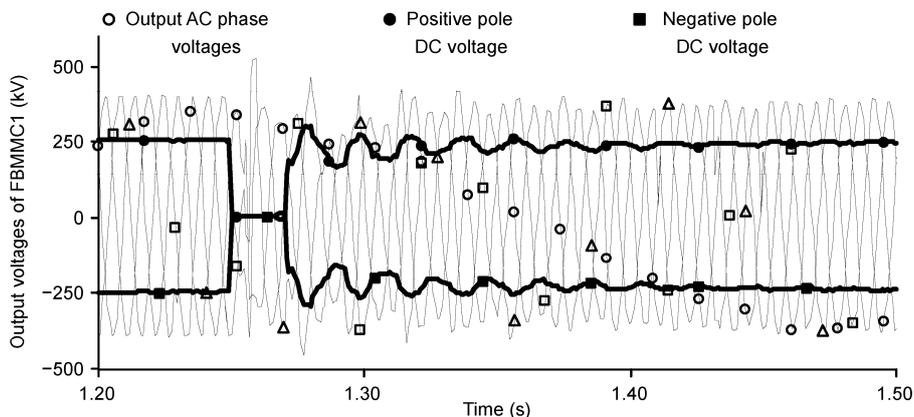


图 7 FBMMC1 输出交流相电压

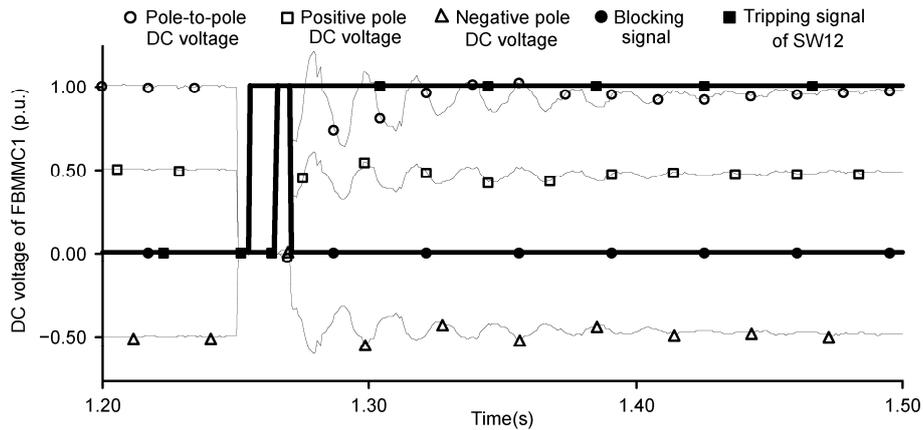


图 8 FBMMC1 直流母线电压

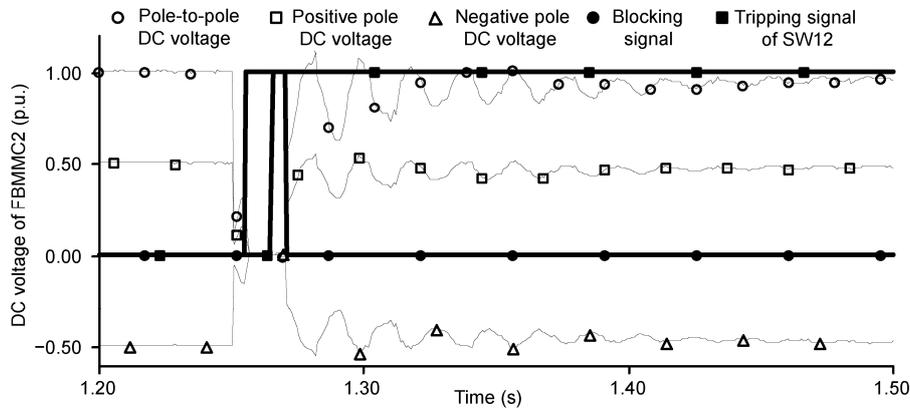


图 9 FBMMC2 直流母线电压

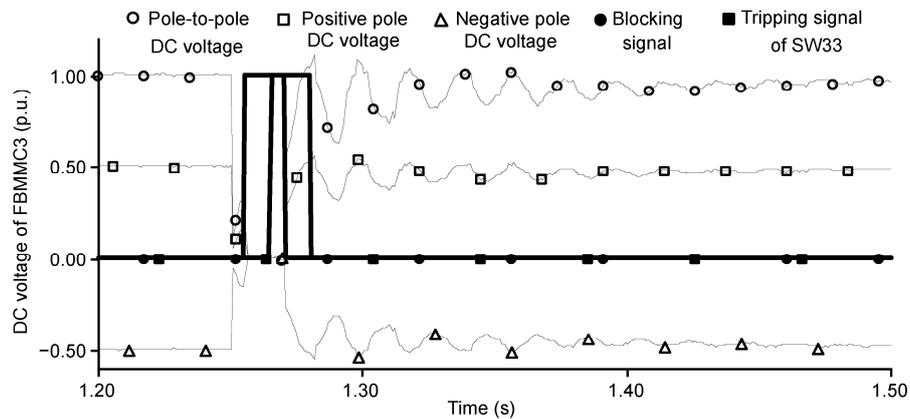


图 10 FBMMC3 直流母线电压

压波形, 稳态时电容电压波动范围在 2%额定值以内, 且故障线路清除后能快速恢复, 支撑起换流器直流电压, 确保系统继续运行。

根据本文第 4 节中 FBMMC-MTDC 系统 DFRTI

的计算方法, 在初始系统参数下, 分别得到发生直流故障后全站闭锁和全站不闭锁情况下的双极直流短路电流波形如图 13 所示。

从图 13 仿真结果可知, 直流故障时如果换流器

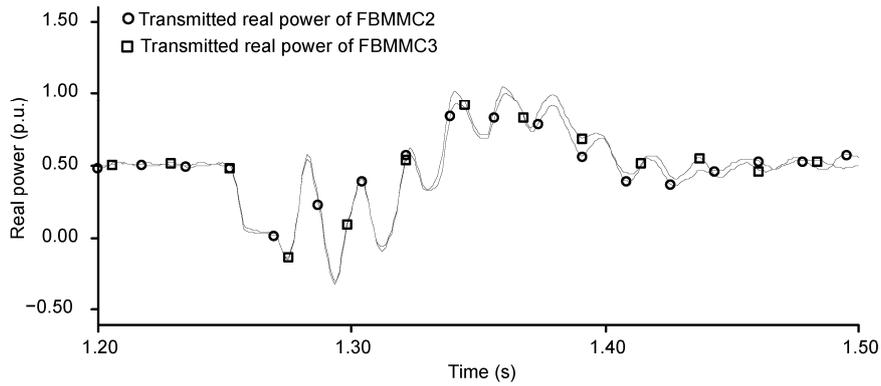


图 11 FBMMCs 传输有功功率

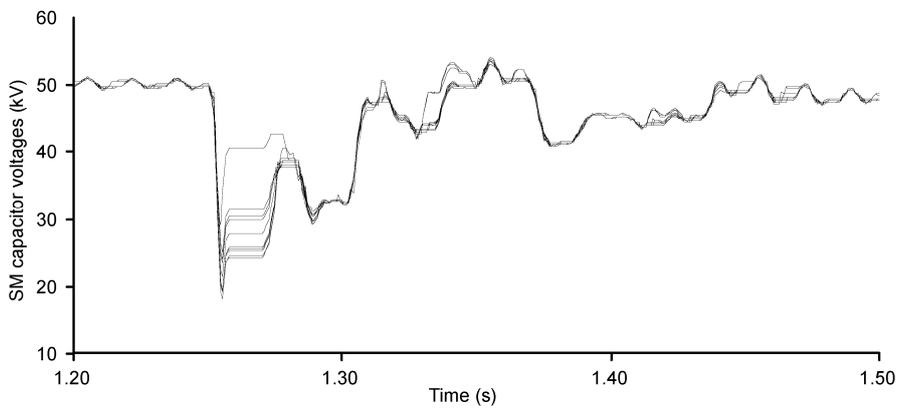


图 12 FBMMC1 的 A 相上桥臂子模块电容电压

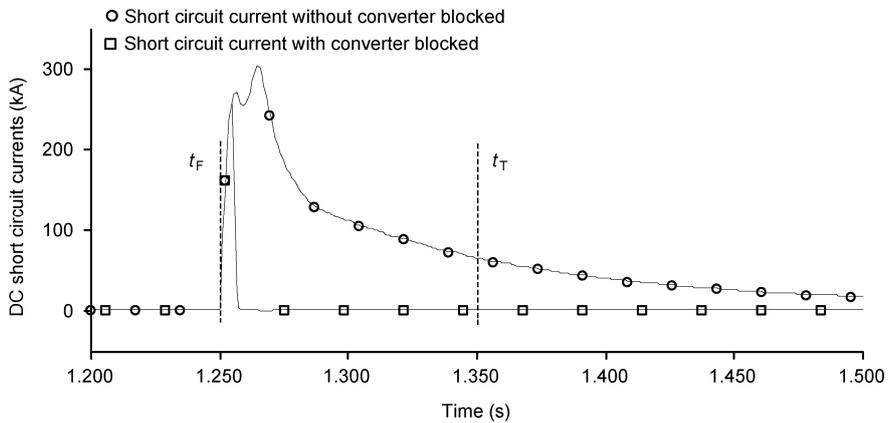


图 13 FBMMC-MTDC 系统双极直流短路电流

不闭锁, 直流短路电流将始终存在, 最终导致交流系统断路器保护跳闸, 系统功率传输中断; 而闭锁 FBMMC 即可迅速使直流短路电流衰减为零. 对图 13 中所示仿真数据在 MATLAB 中进行数值积分, 根据(17)式中定义得 $DFRTI=5.6781$; 对于 FBMMC 而

言, 桥臂电抗器和子模块电容是其中的主要部件, 为了分析二者对其 $DFRTI$ 的影响, 保持各端控制方式、故障发生时刻及故障类型不变, 分别改变 L_0 和 C_{SM} , 在系统稳定后进行多次仿真, 可得 $DFRTI$ 的变化如表 1 所示.

表 1 L_0 和 C_{SM} 变化时 DFRTI 的变化

Item	1	2	3
C_{SM} (μF)	2000	2500	3000
L_0 (H)	0.0250	0.0250	0.0250
DFRTI	4.2617	5.6781	6.3158
Item	4	5	6
C_{SM} (μF)	2500	2500	2500
L_0 (H)	0.0200	0.0250	0.0300
DFRTI	4.3250	5.6781	5.8980

L_0 和 C_{SM} 均是 FBMMC 的主要部件, 随着二者的升高, FBMMC-MTDC 系统的 DFRTI 也随之升高, 但是会使得系统动态跟踪速度变慢, 同时降低其经济性, 因此需要综合考虑 L_0 和 C_{SM} 的取值.

6 结论

1) 理论上证明了 FBMMC 和 HBMMC 均适用传统电压源换流器所通用的 D-Q 坐标系下解耦控制策略, 结合已有 HBMMC 的研究成果, FBMMC 可以构建完整的闭环控制系统, 实现功率传输.

2) 所提出的 FBMMC-MTDC 系统直流故障“握手原则”可以实现直流母线电压和有功功率传输的快速恢复, 保证了系统运行的连续性, 且所需故障恢复时间大约仅为两、三电平 VSC-MTDC 系统的 10%.

3) 所提出的包括 FBMMC-MTDC 在内的 VSC-MTDC 系统直流故障穿越能力指标(DFRTI)可以客观地反映不同换流器拓扑对直流故障短路电流的抑制能力, 同时分析了换流器中的主要器件对该指标的影响, 为器件的参数选型提供了重要依据.

参考文献

- Lesnicar A, Marquardt R. An innovative modular multilevel converter topology suitable for a wide power range. 2003 IEEE Bologna Power Tech Conference. Bologna, Italy, 2003
- Saeedifard M, Iravani R. Dynamic performance of a modular multilevel back-to-back HVDC system. IEEE T Power Deliv, 2010, 25(4): 2903-2912
- 汤广福, 贺之渊, 滕乐天, 等. 电压源换流器高压直流输电技术最新研究进展. 电网技术, 2008, 32(22): 39-44
- Hagiwara M, Akagi H. Control and experiment of pulsewidth modulated modular multilevel converters. IEEE T Power Electr, 2009, 24(7): 1737-1746
- 刘隽, 贺之渊, 何维国, 等. 基于模块化多电平换流器的柔性直流输电技术. 电力与能源, 2011, 1(1): 33-38
- 赵成勇, 陈晓芳, 曹春刚, 等. 模块化多电平换流器 HVDC 直流侧故障控制保护策略. 电力系统自动化, 2011, 35(23): 82-87
- Marquardt R. Modular multilevel converter: An universal concept for HVDC-networks and extended dc-bus-applications. Power Electronics Conference (IPEC), 2010 International, Sapporo, 2010. 502-507
- Tang L X, Ooi B T. Locating and isolating dc faults in multi-terminal dc systems. IEEE T Power Deliv, 2007, 22(3): 1877-1884
- Tang L X. Control and protection of multi-terminal dc transmission systems based on voltage-source converters. Doctoral Dissertation. Montreal: McGill University, Canada, 2003
- Tang L X, Ooi B T. Managing zero sequence in voltage source converter. Industry Applications Conference, Pennsylvania, Vol 2, 2002. 795-802
- 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. 中国电机工程学报, 2011, 31(21): 48-55
- 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. 中国电机工程学报, 2011, 31(24): 1-8
- 丁冠军, 汤广福, 丁明, 等. 新型多电平电压源换流器模块的拓扑机制与调制策略. 中国电机工程学报, 2009, 29(36): 1-6
- 管敏渊, 徐政. MMC 型 VSC-HVDC 系统电容电压的优化平衡控制. 中国电机工程学报, 2011, 31(12): 9-14
- 潘武略. 新型直流输电系统损耗特性及降损措施研究. 博士学位论文. 杭州: 浙江大学, 2008
- Modeer T, Nee H P, Norrga S. Loss comparison of different sub-module implementations for modular multilevel converters in HVDC applications. Proceedings of the 14th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE 2011), Birmingham, UK, 2011. 1-7
- Tu Q R, Xu Z, Xu L. Reduced switching-frequency modulation and circulating current suppression for modular multilevel converters. IEEE T Power Deliv, 2011, 26(3): 2009-2017
- 屠脚瑞, 徐政, 管敏渊, 等. 模块化多电平换流器环流抑制控制器的设计. 电力系统自动化, 2010, 34(18): 57-61
- 汤广福. 基于电压源换流器的高压直流输电技术. 北京: 中国电力出版社, 2010
- 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电流分析. 中国电机工程学报, 2011, 31(1): 1-7