

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2021.08.021

一种模块化组合式直流变压器及其主回路参数选择方法

郑 眉^{1,2}, 陈 骞¹, 宋远见², 徐 政², 张哲任²

(1. 国网浙江省电力有限公司电力科学研究院, 杭州 310014; 2. 浙江大学电气工程学院, 杭州 310027)

摘要: 当前,直流变压器是解决直流输电系统互联时电压等级不一致问题的主要方法,但传统的直流变压器中含有交流变压器因而价格昂贵。对此文中提出了一种无需交流变压器的模块化组合式直流变压器(modular combined DC transformer, MCT)。文中首先分析了MCT的拓扑结构和工作原理,然后根据MCT的性能要求提出了参数的选择原则,最后在PSCAD研究了含有MCT的直流输电系统仿真模型。时域仿真结果验证了文中所提出的MCT的可行性。

关键词: 多电压等级直流电网; 模块化组合式直流变压器; 直流变压器拓扑; 主回路参数选择

Parameter Selection Method of Modular Combined DC Transformer and Its Main Circuit

ZHENG Mei^{1,2}, CHEN Qian¹, SONG Yuanjian², XU Zheng², ZHANG Zheren²

(1. State Grid Zhejiang Electric Power Research Institute, Hangzhou 310014, China; 2. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: At present, DC transformer is the main method to solve the problem of inconsistent voltage levels in case of interconnection of DC transmission system. However, the traditional DC transformer contains AC transformer and its price is therefore very expensive. For this issue, a kind of modular combined DC transformer(MCT for short) without AC transformer is proposed in this paper. Firstly, the topological structure and operating principle of MCT are analyzed. Then, the selection principle of parameters is proposed in accordance with the performance requirements of MCT. Finally, the simulation model of DC transmission system containing MCT is studied in PSCAD. The feasibility of the MCT proposed in this paper is verified by the time-domain simulation results.

Key words: multi-voltage DC grid; modular combined DC transformer(MCT); DC transformer topology; parameters selection of main circuit

0 引言

大规模可再生能源并网以及输电系统互联成为当前研究热点,当待互联的直流系统电压等级不同时,需要用到直流变压器^[1-4]。目前已经提出了多种直流变压器拓扑^[5-10],文中重点讨论基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的直流变压器技术。

模块化多电平直流变压器可以分为隔离型、非隔离型和自耦型3种类型。隔离型MMC直流变压器由于采用了交流隔离变压器,可以满足大变比的

需求,但是存在装置成本高、体积大和运行损耗大的缺陷^[11]。而非隔离型MMC直流变压器不包含交流变压器,变比范围会受到限制^[12]。文[13]提出了基于自耦变压器原理的直流变压器拓扑,相对于其他拓扑来说具有成本低、运行效率高、损耗低的优势,较适用于中低变比的高压直流电网互联^[14]。但是现有的自耦变压器需要使用与换流器数量相同的换流变压器,并且只能通过改变高压阀和低压阀的额定直流电压实现不同变比,因而其应用范围受到了限制。

针对现有研究的不足,文中提出了一种模块化

收稿日期:2021-02-21; 修回日期:2021-04-09

基金项目:国网浙江省电力有限公司电力科学研究院科技项目(SGTYHT/19-JS-218)。

Project Supported by Science and Technology Project of State Grid Zhejiang Electric Power Research Institute(SGTYHT/19-JS-218).

组合式直流变压器(modular combined DC transformer, MCT),避免了换流变压器的使用,且可以通过改变高压阀和低压阀的数量来实现直流变压器变比的改变。首先,文中介绍了MCT的拓扑结构,分析了MCT的工作原理和数学模型。然后,提出了MCT的主回路参数选择方法。基于典型场景分析了MCT的基本控制策略。最后在PSCAD中搭建了含有MCT的电磁暂态仿真模型,验证了上述所提出的模块化组合式直流变压器的有效性。

1 MCT拓扑与工作原理

1.1 MCT拓扑结构

真双极结构的双端柔性直流输电系统见图1,两个不同电压等级的直流电网通过MCT连接。图中1和2的MMC分别为MCT的低压阀和高压阀,数目分别为 $2M$ 个和 $2N$ 个,其中低压阀中的MMC编号为 $\text{MMC}_{L,1}$ 至 $\text{MMC}_{L,2M}$,高压阀中的MMC编号为 $\text{MMC}_{H,1}$ 至 $\text{MMC}_{H,2N}$ 。 M 、 N 的数值由两侧直流电网的电压等级来决定。

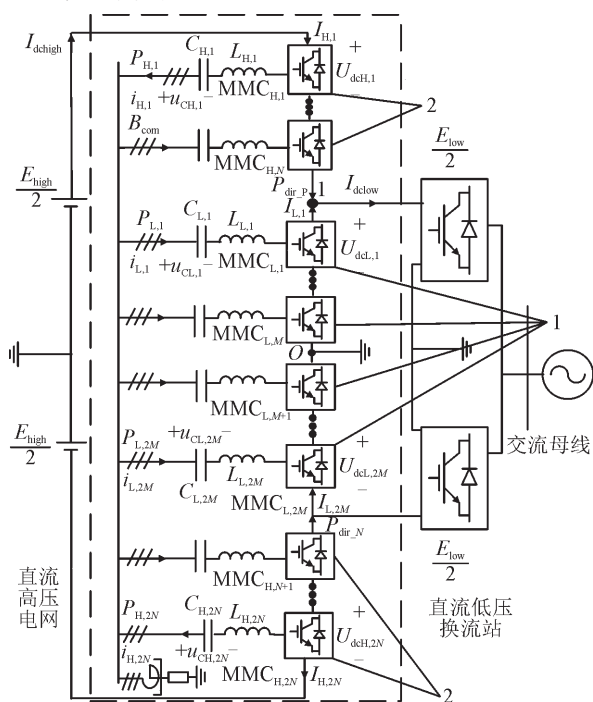


图1 MCT拓扑结构

Fig. 1 Topology of MCT

MCT与外部连接的方式为: $\text{MMC}_{H,1}$ 的正极和 $\text{MMC}_{H,2N}$ 的负极分别连接直流高压侧的正、负极; $\text{MMC}_{H,N}$ 负极和 $\text{MMC}_{L,1}$ 正极相连,连接直流低压侧正极; $\text{MMC}_{L,2M}$ 的负极和 $\text{MMC}_{H,N+1}$ 的正极相连,连接直流低压侧负极。在MCT内部,各MMC的交流侧分别通过电容电感串联支路连接到交流母线 B_{com} 。 $\text{MMC}_{L,M}$ 负极和 $\text{MMC}_{L,M+1}$ 正极的连接点 O 作为MCT

的中性点。

1.2 该MCT中换流变压器的替代方案

在柔性直流输电系统的换流站中,换流变压器的作用通常体现在3个方面:①实现网侧交流电压和MMC阀侧电压匹配;②隔离变压器阀侧电压的直流分量;③平滑和抑制故障电流。其中②是必须采用换流变压器的根本因素,并且取消连接变压器能够使直流变压器的成本大幅降低。在MCT中,对于任意第 j 个MMC的交流侧($1 \leq j \leq 2M+2N$),可以考虑采用隔直电容 C_j 实现隔离MMC交流出口输出电压中直流分量的作用;但是考虑到电路中串联电容会导致基波无功增大,因此考虑在MMC交流侧再串联加入补偿电感 L_j ,用于补偿基波频率下隔直电容产生的无功功率,提高MMC的运行效率。

1.3 MCT工作原理

当MCT连接不同电压等级的直流电网时,其副边连接低压直流电网,原边连接高压直流电网,2个直流电网的电压分别为 E_{high} 和 E_{low} ,且 $E_{high} > E_{low}$ 。通常原边的直流电压 E_{high} 恒定,而副边的直流电压 E_{low} 需要MCT的控制。以高压向低压直流电网传输直流功率 P 为例, P 可以分成两部分,一部分直流功率首先通过高压阀 $\text{MMC}_{H,1}$ 至 $\text{MMC}_{H,2N}$ 变成交流功率,在交流母线 B_{com} 上汇聚后,再通过低压阀 $\text{MMC}_{L,1}$ 至 $\text{MMC}_{L,2M}$ 整流成直流功率,流入到副边的直流低压电网,这部分功率经过了DC/AC/DC变换;另一部分直接流到直流低压电网,这部分直流功率未经过DC/AC/DC变换。下面对这两部分功率进行计算。

根据图1拓扑,对于 $\text{MMC}_{H,1}$ 流过的电流 $I_{H,1}$,其大小等于直流高压侧直流电流 $I_{dc,high}$ 。对于 $\text{MMC}_{H,N}$ 负极和 $\text{MMC}_{L,1}$ 正极连接点,根据基尔霍夫电流定律(KCL)有

$$I_{L,1} = I_{dc,low} - I_{H,N} = \frac{P}{E_{low}} - \frac{P}{E_{high}} \quad (1)$$

式(1)中: $I_{L,1}$ 为 $\text{MMC}_{L,1}$ 的直流电流; $I_{dc,low}$ 为直流低压侧的直流电流。因此高压阀和低压阀中的直流电流为

$$\begin{cases} I_{dc,H,n} = I_{dc,high} = \frac{P}{E_{high}} \\ I_{dc,L,m} = I_{dc,low} - I_{dc,high} = \frac{P}{E_{low}} - \frac{P}{E_{high}} \end{cases} \quad (2)$$

忽略直流线路上的压降,可得高压阀和低压阀中各MMC的直流电压为

$$\begin{cases} U_{dc,L,m} = \frac{E_{low}}{2M} \\ U_{dc,H,n} = \frac{E_{high} - E_{low}}{2N} \end{cases} \quad (3)$$

式(2)中:下标 L, m 代表低压侧第 m 个 MMC 的电气量;下标 H, n 是高压侧第 n 个 MMC 的电气量, $1 \leq m \leq 2M, 1 \leq n \leq 2N$ 。

经过 DC/AC/DC 变换的功率定义为 MCT 的变换功率 P_{in} , 大小为

$$P_{in} = \sum_{j=1}^{2M} U_{dcL,j} I_{L,j} = 2M \frac{E_{low}}{2M} \left(\frac{P}{E_{low}} - \frac{P}{E_{high}} \right) = P \left(1 - \frac{E_{low}}{E_{high}} \right) \quad (4)$$

设直流变压器两侧直流电压变比 k_{dc} 为 E_{high}/E_{low} ($k_{dc} > 1$), 将 k_{dc} 带入式(4), 式(4)可化简为

$$P_{in} = P \left(1 - \frac{1}{k_{dc}} \right) \quad (5)$$

此外, 直流功率 P 的一部分未经过 DC/AC/DC 功率变换直接传输到直流低压侧, 这些直接传输的功率定义为直接功率 P_{dir} , 计算式为

$$P_{dir} = E_{low} I_{dchigh} = E_{low} \frac{P}{E_{high}} = \frac{P}{k_{dc}} \quad (6)$$

式(5)、(6)相加, 总和等于 P_N , 满足功率守恒。因此, 高压直流电网向低压直流电网传输的直流功率可分成 P_{in} 和 P_{dir} 两部分, MCT 的容量只与前者有关。综上, 直流变压器的总容量大小为

$$P_{DCAT} = 2P_{in} = 2P \left(1 - \frac{1}{k_{dc}} \right) \quad (7)$$

例如当 k_{dc} 为 2 时, 高压侧向低压侧传输直流功率 P , 直流变压器容量大小为 P , 直接传输的功率为 $P/2$ 。

2 MCT 主回路参数选择

MCT 主回路参数包括 MMC 主回路参数和前文 1.2 中的隔直电容 C 与补偿电感 L 参数。MMC-HVDC 换流站的主回路包括桥臂电抗器、子模块电容器、IGBT 模块及平波电抗器等一次设备, 对于这些设备的参数选择, 文[15]中已经进行了详细的论述。因此剩下的关键主回路设备就只有 C 和 L 了。下面对二者进行计算。

2.1 隔直电容 C 和补偿电感 L 的参数选择准则

理想状态下, 隔直电容 C 只起到隔绝直流电压的作用, 同时对交流侧无影响。事实上隔直电容上的电压由直流分量和交流分量组成: 直流电压与 MMC 阀侧输出电压中的直流电压相等, 体现了隔直电容隔绝直流电压的作用; 交流分量是隔直电容在 MMC 交流侧中的电压降, 交流分量越小则隔直电容对交流侧的影响就越小。一方面, 为了降低隔直电容电压波动造成交流母线电压的波动, 需要尽可能选取较大的电容值, 以保证正常运行状态下电容电压在合理范围内波动; 另一方面, MCT 启动过程中隔直电容需要通过交流电网预充电, 如果电容值较

大, 会降低电容的预充电速度和 MCT 的启动速度。在稳态运行下不计功率损耗时, 对于 MCT 中任一个 MMC_j 传输的有功功率 P_{MMCj} 和无功功率 Q_{MMCj} 可以分别表示为

$$\begin{cases} P_{MMCj} = \sqrt{3} U_{vacj} I_j \cos \delta_j \\ Q_{MMCj} = \sqrt{3} U_{vacj} I_j \sin \delta_j \end{cases} \quad (8)$$

式(8)中: U_{vacj} 、 I_j 是第 j 个 MMC 的阀侧交流线电压基波分量有效值和阀侧基波线电流有效值; δ_j 为二者的相位差, 正常工作状态下, 各 MMC 交流侧的 U_{vacj} 、 I_j 和 δ_j 可认为相等。当 MMC 采用定无功功率控制且指令值为 0 时, MMC_j 传输的无功功率 Q_{MMCj} 被控制为 0, $\delta_j = 0$, 此时 U_{vacj} 和 I_j 同相位。忽略高次谐波, 对于 MMC_j 的交流侧隔直电容 C_j , 其交流电压为

$$\Delta U_{cj} = \frac{I_j}{\omega C_j} = \frac{P_{MMCj}}{\sqrt{3} U_{vacj}} \frac{1}{2\pi f C_j} \quad (9)$$

式(9)中: ΔU_{cj} 为隔直电容 C_j 的交流电压基波有效值; f 为基波频率。定义隔直电容 C_j 的电压波动率 α_j 为

$$\alpha_j = \frac{\sqrt{2} \Delta U_{cj}}{U_{vdej}} \times 100\% \quad (10)$$

式(10)中: U_{vdej} 是第 j 个 MMC 的阀侧直流电压分量。

2.2 高压阀与低压阀 C 和 L 的参数计算

根据式(2), 在额定运行状态下, 高压阀和低压阀的额定直流电流不同, 当考虑整数倍变比时高压阀和低压阀的 MMC 额定容量就不同了。例如, 在真双极直流电网中当 $k_{dc} = 3$ 时, 高压阀和低压阀中的 MMC 分别为 4 个和 2 个, 它们的直流电压相同, 但是低压阀的直流电流是高压阀的 2 倍, 那么低压阀中的 MMC 额定容量是高压阀中 MMC 额定容量的 2 倍。因此高压阀和低压阀的 C 和 L 参数需要分别进行选择。

2.2.1 高压阀 C 和 L 的参数计算

在高压阀中, 正常运行时各 MMC 的 ΔU_c 基本相同, 但第 N 个(和第 $N+1$ 个) MMC 的阀侧直流电压分量最小, 对应的 $\alpha_{H,N}$ (和 $\alpha_{H,N+1}$) 最大, 因此需要计算 $\alpha_{H,N}$ 。取 $U_{vacH,N} = 1.05 U_{dcH,N}/2$, $U_{vdcH,N} = (E_{low} + U_{dcH,N})/2$, $U_{dcH,N}$ 为 MMC_{H,N} 的直流电压, E_{low} 为副边低压直流电网的直流电压, $P_{MMCH,N} = (1 - 1/k_{dc})P/2N$, P 为直流高压侧向直流低压侧传输的直流功率, 代入式(10)可得 $\alpha_{H,N}$ 为

$$\alpha_{H,N} = \frac{\sqrt{2} (1 - 1/k_{dc}) P / 2N}{\sqrt{3} \times \frac{1.05}{2} U_{dcH,N} 2\pi f C_{H,N}} \cdot \frac{1}{\frac{(U_{dcH,N} + E_{low})}{2}} = \frac{0.248 (1 - 1/k_{dc}) P}{N f C_{H,N} U_{dcH,N} (U_{dcH,N} + E_{low})} \quad (11)$$

在确定 $\alpha_{H,N}$ 之后,通过式(11)可计算得到MMC_{H,N}的隔直电容 $C_{H,N}$ 的最小取值。

如前文所述,换流器交流侧补偿电感的加入是为了补偿隔直电容的无功功率。为了尽可能利用MMC的容量,可以利用补偿电感来全补偿隔直电容的无功功率,换言之也就是在交流基波下实现了串联谐振,因此 $L_{H,N}$ 的计算式为

$$L_{H,N} = \frac{1}{(2\pi f)^2 C_{H,N}} \quad (12)$$

在计算得到 $C_{H,N}$ 和 $L_{H,N}$ 的数值之后,高压阀中其余MMC交流侧上隔直电容 C 的数值可以取得稍微大一些,因而取与 $C_{H,N}$ 相同的数值。同时要保证在交流基波下实现串联谐振,可得补偿电感的计算式为

$$\begin{cases} C_{H,1} = \dots = C_{H,N} = \dots = C_{H,2N} \\ L_{H,1} = \dots = L_{H,N} = \dots = L_{H,2N} \end{cases} \quad (13)$$

2.2.2 低压阀 C 和 L 的参数计算

在低压阀中,第 M 个(和第 $M+1$ 个)MMC的阀侧直流电压分量最小,对应的 $\alpha_{L,M}$ (和 $\alpha_{L,M+1}$)最大,因此需要计算 $\alpha_{L,M}$ 。取 $U_{val,M}=1.05U_{dcL,M}/2$, $U_{vcl,M}=U_{dcL,M}/2$, $U_{dcL,M}$ 为MMC_{L,M}的直流电压, $P_{MMCL,M}=(1-1/k_{dc})P/2M$, P 为直流高压侧向直流低压侧传输的直流功率,代入式(10)可得 $\alpha_{L,M}$ 为

$$\alpha_{L,M} = \frac{\sqrt{2}(1-1/k_{dc})P/2M}{\sqrt{3} \times \frac{1.05}{2} U_{dcL,M} 2\pi f C_{L,M} \frac{U_{dcL,M}}{2}} = \quad (14)$$

$$0.248 \frac{(1-1/k_{dc})P}{MfC_{L,M}U_{dcL,M}^2}$$

$L_{L,M}$ 的计算式为

$$L_{L,M} = \frac{1}{(2\pi f)^2 C_{L,M}} \quad (15)$$

在计算得到 $C_{L,M}$ 和 $L_{L,M}$ 的数值之后,低压阀中其余MMC交流侧上 C 、 L 的数值分别与 $C_{L,M}$ 和 $L_{L,M}$ 的数值相等,即

$$\begin{cases} C_{L,1} = \dots = C_{L,M} = \dots = C_{L,2M} \\ L_{L,1} = \dots = L_{L,M} = \dots = L_{L,2M} \end{cases} \quad (16)$$

3 MCT控制策略

3.1 MCT交流部分动态特性

在忽略子模块电容电压波动时,稳态下MCT的内部基波交流等效电路见图2^[16-24]。图2中: u_{diffj} 和 u_{diffqj} 为折算到交流公共母线侧MMC_j输出的差模电压的 dq 轴分量; i_{vdj} 和 i_{vqj} 为MMC阀侧电流的 dq 轴分量。 L_0 和 R_0 为MMC_i的桥臂电感和桥臂电阻。由上文1.2的内容可知,对于第 j 条交流线路, C_j 和 L_j 在基

波电路中发生串联谐振,因此由图2可列写电路方程

$$\begin{cases} u_{diffdj} = (R_j + L_j \frac{d}{dt}) i_{vdj} - \omega_0 L_j i_{vqj} + u_{busd} \\ u_{diffqj} = (R_j + L_j \frac{d}{dt}) i_{vqj} + \omega_0 L_j i_{vdj} + u_{busq} \end{cases} \quad (17)$$

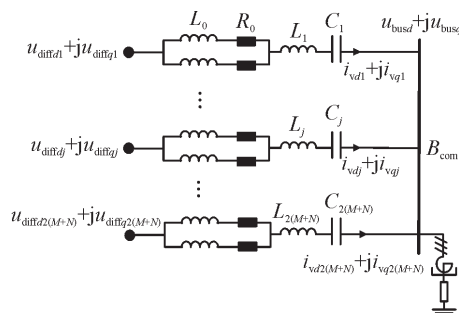


图2 MCT内部交流等值电路

Fig. 2 Equivalent circuit of the inner AC circuit of MCT

式(17)中: $L_j=L_0/2$ 、 $R_j=R_0/2$ 分别为MMC_j内电势输出点至公共母线 B_{com} 的总电感和电阻, u_{busd} 和 u_{busq} 为公共母线 B_{com} 电压的 dq 轴分量。对 B_{com} 列写基尔霍夫电流定律(KCL)可得

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^{2(M+N)} i_{vdj} = 0 \\ \sum_{j=1}^{2(M+N)} i_{vqj} = 0 \end{cases} \quad (18)$$

通过式(17)得到 i_{vdj} 和 i_{vqj} 的表达式并代入式(18),同时考虑 L_j 远大于 R_j ,可得

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^{2(M+N)} \frac{1}{L_j} u_{busd} = \sum_{j=1}^{2(M+N)} \frac{u_{diffdj}}{L_j} \\ \sum_{j=1}^{2(M+N)} \frac{1}{L_j} u_{busq} = \sum_{j=1}^{2(M+N)} \frac{u_{diffqj}}{L_j} \end{cases} \quad (19)$$

式(19)表明,MCT内部公共母线电压 u_{busd} 和 u_{busq} 可由MMC进行控制。

3.2 控制策略选择

MCT用来实现高压直流电网和低压直流电网的连接,典型的工作场景为高压侧(原边)连接直流主干电网,通常可以将主干直流电网等效为采用定直流电压控制的换流器;低压侧(副边)连接的低压直流电网可以等效为直流负载,直流电压 E_{low} 需要在MCT的控制下维持稳定。为此,MCT中各MMC的交直流侧控制策略如下。

3.2.1 交流侧控制策略

根据式(19),当MCT传输功率发生变化时,势必有部分MMC的差模电压发生变化,从而导致交流母线电压发生波动。因此在交流部分中需要若干个MMC控制交流母线电压值,来平衡交流母线电压,同时作为平衡节点来平衡整个交流部分中的功率^[25-29]。由于直接与直流低压电网相连,低压阀中 $2M$ 个

MMC各有一个控制自由度控制直流低压侧电压,因此要由高压阀中的 $\text{MMC}_{\text{H},1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},N}$ 或 $\text{MMC}_{\text{H},N+1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},2N}$ 作为平衡节点(假定选 $\text{MMC}_{\text{H},1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},N}$),相应的控制策略采用无源控制。除 $\text{MMC}_{\text{H},1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},N}$ 之外剩余MMC的交流侧控制目标为减小功率损耗,控制方式采用定无功功率控制(指令值可定为0)。

3.2.2 直流侧控制策略

根据上述分析,低压阀中的MMC采用定直流电压控制。 $\text{MMC}_{\text{H},N+1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},2N}$ 可采用定有功功率控制,其指令值之和为整个MCT变换功率 P_{in} 的一半。

综上,MCT中各MMC控制策略见表1。

表1 MCT控制策略

Table 1 Control strategy of MCT

位置	低压阀	$\text{MMC}_{\text{H},N+1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},2N}$	备注
直流侧	定直流电压	定有功功率	$\text{MMC}_{\text{H},1}$ 至 $\text{MMC}_{\text{H},N}$
交流侧	定无功功率	定无功功率	无源控制

4 仿真实验

4.1 测试系统主回路参数

为了验证所提出模块化组合式直流变压器的合理性,文中在PSCAD中搭建了图1所示的测试系统。该系统是一个具有大地回线的真双极直流电网,每个换流站由正极换流器和负极换流器构成,接地极引线从正极换流器与负极换流器在直流侧的连接点引出。系统中各电气量的参考方向见图1。

MCT的原边为±400 kV的换流站,副边±200 kV的换流站接入交流同步电网,其功率可以双向流动。原边和副边低压换流站中单个换流器主回路参数见表2。MCT为±400 kV/±200 kV、400 MW,共有4个MMC,其中 $\text{MMC}_{\text{L},1}$ 和 $\text{MMC}_{\text{L},2}$ 与直流低压电网相连,MMC的主回路参数见表3。

表2 换流站中单个换流器主回路参数

Table 2 Single converter main loop parameter of station

参数	原边高压 换流站	副边低压 换流站
换流器额定容量/MVA	200	200
直流电压/kV	400	200
变压器额定容量/MVA	240	240
变压器电压比	220/210	220/105
变压器短路阻抗/%	15	15
子模块额定电压/kV	2.0	1.0
桥臂子模块个数	200	200
子模块电容值/ μF	666	666
桥臂电抗/H	0.076	0.076
平波电抗器电抗/H	0.1	0.1

表3 MCT中单个换流器主回路参数

Table 3 Single converter main loop parameter in MCT

参数	MMC
换流器额定容量/MVA	100
直流电压/kV	200
子模块额定电压/kV	1.0
桥臂子模块个数	200
子模块电容值/ μF	666
桥臂电抗/H	0.076

将 $f=50\text{ Hz}$ 、 $k_{\text{dc}}=2$ 、 $P=400\text{ MW}$ 、 $U_{\text{dc}2}=200\text{ kV}$ 代入式(11)计算 $M=1$ 的隔直电容值 $C_{\text{L},1}$,当取 $\alpha_{\text{L},1}=2\%$ 时可得隔直电容 $C_{\text{L},1}$ 等于1 240 μF ,根据式(12)可得补偿电感 $L_{\text{L},1}$ 为8.15 mH。同理可由式(14)、(15)计算得到 $C_{\text{H},1}$ 等于413 μF , $L_{\text{H},1}$ 为24.45 mH。MCT中隔直电容 C 和补偿电感 L 的取值见表4。

表4 隔直电容C和补偿电感L数值

Table 4 Value of C and L

阀	参数	数值
低压阀	$C_{\text{L},1}$ 、 $C_{\text{L},2}/\mu\text{F}$	1 240
	$L_{\text{L},1}$ 、 $L_{\text{L},2}/\text{mH}$	8.15
高压阀	$C_{\text{H},1}$ 、 $C_{\text{H},2}/\mu\text{F}$	413
	$L_{\text{H},1}$ 、 $L_{\text{H},2}/\text{mH}$	24.45

4.2 测试系统运行工况

原边和副边低压换流站中单个换流器的控制策略见表5, P_{LOW}^* 为低压换流站有功功率的指令值。MCT中各MMC的控制策略和指令值见表6。

表5 换流站控制策略和指令值

Table 5 Control strategy and command value of station

换流站	控制策略	控制指令值
低压换流站	直流侧定有功功率,交流侧定无功功率	P_{LOW}^* 0 Mvar
高压换流站	直流侧定直流电压,交流侧定无功功率	±400 kV; 0 Mvar

表6 有功类控制策略和指令值

Table 6 Active power control strategy and command value

MMC编号	控制策略	控制指令值
$\text{MMC}_{\text{H},1}$	无源控制	$U_{\text{bus}}^* = 220\text{ kV}$ $f_{\text{bus}}^* = 50\text{ Hz}$
$\text{MMC}_{\text{L},1(2)}$	定直流电压控制	200 kV
$\text{MMC}_{\text{H},2}$	定有功功率控制	$P_{\text{H},2}^*$

表6中: U_{bus}^* 、 f_{bus}^* 分别为公共母线电压的幅值和频率指令值; $P_{\text{H},2}^* = 0.25P_{\text{LOW}}^*$ 。

4.3 运行工况变化仿真实验

在0 s时系统已经进入稳态, $P_{\text{LOW}}^* = 200\text{ MW}$;

在0.5 s时 P_{LOW}^* 从200 MW变为额定值400 MW; 在2 s时 P_{LOW}^* 由400 MW变为-200 MW, 低压换流站由逆变站变成整流站。

系统的响应特性见图3。

图3(a)、(b)表明, MCT中各换流器可以迅速追踪换流站的功率变化。

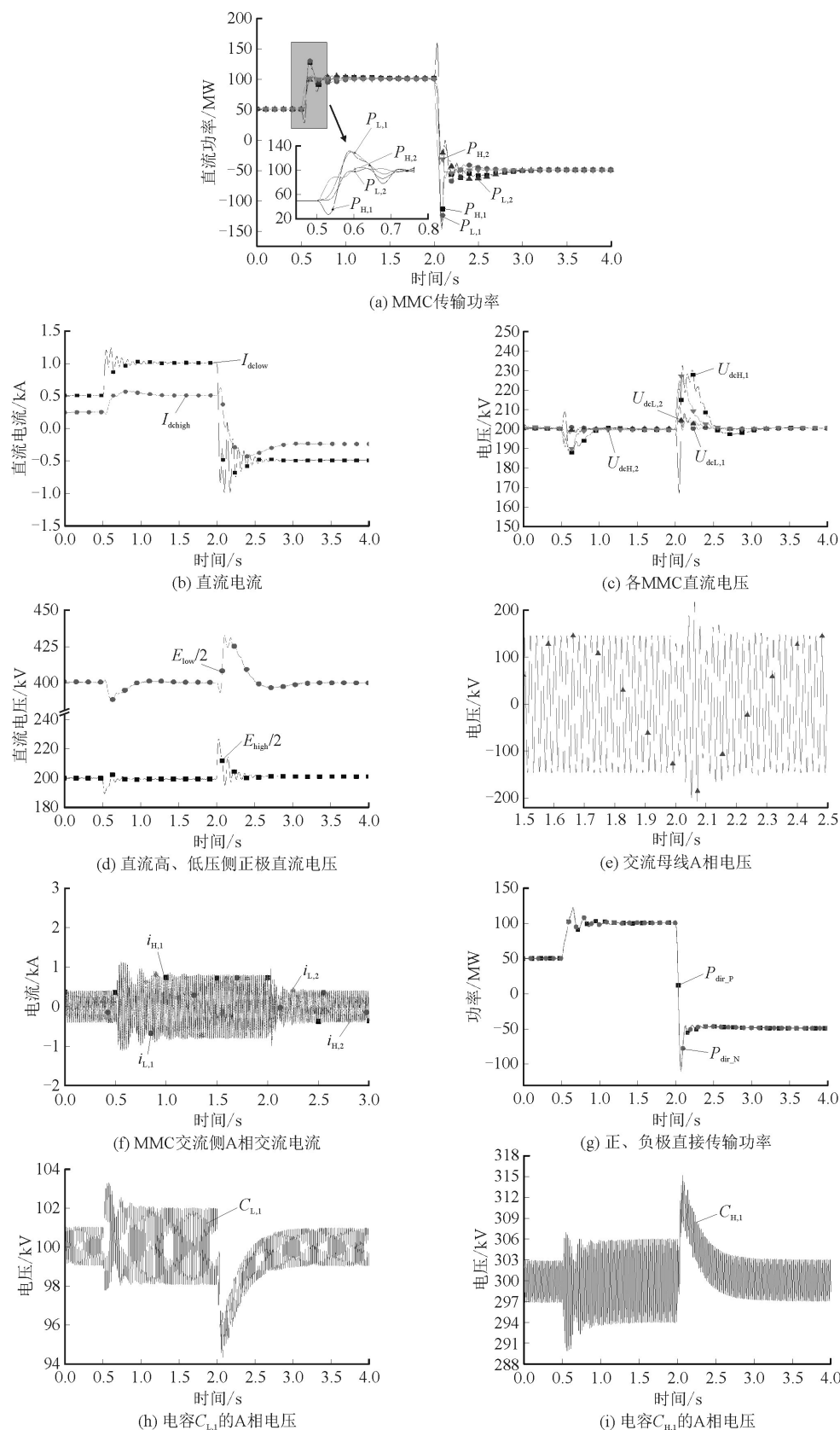


图3 指令值改变时的响应特性

Fig. 3 Response characteristics when instruction values change

图 3(c)-(g)表明,在功率改变时,MCT各换流器会出现较小的电压波动,且在变化后迅速保持稳定,说明 MCT 在功率波动时两侧的电压能够保持相对平稳,因而具有良好的工作性能。

图 3(h)、(i)表明,在额定功率下,电容电压波动率为 2%;当为额定功率的一半时,电容电压波动率为 1%;说明了文中提出的 MMC 交流侧电容电感取值的正确性和电容隔离直流电压的有效性。

5 结论

文中提出了模块化组合式直流变压器(MCT),并且详细研究了 MCT 的拓扑、主回路参数选择和工作原理。所得到的结论如下:

1)所提出的直流变压器利用 MMC 交流出口的隔直电容隔离换流器交流侧电压的直流偏置,可以取消换流变压器的使用;利用补偿电感平衡隔直电容的基波无功,提高了换流器的工作效率。

2)当忽略 MMC 内部的子模块动态特性时,MCT 输出特性和内部的公共母线电压可以通过定直流电压控制和无源控制策略来进行控制。

3)在 PSCAD/EMTDC 中搭建了真双极结构的直流系统,时域仿真结果说明了直流变压器具有良好电压控制性能,并且能够实现能量的双向传递,证明了文中所提出 MCT 的有效性。

参考文献:

- [1] 汤广福,罗 湘,魏晓光. 多端直流输电与直流电网技术[J]. 中国电机工程学报,2013,33(10):8-17.
TANG Guangfu, LUO Xiang, WEI Xiaoguang. Multi-terminal HVDC and DC-grid technology[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10):8-17.
- [2] 王 勇,李中波,谢嘉晟,等.基于状态坐标分析的高压直流输电线路保护方案[J]. 电网与清洁能源,2019,35(1):16-21.
WANG Yong, LI Zhongbo, XIE Jiasheng, et al. A scheme of HVDC transmission line protection based on the state coordinate[J]. Power System and Clean Energy, 2019, 35(1):16-21.
- [3] 王 伟. 特高压直流输电控制保护系统实时仿真技术的研究及应用[J]. 电力系统保护与控制,2019,47(15):142-147.
WANG Wei. Research and application of real-time simulation technology for UHVDC control and protection system[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(15):142-147.
- [4] 张安安,周志通,庄景泰,等.基于行波瞬时振幅的高压直流输电线路故障测距方法研究[J]. 智慧电力,2020,48(2):78-84.
ZHANG Anan, ZHOU Zhitong, ZHUANG Jingtai, et al. Fault location method of HVDC transmission line based on traveling wave instantaneous amplitude[J]. Smart Power, 2020, 48(2):78-84.
- [5] 姚良忠,吴 婧,王志冰,等. 未来高压直流电网发展形态分析[J]. 中国电机工程学报,2014,34(34):6007-6020.
YAO Liangzhong, WU Jing, WANG Zhibing, et al. Pattern analysis of future HVDC grid development[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(34):6007-6020.
- [6] 王思华,赵 磊,王军军,等.基于 MMC 的直流输电系统双极短路故障保护策略研究[J]. 电力系统保护与控制,2021,49(11):9-17.
WANG Sihua, ZHAO Lei, WANG Junjun, et al. Research on protection strategy of a bipolar short circuit fault in an HVDC transmission system based on MMC[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(11):9-17.
- [7] 林卫星,文劲宇,程时杰. 直流一直流自耦变压器[J]. 中国电机工程学报,2014,34(36):5615-5622.
LIN Weixing, WEN Jinyu, CHENG Shijie. DC-DC-autotransformer[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(36):5615-5622.
- [8] DONCKER R D, DIVAN D M, KHERALUWALA M H. A three-phase soft-switched high-power-density dc/dc converter for high-power applications[J]. IEEE Trans. on Ind. Appl., 1991, 27(1):63-73.
- [9] 左文平,林卫星,姚良忠,等. 单向直流-直流自耦变压器[J]. 中国电机工程学报,2016,36(7):1999-2007.
ZUO Wenping, LIN Weixing, YAO Liangzhong, et al. Unidirectional DC-DC autotransformers[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7):1999-2007.
- [10] PLEDL G, TAUER M, BUECHERL D. Theory of operation, design procedure and simulation of a bidirectional LLC resonant converter for vehicular applications[C]//2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conf..Lille, France: IEEE, 2010:1-5.
- [11] CHEN W, RUAN X B, TSE C K. DC/DC conversion systems consisting of multiple converter modules: Stability, control, and experimental verifications[J]. IEEE Trans. on Power Electronics, 2009, 24(6):1463-1474.
- [12] ENGEL S P, STIENEKER M, SOLTAU N, et al. Comparison of the modular multilevel DC converter and the dual-active bridge converter for power conversion in HVDC and MVDC grids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(1):124-137.
- [13] KISH G J, RANJRAM M, LEHN P W. A modular multilevel DC/DC converter with fault blocking capability for HVDC-Cinterconnects[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(1):148-162.
- [14] 赵成勇,李路遥,翟晓萌,等. 新型模块化高压大功率 DC-

- DC变换器[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(4): 72-78.
- ZHAO Chengyong, LI Luyao, ZHAI Xiaomeng, et al. A new type of modular high-voltage high-power DC-DC converter [J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(4): 72-78.
- [15] 徐 政, 肖晃庆, 张哲任, 等. 柔性直流输电系统[M]. 第2版. 北京: 机械工业出版社, 2016.
- XU Zheng, XIAO Huangqing, ZHANG Zheren, et al. Voltage source converter based HVDC power transmission system[M]. 2nd ed. Beijing: China Machine Press, 2016.
- [16] 姜浩宇, 李 化, 易博思, 等. 柔性直流输电工程用电容参数研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2020, 41(1): 102-106.
- JIANG Haoyu, LI Hua, YI Bosi, et al. Study on capacitor parameters of flexible HVDC transmission project[J]. Power Capacitors & Reactive Power Compensation, 2020, 41(1): 102-106.
- [17] 赵冠琨, 贾 科, 陈金锋, 等. 基于断路器重合闸的柔性直流输电线路单端故障测距方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(7): 48-56.
- ZHAO Guankun, JIA Ke, CHEN Jinfeng, et al. A single terminal fault location method for a DC transmission line based on circuit breaker reclosing[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(7): 48-56.
- [18] 周 建, 苏建徽, 王新颖. 模块化多电平换流器的预充电控制[J]. 高压电器, 2014, 50(4): 103-107.
- ZHOU Jian, SU Jianhui, WANG Xingying. Pre-charging control of modular multilevel converter[J]. High Voltage Apparatus, 2014, 50(4): 103-107.
- [19] 左文平, 林卫星, 姚良忠, 等. 直流一直流自耦变压器控制与直流故障隔离[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(9): 2398-2407.
- ZUO Wenping, LIN Weixing, YAO Liangzhong, et al. Control and DC fault isolation of DC/DC-autotransformer[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2398-2407.
- [20] 张 健, 陈 锐, 陈世瑛, 等. MMC子模块设备老化机理与状态监测研究综述[J]. 高压电器, 2020, 56(1): 1-8.
- ZHANG Jian, CHEN Rui, CHEN Shiyang, et al. Review on aging mechanism and condition monitoring of devices in MMC sub-module[J]. High Voltage Apparatus, 2020, 56(1): 1-8.
- [21] WANG X Y, TANG G F, KANG Y. A quasi zero-current-switching DC/DC modular-multilevel converter(MMC) with LCL circuit for DC grids[C]//2015 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition(ECCE). Montreal, QC, Canada: [s.n.], 2015: 1-4.
- [22] 涂小刚, 宋志顺, 常立国, 等. 半全桥子模块混合型柔性直流换流阀的充电策略研究与样机实验验证[J]. 高压电器, 2019, 55(10): 111-115.
- TU Xiaogang, SONG Zhishun, CHANG Liguang, et al. Charging strategy for hybrid-MMC valve composed of HBSM and FBSM with experimental verification[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(10): 111-115.
- [23] 何英静, 李继红, 但扬清, 等. 柔性直流输电系统对多直流馈入系统运行性能的改善作用研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2020, 41(3): 106-111.
- HE Yingjing, LI Jihong, DAN Yangqing, et al. Study on performance improvement of multiple DC infeed systems by MMC-HVDC system[J]. Power Capacitors & Reactive Power Compensation, 2020, 41(3): 106-111.
- [24] 管敏渊, 徐 政. MMC型VSC-HVDC系统电容电压的优化平衡控制[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(12): 9-14.
- GUAN Minyuan, XU Zheng. Optimized capacitor voltage balancing control for modular multilevel converter based VSC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(12): 9-14.
- [25] 屠卿瑞, 徐 政, 郑 翔, 等. 一种优化的模块化多电平换流器电压均衡控制方法[J]. 电工技术学报, 2011, 26(5): 15-20.
- TU Qingrui, XU Zheng, ZHENG Xiang, et al. An optimized voltage balancing method for modular multilevel converter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(5): 15-20.
- [26] 管敏渊, 徐 政. 向无源网络供电的MMC型直流输电系统建模与控制[J]. 电工技术学报, 2013, 28(2): 255-263.
- GUAN Minyuan, XU Zheng. Modeling and control of modular multilevel converter based VSC-HVDC system connected to passive networks[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013, 28(2): 255-263.
- [27] 白 雪, 高瑞雪, 闻福岳, 等. 特定次谐波注入抑制模块化多电平换流器电容电压波动[J]. 电网与清洁能源, 2020, 36(9): 8-14.
- BAI Xue, GAO Ruixue, WEN Fuyue, et al. Suppression of capacitor voltage fluctuation of the modular multilevel converter by specific sub-harmonic injection[J]. Power System and Clean Energy, 2020, 36(9): 8-14.
- [28] 陈海荣, 徐 政. 向无源网络供电的VSC-HVDC系统的控制器设计[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(23): 42-48.
- CHEN Hairong, XU Zheng. Control design for VSC-HVDC supplying passive network[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(23): 42-48.
- [29] 陈海荣. 交流系统故障时VSC-HVDC系统的控制与保护策略研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2007.
- CHEN Hairong. Research on control and protection strategy of VSC-HVDC system in AC system fault[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2007.
- 郑 眉(1990—), 女, 博士, 研究方向为柔性直流输电系统运行与仿真。
- 徐 政(1962—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, IEEE Fellow, 主要研究方向为大规模交直流电力系统分析、直流输电与柔性交流输电、新能源并网、电力谐波与电能质量(通信作者)(E-mail: xuzheng007@zju.edu.cn)。