# 1

# 基于 F-MMC 和 LCC 的混合型三极 直流系统及其控制策略

许 烽,徐 政,刘高任,黄弘扬 (浙江大学 电气工程学院,浙江 杭州 310027)

摘要:现有的三极直流输电系统因极 3 采用晶闸管换流器而存在交流电压易波动、过渡阶段易引发过电压和过电流等固有缺陷。为此提出了一种改进式的混合型系统,即极 3 换流站改用基于全桥子模块的模块化多电平换流器。为使系统获得较好的响应特性,提出了无功(电压)平衡、电流平衡和子模块电容电压平衡 3 个控制要求,并根据控制要求给出了模块化多电平换流器采用改进直流电流控制和交流电压控制、子模块采用电容电压平衡控制等控制措施。利用时域仿真软件 PSCAD/EMTDC 对所提出的系统进行了仿真研究,仿真结果验证了所提出的混合型三极直流系统及其控制策略能够很好地实现系统电压平衡、电流平衡和子模块电容电压平衡。

关键词:直流输电;混合型三极直流;电网换相换流器;全桥模块化多电平换流器;无功(电压)平衡;电流平衡:电容电压平衡:控制

中图分类号: TM 721.1

文献标识码: A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-6047.2014.10.017

#### 0 引言

伴随着电力负荷需求的快速增长,现有的交流 线路传输容量已难以满足发展要求。而土地资源的 限制和时间、费用等问题也增加了新建一条线路走廊的困难和不可行性[1-3]。因此,需要选择其他有效的 途径对现有交流线路进行扩容。传统扩容方法有多种,如采用紧凑型输电线路、提高导线的温度等级、 装设 FACTS 设备等[1.4]。但是,将交流线路改造成直流的方式更吸引人[5-7],这种方式不仅具有更大的扩容潜力,而且还具有快速控制和网络分割能力,能够 缓解交流系统存在的一些问题,如短路电流越限、低频振荡加剧、故障大范围传递等。

文献[8]提出了一种三极直流结构,利用特殊的电流调制策略,能够更大程度地提高线路改造后的输电容量,其中,极 1 和极 2 采用晶闸管换流器,极 3 采用由反并联晶闸管组成的换流器或反向并联的换流阀组成的换流器<sup>[8-11]</sup>。基本换相单元为晶闸管,与传统直流输电系统类似,存在换相失败、过电压等问题<sup>[12-14]</sup>,同时在过渡过程中,由于直流电压和直流电流需要大范围变化,还存在如下缺陷:

- a. 直流电流变化伴随有无功变化,由于无功设备调节缓慢,因而会引起交流系统无功剩余或不足,产生电压波动;
  - b. 极 3 在电流调制过渡阶段,其直流电流需要

收稿日期:2014-01-13;修回日期:2014-09-02 基金项目:国家高技术研究发展计划(863 计划)资助项目(2012-AA050205)

Project supported by the National High Technology Research and Development Program of China (863 Program) (2012AA050205) 反向,存在过零点现象,而传统直流具有最小直流功率(电流)的要求[15-16],一般为额定值的 10%左右,因而,过渡阶段容易引发过电压等问题:

**c.** 每个过渡阶段,极 3 都需要进行闭锁和解锁动作,如果没有严格的操作时序保证,容易引起过电压和过电流。

全桥子模块 FBSM(Full Bridge Sub-Module)具有输出 +1、0、1 这 3 种电平的能力,且电流能够双向流通,因此,基于全桥子模块的模块化多电平换流器(F-MMC)具有直流电压和直流电流双向运行能力。三极直流的极 3 需要每间隔一定的周期时间进行一次直流电压和直流电流的反向变化,必然需要采用具有直流电压和直流电流双向运行能力的换流器,而F-MMC 正是选择之一。将 F-MMC 用于极 3,则交流侧形成了电网换相换流器 LCC(Line Commutated Converter)和 F-MMC 并联的结构。根据文献[17]的表述,电压源换流器 VSC(Voltage Source Converter)类换流器能优化 LCC 的稳态和暂态特性,因此,通过引入 F-MMC,能够较好地缓解和避免现有三极直流系统的缺陷,提升整个三极直流系统的运行特性。

本文根据所提出的混合型三极直流系统,针对转换过渡阶段遇到的无功(电压)平衡、电流平衡和电容电压平衡3个主要问题,提出相应的控制策略,并利用PSCAD/EMTDC进行了仿真验证。

#### L 系统结构及电流调制策略

#### 1.1 系统结构

图 1(a)是混合型三极直流系统结构示意图,其 由双极直流和单极直流并联组成。与常规的双极直



流结构不同的是,极 1 和极 2 之间的中性点电流不流入大地,而是通过具有双向流通能力的极 3 进行回流。其中,极 3 采用 F-MMC,如图 1(b)所示;极 1 和极 2 的换流站都采用 12 脉动晶闸管换流器,如图 1(c)所示,属于 LCC。LCC 和 F-MMC 都具有直流故障自清理能力,因此,混合型三极直流结构适用于架空线输电。通过在换流器出口处装设平波电抗器,能够平抑直流纹波,同时防止雷电等冲击波进入换流站导致器件遭受过电压而损坏。

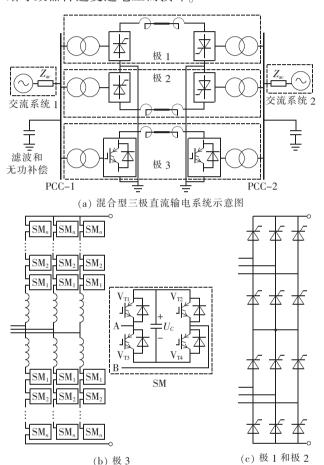


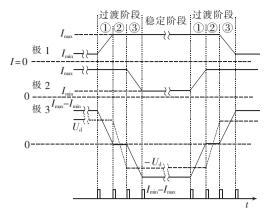
图 1 混合型三极直流输电系统示意图

Fig.1 Schematic diagram of hybrid tripole HVDC system

#### 1.2 电流调制策略及其影响

文献[8-11]对三极直流系统的电流调制方法进行了具体阐述,电压电流调制过程如图 2 所示。其指出,当电流调制比为 3.73 时,可以获得最大传输功率,为双极直流的 1.37 倍。从图 2 可以看出,每个过渡阶段包含 2 个电流调节过程和 1 个电压反向过程。通过电流调节和电压反向的错时处理,可以尽可能地减少整个过渡阶段的有功功率波动,有利于交流系统稳定运行。

在2个电流调节过程中,极1和极2的LCC轮流进行直流电流的调节变化,极3根据极1和极2的电流差进行补偿调节,使得此过程满足交直流系统间



①—电流调节过程1;②—电压反向过程;③—电流调节过程2

#### 图 2 电流调制时序图

Fig.2 Sequence chart of current modulation

的有功功率平衡。但是,LCC不具有无功调节能力,在电流变化过程中,会引发无功变动,引起公共连接点 PCC(Point of Common Coupling)电压波动。因此,需要通过 F-MMC 的无功调节能力来就地平衡此部分变化的无功,维持 PCC 电压稳定。在电压反向过程中,LCC 不作任何变化,F-MMC 进行极 3 直流电压反压控制。整个过程要求极 3 的直流电流始终维持为 0,以免引发接地电流和有功功率波动,同时,要求 F-MMC 子模块的电容电压保持平衡,防止发生过电压或欠电压,影响整个系统的运行。因此,根据上述分析,混合型三极直流系统的整个过渡过程需要着重注意以下 3 点:①无功(电压)平衡;②电流平衡;③FBSM 电容电压平衡。

为更加清楚地描述上述问题①和②,采用如图 3 所示的三极直流单侧等效模型进行说明。其中, $U_e$  和  $\delta_1$ ,  $U_s$  和  $\delta_2$  分别是交流等效电源和 PCC 的电压幅值和相角; $L_e$  是交流系统等效阻抗; $P_s$  和  $Q_s$  分别是交流系统的有功和无功功率; $Q_h$  是滤波器和无功补偿器输出的无功功率; $P_i$ 、 $Q_i$ 、 $U_{di}$  和  $I_{di}(i=1,2,3)$  分别是每极吸收的有功功率、吸收的无功功率、直流电压和直流电流。

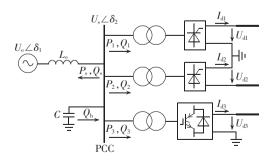


图 3 三极直流单侧等效模型

Fig.3 Unilateral equivalent model of tripole HVDC

对于无功(电压)平衡而言,其目的在于控制 PCC 电压  $U_s$  保持稳定不变,利用潮流计算,可以得到如下表达式.

$$\begin{cases} P_{s} = \frac{U_{s}U_{e}}{\omega L_{e}} \sin(\delta_{2} - \delta_{1}) \\ Q_{s} = -\frac{U_{s}U_{e}}{\omega L_{e}} \cos(\delta_{2} - \delta_{1}) + \frac{U_{s}^{2}}{\omega L_{e}} \end{cases}$$
(1)

通过消去 $\delta$ ,得到:

$$Q_{\rm s} = \frac{U_{\rm s}^2}{\omega L_{\rm e}} - \sqrt{\left(\frac{U_{\rm s} U_{\rm e}}{\omega L_{\rm e}}\right)^2 - P_{\rm s}^2} \tag{2}$$

对于具体系统而言, $U_e$ 、 $\delta_1$ 、 $\omega$ 、 $L_e$  均确定,且图 2 所示的调制策略可确保过渡阶段  $P_s$  基本保持不变。因此,从式(2)可以看出, $Q_s$  和  $U_s$  直接关联,维持  $U_s$  不变可通过维持  $Q_s$  不变实现。假设控制能够维持  $U_s$  不变,则对于 PCC 而言,存在如下无功方程:

$$Q_3 = Q_0 - Q_1 - Q_2 \tag{3}$$

$$Q_0 = Q_h - Q_s \tag{4}$$

由于  $U_s$  保持不变,则  $Q_h$  和  $Q_s$  也维持不变,进而  $Q_0$  不变。F-MMC 无功平衡控制的目标便是控制 3 个 极吸收的总无功功率保持不变,即始终满足  $Q_1+Q_2+Q_3=Q_0$ 。

对于电流平衡而言,3个极直流电流的关系需始终满足式(5),尤其是过渡阶段,若不满足,不平衡电流将流过接地点,三极直流传输的有功功率将不能保持恒定。

$$I_{d2} = I_{d1} + I_{d3} \tag{5}$$

## 2 LCC 控制策略

从图 2 可以看出,极 1 和极 2 换流站内的 LCC 在过渡阶段需要控制直流电流,同时为了保证有功平衡,在电流调节过程中,应尽量保持 3 个极的直流电压相等,因此,极 1 和极 2 的 LCC 需要分别控制直流电压和直流电流。本文 LCC 的控制策略参照国际大电网会议(CIGRE)直流输电标准测试系统控制器的结构和参数[12]。

#### 2.1 整流站

整流站直接沿用 CIGRE 的控制器,即采用定电流控制和最小触发角控制。

#### 2.2 逆变站

逆变站的控制结构如图 4 所示。其中, $U_{tmes}$ 、 $I_{tmes}$ 和  $\gamma_{tmes}$  分别为直流电压、直流电流和关断角的测量

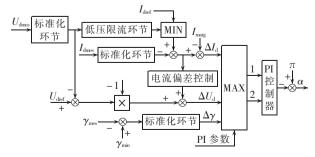


图 4 逆变站控制框图

Fig.4 Block diagram of inverter station control

值;  $U_{\text{dref}}$ ,  $I_{\text{dref}}$  和  $\gamma_{\text{min}}$  分别为直流电压、直流电流的参考值和关断角最小值;  $I_{\text{marg}}$  为电流裕额, 一般取  $I_{\text{dref}}$  的 10%。

上述控制器与 CIGRE 的控制器的不同点在于: 在定电流控制和定关断角控制基础上引入了定电压控制,非暂态情况下,定电压控制作为主控制;控制方式的比较选择信号直接采用信号的偏差量,而不是经过 PI 环节后的信号。各偏差量( $\Delta I_{\rm d}$ , $\Delta U_{\rm d}$ , $\Delta \gamma$ )经过最大值比较后,1号端输出选中方式下的信号偏差量,2号端输出相应的 PI 参数,再分别输入 PI 控制器。由于直流电压、直流电流和关断角单位量纲和额定数值差异大,不具备直接比较条件,所以设置了标准化处理环节,将比较量归算至某统一量,进而使得各控制方式下的偏差量具有可比性。

# 3 F-MMC 控制策略

F-MMC 的等效数学模型与 MMC 相同,上下桥臂的参考电压可表示如下[18]:

$$\begin{cases} u_{\text{pmref}} = \frac{U_{\text{dref}}}{2} - e_{\text{mref}} - u_{\text{diff}m} \\ u_{\text{nmref}} = \frac{U_{\text{dref}}}{2} + e_{\text{mref}} - u_{\text{diff}m} \end{cases}$$
 (6)

其中, $U_{\text{dref}}$  为直流电压参考值; $e_{\text{mref}}(m=a,b,c)$ 为 m 相内部电势参考值; $u_{\text{diff}m}$  为 m 相内部不平衡电压。

F-MMC 的整体控制结构如图 5 所示,采用内外环控制方式。整流站的外环采用改进直流电流控制MCC(Modified direct Current Control)以及交流电压控制 AVC(Alternating Voltage Control)用于控制直流电流和交流电压,逆变站采用直流电压控制 DVC(Direct Voltage Control)和 AVC用于控制直流电压和交流电压。

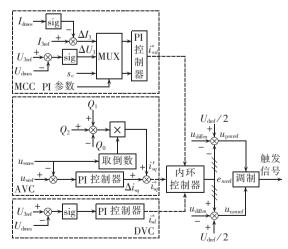


图 5 F-MMC 控制框图 Fig.5 Block diagram of F-MMC control

#### 3.1 MCC

MCC 由直流电流控制和直流电压控制两部分



构成,主要目的在于控制极 3 的直流电流在电压反向过程中保持为 0。其中, $U_{3ref}$  和  $I_{3ref}$  分别为极 3 直流电压和电流的参考值; $U_{dnes}$  和  $I_{dnes}$  分别为直流电压和电流测量值; $s_c$  是控制方式选择信号,当系统处于非电压反向过程时,选择器 MUX 输出电流控制偏差  $\Delta I_3$  并选择相应的 PI 参数,反之输出  $\Delta U_3$  及相应 PI 参数;sig 为极 3 直流电压正负标志信号,表达如式 (7)所示。

$$\operatorname{sig} = \begin{cases} 1 & U_{3\text{ref}} \ge 0 \\ -1 & U_{3\text{ref}} < 0 \end{cases} \tag{7}$$

如果极 3 整流站在电压反向过程中仍采用电流控制方式。当直流电压参考值开始朝着反向变化时,逆变站的直流电压能够通过 DVC 跟踪参考值,随之变化,但是整流站的直流电压不会与逆变站同步变化,原因在于电流控制只有在电流出现偏差的情况下才起作用,当整流站和逆变站因电压偏差导致电流偏差时,整流站的电流控制器才开始起作用,令整流站的直流电压发生变化,以维持原直流电流,因而,其直流电压变化必然慢于 DVC 的逆变站。上述控制过程在直流电压反向过程中将一直持续发生,整流站和逆变站的电压偏差始终存在而难以消除,进而使得极 3 的直流电流一直存在波动而不能维持为0。这一方面会引起直流功率波动,影响交流系统的特性;另一方面,极 3 波动的电流将馈入接地点,对交流系统和地下金属设备产生不利影响。

在电压反向过程中,如果 MCC 的直流电压控制起作用,由于整流站和逆变站都处于直流电压控制状态,两者对于直流电压的响应特性将较为接近,从而达到间接控制极 3 的直流电流维持为 0 的效果。为达到较好的控制效果,MCC 中直流电压控制相对应的 PI 参数选择也较为简单,直接采用逆变站 DVC 的相同或相近 PI 参数即可。

## 3.2 AVC

根据 1.2 节的阐述,在过渡阶段,为维持交流系统无功和电压稳定,控制交流电压和控制无功功率具有相同的效果。对于 F-MMC 而言,控制交流电压显得更加直观简洁,因而,本文在无功控制方面采用交流电压控制。

在电流调节过程中,LCC 吸收的无功功率会发生变化,根据式(3)可知,要使得交流电压保持不变, F-MMC 的无功也要作相应变化。本文引入稳态逆模型,利用前馈附加控制来减少调节过程中交流电压的波动幅度。在标幺制下,取电网电压矢量的方向为d轴方向,极3无功表达式如下:

$$Q_3 = -u_{sd}i_{sq} \tag{8}$$

其中, $u_{sd}$ 为 PCC 交流电压 d 轴分量; $i_{sq}$ 为 PCC 流入 F-MMC 电流的 q 轴分量。结合式(3),可得前馈输出

的无功电流为:

$$i'_{sq} = \frac{Q_1 + Q_2 - Q_0}{u_{sq}} \tag{9}$$

为加速控制器的响应速度, $Q_i(i=1,2)$ 通过如下表达式计算得到:

$$Q_{i} = U_{di} I_{di} \frac{\sin(2\alpha_{i}) - \sin(2\alpha_{i} + 2\mu_{i}) + 2\mu_{i}}{\cos(2\alpha_{i}) - \cos(2\alpha_{i} + 2\mu_{i})}$$
(10)

其中, $U_{a}$ 、 $I_{a}$ 、 $\alpha_{i}$  和  $\mu_{i}$  分别为直流电压、直流电流、触发角和换相角,当计算逆变站吸收的无功功率时,只需将触发角  $\alpha_{i}$  换为关断角  $\gamma_{i}$ 。

图 5 中 AVC 的 PI 控制器主要为消除静态误差,输出  $\Delta i_{sq}$  与逆模型输出的预算值相加作为无功电流的参考量,采用稳态逆模型和 PI 控制器相结合,能够提高控制器的响应速度并消除静态误差。

#### 3.3 调制策略及 F-MMC 运行模式

### 3.3.1 调制策略和电容电压平衡

F-MMC 含有较多的子模块数,尤其是在高电压大容量情况下,为降低损耗,一般采用低频开关调制策略。根据目前研究成果,有 3 种常用的低频开关调制方法:特定谐波消去法 SHE (Selective Harmonic Elimination)、空间矢量控制 SVC (Space Vector Control)和最近电平控制 NLC (Nearest Level Control)。正如文献[19]所分析,本文采用简单有效且适用于子模块较多情况下的 NLC。

图 6 给出了 NLC 框图。将桥臂参考电压  $u_{pmrel}$  或  $u_{nmrel}$  除以单个子模块电容电压  $U_c$ ,然后通过最近取整函数 round( $\cdot$ ),得到最终投入的桥臂电平数 S(定义单个子模块输出电压为  $+U_c$  的称为一个正电平,单个子模块输出电压为  $-U_c$  的称为一个负电平),S 可正可负,由 F-MMC 的运行工况决定。

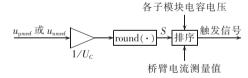


图 6 最近电平控制原理图 Fig.6 Schematic diagram of NLC

直流电压反向过程中,要求直流电压按照固定的变化率实现反向,但同时子模块电容电压保持稳定。电容电压偏高会降低设备的绝缘特性,而偏低将有可能使得交流电压和直流电压的控制不能得到实现。从直流电压角度来看,极3的直流电压由下式确定:

$$U_{d3} = (S_{pm} + S_{nm})U_C \tag{11}$$

其中, $S_{pm}$  和  $S_{nm}$  分别为 m(m=a,b,c) 相上桥臂和下桥臂的电平数。为达到直流电压  $U_{d3}$  反向、电容电压  $U_{c}$  保持稳定的要求,只能通过改变  $S_{pm}+S_{nm}$  实现。根据式(6),并利用环流抑制措施[20-21],可获得如下表

达式:

$$S_{pm} + S_{nm} \approx \text{round}\left(\frac{U_{\text{dref}}}{U_{c}}\right)$$
 (12)

从上式可以看出, $S_{pm}+S_{nm}$ 与直流电压参考值  $U_{dref}$  成正相关,当直流电压因反压需要改变其参考值  $U_{dref}$  时,相单元电平数  $S_{pm}+S_{nm}$  也会随之改变,因而满足式(11),维持电容电压稳定。

从上述分析可以看出,在式(6)和图 6 控制下, F-MMC 能顺利实现直流电压反向功能,同时维持电 容电压稳定。

#### 3.3.2 F-MMC 运行模式

FBSM 能输出 3 种电平: $+U_c(+1)$ 、0 和  $-U_c(-1)^{[22]}$ 。 假设桥臂的子模块数为 N,桥臂中第 i 个子模块电平为  $u_i$ 。 设定  $u_i$ =+1 的子模块个数为 J, $u_i$ =-1 的子模块个数为 K,则  $u_i$ =0 的子模块个数为 N-J-K。图 6 得到的桥臂电平数 S 可以表示成如下形式.

$$S = \sum_{i=1}^{N} u_i = J - K \tag{13}$$

正电平数 J、负电平数 K 以及零电平数存在如下约束:

$$\begin{cases} J, K \geqslant 0 \\ N - J - K \geqslant 0 \end{cases} \tag{14}$$

假设 N 为偶数,根据式(13)和(14),可以得到:

$$\begin{cases} K \leq \frac{N}{2} + \text{floor}\left(-\frac{S}{2}\right) \\ J \leq \frac{N}{2} + \text{floor}\left(\frac{S}{2}\right) \end{cases}$$
 (15)

其中,函数  $floor(\cdot)$ 为去尾取整函数。根据式(13),J与 K 成正比例关系,当 J取得最大值时,K 也为最大值,反之亦然。因而,根据 S 值的正负性,可以得到如下表达式:

$$\left\{K = \left\{0, 1, \dots, \frac{N}{2} + \text{floor}\left(-\frac{S}{2}\right)\right\}, J = S + K \quad S > 0 \\
J = \left\{0, 1, \dots, \frac{N}{2} + \text{floor}\left(\frac{S}{2}\right)\right\}, K = J - S \quad S < 0
\right\}$$
(16)

当 S>0 时,J 的取值由 K 决定;当 S<0 时,K 的取值由 J 决定。在 S 确定的情况下,由式(16)可以看出,(K,J)的组合选择有多种,即 F-MMC 有多种运行模式。其中最常见的 2 种模式为:当 S>0(S<0)情况下,如果 K(J)设置为最小值 0,那么 J(K)也将取得最小值,此时零电平数将取得最大,因此,此模式可以称为最大零电平模式;如果 K(J)设置为最大值,那么零电平数将取得最小,称为最小零电平模式。最小零电平数可能取 0,也可能取 1,与 S 的奇偶性相关。

运行模式的选择和 F-MMC 的损耗密切相关,文献 [23]指出损耗的分布与系统运行工况有关。因而,分析 F-MMC 的损耗与运行模式之间的问题需要进行

分类讨论。本文在此不作展开讨论,而直接采用最大 零电平模式。

### 4 仿真分析

为了验证所提出的混合型三极直流的可行性以及控制策略的有效性,在电磁暂态时域仿真软件PSCAD/EMTDC内搭建了一个如图1所示的详细仿真模型。

#### 4.1 系统参数

针对图 1 所示的三极直流系统,额定功率为 2000 MW,其中,每一极的额定直流电压均为 500 kV,极 1 和极 2 轮换的直流电流  $I_{max}$  和  $I_{min}$  分别为 2 kA 和 1 kA,极 3 的额定直流电流为 1 kA,因而 LCC 总的额定功率为 1500 MW。整流侧和逆变侧交流系统参数相同:电动势 525 kV, $Z_{ac}$  = 34.7  $\angle$  80°  $\Omega$ ,短路比 SCR 为 5;F-MMC 每个桥臂含有 250 个子模块,子模块电容为 7500  $\mu$ F,电容额定电压 2 kV,桥臂电感为 37.2 mH。功率从交流系统 1(送端)送向交流系统 2(受端)。

#### 4.2 仿真分析

图 7 和图 8 给出了整流站系统稳态运行的仿真波形,其中,电压基准为 500 kV,电流基准为 1 kA,功率基准为 500 MW。根据要求,一般需要过渡阶段的时间为 4  $\circ$  5 min。为观察方便,仿真部分作了必要的改动,在 t=2.0  $\circ$  时刻,系统状态已经稳定,2.0~4.8  $\circ$  为第一过渡阶段,4.8~7  $\circ$  为正常阶段,7~9.8  $\circ$  为第二过渡阶段。

图 7(a)为极 1(P1)、极 2(P2)和极 3(P3)的直流电压(标幺值),极 1 和极 2 的直流电压基本保持不变,极 3 的直流电压在过渡阶段实现反向。图 7(b)为 3 个极的直流电流(标幺值),极 1 和极 2 的直流电流在过渡阶段进行轮换,而极 3 的直流电流实现了反向,以维持功率传输的一致性。图 7(c)和图7(d)分别是极 1、极 2 的触发角和关断角,伴随着直流电流的改变,极 1 和极 2 的触发控制角也依次发生轮换。

为验证本文提出的 MCC 控制器的有效性,及反压过程中电容电压的稳定性,图 8 给出了电压反向过程的仿真波形。图 8(a)为接地电流(标幺值),可以看出,接地电流的波动很小(-0.03~0.02 p.u.)。图 8(b)为整流站和逆变站 F-MMC 控制器输出的有功电流(标幺值),两者的响应特性非常接近,说明MCC 能够使得整流站的控制特性较好地跟随逆变站,保证两侧直流电压相近,进而较好地维持极 3 的直流电流为 0。图 8(c)为子模块电容电压,反压期间,电容电压能够较好地维持在 2 kV 左右。



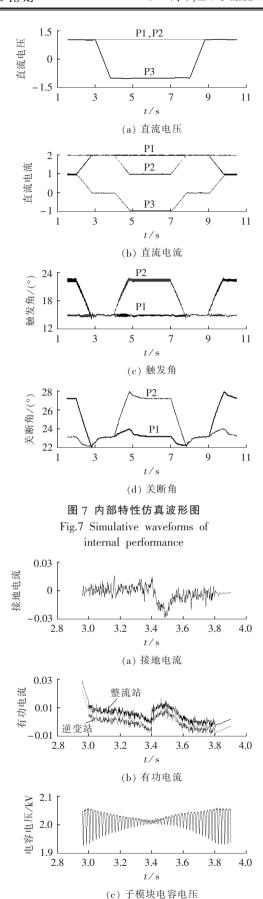


图 8 接地电流和电容电压仿真波形图 Fig.8 Simulative waveforms of grounding current and capacitor voltage

图 9(a)为交流系统与 PCC 之间传输的有功功 率(标幺值),在过渡阶段,有功功率会发生波动,波动 范围为 4.05~4.17 p.u., 扰动量占稳定功率(4.12 p.u.) 的 2.91%,在可接受范围内。图 9(b)和(c)分别为交 流系统与 PCC 之间传输的无功功率(标幺值),以及 PCC 的交流电压有效值(基准为 525 kV)。稳定阶段, 交流系统与 PCC 之间交换的无功功率为-0.11 p.u., 在过渡阶段,无功波动为-0.13~-0.08 p.u.,波动较 小。PCC的交流电压有效值波动范围为 0.959 5~ 0.961 p.u., 占交流稳定电压的 0.16%, 波动极小, 也 间接证明了过渡阶段无功功率波动很小,表明所提 出的 AVC 控制器能够很好地实现无功就地平衡.维 持 PCC 的电压稳定。图 9(d)和(e)分别为 3 个极吸 收的有功功率(标幺值)和无功功率(标幺值),可以 看出,无功功率的变动和有功功率成正相关,功率变 化平滑、无突变,有利于交直流系统稳定运行。

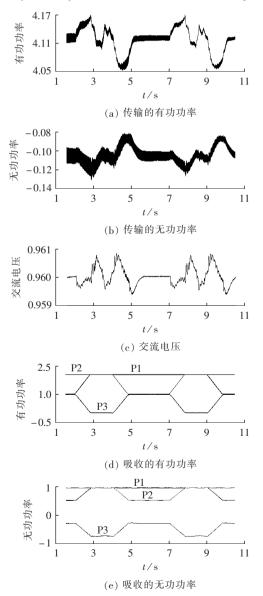


图 9 外部特性仿真波形图 Fig.9 Simulative waveforms of external performance



#### 5 结论

本文结合 LCC 和 F-MMC 提出了一种混合型三极直流系统。针对过渡阶段无功平衡、电流平衡和子模块电容电压平衡问题,利用 F-MMC 的特性优化能力,提出了相应的控制策略。仿真结果表明:系统无论是处在稳定阶段还是过渡阶段,都能保持稳定运行,系统各运行状态不会发生突变;过渡阶段,PCC交流电压基本保持不变,交流系统和 PCC 之间交换的功率,其波动幅度在可接受范围内;电压反向过程中,接地电流基本维持为 0,从而保证了 3 个极之间的电流(功率)平衡,同时,子模块电容电压的平均值基本维持不变,不会出现过电压或欠电压等问题。

#### 参考文献:

- [1] ALBIZU I, MAZON A J, ZAMORA I. Methods for increasing the rating of overhead lines[C]//2005 IEEE Russia Power Tech. St. Petersburg, Russia; IEEE, 2005; 1-6.
- [2] 张启平, 钱之银. 输电线路增容技术[M]. 北京: 中国电力出版 社. 2010·34-36.
- [3] LARRUSKAIN D M,ZAMORA I,ABARRATEGUI O,et al. Power transmission capacity upgrade of overhead lines[C]//International Conference on Renewable Energy and Power Quality (ICREPO). Bilbao,Spain;[s.n.],2006;1-7.
- [4] HAYASHI T,TAKASAKI M. Transmission capability enhancement using power electronics technologies for the future power-system in Japan[J]. Electric Power Systems Research, 1988, 44 (1):7-14.
- [5] LARRUSKAIN D M,ZAMORA I,ABARRATEGUI O,et al. Conversion of AC distribution lines into DC lines to upgrade transmission capacity[J]. Electric Power Systems Research, 2011,81 (7):1341-1348.
- [6] KHAN M I,AGRAWAL R C. Conversion of AC line into HVDC [C]//IEEE Power Engineering Society Inaugural Conference and Exposition in Africa. Duban, South Africa; IEEE, 2005;51-56.
- [7] HALSAN K, LOUDON D, GUTMAN I, et al. Feasibility of upgrading 300 kV AC lines to DC for increased power transmission capability [C]//CIGRE. Paris, France: [s.n.], 2008:1-8.
- [8] BARTHOLD L O, HUANG H. Conversion of AC transmission lines to HVDC using current modulation [C] // Inaugural IEEE PES 2005 Conference and Exposition in Africa. Durban, South Africa: IEEE, 2005: 26-32.
- [9] BARTHOLD L O, CLARK H K, WOODFORD D. Principles and applications of current-modulated HVDC transmission systems [C]//IEEE T & D Conference. Dallas, Tex, USA: IEEE, 2006:1-7.
- [10] BARTHOLD L O. Technical and economic aspects of tripole HVDC[C]//2006 International Conference on Power System Technology. Chongqing, China; [s.n.], 2006;1-6.
- [11] 吴婧,文俊,温家良,等. 高压直流三极输电特性分析[J]. 电网技术,2013,37(1):71-76.
  WU Jing,WEN Jun,WEN Jialiang,et al. Characteristic analysis of tripole HVDC power transmission[J]. Power System Technology,2013,37(1):71-76.
- [12] 徐政. 交直流电力系统动态行为分析[M]. 北京:机械工业出版

社,2004:4-6.

- [13] 黄弘扬,徐政,许烽. 多馈入直流输电系统短路比指标的有效性分析[J]. 电力自动化设备,2012,32(11):46-50. HUANG Hongyang,XU Zheng,XU Feng. Effectiveness of short circuit ratio index for multi-infeed HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(11):46-50.
- [14] 陈仕龙,東洪春,甄颖. 云广特高压直流输电负极运行换相失败及控制研究[J]. 电力自动化设备,2013,33(6):128-133. CHEN Shilong, SHU Hongchun, ZHEN Ying. Commutation failure of Yun-Guang UHVDC transmission system running in negative pole state and its control measures[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(6):128-133.
- [15] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社, 2004:55-57.
- [16] 屠竞哲,杨莉,黄涌,等. 直流闭锁引发交流联络线功率波动的 机理以及峰值计算[J]. 电力自动化设备,2013,33(1):12-17. TU Jingzhe,YANG Li,HUANG Yong,et al. Mechanism and peak value calculation of AC tie-line power swing caused by DC blocking[J]. Electric Power Automation Equipment,2013, 33(1):12-17.
- [17] 郭春义,赵成勇,Allan Montanari,等. 混合双极高压直流输电系统的特性研究[J]. 中国电机工程学报,2012,32(10):98-104. GUO Chunyi,ZHAO Chengyong,Allan Montanari,et al. Investigation of hybrid bipolar HVDC system performances[J]. Proceedings of the CSEE,2012,32(10):98-104.
- [18] 管敏渊,徐政. MMC 型柔性直流输电系统无源网络供电的直接电压控制[J]. 电力自动化设备,2012,32(12):1-5.
  GUAN Minyuan,XU Zheng. Direct voltage control of MMC-based VSC-HVDC system for passive networks[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(12):1-5.
- [19] 管敏渊,徐政,潘伟勇,等. 最近电平逼近调制的基波谐波特性解析计算[J]. 高电压技术,2010,36(5):1327-1332.

  GUAN Minyuan,XU Zheng,PAN Weiyong,et al. Analytical calculation of fundamental wave and harmonic characteristics for nearest level modulation[J]. High Voltage Engineering,2010, 36(5):1327-1332.
- [20] 屠卿瑞,徐政,管敏渊,等 模块化多电平换流器环流抑制控制器设计[J]. 电力系统自动化,2010,34(18):57-61.

  TU Qingrui,XU Zheng,GUAN Minyuan,et al. Design of circulating current suppressing controllers for modular multilevel converter[J]. Automation of Electric Power Systems,2010,34(18):
- [21] 宋平岗,李云丰,王立娜,等. 基于改进阶梯波调制的模块化多电平换流器环流抑制策略[J]. 电网技术,2013,37(4):1012-1018. SONG Pinggang,LI Yunfeng,WANG Lina,et al. A modified ladder wave modulation-based circulating current suppressing strategy for modular multilevel converter[J]. Power System Technology,2013,37(4):1012-1018.
- [22] 黄伟雄,刘锦宁,王永源,等. 35 kV ±200 Mvar STATCOM 系统总体设计[J]. 电力自动化设备,2013,33(10):136-142.

  HUANG Weixiong,LIU Jinning,WANG Yongyuan,et al. Overall design of 35 kV ±200 Mvar STATCOM system[J]. Electric Power Automation Equipment,2013,33(10):136-142.
- [23] ROHNER S,BERNET S,HILLER M,et al. Modulation, losses, and semiconductor requirements of modular multilevel converters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2010, 57 (8):2633-2642.



#### 作者简介:



许 烽

许 烽(1988—),男,浙江绍兴人,博士研究生,研究方向为大规模交直流电力系统电磁暂态分析、直流输电系统(E-mail:xuf 1988@zju.edu.cn);

徐 政(1962—),男,浙江海宁人,教 授,博士研究生导师,博士,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、电力谐波 与电能质量、风力发电技术与风电场并网技术(E-mail: xuzheng007@zju.edu.cn);

刘高任(1990—),男,天津人,博士研究生,研究方向为 直流輸电与柔性交流输电(E-mail:liugaoren@zju.edu.cn);

黄弘扬(1987—),男,浙江温州人,博士,研究方向为大规模交直流电力系统分析(E-mail;05dqgchhy@zju.edu.cn)。

# Hybrid tripole HVDC system based on F-MMC and LCC, and its control strategy

XU Feng, XU Zheng, LIU Gaoren, HUANG Hongyang

(College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: The existing tripole HVDC system adopts the thyristor converter as its pole 3, which causes AC voltage fluctuation and transition overvoltage/overcurrent. An improved hybrid tripole HVDC system is proposed, which adopts the modular multilevel converter based on the cascaded FBSM(Full Bridge Sub-Modules) as its pole 3. For better response performance, it is required to control the reactive power (voltage) balance, DC current balance and sub-module capacitor voltage balance. The modified current control and AC voltage control are proposed for the modular multilevel converter and the capacitor voltage balance control is proposed for the FBSM. The proposed system is simulated with PSCAD/EMTDC and results show that, the proposed system with given control strategy realizes the voltage balance, DC current balance and capacitor voltage balance perfectly.

**Key words:** DC power transmission; hybrid tripole HVDC; LCC(Line Commutated Converter); F-MMC; reactive power(voltage) balance; current balance; capacitor voltage balance; control

(上接第95页 continued from page 95)

ZHENG Jian, WANG Chengmin, ZHANG Yan. Basic theory of hybrid analysis method of node and loop in power network [J]. Power System Technology, 2007, 31(1):10-14.

[17] 王承民,蒋传文. 基于支路电流状态变量的灵敏度分析方法研究[J]. 电工技术学报,2006,21(1);42-46.

WANG Chengmin, JIANG Chuanwen. Research on sensitivity analysis method based on line current variable [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2006, 21(1):42-46.

#### 作者简介:



衣 涛(1973—),男,黑龙江齐齐哈尔人,讲师,博士研究生,研究方向为电力系统稳定(**E-mail**:yitao4965@126.com);

王承民(1970—), 男, 辽宁大连人, 教授, 博士研究生导师, 博士, 研究方向为电力系统经济运行。

衣 涛

# Optimal adjustment strategy for unsolvable power network equation in heavy load condition

YI Tao, WANG Chengmin, XIE Ning, ZHANG Yan

(Department of Electrical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: The optimal node load adjustment strategy of power system with unsolvable power flow is very important for the system stability analysis. With the node voltage and the branch current as its variables, the hybrid electric network equations are established, based on which, the expression of node voltage by branch current and the boundary conditions of unsolvable power flow are obtained. With the minimum node load adjustment as its optimization objective, the Kuhn-Tucker condition is obtained and the extended equations for iterative calculation are formed. The nearest adjustment direction and the minimum adjustment amount of the load under given condition are the solutions of the extended equations. Simulative calculation shows the proposed method is correct and effective.

**Key words:** hybrid electric network equation; branch current; unsolvable power flow; power flow regulation; Kuhn-Tucker condition; electric power systems; stability; optimization; electric loads