LCC-MMC型混合直流送端交流系统故障时直流电流的暂态过程解析

郝亮亮[1],詹清清[1],陈争光[2],周泽昕[2],王兴国[2]
(1. 北京交通大学 电气工程学院,北京 100044;
2. 中国电力科学研究院有限公司 电网安全与节能国家重点实验室,北京 100192)

摘要:电网换相换流器和模块化多电平换流器(LCC-MMC)型混合直流输电解决了传统直流受端的换相失败问题,目前葛洲坝—上海直流系统正在进行受端柔性直流化改造的方案论证,而焦点在于送端交流系统故障引起直流电流快速下降的故障穿越问题。为此,首先根据送端交流系统故障时的系统等值电路得到其拉氏运算电路,基于回路电流法通过拉氏反变换求得直流电流的暂态过程,并分析了暂态电流的衰减分量及振荡分量。在PSCAD/EMTDC仿真平台上建立了葛洲坝—上海直流的电磁暂态仿真模型,仿真结果验证了分析的正确性。进一步地,忽略暂态电流的振荡分量,得到了直流电流及其过零时间的近似解析表达式。最后,利用解析表达式分析了交流电压跌落程度、平波电抗器和控制策略对直流电流过零时间的影响。所提方法可为LCC-MMC型混合直流输电的送端交流系统保护定值整定及平波电抗器参数的选取提供依据。

关键词:混合直流输电;LCC-MMC;交流故障;直流电流解析;过零时间
中图分类号:TM 46;TM 721.1 **文献标志码:**A DOI:10.16081/j.epae.201909050

0 引言

我国幅员辽阔,资源分布极不均衡,发电地区与负荷中心往往距离很远。直流输电以其在远距离大容量输送电能和电网互联等方面的独特优势而在西电东送中扮演着重要角色[1-2]。

直流输电包括基于电网换相换流器的常规直流输电(LCC-HVDC)和基于电压源型换流器的柔性直流输电(VSC-HVDC)2类。常规直流输电以其造价低、损耗小、输送容量大等优势,已被广泛应用于实际工程中。但由于其换流元件为不具备自关断能力的晶闸管,对交流系统依赖性强,而直流受端落点往往比较集中,极易出现多个换流站同时换相失败的现象,严重威胁电网的稳定运行[3-4]。柔性直流输电采用全控型电力电子器件,从根本上避免了换相失败的问题,可以向无源网络供电,实现有功与无功功率的独立控制[5-6],但其造价更高、损耗更大[7-8]。基于模块化多电平换流器(MMC)的高压直流输电作为柔性直流输电的一种,以其可扩展性强、谐波含量低等优势,在直流输电领域中具有广阔的应用前景[9-10]。

收稿日期:2019-06-14;**修回日期:**2019-08-15
基金项目:国家重点研发计划项目(2018YFB0904600);电网安全与节能国家重点实验室开放基金资助项目(JBB51-201801309)
Project supported by the National Key R&D Program of China (2018YFB0904600) and the Open Fund of State Key Laboratory of Power Grid Safety and Energy Conservation (JBB51201801309)

将常规直流输电系统的送端保留,受端更换为基于MMC的大容量柔性直流换流阀,形成电网换相换流器和模块化多电平换流器(LCC-MMC)型混合直流输电系统,是解决传统直流受端换相失败问题的一种可行方案[11-13],也是当下研究的热点之一。葛洲坝—上海的直流输电工程拟将受端改造为MMC阀,目前正在进行相关的方案论证。LCC-MMC型混合直流输电系统结合了常规直流的经济优势和柔性直流的技术优势,在解决了受端交流系统换相失败的同时,却引入了送端交流系统故障导致输送功率中断的问题[14]。与换相失败类似,功率中断会给馈入的交流系统带来大扰动,影响其稳定性。但是直流送端是电源侧,不存在同地多点输出功率的情况,相比于常规直流多馈入换相失败,LCC-MMC型混合直流断续现象带来的交流系统稳定风险更小。混合直流输电系统无法穿越送端交流系统故障的原因在于送端直流电压会随交流电压跌落而下降,而受端柔性直流换流阀一般采用定电压控制策略,直流电压始终保持恒定,当送端交流系统发生故障时可能导致直流电流断续、功率传输中断。该问题是常规直流受端柔性直流化改造过程中必须充分论证的。

对于该问题,目前主要通过2种途径解决。一种方法是改变LCC-MMC型混合直流输电系统的拓扑结构,文献[15]将其受端改为由半桥子模块和全桥子模块构成的混联型结构,当送端交流系统发生故障后,通过改变投入的全桥子模块个数调节其直流电压至某一合适值来实现电流及功率的续传。乌

东德的多端混合直流工程受端落点采用该方案，但由于全桥子模块投资成本高、运行损耗大，本文对改变拓扑结构实现故障穿越的方法不予讨论。另外一种方法是从控制策略角度出发，文献[16-17]提出了改变受端MMC调制比的附加控制策略，在送端交流系统发生故障时，该策略通过增大调制比来减小受端直流电压，从而维持一定的功率传输。文献[18]针对送端交流系统发生不对称故障提出了集功率续传和2倍频波动抑制为一体的穿越控制策略，该策略通过3次谐波注入法来修正MMC阀侧交流相电压从而改变其调制比，进一步增大受端直流电压的可调范围与功率续传策略的应用范围。对于改变受端MMC调制比的控制策略，本质上是通过降低受端直流电压来实现功率续传，但其电压调节能力被MMC调制比运行空间所限制，并受所连接的交流系统强度影响[19]。送端交流系统发生故障后，若混合直流输电系统能够在交流继电保护切除故障之前维持直流电流不断流，就认为实现了对故障的穿越。那么，首先要回答的一个问题是直流系统在送端交流系统发生故障后多久会断流，在此基础上，分析哪些因素会影响及如何影响直流电流的下降速度。

为此，本文以LCC-MMC型混合直流系统为研究对象，基于其数学模型和基本控制策略，建立了送端交流系统故障时的系统等值电路，对故障后直流电流的暂态过程进行了解析分析，得到了直流电流及其过零时间的近似解析表达式。在通过相应电磁暂态仿真验证的基础上，基于解析表达式详细讨论了送端交流系统电压跌落程度、平波电抗器及控制策略对直流电流过零时间的影响。

1　LCC-MMC型混合直流输电系统

1.1　系统拓扑结构

双极混合直流输电系统的拓扑结构如图1所示。送端采用电网换相换流器(LCC)，每极为2个6脉动换流器串联组成的12脉动换流器；受端采用MMC，子模块为半桥型结构。直流系统包括换流变压器、换流站、平波电抗器、交流滤波器(ACF)、直流滤波器(DCF)、架空线路、接地极等。

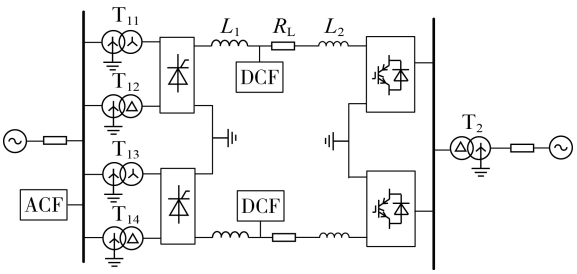


图1　LCC-MMC型混合直流输电系统拓扑结构

Fig.1　Topology of LCC-MMC hybrid HVDC system

1.2　基本控制策略

该混合直流输电系统送、受端基本控制框图分别见附录中图A1和图A2。送端LCC采用定电流控制与最小触发角控制，定电流控制器通过电流整定值与实际电流的偏差驱动PI控制器得到触发角α，在运行中由PI控制器自动改变触发角来保持直流电流始终等于电流整定值。为保证换流阀中串联晶闸管导通的同时性，通常取α最小值为5°[2]。受端MMC采用定直流电压控制和定无功功率控制，可根据直流电压和无功功率的参考值分别得到d、q轴电流参考值。

1.3　数学模型

送端LCC极间直流电压为：

$$U_{d1}=2.7U_{LL}\cos\alpha/k_T-6X_rI_d/\pi \tag{1}$$

其中，U_{d1}为送端极间直流电压；U_{LL}为送端交流系统线电压有效值；k_T为整流站换流变压器变比；α为LCC触发角；X_r为整流侧等值换相电抗；I_d为直流电流。

由式(1)可知，送端直流电压U_{d1}与交流电压U_{LL}呈正相关。当送端交流系统发生故障时，会造成交流电压跌落，从而引起送端直流电压下降。

稳态运行时的直流电流为：

$$I_d=(U_{d1}-U_{d2})/R_L \tag{2}$$

其中，U_{d2}为受端MMC极间直流电压；R_L为直流线路电阻。

由式(2)可知，当直流线路电阻不变时，直流电流大小与送、受端直流电压的大小有关。在混合直流系统中，由于受端MMC采用定电压控制，其直流电压U_{d2}恒定不变，所以直流电流I_d会随着送端直流电压U_{d1}的下降而减小，若U_{d1}受交流系统影响发生大幅度跌落至小于受端直流电压U_{d2}，那么会导致直流电流迅速下降到0，功率传输中断。

2　直流电流的暂态过程解析

2.1　基于拉氏运算电路的暂态过程解析

根据系统的拓扑结构和数学模型，建立了送端交流系统故障时的系统等值电路，如图2所示。假设式(1)中$2.7U_{LL}\cos\alpha/k_T$为送端直流电压内电势，记作E_{d1}。送端交流系统发生三相故障时，交流电压跌落为U'_{LL}，送端LCC的定电流控制将触发角α减小到5°，故障后送端直流电压变为u'_{d1}，其内电势变为

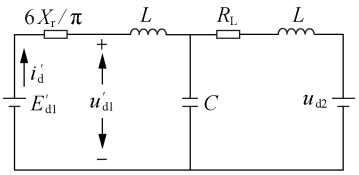


图2　混合直流输电系统等值电路

Fig.2　Equivalent circuit of hybrid HVDC system

$2.7U'_{LL}\cos 5°/k_T$，记作E'_{d1}，直流电流变为i'_d。

由于等值电路中存在电感和电容，由换路定则可知故障前后瞬间直流电流以及电容电压均不能跃变，故障瞬间直流电流的初值$i(0_-)$为稳态运行时的直流电流I_d，电容电压的初值$u(0_-)$为稳态运行时的送端直流电压U_{d1}。

应用拉氏变换法分析该线性电路，在非零的独立初始条件下，电路方程的运算形式中还应考虑附加电源的作用，该等值电路的运算电路见图3。

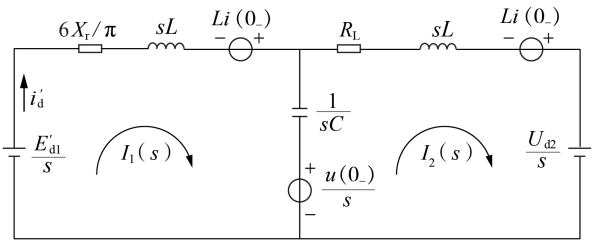


图3 实际等值电路的拉氏运算电路

Fig.3 Laplace calculating circuit of actual equivalent circuit

应用回路电流法设回路电流为$I_1(s)$、$I_2(s)$，方向如图3所示，可列出方程为：

$$\begin{cases} I_1(s)\left(\frac{6}{\pi}X_r+sL+\frac{1}{sC}\right)-\frac{I_2(s)}{sC}=Li(0_-)+\frac{E'_{d1}-u(0_-)}{s} \\ \frac{-I_1(s)}{sC}+I_2(s)\left(R_L+sL+\frac{1}{sC}\right)=Li(0_-)+\frac{u(0_-)-U_{d2}}{s} \end{cases} \tag{3}$$

解得：

$$I_1(s)=\left[s^3i(0_-)+s^2\frac{R_Li(0_-)+E'_{d1}-u(0_-)}{L}+s\frac{CR_L\left(E'_{d1}-u(0_-)\right)+2Li(0_-)}{CL^2}+\frac{E'_{d1}-U_{d2}}{CL^2}\right]\div\left[s^4+s^3\left(\frac{6X_r}{\pi L}+\frac{R_L}{L}\right)+s^2\left(\frac{2}{CL}+\frac{6X_rR_L}{\pi L^2}\right)+s\frac{6X_r+\pi R_L}{\pi CL^2}\right] \tag{4}$$

$$I_2(s)=\left[s^3i(0_-)+s^2\frac{6X_ri(0_-)+\pi E'_{d1}-\pi u(0_-)}{\pi L}+s\frac{6X_rC\left(E'_{d1}-u(0_-)\right)+2\pi Li(0_-)}{\pi CL^2}+\frac{E'_{d1}-U_{d2}}{CL^2}\right]\div\left[s^4+s^3\left(\frac{6X_r}{\pi L}+\frac{R_L}{L}\right)+s^2\left(\frac{2}{CL}+\frac{6X_rR_L}{\pi L^2}\right)+s\frac{6X_r+\pi R_L}{\pi CL^2}\right] \tag{5}$$

为了进一步得到时域解析解，可利用部分分式展开法对直流电流的频域表达式进行拉氏反变换。首先，将$I_1(s)$分解成若干简单项之和，令$I_1(s)$中的分子为$N(s)$，分母为$D(s)$，对$D(s)=0$的方程进行求解，由于方程的系数为系统参数间的耦合计算，求得的解中含有大量的参数运算，方程解的精确表达式非常复杂。为简化推导过程，下面进行规范化的形式表达。

用p_1、p_2表示方程$D(s)=0$的单根，由式(4)可知，其中有一个单根为0，即$p_1=0$；用$p_3=\alpha_D+j\omega$和$p_4=\alpha_D-j\omega$表示方程$D(s)=0$的一对共轭复根。于是$I_1(s)$可以展开为：

$$I_1(s)=\frac{K_1}{s-p_1}+\frac{K_2}{s-p_2}+\frac{K_3}{s-p_3}+\frac{K_4}{s-p_4} \tag{6}$$

其中，K_1、K_2、K_3、K_4为待定系数。

待定系数K_i为：

$$K_i=\left[\left(s-p_i\right)I_1(s)\right]\Big|_{s=p_i}=\frac{N(s)}{D'(s)}\Bigg|_{s=p_i} \quad i=1,2,3,4 \tag{7}$$

由于$I_1(s)$为实系数多项式之比，故K_3、K_4为共轭复数，设$K_3=|K_3|e^{j\theta_3}$，则$K_4=|K_3|e^{-j\theta_3}$。

在确定式(6)中各待定系数后，$I_1(s)$分解后的4个简单项可直接在拉氏变换表中找到，那么故障后直流电流的时域表达式$i_1(t)$可以写为：

$$i_1(t)=K_1+K_2e^{p_2t}+2|K_3|e^{\alpha_Dt}\cos\left(\omega t+\theta_3\right) \tag{8}$$

通过式(8)可以看出，故障后的直流电流实际上是由两部分组成，其在按指数函数衰减的同时伴有振荡现象，振荡的频率为$\omega/(2\pi)$，振荡的幅值也随指数变化，电流的衰减速度与系统各参数以及交流电压跌落程度均有关。

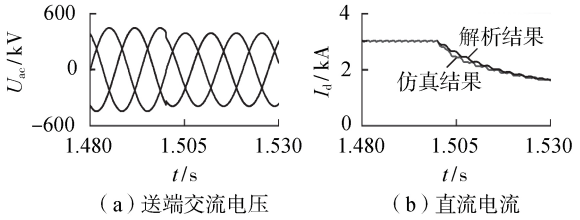
2.2 仿真验证

为验证直流电流暂态过程解析的正确性，基于葛洲坝—上海直流改造工程在PSCAD／EMTDC仿真平台建立了LCC-MMC型混合直流输电系统的电磁暂态仿真模型。本文所采用的实际规划参数如附录中表A1所示，直流线路总长度为2 000 km，采用较为精细的分布参数模型，杆塔结构图见附录中图A3。

在混合直流系统的送端交流侧设置了三相短路故障，故障时刻为1.5 s，仿真总时长为3 s。设置了以下3种算例：算例a为故障点距离交流母线80 km；算例b为故障点距离交流母线40 km；算例c为故障点距离交流母线20 km。

由于受端MMC采用定电压控制，其直流电压保持不变，故仅给出了各算例下送端交流电压和直流电流的仿真结果如图4—6所示。

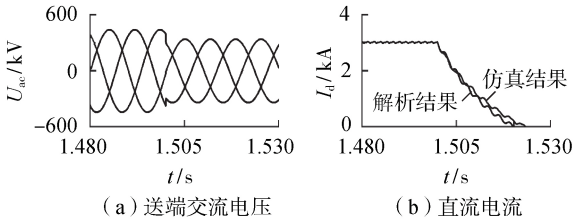
由图4—6可知，故障发生时交流电压瞬间跌落，其跌落程度随故障点向交流母线的靠近而增大；故障后的直流电流在衰减的过程中伴有振荡现象，



（a）送端交流电压　　（b）直流电流

图4　算例a各电气量波形

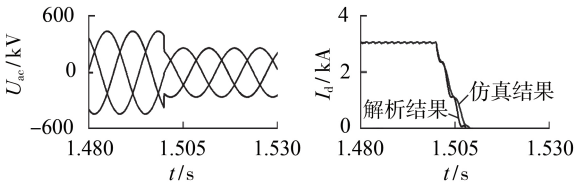
Fig.4　Waveforms of electrical quantities for Example a



（a）送端交流电压　　（b）直流电流

图5　算例b各电气量波形

Fig.5　Waveforms of electrical quantities for Example b



（a）送端交流电压　　（b）直流电流

图6　算例c各电气量波形

Fig.6　Waveforms of electrical quantities for Example c

并且故障点距离交流母线越远，直流电流衰减到0所用的时间越长；在距离交流母线80 km处发生故障时，直流电流虽然下降但未发生断续，系统仍然可以维持一定的功率传输。将附录中表A1的实际参数代入式(4)所示的直流电流复频域解的表达式后，根据2.1节部分分式展开法的反变换步骤，得到了3种算例的直流电流解析表达式依次为：

$$i_d'=\begin{cases}-5.57+8.57e^{-59.15t}-0.04e^{-29.57t}\sin(2\,235.81t)\\-1.29+4.29e^{-59.15t}-0.11e^{-29.57t}\sin(2\,235.81t)\\1.37+1.63e^{-59.15t}-0.043e^{-29.57t}\sin(2\,235.81t)\end{cases}\tag{9}$$

另外，由图4—6可知，直流电流的解析结果与仿真结果基本一致，能够较好地描述故障后直流电流的变化趋势，从而验证了对直流电流暂态过程解析的正确性。通过直流电流的解析表达式可以合理地解释故障后直流电流衰减过程中出现的振荡现象，它主要是由系统中平波电抗器（电感）与直流滤波器（电容）间的能量交换造成的。

3　利用简化等值电路对直流电流的暂态过程进行解析

上述基于运算电路进行拉氏反变换的方法无法得到用系统参数表达的直流电流。由图4—6以及式(9)可知，直流电流下降速度主要取决于指数衰减分量，而振荡分量对其下降速率的影响很小。故可忽略故障后直流电流的振荡分量，省略直流滤波器的电容，得到故障后的简化等值电路及直流电流的参数化解析通式。

3.1　直流电流的近似解析

忽略图3所示等值电路中的电容后，得到了送端交流系统故障后的简化等值电路，在此基础上，根据基尔霍夫电压定律（KVL）可列写一阶线性常微分方程如下：

$$\begin{cases}2L\dfrac{di_d'}{dt}+R_L i_d'=E_{d1}'-\dfrac{6}{\pi}X_r i_d'-U_{d2}\\i_d'(0_+)=I_d\end{cases}\tag{10}$$

解得：

$$i_d'=\left(I_d-\frac{E_{d1}'-U_{d2}}{6X_r/\pi+R_L}\right)e^{-\frac{1}{2L}(6X_r/\pi+R_L)t}+\frac{E_{d1}'-U_{d2}}{6X_r/\pi+R_L}\tag{11}$$

由式(11)可知，送端发生三相短路故障后直流电流下降到0所用的时间t_0为：

$$t_0=\frac{2L}{6X_r/\pi+R_L}\ln\left[\frac{(6X_r/\pi+R_L)I_d}{U_{d2}-E_{d1}'}+1\right]\tag{12}$$

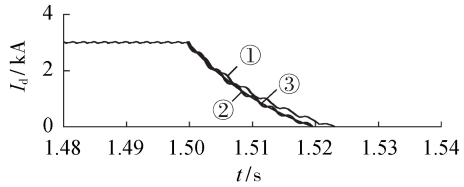
式(12)可看作为一个$t=\ln x$的函数，只有当$t=\ln x\geqslant 0$，即$x\geqslant 1$时，对于“时间”这个物理量才有意义。反之，当$t=\ln x<0$，即$x<1$时，“时间”不可能为负值，故此时该函数无意义。联想到式(12)的物理意义可知，当送端发生三相短路故障时，直流电流是否断续并不是由通常认为的送、受端直流电压决定的，而是取决于送端直流电压的内电势与受端直流电压的大小。当受端直流电压U_{d2}不变时，送端发生三相短路故障使交流电压跌落从而导致其直流电压内电势E_{d1}'下降，当$E_{d1}'>U_{d2}$时，直流电流仍可续传，系统依然可以维持一定的功率传输；但下降到$E_{d1}'<U_{d2}$时，会使得直流电流快速衰减，导致功率传输中断。

3.2　仿真、解析与近似解析结果对比验证

为验证利用简化等值电路解析直流电流暂态过程的正确性，可以根据葛洲坝—上海直流工程的实际参数，计算3种算例下直流电流的过零时间。葛洲坝—上海混合直流系统额定工况下的直流电流I_d=3 kA；受端直流电压U_{d2}在故障前后保持不变，始终为470 kV；直流线路用集中参数代替，其电阻R_L=8.5 Ω，500 kV交流母线的线路参数为0.28 Ω／km，其他参数见附录中表A1。

以算例b为例，图7给出了直流电流的仿真结果、解析结果以及简化等值电路的近似解析结果。

利用式(11)和式(12)分别得到了直流电流的近似解析表达式与直流电流过零时间的计算结果为：



① 仿真结果，② 解析结果
③ 近似解析结果

图7 算例b的直流电流

Fig.7 DC current of Example b

$$i_d' = \left(3 - \frac{439.54-470}{6\times7.94/\pi+8.5}\right)e^{-\frac{1}{2\times0.2}(6\times7.94/\pi+8.5)t} + \frac{439.54-470}{6\times7.94/\pi+8.5} = -1.287+4.287e^{-59.16t} \tag{13}$$

$$t_0 = \frac{2\times0.2}{15.16+8.5}\ln\left[\frac{(15.16+8.5)\times3}{470-439.54}+1\right] \approx 20.339\,(\text{ms}) \tag{14}$$

由图7可知，2种解析结果的电流变化趋势基本一致，实际等值电路的电流过零时间约为19.9 ms。由式(14)可知，简化等值电路的电流过零时间计算结果约为20.339 ms，二者的过零时间基本近似，与此同时，通过对比式(9)与式(13)，进一步验证了等值电路简化过程的合理性和正确性。仿真结果的过零时间约为21.996 ms，与计算结果也近似相同。

2.2节已给出算例a与算例c的仿真与解析结果，在此不再赘述。2个算例下直流电流过零时间的详细计算过程也不再赘述，仅给出其计算结果。将3种算例的直流电流过零时间进行对比，如表1所示。通过表1可知，直流电流过零时间的计算结果与仿真结果几乎相同，进一步验证了利用简化等值电路得出的直流电流及其过零时间表达式的正确性。

表1 3种算例下仿真、解析与近似解析结果的对比

Table 1 Comparison among simulative, analysis and simplified analysis results under three examples

算例	过零时间/ms		
	仿真结果	解析结果	近似解析结果
a	—	—	—
b	21.996	19.900	20.339
c	8.699	7.800	7.288

注："—"表示未过零。

可见表1中的解析、近似解析结果与仿真结果相比均偏小，这是由于仿真中送端交流系统发生故障瞬间，为维持送、受端功率平衡，受端MMC会通过电容放电使直流电压稍有下降，再回升到其参考值。而在直流电流的解析、近似解析过程中，均假定受端直流电压不变来展开分析，这就导致了直流电流的解析、近似解析结果比仿真结果的衰减速度更快。

4 应用与讨论

上文利用简化等值电路对送端交流系统发生故障后的直流电流暂态过程进行了分析，得到了直流电流暂态过程及过零时间的解析表达式。基于该表达式可以分析交流电压跌落程度、直流系统参数以及控制策略对直流电流的影响。同时，基于仿真分析对送端发生不对称故障进行了讨论。

4.1 送端交流电压跌落程度对直流电流过零时间的影响

交流系统发生不同程度故障时，直流电压会出现不同水平的跌落，从而影响直流电流的过零时间，因此送端交流电压跌落程度是影响直流电流是否发生断续和经多长时间断续的最主要因素。本文用n（$0\leqslant n\leqslant100\%$）表示交流电压的跌落程度，用$t_0$表示直流电流的过零时间，为了更直观地反映交流电压跌落程度n对直流电流过零时间t_0的影响，根据推导出的直流电流过零时间表达式，以葛洲坝—上海直流工程的实际规划参数为例，给出了二者的关系曲线，如图8所示。

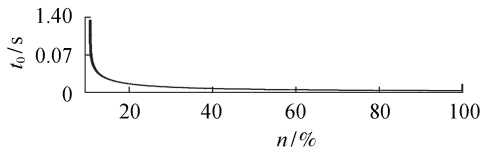


图8 交流电压跌落程度与直流电流过零时间的关系

Fig.8 Relationship between AC voltage drop degree and DC current zero crossing time

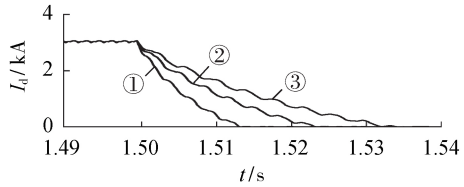
由图8可知，二者关系的整体趋势为直流电流的过零时间随电压跌落程度的加深而减小。当送端交流电压跌落程度很小，即n小于约13%时，由于交流电压下降幅度小，对直流系统的影响较弱，直流电流未出现断续现象；随着电压跌落程度的加深，n从13%增加到约20%时，电流过零时间近似呈阶跃式减小，从0.14 s直降到0.018 s左右；在此之后，n从20%增加到100%时，电流过零时间继续缓慢下降，从0.018 s减小到0.0024 s左右。由上述分析可知，送端交流电压跌落程度达到20%及以上时，直流电流在20 ms内就会下降到0，反映出混合直流系统对送端交流故障的抵御能力很弱，严重威胁了直流系统的安全运行。

4.2 不同平波电抗器对直流电流过零时间的影响

由直流电流过零时间的表达式可知，影响过零时间的因素除交流电压跌落程度外还包括系统的各种参数，如系统额定直流电流、系统换相电抗、线路阻抗以及平波电抗器，其中前3种参数由实际直流工程的要求所确定，不能任意选取。对于直流线路的平波电抗器，除满足基本的选取条件外，还可以将

直流电流的过零时间作为选取的依据，其意义在于通过选择不同的平波电抗器来适当调整直流电流的过零时间，使其大于送端交流系统保护动作时间，在电流未断续前将故障切除，实现与送端交流系统保护的配合，从而避免功率中断、系统停运。

在2.2节算例b的基础上，将平波电抗器的电感值分别设置为100、200、300 mH进行仿真，得到了如图9所示的直流电流仿真结果。



① 电感为100 mH，② 电感为200 mH
③ 电感为300 mH

图9　不同电抗器下的直流电流

Fig.9　DC current under different reactors

由图9可知，在故障点相同的情况下，直流电流的过零时间随平波电抗器电感值的增大而增大，因此可以通过选取适当的平波电抗器与送端交流保护相配合，在直流电流下降到0之前将交流故障切除。进一步地，利用式(12)可以计算3种平波电抗器下直流电流的过零时间，以采用电感值为100 mH的平波电抗器为例，其详细计算过程如下：

$$t_0=\frac{2\times0.1}{15.16+8.5}\ln\left[\frac{(15.16+8.5)\times3}{470-439.54}+1\right]=10.170(\text{ms}) \tag{15}$$

其他2种情况的详细计算过程不再赘述，在此仅给出其计算结果，将3种平波电抗器下直流电流过零时间的计算结果与仿真结果进行对比，如表2所示。由表2可知，不同平波电抗器下的仿真结果与计算结果基本一致，再次验证了直流电流暂态过程解析的正确性，在此基础上，可以利用直流电流过零时间的表达式为平波电抗器的选取提供理论依据。

表2　不同平波电抗器下仿真与解析结果的对比

Table 2　Comparison between simulative and analysis results under different smoothing reactors

平波电抗器电感值 / mH	过零时间 / ms	
	仿真结果	解析结果
100	11.980	10.170
200	23.119	21.996
300	31.195	30.509

4.3　改变受端MMC调制比控制对直流电流过零时间的影响

为了提高混合直流系统送端交流故障穿越能力，文献[16-17]提出了改变受端MMC调制比的附加控制策略，在送端交流系统发生故障时，该策略通过增大调制比来减小受端直流电压，从而维持一定的功率传输。

MMC的调制比与直流电压的关系为：

$$m=\frac{U_{\text{diffm}}}{U_{\text{d2}}/2} \tag{16}$$

其中，U_{diffm}为桥臂差模电压的幅值。

受端MMC采用半桥子模块，正常运行时额定调制比一般在0.8~0.9，最大调制比$m_{\max}$=1。由此可见，调制比调节范围较小，受端直流电压的调节能力受调制比限制，不能像常规直流一样大幅降低。

送端发生三相短路故障后，MMC改变调制比控制策略将调制比从额定值增加到最大值，使其直流电压下降到最低，记为U_{d2min}。将采用定电压控制时得到的直流电流解析表达式应用到该控制策略，由式(11)和式(16)可得送端交流系统发生故障后受端MMC附加了改变调制比控制时的直流电流为：

$$i_{\text{d}}'=\left(I_{\text{d}}-\frac{E_{\text{d1}}'-2U_{\text{diffm}}/m_{\max}}{6X_{\text{r}}/\pi+R_{\text{L}}}\right)\text{e}^{-\frac{1}{2L}\left(\frac{6}{\pi}X_{\text{r}}+R_{\text{L}}\right)t}+\frac{E_{\text{d1}}'-U_{\text{d2min}}}{6X_{\text{r}}/\pi+R_{\text{L}}} \tag{17}$$

直流电流的过零时间为：

$$t_0=\frac{2L}{6X_{\text{r}}/\pi+R_{\text{L}}}\ln\left[\frac{\left(6X_{\text{r}}/\pi+R_{\text{L}}\right)I_{\text{d}}}{2U_{\text{diffm}}/m_{\max}-E_{\text{d1}}'}+1\right] \tag{18}$$

在2.2节算例b与算例c的基础上，对MMC附加了改变调制比的控制策略进行仿真，得到了如附录中图A4和图A5所示的仿真结果。

由图A4可知，当MMC仅采用定电压控制时，直流电流很快衰减到0；而附加了改变调制比控制时，由于受端直流电压迅速降低，直流电流虽下降但未出现断续，仍然可以维持一定的功率传输，这说明改变调制比控制可以提高送端交流故障穿越能力。但随着故障点向交流母线靠近，由图A5可知，2种控制方式下直流电流均衰减到0，附加了改变调制比的控制策略也无法穿越该故障，反映出了该控制策略也存在一些问题，其适用范围有限，故障穿越能力较弱。进一步地，由式(18)可以计算附加了改变调制比控制时直流电流的过零时间，算例b和算例c的计算结果分别为：

$$t_0=\frac{0.4}{23.66}\ln\left(\frac{70.98}{400-439.54}+1\right) \tag{19}$$

$$t_0=\frac{0.4}{23.66}\ln\left(\frac{23.66\times3}{400-338.3}+1\right)\approx12.944(\text{ms}) \tag{20}$$

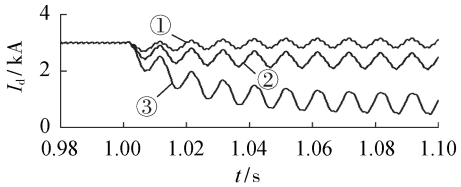
算例b的计算结果中对数函数的底数小于0，过零时间无解，表示直流电流未过零，与仿真结果相吻合；算例c的计算结果约为12.944 ms，仿真结果约为13.717 ms，二者基本一致，验证了改变调制比控制

时直流电流过零时间表达式的正确性，同时说明了该表达式也可以用来对送端交流故障穿越能力进行评估。

4.4 交流侧不同故障类型对直流电流的影响

实际交流系统中大量发生的是不对称故障，若考虑不对称接地故障的位置、过渡电阻、变压器连接组的影响，分析阀侧交流电压的幅值将非常复杂，相位也将发生偏移。一般地，不对称故障下直流电压及直流电流表达式的解析分析十分困难，只能通过仿真手段进行相应的研究。

在2.2节3种算例的基础上，设置混合直流系统发生送端单相接地故障，故障时刻为1 s，得到了如图10所示的直流电流仿真结果。



① 算例a，② 算例b，③ 算例c

图10 发生送端单相故障的直流电流

Fig.10 DC current under single-phase fault at sending end

通过单相接地故障与三相故障仿真结果（图4—6）的对比可知，不论发生哪种故障，随着故障点向交流母线的靠近，直流电流下降幅度均越来越大。当故障点与交流母线距离相同时，送端发生单相接地故障对直流电流的影响没有三相故障严重。更进一步的分析表明，各种不对称故障对直流电流的影响严重程度顺序为三相故障>两相短路接地>两相短路>单相接地，这是由不同故障对阀侧交流电压影响程度不同带来的必然结果。在考虑故障穿越的研究中，应以穿越最严重的三相故障为目标进行。

5 结论

本文从LCC-MMC型混合直流系统的拓扑结构入手抽象出集中参数表示的数学模型，在此基础上对送端交流系统发生故障时直流电流的暂态过程展开研究，通过PSCAD / EMTDC平台进行了仿真验证，得到以下的结论。

（1）利用送端交流系统发生故障时的系统等值电路可准确求解直流电流的暂态过程，并分析出故障后的直流电流按指数衰减的同时伴有振荡现象。以葛洲坝—上海直流改造工程为例，由仿真与解析结果的对比可知，其解析解可准确描述故障后直流电流的暂态过程。

（2）忽略故障后直流电流的振荡分量，利用简化等值电路得到了直流电流及过零时刻的参数化解析表达式，通过仿真、解析与计算结果的对比，验证了解析表达式的正确性。

（3）直流电流过零时间的解析式可为平波电抗器的参数选取以及送端交流系统继电保护的整定配合提供理论依据，同时还可以评估混合直流系统送端交流故障的穿越能力。

通过本文的研究可知，目前LCC-MMC型混合直流输电的送端交流故障穿越能力很弱，一旦交流系统故障程度加深，直流电流就会发生中断，造成直流系统停运。因此，亟待研究更为有效的故障穿越控制策略来提升送端交流故障的穿越能力，常规直流受端的柔性直流化改造才更具备工程可行性。

附录见本刊网络版（http://www.epae.cn）。

参考文献：

[1] 浙江大学发电教研组直流输电科研组. 直流输电[M]. 北京：水利电力出版社，1982：1-24.

[2] 赵婉君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京：中国电力出版社，2004：1-39.

[3] RAHIMI E，GOLE A M，DAVIES J B，et al. Commutation failure in single- and multi-infeed HVDC systems[C]//The 8th IEE International Conference on AC and DC Power Transmission. London，UK：IET，2006：182-186.

[4] MANOHAR P，KELAMANE V，KAUSHIK D，et al. Improved controls for LCC-VSC hybrid HVDC system[C]//Proceedings of 2013 International Conference on Circuits，Controls and Communications. Bengaluru，India：IEEE，2013：1-5.

[5] 胡文旺，唐志军，林国栋，等. 柔性直流输电工程系统调试技术应用、分析与改进[J]. 电力自动化设备，2017，37(10)：197-203，210.
HU Wenwang，TANG Zhijun，LIN Guodong，et al. Application，analysis and improvement of system commissioning technology for flexible DC transmission project[J]. Electric Power Automation Equipment，2017，37(10)：197-203，210.

[6] WALTER G，OSCAR D M，ALEJANDRO G. Direct power control for VSC-HVDC systems：an application of the global tracking passivity-based PI approach[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems，2019，110：588-597.

[7] 汤广福，罗湘，魏晓光，等. 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，et al. Multi-terminal HVDC and DC-grid technology[J]. Proceedings of the CSEE，2013，33(10)：8-17.

[8] KOTB O，SOOD V K. A hybrid HVDC transmission system supplying a passive load[C]//2010 IEEE Electric Power and Energy Conference. Halifax，NS，Canada：IEEE，2010：1-5.

[9] 郝亮亮，张静，黄银华，等. 模块化多电平换流器的分频均压控制策略[J]. 电力自动化设备，2018，38(6)：195-200，223.
HAO Liangliang，ZHANG Jing，HUANG Yinhua，et al. Frequency dividing control of capacitor voltage balance for modular multilevel converter[J]. Electric Power Automation Equipment，2018，38(6)：195-200，223.

[10] 杨晓峰，林智钦，郑琼林，等. 模块组合多电平变换器的研究综述[J]. 中国电机工程学报，2013，33(6)：1-13.

YANG Xiaofeng, LIN Zhiqin, ZHENG Trillion, et al. A review of modular multilevel converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(6): 1-13.

[11] 赵文强，宣佳卓，陆翌，等. 适用于常规直流改造的混合直流输电系统主电路拓扑研究[J]. 电力自动化设备，2018，38(12)：186-193.
ZHAO Wenqiang, XUAN Jiazhuo, LU Yi, et al. Research on circuit topology of hybrid HVDC system suitable for refurbishing existing LCC-HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(12): 186-193.

[12] 李程昊. 混合直流输电系统拓扑结构及关键技术研究[D]. 武汉：华中科技大学，2015.
LI Chenghao. Research on topology and other key technologies of hybrid HVDC transmission system[D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology, 2015.

[13] 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.

[14] LOU B, ZHOU H, XU Z, et al. Fault response comparison of LCC-MMC hybrid topologies and conventional HVDC topology [J]. The Journal of Engineering, 2019(16): 2068-2073.

[15] 许烽，徐政. 基于 LCC 和 FHMMC 的混合型直流输电系统[J]. 高电压技术，2014，40(8)：2520-2530.
XU Feng, XU Zheng. Hybrid HVDC system based on LCC and FHMMC[J]. High Voltage Engineering, 2014, 40(8): 2520-2530.

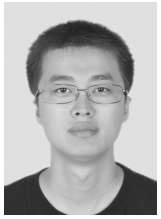
[16] 时伯年，洪潮，孙刚，等. 交流不对称故障下的 LCC-MMC 混合直流系统输送功率提升策略研究[J]. 电力系统保护与控制，2017，45(20)：73-78.
SHI Bonian, HONG Chao, SUN Gang, et al. Research on power transmission enhancement strategy of LCC-MMC hybrid HVDC system under AC symmetric fault[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(20): 73-78.

[17] 刘志超，时伯年，刘斌，等. 基于最大调制比的 LCC-MMC 混合直流交流侧故障控制策略[J]. 电力系统自动化，2017，41(4)：125-130.
LIU Zhichao, SHI Bonian, LIU Bin, et al. Control strategies of LCC-MMC hybrid HVDC transmission under AC system fault based on maximum modulation index[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(4): 125-130.

[18] 梅军，何梦雪，梁东，等. 送端交流不对称故障下 LCC-MMC-HVDC 穿越控制策略研究[J]. 现代电力，2019(4)：48-56.
MEI Jun, HE Mengxue, LIANG Dong, et al. Ride-through control of LCC-MMC-HVDC under asymmetrical faults at the sending end[J]. Modern Electric Power, 2019(4): 48-56.

[19] 袁旭峰，程时杰，文劲宇. 基于 CSC 和 VSC 的混合多端直流输电系统及其仿真[J]. 电力系统自动化，2006，30(20)：32-36，76.
YUAN Xufeng, CHENG Shijie, WEN Jinyu. Simulation study for a hybrid multi-terminal HVDC system based on VSC and CSC[J]. Automation of Electric Power Systems, 2006, 30(20): 32-36, 76.

作者简介：


郝亮亮

郝亮亮（1985—），男，北京人，副教授，博士研究生导师，博士，研究方向为电力系统主设备故障分析及保护、直流输电控制与保护、励磁控制（**E-mail**：llhao@bjtu.edu.cn）；

詹清清（1994—），女，辽宁阜新人，硕士研究生，研究方向为混合多端直流输电系统的控制与保护（**E-mail**：17121539@bjtu.edu.cn）。

Analysis of DC current transient process under AC system fault at LCC-MMC hybrid HVDC sending end

HAO Liangliang[1], ZHAN Qingqing[1], CHEN Zhengguang[2], ZHOU Zexin[2], WANG Xingguo[2]

(1. College of Electrical Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China;
2. State Key Laboratory for Power Grid Safety and Energy Conservation,
China Electric Science Research Institute Co., Ltd., Beijing 100192, China)

Abstract: LCC-MMC (Line Commutated Converter-Modular Multilevel Converter) hybrid HVDC transmission solves the problem of commutation failure at traditional DC receiving end. At present, the project demonstration of receiving end flexibility in Gezhouba-Shanghai HVDC system has been carried out, and the focus is on the problem of fault ride-through problem which causes rapid decrease of DC current under the AC fault at the sending end. Therefore, firstly, the Laplace arithmetic circuit is obtained according to the system equivalent circuit of the AC fault at the sending end. Based on the loop current method, the transient process of DC current is obtained by Laplace inverse transformation, and the attenuation and oscillation components of the transient current are analyzed. The electromagnetic transient simulation model of Gezhouba-Shanghai HVDC system is established in PSCAD / EMTDC, and simulative results verify the correctness of analysis. Furthermore, the approximate analytical expressions of DC current and its zero-crossing time are obtained by neglecting the oscillation component of transient current. Finally, the influence of AC voltage dropping degree, smoothing reactor and control strategy on DC current zero-crossing time is analyzed by analytic expression. The proposed method can provide the basis for protection value setting of sending end AC system and the selection of smoothing reactor parameters in LCC-MMC hybrid HVDC system.

Key words: hybrid HVDC; LCC-MMC; AC fault; DC current analysis; zero-crossing time

附　录

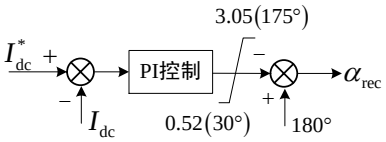


图 A1 送端 LCC 控制器结构框图

Fig.A1 Block diagram of sending end LCC controller

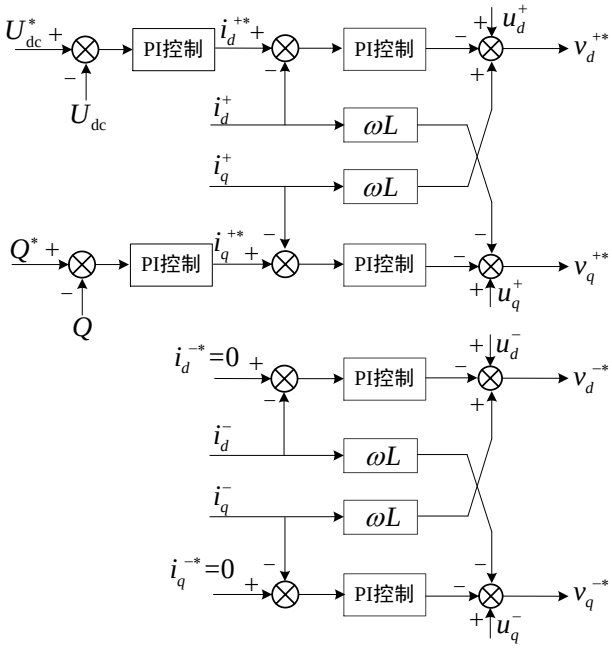


图 A2 受端 MMC 控制器结构框图

Fig.A2 Block diagram of receiving end MMC controller

表 A1 LCC-MMC 型混合直流系统参数

Table A1 Parameters of LCC-MMC hybrid HVDC system

参数	系统送端数值	系统受端数值
交流侧额定电压	525 kV	525 kV
额定容量	3000MW	3000 MW
额定直流电压	500 kV	500 kV
换流变压器变比	525/210.4	525/260.26
换流变压器电抗	7.94 Ω	7.94 Ω
平波电抗器	0.2 H	0.2 H
柔性直流子模块个数	—	218
柔性直流桥臂电抗器	—	0.1 H
柔性直流子模块电容	—	15 mF

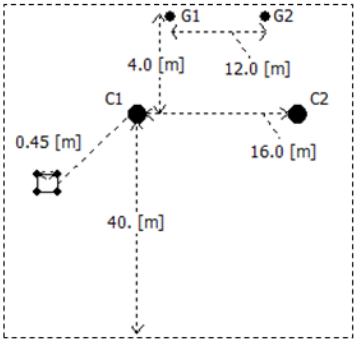


图 **A3** 架空线杆塔结构

Fig.A3 Structure of overhead line tower

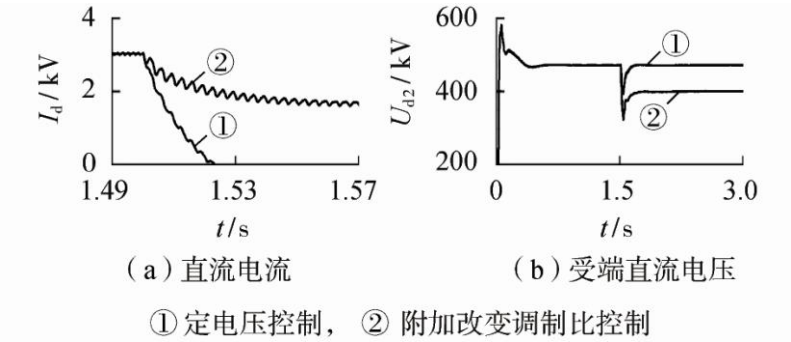


图 **A4** 算例 b 各电气量波形

Fig.A4 Waveforms of electrical quantities for Example b

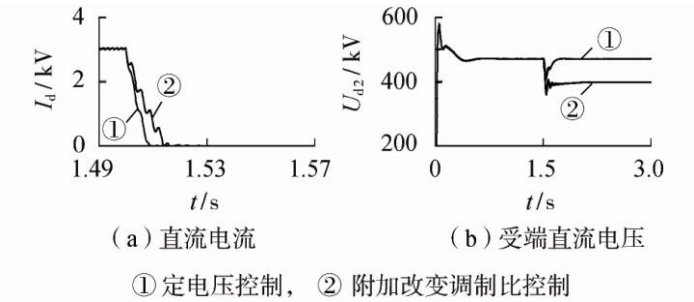


图 **A5** 算例 c 各电气量波形

Fig.A5 Waveforms of electrical quantities for Example c