

基于 PWM-CSC 的混合直流输电系统功率控制策略研究

夏冰^{1,2}, 李耀华^{1,2}, 李子欣^{1,2}, 马逊^{1,2}, 王平¹

(1. 中国科学院电力电子与电气驱动重点实验室, 中国科学院电工研究所, 北京 100190;
2. 中国科学院大学, 北京 100049)

摘要:为解决传统直流输电系统逆变侧容易出现换相失败的问题,针对目前基于模块化多电平换流器(MMC)的直流输电系统造价较高、半桥结构子模块无法穿越直流故障、损耗大等缺点,本文提出了一种整流侧采用电网换相换流器(LCC)、逆变侧采用脉宽调制型电流源换流器(PWM-CSC)的混合直流输电系统。推导了系统的数学模型并分析了 PWM-CSC 交流输出侧的谐波特性,提出了一种最大功率因数控制策略。在 PSCAD/EMTDC 中搭建的基于 PWM-CSC 的混合直流输电系统的仿真结果表明,本文提出的控制策略能够在正常工况下实现系统逆变侧换流器最大功率因数运行;当交、直流侧发生短路故障时,本文提出的混合型直流输电换流器能够实现平稳穿越。

关键词:混合直流输电系统;数学模型;电流源换流器;最大功率因数控制;交流电网故障穿越;直流短路故障穿越

DOI: 10.12067/ATEEE1712044

文章编号: 1003-3076(2018)07-0017-08

中图分类号: TM72

1 引言

传统高压直流输电系统采用基于晶闸管的电网电压换相换流器(Line Commutated Converter, LCC),具有造价低、损耗小、可靠性高、控制系统简单、技术成熟等优点,在高压大容量远距离输电、异步电网互联、新能源并网等场合被广泛应用^[1-3]。然而,LCC 做为逆变侧使用时存在电网换相失败的风险,而且其不适合连接弱电网及无源网络^[4]。为解决上述缺点,一些学者提出了相应的改进拓扑。文献[5]提出了一种增强型电容换相换流器,该换流器在桥臂中串联反并联晶闸管全桥子模块,电网故障时,通过合理地投切电容,电容电压提供换相电压实现电网故障穿越。该拓扑可以显著避免电网电压跌落时换相失败的发生并能够加快故障后的恢复过程,但在桥臂中串联晶闸管全桥子模块增加了系统损耗。此外,电网故障时全桥子模块电容的充放电控制过程比较繁琐。

由于模块化多电平换流器(Modular Multilevel Converter, MMC)具有模块化结构、完全可控的有功

和无功、输出电压谐波含量少、冗余设计、高可靠性等优点,基于 MMC 的高压直流输电系统得到了迅速的发展^[6-8]。为了穿越直流短路故障,换流器桥臂必须串联可以输出负电压的子模块,文献[9-11]提出了一些可以实现直流故障穿越的新型子模块拓扑。然而,文献[9-11]中的拓扑结构都需要大量的功率器件和电容。相较于传统的 LCC 高压直流输电系统,基于 MMC 的高压直流输电系统造价较高且损耗较大。

为了降低换流器造价,结合 LCC 与 MMC 的优势,整流侧采用 LCC,逆变侧采用 MMC 的混合型高压直流输电系统成为学术研究的热点。文献[12]提出了一种整流侧采用 LCC,逆变侧采用换流器直流出口串联二极管阀组的半桥型 MMC 的混合直流输电系统。由于半桥型 MMC 无法降压运行,当整流侧电网故障时 LCC 侧直流电压下降,无法实现整流侧电网故障下的功率续传。此外,直流侧串联的二极管一直处于导通状态,系统损耗较大。文献[13-15]提出整流侧采用 LCC、逆变侧采用半桥结构和全桥结构混合的 MMC 混合直流输电系统。为了

收稿日期: 2017-12-19

基金项目: 国家高技术研究发展计划(863 计划)项目(2015AA050102)

作者简介: 夏冰(1991-),男,安徽籍,博士研究生,研究方向为高压大功率电力电子变流器;

李耀华(1966-),男,河南籍,研究员,博导,博士,研究方向为电力电子变流技术、电机分析与控制技术。

实现直流故障穿越,全桥子模块的占比必须大于 50%,该拓扑需要大量的全控型开关器件。文献 [16] 给出了整流侧采用 LCC、逆变侧采用 LCC 和半桥型 MMC 串联的混合直流输电拓扑,该拓扑可以穿越直流短路故障,但逆变侧 LCC 在电网故障下仍然存在换相失败的风险。

相较于 LCC 和 MMC,采用脉宽调制的电流源换流器(PWM-CSC)在大容量电机驱动和 MW 级风力发电系统中被认为具有广阔的应用前景^[17-19]。由于 PWM-CSC 的桥臂采用全控型器件的直接串联,所以 PWM-CSC 具有结构简单、需要的电力电子设备较少、损耗较低、不存在换相失败等优点。此外,由于直流侧串联了大电感,PWM-CSC 直流短路故障穿越能力强,所以 PWM-CSC 同样适合于高压直流输电系统。然而 PWM-CSC 的并网有功功率和无功功率存在严格的约束条件,并不能够在全功率范围内实现二者的完全解耦。而且,在高压大容量场合,由于桥臂采用数量较多的全控型器件的直接串联,开关器件的开关频率不能过高,增加了交流侧电压的输出谐波含量。

为此,本文提出了一种适合于大功率应用场合的调制策略并分析了交流输出侧电压的谐波含量;详细推导了 PWM-CSC 在两相旋转坐标系下的数学模型。根据 PWM-CSC 的数学模型,提出了一种最大功率因数控制策略。在 PSCAD/EMTDC 中搭建了相应的仿真模型并对正常工况下系统功率控制和交、直流故障状态分别进行了仿真。仿真结果验证了本文提出的控制策略的有效性和本文提出的混合直流输电系统的故障穿越能力。

2 混合直流输电电路结构与调制策略

2.1 混合直流输电系统电路结构

基于 PWM-CSC 的混合直流输电系统的电路结构如图 1 所示,图 1 中仅给出了接地双极系统中的正极。其中,整流侧沿用传统直流输电系统的配置,由 12 脉波的晶闸管换流阀、换流变压器、高通滤波器、双调谐滤波器及无功补偿电容器组构成,逆变侧由两个移相的 PWM-CSC 直流侧串联交流侧并联组成。

逆变侧由两个结构完全相同的 PWM-CSC 构成,电路结构如图 2 所示。其中每个 PWM-CSC 的桥臂由一定数量的全控型器件串联构成,全控型器

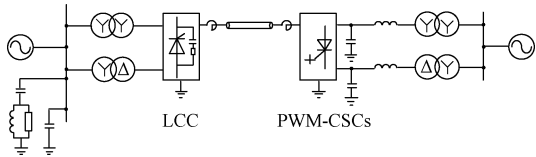


图 1 混合直流输电系统电路原理图
Fig.1 Circuit of proposed hybrid HVDC system

件可以是 IGCT、压接型的 IGBT 或其他器件。两个移相换流器分别通过 Y/Y 结构和 Y/D 结构的电力变压器与电网连接,每个换流器交流输出侧必须串联 LC 二阶低通滤波器。

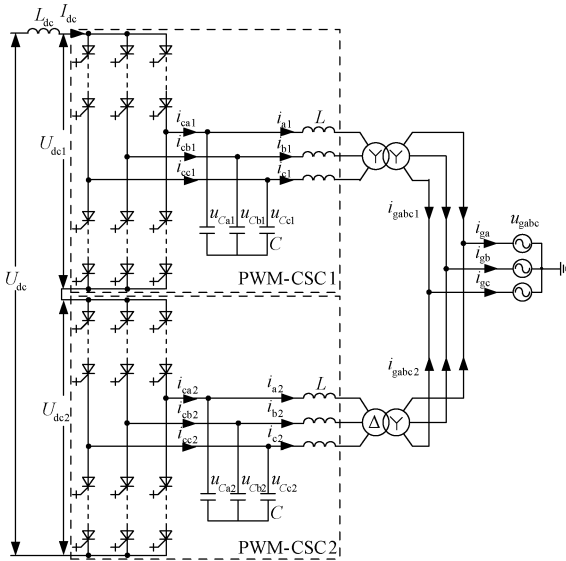


图 2 双移相 PWM-CSC 电路原理图
Fig.2 Circuit of dual phase-shift PWM-CSCs

2.2 混合直流输电系统调制策略

为了降低全控型器件的开关频率,在大功率应用场合,采用特定谐波消除法 PWM (Special Harmonic Elimination PWM, SHE-PWM)。考虑两个移相 PWM-CSC 的结构参数完全一致且 PWM-CSC1 的调制信号超前 PWM-CSC2 的调制信号 $\pi/6$,以 A 相为例分析,则有:

$$\begin{cases} i_{a1} = \sum_{n=1,5,7,\dots} I_n \sin(n\omega t) \\ i_{a2} = \sum_{n=1,5,7,\dots} I_n \sin[n(\omega t - \frac{\pi}{6})] \end{cases} \quad (1)$$

式中, i_{a1} 和 i_{a2} 分别为 PWM-CSC1 和 PWM-CSC2 变压器阀侧的 A 相电流; n 为电流中的谐波次数; ω 为电网电压角频率; I_n 为 n 次谐波电流幅值。则变压器原边的电流可以表示为:

$$\begin{cases} i_{ga1} = \frac{1}{\rho} i_{a1} \\ i_{ga2} = \frac{1}{\rho} \left[\sum_{n=6k+1} i_{a2}(\omega t + \frac{\pi}{6}) + \sum_{n=6k+5} i_{a2}(\omega t - \frac{\pi}{6}) \right] \end{cases} \quad (2)$$

式中, i_{ga1} 和 i_{ga2} 分别为 PWM-CSC1 和 PWM-CSC2 变压器网侧的 A 相电流; ρ 为变压器变比; $k=0,1,2,\dots$ 。根据基尔霍夫电流定律, 输入到电网的总电流为:

$$i_{ga} = i_{ga1} + i_{ga2} \quad (3)$$

将式(1)和式(2)代入式(3)并展开得到:

$$i_{ga} = \frac{2}{\rho} [I_1 \sin \omega t + I_{11} \sin(11\omega t) + I_{13} \sin(13\omega t) + I_{23} \sin(23\omega t) + \dots] \quad (4)$$

从式(4)可知, 可以采用 SHE-PWM 控制换流器输出的基波分量并消除 11 次和 13 次谐波分量。开关器件的开关频率为 $50(2 \times 3 + 1) = 350\text{Hz}$, 交流侧电网的最低次谐波为 23 次。由于换流器输出侧的 LC 二阶低通滤波, 电网电流的谐波含量进一步下降。

3 混合直流输电系统数学模型

3.1 LCC 数学模型

根据 12 脉动整流器的工作原理可以得到换流器输出直流电压为:

$$U_{dc} = 2(1.35U \cos \alpha - \frac{3}{\pi} X_r I_{dc}) \quad (5)$$

式中, U_{dc} 和 I_{dc} 分别为直流输出电压和电流; U 为换流变压器阀侧空载线电压有效值; X_r 为变压器阀侧等效漏抗; α 为换流阀触发角。

3.2 PWM-CSC 数学模型

由于 PWM-CSC1 和 PWM-CSC2 结构完全相同, 所以本文以 PWM-CSC1 为例分析。根据基尔霍夫电压电流定律, 在两相旋转坐标系下可以得到:

$$\begin{cases} u_{Cd1} = sLi_{d1} - \omega Li_{q1} + u_{gd1} \\ u_{Cq1} = sLi_{q1} + \omega Li_{d1} + u_{gq1} \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} i_{cd1} - i_{d1} = Cs u_{Cd1} - \omega C u_{Cq1} \\ i_{cq1} - i_{q1} = Cs u_{Cq1} + \omega C u_{Cd1} \end{cases} \quad (7)$$

式中, u_{gd1} 、 u_{gq1} 、 i_{d1} 和 i_{q1} 分别为 PWM-CSC1 变压器阀侧电压和电流的 dq 分量; u_{Cd1} 和 u_{Cq1} 分别为 PWM-CSC1 滤波电容电压的 dq 分量; i_{cd1} 和 i_{cq1} 分别为 PWM-CSC1 输出电流的 dq 分量。其中换流器输出电流可以表示为:

$$\begin{cases} i_{cd1} = m_{d1} i_{dc} \\ i_{cq1} = m_{q1} i_{dc} \end{cases} \quad (8)$$

式中, m_{d1} 和 m_{q1} 分别为 PWM-CSC1 调制度的 dq 分量。

PWM-CSC1 向电网输送的有功功率和无功功率可以表示为:

$$\begin{cases} P = \frac{3}{2} u_{gd1} i_{d1} = u_{dc1} i_{dc} \\ Q = -\frac{3}{2} u_{gd1} i_{q1} \end{cases} \quad (9)$$

采用电网电压锁相并考虑换流器的稳态低频模型, 式(6)和式(7)可以简化为:

$$\begin{cases} u_{Cd1} = -\omega Li_{q1} + u_{gd1} \\ u_{Cq1} = \omega Li_{d1} \end{cases} \quad (10)$$

$$\begin{cases} i_{cd1} - i_{d1} = -\omega C u_{Cq1} \\ i_{cq1} - i_{q1} = \omega C u_{Cd1} \end{cases} \quad (11)$$

将式(10)和式(11)代入式(9)可以得到:

$$\begin{cases} P = \frac{3}{2} u_{gd1} \frac{i_{cd1}}{1 - \omega^2 LC} = u_{dc1} i_{dc} \\ Q = -\frac{3}{2} u_{gd1} \frac{i_{cq1} - \omega C u_{gd1}}{1 - \omega^2 LC} \end{cases} \quad (12)$$

联立式(8)和式(12)可以得到:

$$\begin{cases} m_{d1} = \frac{2(1 - \omega^2 LC)P}{3u_{gd1} i_{dc}} = \frac{2(1 - \omega^2 LC)u_{dc1}}{3u_{gd1}} \\ m_{q1} = \frac{\omega C u_{gd1}}{i_{dc}} - \frac{2(1 - \omega^2 LC)Q}{3u_{gd1} i_{dc}} \end{cases} \quad (13)$$

根据文献[20], 换流器的最大调制度为 1.08, 即

$$\sqrt{m_{d1}^2 + m_{q1}^2} \leq 1.08 \quad (14)$$

将式(13)代入式(14)可以得到有功功率和无功功率的约束条件为:

$$\begin{cases} P \geq \frac{1.5\omega C u_{dc1}^2 u_{gd1}^2 - (1 - \omega^2 LC)u_{dc1}Q}{\sqrt{2.61u_{gd1}^2 - (1 - \omega^2 LC)^2 u_{dc1}^2}} \\ Q \leq \frac{3\omega C u_{gd1}^2}{2(1 - \omega^2 LC)} + P \sqrt{\frac{2.61u_{gd1}^2}{(1 - \omega^2 LC)^2 u_{dc1}^2} - 1} \end{cases} \quad (15)$$

根据式(15)可以得出换流器输出有功功率和无功功率的运行可行域, 如图 3 所示。从图 3 可以看出, 在维持直流电压处于额定值时, 随着有功功率的减小, 无功功率的运行范围也将变小。当有功功率减小到一定值 P_{lim} 时, 将无法实现单位功率因数运行, P_{lim} 由式(16)决定:

$$P_{lim} = \frac{3\omega C u_{gd1}^2 / 2(1 - \omega^2 LC)}{\sqrt{2.61u_{gd1}^2 / (1 - \omega^2 LC)^2 u_{dc1}^2 - 1}} \quad (16)$$

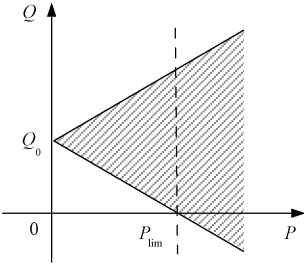


图 3 有功功率和无功功率可行域

Fig. 3 Feasible range of active power and reactive power

当有功功率降低为零时,则换流器向电网输送的无功功率为 LC 二阶低通滤波器向电网输送的无功功率,其大小为:

$$Q_0 = \frac{3\omega C u_{gd1}^2}{2(1 - \omega^2 LC)}$$

(17)

4 混合直流输电系统功率控制策略

4.1 LCC 控制策略

整流侧 LCC 采用定直流电流控制。根据 LCC 的数学模型,LCC 的控制策略如图 4 所示。

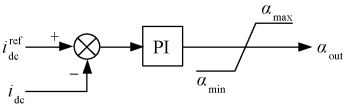


图 4 LCC 控制框图

Fig. 4 Control diagram of LCC

从图 4 可以看出,直流电流的误差值直接经过 PI 调节器输出限幅后得到桥臂晶闸管的触发角。其中电流的参考值 i_{dc}^{ref} 由传输的功率 P_{ref} 和逆变侧的直流电压参考值 u_{dc}^{ref} 决定,即

$$i_{dc}^{ref} = \frac{P_{ref}}{u_{dc}^{ref}}$$

(18)

4.2 PWM-CSC 侧控制策略

逆变侧 PWM-CSC1 采用定直流电压控制和定无功功率控制。根据 PWM-CSC1 的数学模型,当有功功率减小到 P_{lim} 时将不能实现单位功率因数控制。根据式(15)可以得出,在直流电压处于额定值时,为了实现换流器最大功率因数运行,给定无功功率的参考值由式(19)决定:

$$\begin{cases} Q_{ref} = 0 & P_{ref} > P_{lim} \\ Q_{ref} = \frac{3\omega C u_{gd1}^2}{2(1 - \omega^2 LC)} - P_{ref} \sqrt{\frac{2.61 u_{gd1}^2}{(1 - \omega^2 LC)^2 u_{dc1_rated}^2} - 1} & P_{ref} \leq P_{lim} \end{cases}$$

(19)

式中, u_{dc1_rated} 为 PWM-CSC1 直流侧电压参考值。由于 PWM-CSC1 和 PWM-CSC2 结构相同,所以 u_{dc1_rated} 给定为 $0.5u_{dc}^{ref}$ 。

根据传输功率的给定值计算得到无功功率的参考值,PWM-CSC1 的控制策略如图 5 所示。

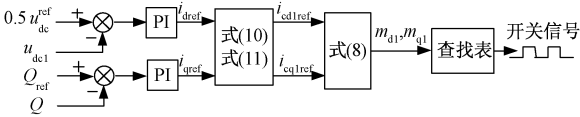


图 5 PWM-CSC1 控制框图

Fig. 5 Control diagram of PWM-CSC1

从图 5 可以看出,直流电压误差和无功功率误差经过 PI 调节器输出后得到网侧电流的参考值,然后根据式(10)和式(11)得到 PWM-CSC1 输出电流的参考值,再结合直流电流的给定值和式(8)得到 PWM-CSC1 调制度的 dq 分量;由调制度的 dq 分量可以得到调制电流的幅值和相角,经过 SHE-PWM 查找表后生成 PWM-CSC1 的开关信号。由于 PWM-CSC2 结构与 PWM-CSC1 相同,直接将 PWM-CSC1 控制系统生成的调制信号滞后 $\pi/6$ 后经查找表生成 PWM-CSC2 的开关信号。

5 仿真验证与分析

为了验证本文提出的混合直流输电系统控制策略的有效性和故障穿越能力,在 PSCAD/EMTDC 中搭建了基于 PWM-CSC 的单极混合直流输电系统模型(见图 1)。其中仿真参数如表 1 所示。

表 1 混合直流输电系统电路主要参数

Tab. 1 Main circuit parameters of hybrid

HVDC transmission system

参数	数值
额定功率/MW	1250
额定直流电压/kV	400
直流线路等效电阻/ Ω	5
直流线路等效电容/ μ F	25
控制频率/kHz	10
LCC 侧电网电压/kV	500
LCC 侧变压器变比	500kV/180kV
LCC 侧直流侧电感/H	0.6
PWM-CSC 侧电网电压/kV	500
PWM-CSC 侧变压器变比	500kV/150kV
PWM-CSC 侧 LC 滤波电容/ μ F	40
PWM-CSC 侧 LC 滤波电感/mH	50
PWM-CSC 侧直流侧电感/H	2
PWM-CSC 侧桥臂器件开关频率/Hz	350

5.1 稳态运行过程仿真

额定工况下的仿真结果如图 6 所示。由图 6 (a)可知,LCC 侧通过投切无功补偿支路实现了单位功率因数运行。图 6(b)为逆变侧电网电压电流波形,可以看出电网电压和电流同相位(规定注入电网的电流方向为正),电网电流波形谐波含量小,波形质量较好。由图 6(c)可知,稳态运行时,整流侧和逆变侧直流电流保持一致且谐波含量较小。图 6(d)为直流电压波形,电压稳定在额定值 400kV。仿真结果表明,本文提出的功率控制策略能够很好地实现系统在额定工况下的单位功率因数运行。

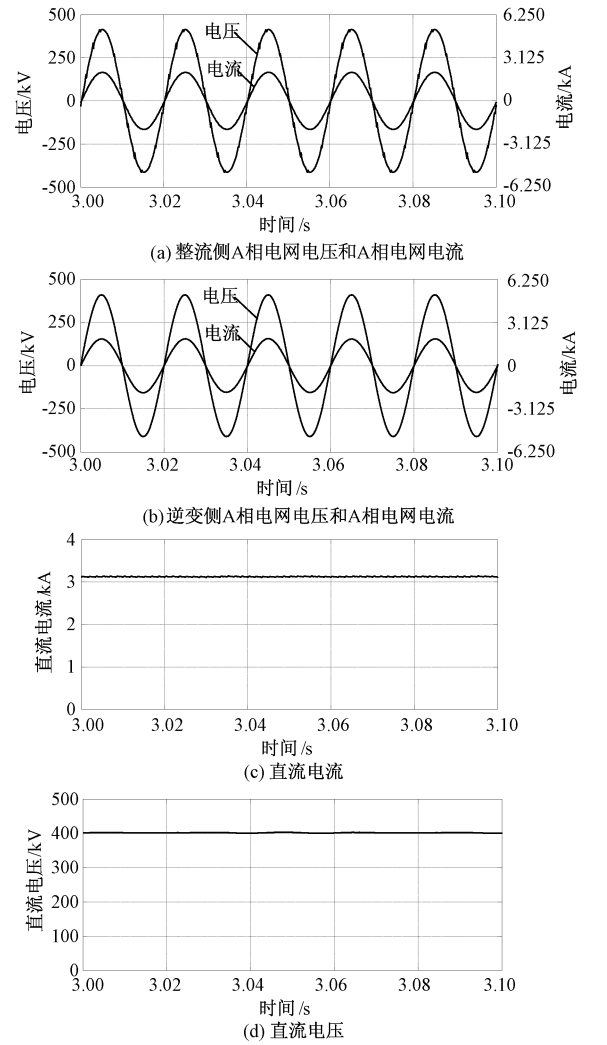


图 6 稳态运行仿真波形

Fig. 6 Simulation results of steady state

5.2 功率变化过程仿真

仿真中系统在 5s 前一直处于额定运行工况,在 5s 时设置传输功率经过 0.4s 线性减小到 0.5pu,即 625MW。图 7(a)为逆变侧三相电网电流,可以看出

在功率变化过程中电流平滑减小到稳态值且波形质量较好。图 7(b)为系统达到稳态后逆变侧电网电压和电流波形,可以看出系统向电网传输一定的无功功率,功率因数降为 0.9。根据式 (19) 计算可以得出理论上最大的功率因数为 0.92,仿真结果与理论计算值保持一致。图 7(c)为直流电流波形,电流随着功率减小缓慢减小至 1.56kA。图 7(d)为直流电压波形,直流电压在功率变化过程中变化较小,功率变化结束后直流电压维持在额定值 400kV。仿真结果验证了本文提出的最大功率因数控制策略的有效性。

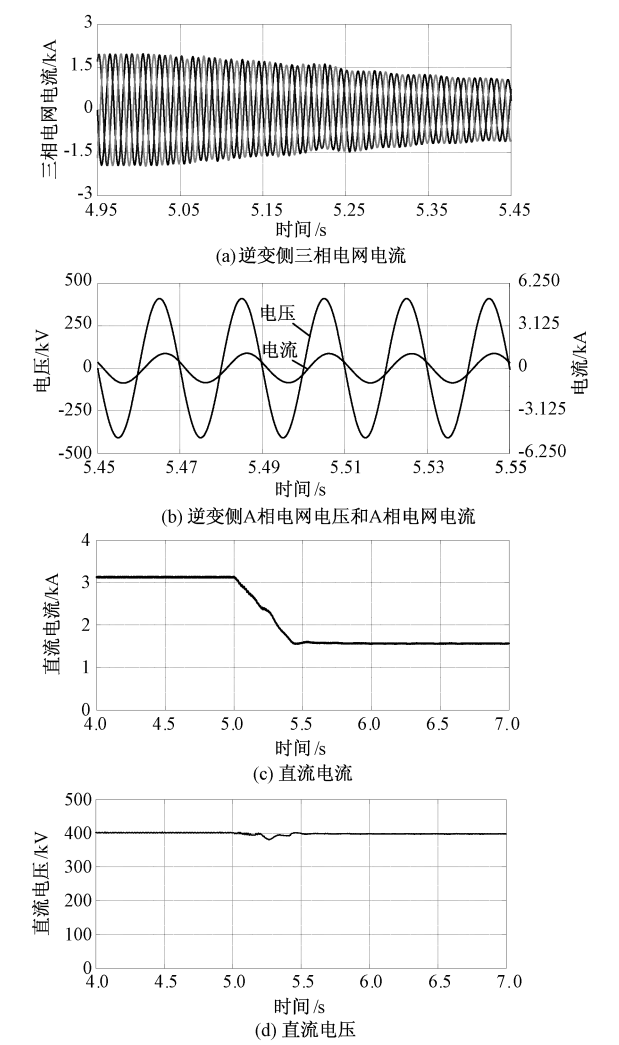


图 7 功率变化时仿真波形

Fig. 7 Simulation results of power change state

5.3 直流短路运行过程仿真

仿真中混合直流输电系统处于额定工况运行 5s 时直流线路中点经过 0.1Ω 电阻接地,持续 0.1s 后故障消失。整流侧检测到故障后(仿真中设置采

样及控制延时 $100\mu\text{s}$), 迅速将触发角置于 100° , 使 LCC 处于逆变状态, 将存储在平波电抗器中的能量回馈给交流系统。逆变侧检测到故障后(仿真中设置采样及控制延时 $100\mu\text{s}$), 换流器将直流电压整定值置为 0。故障消失后换流器重启动。混合直流输电系统的故障响应特性及重启动过程如图 8 所示。

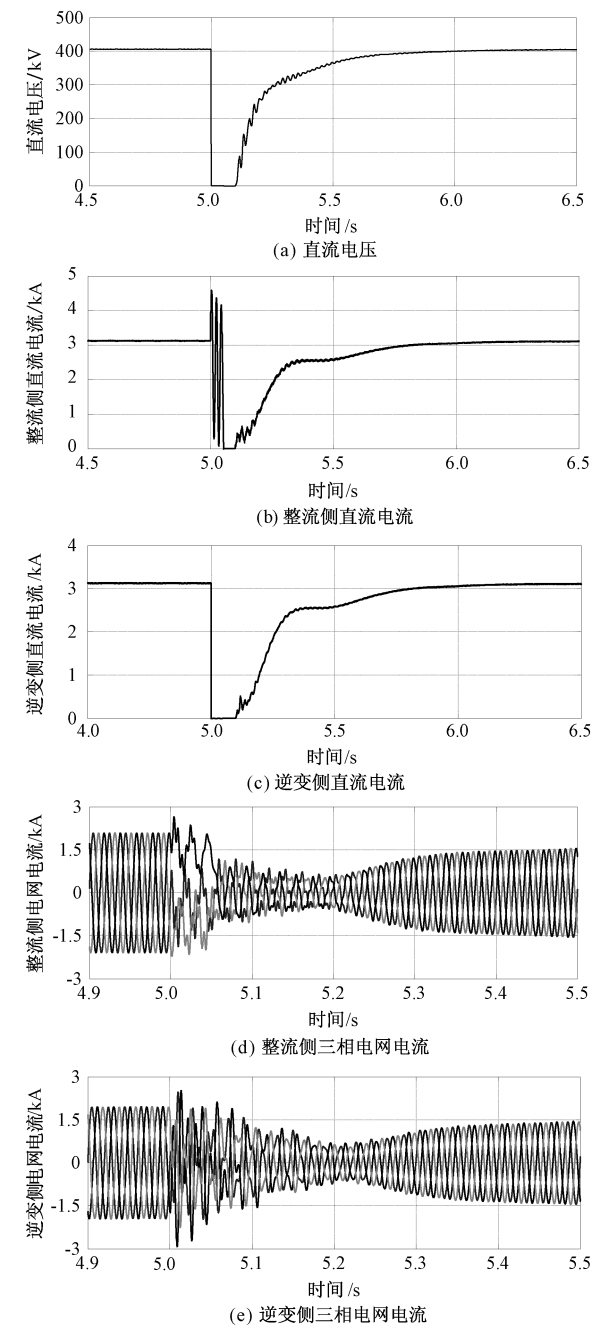


图 8 直流短路故障仿真波形

Fig. 8 Simulation results of DC short fault

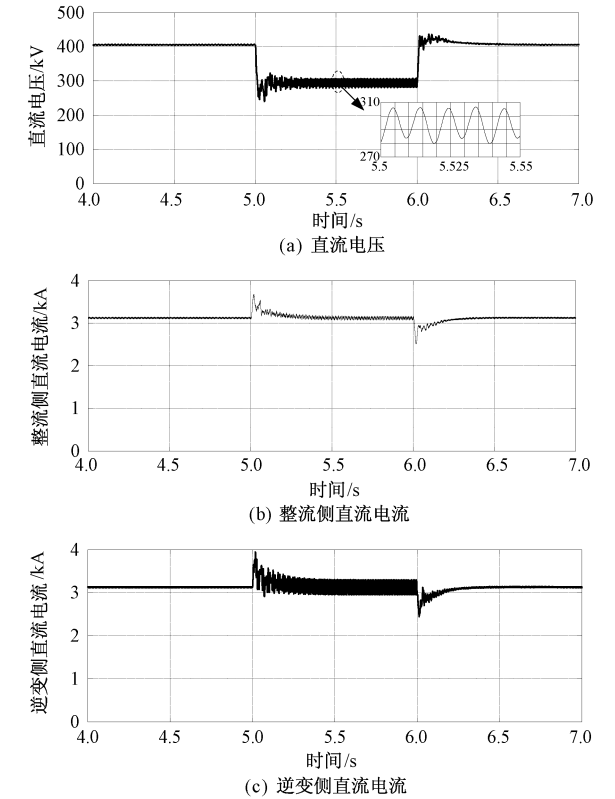
由图 8(a)可知,故障期间直流电压降低为 0。由图 8(b)可知整流侧直流电流呈减幅振荡波形并

迅速衰减到 0。图 8(c)表明逆变侧直流电流故障发生时迅速降为 0,没有任何冲击。由图 8(d)和图 8(e)可知,直流故障瞬间两侧的电网电流存在冲击,整流侧电网电流最大值为 2.8kA ,逆变侧电网电流最大值为 3kA ,冲击电流较小。故障消失后系统重新启动并快速恢复到额定运行工况。

5.4 逆变侧交流短路运行过程仿真

仿真中混合直流输电系统处于额定工况运行 7s 时逆变侧电网发生单相对地故障,持续 1s 后故障消失,故障期间逆变侧电网故障相的相电压降为 0。

混合直流输电系统的故障响应特性及重启动过程如图 9 所示。由图 9(a)可知故障期间直流电压降低为 287kV 。由图 9(b)和图 9(c)直流电流波形可知,故障期间直流电流中的直流分量稳定在额定值 3.125kA ,系统传输的有功功率降低为 897MW 。由于电网电压发生不对称故障,直流电压和电流中存在二倍频分量。整流侧直流电流的二倍频分量幅值为 27A ,相对于直流分量较小,整流侧的交流电流维持三相对称,如图 9(d)所示。逆变侧直流电流的二倍频分量幅值为 180A ,输出电网电流中存在负序分量,如图 9(e)所示。系统在故障恢复后的 100ms 内恢复额定工况运行。



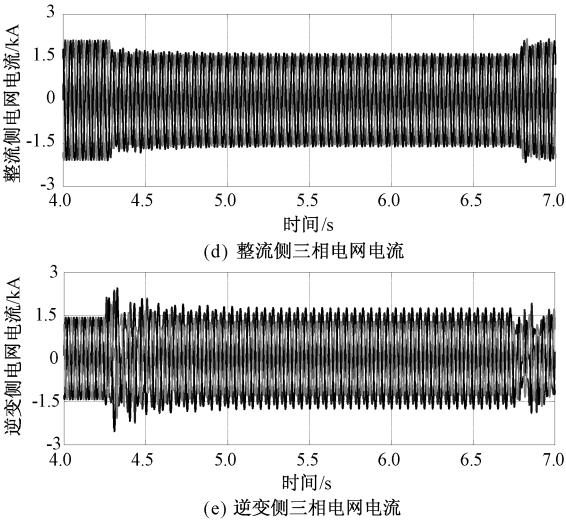


图9 逆变侧电网故障仿真波形

Fig.9 Simulation results of single phase to ground at fault inverter side

6 结论

为解决基于传统 LCC 的高压直流输电系统逆变侧存在换相失败风险及基于 MMC 的高压直流输电系统造价高等问题,本文提出了整流侧采用 LCC、逆变侧采用双移相 PWM-CSC 的混合直流输电系统。本文给出了 PWM-CSC 的低开关频率调制策略并分析了交流输出侧谐波特性;推导了混合直流输电系统数学模型,并给出了最大功率因数控制策略;在 PSCAD/EMTDC 中搭建了混合直流输电系统模型并对正常工况和故障工况进行了仿真研究。正常工况下的仿真结果验证了本文提出的调制策略和控制策略的有效性,直流短路故障仿真结果表明了系统具备直流短路故障穿越能力且故障前后电流冲击较小,交流短路故障仿真结果表明逆变侧电网严重故障时仍然能够实现有功功率的续传。本文提出的混合直流输电系统在远距离、大功率直流输电领域具有广阔的应用前景。

参考文献 (References):

[1] 徐政 (Xu Zheng). 交直流电力系统动态行为分析 (Dynamic analysis of AC and DC power systems) [M]. 北京: 机械工业出版社 (Beijing: China Machine Press), 2004.

[2] Blasco-Gimenez R, Aparicio N, Ano-Villalba S, et al. LCC-HVDC connection of offshore wind farms with reduced filter banks [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60 (6): 2372-2380.

[3] Li W, Mi S N T. Stability enhancement of large-scale integration of wind, solar, and marine-current power generation fed to an SG-based power system through an LCC-HVDC link [J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2014, 5 (1): 160-170.

[4] Xue Y, Zhang X P, Yang C. Elimination of commutation failures of LCC HVDC system with controllable capacitors [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 31 (4): 3289-3299.

[5] Guo C, Li C, Zhao C, et al. An evolutionary line-commutated converter integrated with thyristor-based full-bridge module to mitigate the commutation failure [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32 (2): 967-976.

[6] Nami A, Liang J, Dijkhuizen F, et al. Modular multilevel converters for HVDC applications: Review on converter cells and functionalities [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30 (1): 18-36.

[7] 杨立敏, 李耀华, 王平, 等 (Yang Limin, Li Yaohua, Wang Ping, et al.). 适用于 $\pm 500\text{kV}/3000\text{MW}$ 柔性直流输电换流器的电路拓扑损耗特性研究 (Research on the loss characteristics of the topologies for $\pm 500\text{kV}/3000\text{MW}$ VSC-HVDC converters) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2017, 36 (6): 1-8.

[8] 周廷冬, 徐永海 (Zhou Tingdong, Xu Yonghai). 基于 MMC 的配电网电力电子变压器故障特性分析 (Fault characteristic analysis of power electronic transformer based on MMC in distribution network) [J]. 电工电能新技术 (Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy), 2017, 36 (5): 34-41.

[9] Lin W, Jovcic D, Nguefeu S, et al. Full bridge MMC converter optimal design to HVDC operational requirements [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31 (3): 1342-1350.

[10] Oliveira R, Yazdani A. A modular multilevel converter with DC fault handling capability and enhanced efficiency for HVDC system applications [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 32 (1): 11-22.

[11] Hu J, Xu K, Lin L, et al. Analysis and enhanced control of hybrid-MMC-based HVDC systems during asymmetrical DC voltage faults [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32 (3): 1394-1403.

[12] 唐庚, 徐政, 薛英林 (Tang Geng, Xu Zheng, Xue Yinglin). LCC-MMC 混合高压直流输电系统 (A LCC-MMC hybrid HVDC transmission system) [J]. 电工技术学报 (Transactions of China Electrotechnical Society), 2013, 28 (10): 301-310.

- [13] 许烽, 徐政 (Xu Feng, Xu Zheng). 基于 LCC 和 FHMMC 的混合型直流输电系统 (Hybrid HVDC system based on LCC and FHMMC) [J]. 高电压技术 (High Voltage Engineering), 2014, 40 (8): 2520-2530.
- [14] 李少华, 王秀丽, 李泰, 等 (Li Shaohua, Wang Xiuli, Li Tai, et al.). 混合式 MMC 及其直流故障穿越策略优化 (Optimal design for hybrid MMC and its DC fault ride-through strategy) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2016, 36 (7): 1849-1858.
- [15] Zeng R, Xu L, Yao L, et al. Precharging and DC fault ride-through of hybrid MMC-based HVDC systems [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30 (3): 1298-1306.
- [16] 郭春义, 赵成勇, 彭茂兰, 等 (Guo Chunyi, Zhao Chengyong, Peng Maolan, et al.). 一种具有直流故障穿越能力的混合直流输电系统 (A hybrid HVDC system with DC fault ride-through capability) [J]. 中国电机工程学报 (Proceedings of the CSEE), 2015, 35 (17): 4345-4352.
- [17] Torres-Olguin R E, Garces A, Molinas M, et al. Integration of offshore wind farm using a hybrid HVDC transmission composed by the PWM current-source converter and line-commutated converter [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, 28 (1): 125-134.
- [18] Giraldo E, Garces A. An adaptive control strategy for a wind energy conversion system based on PWM-CSC and PMSG [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29 (3): 1446-1453.
- [19] 薛英林, 徐政, 潘武略, 等 (Xue Yinglin, Xu Zheng, Pan Wulue, et al.). 电流源型混合直流输电系统建模与仿真 (Model and simulation of current source converter based HVDC system) [J]. 电力系统自动化 (Automation of Electric Power Systems), 2012, 36 (9): 98-103.
- [20] Xiao Y, Wu B, Dewinter F, et al. A dual GTO current source converter topology with sinusoidal inputs for high power applications [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1998, 34 (4): 878-884.

Research on control method of PWM-CSC based hybrid HVDC transmission system

XIA Bing^{1,2}, LI Yao-hua^{1,2}, LI Zi-xin^{1,2}, MA Xun^{1,2}, WANG Ping¹

(1. Key Laboratory of Power Electronics and Electric Drive, Institute of Electrical Engineering, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

Abstract: In view of the high cost and high loss of modular multilevel converter (MMC) based HVDC transmission system, a hybrid HVDC transmission system adopting line commutated converter (LCC) on the rectifier side and pulse width modulation current source converter (PWM-CSC) on the inverter side is investigated. The mathematical model and current harmonic characteristics of the PWM-CSC are analysed in detail. A maximum power-factor control method is proposed. The simulation results on the hybrid HVDC transmission system built on PSCAD/EMTDC verify that the proposed control method realizes the maximum power-factor operation under normal situation and that the hybrid HVDC transmission system can ride through both the AC grid fault and DC short fault smoothly.

Key words: hybrid HVDC transmission system; mathematical model; current source converter; maximum power-factor control; AC grid fault ride through; DC short fault ride through