一种具有限流能力的新型混合式高压直流断路器拓扑

王金健1,2,王志新1,2

(1. 上海交通大学 电子信息与电气工程学院,上海 200240;2. 上海交通大学 电力传输与功率变换控制教育部重点实验室,上海 200240)

摘要:受到高压直流断路器开断容量以及关断时间的限制,直流电网面临故障抑制与清除的难题。提出了一种具有限流能力的混合式高压直流断路器拓扑,通过在电流转移回路中引入限流装置,达到有效抑制故障电流目的。分析了该断路器的拓扑结构、工作原理,并给出了断路器关键参数的计算方法,最后,针对三端柔性 直流输电系统应用,在PSCAD/EMTDC平台进行仿真验证。仿真结果表明相较于其他方案,该断路器在系 统正常运行情况下的通态损耗小、动态特性好,出现故障时能够快速切除故障电流,满足多端柔性直流输电 系统对故障电流的抑制要求。

关键词:混合式直流断路器;直流故障电流抑制;直流电网;短路电流;柔性直流输电
 中图分类号:TM 721.1;TM 561
 文献标志码:A
 DOI:10.10

DOI:10.16081/j.epae.201909009

0 引言

随着电力电子器件产业的快速发展,基于绝缘 栅双极晶体管 IGBT(Insulated Gate Bipolar Transistor)的柔性直流输电 VSC-HVDC(Voltage Sourced Converter-High Voltage Direct Current)技术克服了 传统高压直流输电 LCC-HVDC(Line Commutated Converter-High Voltage Direct Current)技术易于换 相失败的缺陷。VSC-HVDC由于具有控制灵活、可 向无源网络供电等优点,被广泛应用于新能源远距 离传输,是构建能源互联网以及智能电网的关键 技术^[14]。

VSC-HVDC面临直流电网故障清除的难题。以 基于两电平或三电平的VSC-HVDC为例,在直流侧 架空线发生短路故障时,并联在直流侧的电容向故 障点迅速放电,故障电流在几毫秒内可以达到额定 电流的几十倍,同时交流侧馈入故障电流,即使闭锁 换流器,交流系统的故障电流依然能够与IGBT反向 并联的二极管、直流侧故障点构成回路,极大的故障 电流容易使二极管过流而损坏^[56]。

直流侧短路故障抑制方法按处理区域可以分为 3种:抑制交流侧馈入电流^[6-9],控制换流器实现直流 侧短路故障的自清除^[10-12],采用限流器和直流断路 器切除故障^[5,13-18]。前2种方法能够有效抑制交流侧 馈入的故障电流,但不能阻止直流侧并联电容向故 障点放电,第3种方法虽然能够抑制并联电容带来

收稿日期:2019-01-07;修回日期:2019-07-12

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2018YFB0904600); 上海市科委技术标准专项(18DZ2205700);上海市闵行区产 学研合作计划项目(2017MH271)

Project supported by the National Key R&D Program of China (2018YFB0904600), Shanghai Science & Technology Commission Program(18DZ2205700) and the Science & Technology Program of Minhang District of Shanghai(2017MH271) 的冲击电流,但是由于受开断容量及关断时间的限 制,使得高压直流断路器在实际工程中鲜有应用。 为此,文献[5]提出了一种多端VSC-HVDC 直流线路 故障处理方案,该方案在电抗器上并联电阻,吸收电 感释放的能量,加快能量的耗散速度,能够有效抑制 直流线路故障电流以及 IGBT 并联二极管电流,但在 电流抑制方面并没有显著的改善;文献[14]提出了 一种适用于抑制直流侧故障电流的混合式故障限流 器拓扑,限流器支路为由晶闸管、换相电容和限流电 感组成的H桥电路,但并没有给出H桥桥臂电感以 及换相电容的参数设计方法;文献[15]提出了一种 限流混合式直流断路器,在故障情况下,通过限流阀 段关断将电感从并联状态变成串联状态,能够较好 地抑制故障电流,但拓扑结构较为复杂,同时3个电 感参数值必须相同,设计不够灵活;文献[18]提出了 一种整流型混合式高压直流断路器拓扑,采用桥式 换向阀组和单向开断阀组构成分段支路,可以节省 一半数量的IGBT,但在故障电流抑制效果方面并没 有显著地提升。

本文提出一种具有限流能力的新型混合式高压 直流断路器拓扑。介绍了断路器拓扑结构及工作原 理,在没有断路器的情况下分析线路故障电流,通过 将电容等效为直流电压源来计算断路器参数,最后 利用 PSCAD / EMTDC 平台对该断路器与其他断路 器进行仿真对比,验证所提出断路器拓扑的有效性 和可行性。

1 断路器拓扑及工作原理

1.1 断路器拓扑

本文所提出的具有限流能力的新型混合式高压 直流断路器拓扑如图1所示,主要分为主回路、限流 装置回路、电流转移回路和能量吸收回路4个部分。 图中, V_{Tn} (*n*=1,2,…,*m*)为全控型电力电子器件开 关;金属氧化物避雷器 MOA (Metal-Oxide Arrester) 既可以限制 IGBT 过电压峰值,又能够吸收能量;*L*₁ 为限流电感,限制故障检测阶段故障电流的上升速 度; RCD 为剩余电流直流开关,当 MOA 吸收能量完 毕,电流降为0 后断开,故障切除完成; UFD 为快速 隔离开关,当故障电流转移到电流转移回路后断开; 限流装置由电感*L*₂和电阻*R*并联组成,电阻起到分 流的作用,防止电感电流突变,同时也能吸收电感释 放的能量。断路器电流转移回路部分采用了整流桥 拓扑,相对于 ABB 断路器,只需一半数量的 IGBT模 块就可以实现电路双向开断功能^[18],其中 IGBT模块 的数量与断路器承受的电压和电流有关。



Fig.1 Topology structure of circuit breaker

1.2 工作原理

144

根据故障电流流通路径,断路器分为3个工作 阶段,即故障检测阶段 t_0-t_1 、电流转移阶段 t_1-t_2 、能 量吸收阶段 t_2-t_3 。假设在 t_0 时刻发生故障, $V_{T3}-V_{Tm}$ 处于关断状态, V_{T1} 、 V_{T2} 处于闭合状态,电流从主回路 流向故障点,在 t_1 时刻,关断 V_{T1} 、 V_{T2} ,给 $V_{T3}-V_{Tm}$ 触发 信号;在 t_1 时刻后,电流从电流转移回路流向故障 点,UFD断开,与故障电流检测阶段相比,电流流通 回路上多了1台限流装置,由于存在电感 L_2 ,主支路 电流转移到转移回路时会产生一定的延迟,故障电 流的上升速度变慢,有助于为故障电流检测赢得更 多时间,以减小误判的几率;在 t_2 时刻, $V_{T3}-V_{Tm}$ 关 断,在 t_2 时刻后,电流流过能量吸收回路,MOA吸收 电感释放的能量,在 t_3 时刻电流降为0,RCD断开,防 止避雷器热过载。

2 断路器限流机理分析

2.1 线路故障电流分析

当发生最严重的双极短路故障时,MMC 拓扑的 放电电容可以等效为各个子模块电容串联,与两电 平/三电平 VSC-HVDC 拓扑类似。本文基于两电平 拓扑的 VSC-HVDC 对直流线路的故障电流进行分 析,故障电流按响应特征可以分为3个阶段:直流侧 并联电容放电阶段、与 IGBT 并联的二极管续流阶段 以及交流侧馈流阶段^[5,19]。图2 为直流电缆在线路 中点处发生双极短路故障时换流站一侧的等值电路 图,由于电缆的分布式电容大小比直流侧串联电容 小很多,为便于分析,此处忽略电缆的电容^[5]。图3 为双极故障情况下直流侧等值电路图。图中, R_{Line} 为线路电阻; L_{Line} 为线路电感; I_{de} 为直流侧线路电流; C为电容; L_{ae} 为交流侧线路电感; I_{ge} 为源侧电流; I_{VSI} 为等效直流电源。



图2 双极故障下VSC等值电路

Fig.2 Equivalent circuit of VSC under bipolar fault





根据文献[5,19],故障电流在电容放电阶段达到 峰值,而断路器一般都在故障电流达到峰值前动作, 因此,本文只考虑电容放电阶段的故障电流。电容 放电阶段,故障回路由放电电容、线路电感、线路电 阻组成。t₀时刻发生双极短路故障,由KVL定律,故 障电流的复频域和时域解分别如式(1)、式(2)所示。

$$I_{\rm dc} = \frac{U_{\rm dc}/s + L_{\rm Line}I_{\rm dN}}{L_{\rm Line}s + R_{\rm Line} + 1/(sC)}$$
(1)

$$I_{\rm dc}(t) = I_{\rm dN} e^{-\frac{R_{\rm Line}}{2L_{\rm Line}}(t-t_0)} \cosh\left\{\frac{\sqrt{CR_{\rm Line}^2/4 - L_{\rm Line}}(t-t_0)}{L_{\rm Line}\sqrt{C}} - \sqrt{C} L_{\rm Line} \sinh\left[\frac{\sqrt{CR_{\rm Line}^2/4 - L_{\rm Line}}(t-t_0)}{L_{\rm Line}\sqrt{C}} \times \left(\frac{R_{\rm Line}}{2L_{\rm Line}} - \frac{U_{\rm dc}}{I_{\rm dN}L_{\rm Line}}\right)\right]\right\} / \sqrt{CR_{\rm Line}^2/4 - L_{\rm Line}}$$

$$(2)$$

其中, U_{de}、 I_{dN}分别为直流侧的额定直流电压和额定 直流电流, 参数取值参考 2.2 节仿真参数。 图4为线路故障电流的计算值与仿真值。由图 4可知,电容放电阶段的故障电流计算值与仿真值 基本一致,线路发生短路故障后,故障电流在3 ms 内可以达到额定电流的40倍,极大的故障电流很容 易损坏换流设备和绝缘设备。因此,在设计断路器 时必须考虑故障电流的上升率和峰值。



2.2 断路器参数设计

断路器参数取值由直流侧故障电流所决定。研究换流站直流侧线路电流时,在换流站正常运行情况下,可以将交流侧当成直流电源,在故障情况下, 只需分析电容放电阶段的故障电流,不考虑交流侧。 因此,假设电路在 0.2 s 时发生短路故障,可以将一 个换流站简化为图 5 所示的拓扑。图中, R_{Load} 为线路 负载; V_{T0} 为全控型电力电子器件开关。拓扑参数如 下: U_{dc} =200 kV, R_{Load} =400 Ω , C=300 μ F, R_{Line} =3.5 Ω , L_{Line} =15.6 mH。



图5 断路器测试电路拓扑

Fig.5 Topology of circuit breaker test circuit

断路器在3个不同工作阶段下故障电流的流通路径见附录中图A1所示,具体阶段如下:

(1)在故障检测阶段,故障电流为单调递增趋势,此时断路器可以等值为一个电感,电感的取值取决于断路器的关断容量和所能承受的电流变化率;

(2)在电流转移阶段,由于回路增加了限流装置,故障电流呈先减小后增大的状态,限流装置中电感、电阻的取值同样必须确保故障电流不能超过断路器的关断容量;

(3)能量吸收阶段,故障电流为单调递减趋势, 此处不做过多的分析。

参照 ABB 断路器参数^[5],本文设计的断路器参数为:开断电流9 kA、承受最大电流变化率3.5 kA/ms、故障检测时间2 ms、电流转移阶段持续3 ms。根据

KVL定律,可以计算得到故障检测阶段的电流:

$$I_{\rm dc}(t) = I_{\rm dN} e^{\frac{R_{\rm Line}}{2L'}(t-t_0)} \cosh\left\{\frac{\sqrt{CR_{\rm Line}^2/4 - L'(t-t_0)}}{L'\sqrt{C}} - \sqrt{C}L'\sinh\left[\frac{\sqrt{CR_{\rm Line}^2/4 - L'(t-t_0)}}{L'\sqrt{C}} \times \left(\frac{R_{\rm Line}}{2L'} - \frac{U_{\rm dc}}{I_{\rm dN}L'}\right)\right]\right\} / \sqrt{CR_{\rm Line}^2/4 - L'}$$
(3)

其中,L'为限流电感L₁和线路电感L_{Line}之和。可以看 到故障电流的表达式较为复杂,直接计算很难获得 L₁的取值范围。为此,有必要对模型进行适当的简 化。由于加了限流电感后,故障电流上升速度较慢, 在故障检测2ms内,电容电压并没有下降很多,因 此,可以用直流电压源近似代替电容进行计算,简化 后的故障电流如式(4)所示。

$$I'_{\rm dc}(t) = \frac{U_{\rm dc}}{R_{\rm Line}} - \frac{U_{\rm dc} - I_{\rm dN} R_{\rm Line}}{R_{\rm Line}} e^{-\frac{R_{\rm Line}}{L'}(t-t_0)}$$
(4)

由于故障电流的最大值不能超过断路器的关断 容量,同时,故障电流上升率也不能超过断路器所能 承受最大电流变化率,可以得到约束条件为:

$$\begin{cases} I_{dc}^{'}(t_{1}) < 9 \text{ kA} \\ \frac{dI_{dc}^{'}(t)}{dt} < 3.5 \text{ kA/ms} \\ t_{1} = t_{0} + t_{c} \end{cases}$$
(5)

其中,t。为故障检测时间。通过式(4)、式(5)可以得 到限流电感L1的最小取值为38.4 mH。为验证简化 模型这一方法的可行性,对简化模型与原模型t1时 刻的电流峰值进行电流误差分析。表1—4分别是 在不同电压等级、不同电容值、不同额定电流和不同 电感值下的电流峰值误差率表,其中,I₈和I₆分别为 简化模型和原模型的线路电流峰值。

由表1可知,电压等级越高,电流峰值误差率越小;由表2可知,电流峰值误差率随电容变化较大, 但并不影响电感L₁的计算,电容对L₁的取值并没有 影响;由表3可知,电流峰值误差率与额定直流电流 大小不存在线性关系,不同额定直流电流下,电流峰 值误差变化很大;由表4可知,在断路器开断容量范 围内,继续增大电感,电流峰值误差率变小。本文断

表1 不同电压等级下电流峰值误差率

 Table 1
 Error rate of current peak value under different voltage levels

			-	
$U_{\rm dc}/\rm kV$	$L^{'}$ / H	$I_{\rm s}/{\rm A}$	$I_{\rm c}/{\rm A}$	$\left[\left(I_{\rm s}I_{\rm c}\right)/I_{\rm c}\right]/\%$
100	0.025	7 435	6 700	11.00
150	0.039	7 547	7 062	6.87
200	0.054	7 478	7 1 2 7	4.93
300	0.082	7 569	7 3 3 4	3.21
400	0.111	7 552	7 3 7 8	2.36
500	0.139	7 592	7 4 5 2	1.88

表2 不同电容值下电流峰值误差率

 Table 2
 Error rate of current peak value under different capacitance values

		-		
C∕µF	$L^{'}$ / H	$I_{\rm s}/{\rm A}$	$I_{\rm c}/{\rm A}$	$\left[\left(I_{\rm s}I_{\rm c}\right)/I_{\rm c}\right]/\%$
300	0.054	7478	7127	4.93
400	0.054	7478	7213	3.67
450	0.054	7478	7243	3.24
500	0.054	7478	7266	2.91
550	0.054	7478	7285	2.65
600	0.054	7478	7 301	2.48

表3 不同额定直流电流下电流峰值误差率

 Table 3
 Error rate of current peak value under different rated DC currents

$I_{\rm dN}$ / A	$L^{'}$ / H	$I_{\rm s}/{\rm A}$	$I_{\rm c}/{\rm A}$	$\left[\left(I_{\rm s}I_{\rm c}\right)/I_{\rm c}\right]/\%$
500	0.054	7478	7127	4.93
1 0 0 0	0.053	8027	7607	5.52
1 500	0.052	8571	8081	6.06
2000	0.052	8981	8436	6.46
2 500	0.056	8916	8377	6.43
3 0 0 0	0.056	8912	8727	2.12

表4 不同电感值下电流峰值误差率

 Table 4
 Error rate of current peak value under different inductance values

$L^{'}$ / H	$I_{\rm s}/{\rm A}$	$I_{\rm c}/{\rm A}$	$\left[\left(I_{\rm s}I_{\rm c}\right)/I_{\rm c}\right]/\%$
0.054	7 478	7 127	4.93
0.056	7 244	6 914	4.77
0.058	7 025	6 715	4.61
0.060	6 820	6 528	4.47
0.062	6 628	6 352	4.35
0.064	6 4 4 6	6 186	4.20

路器测试电路的直流电压等级是200 kV,最后的误 差率为4.93%,考虑到原模型峰值电流小于简化模 型峰值电流,所以电流峰值、电流上升率不会超过断 路器所能承受的开断容量、电流变化率。由此可见, 采用简化模型是可行的。

式(6)、式(7)分别为电流转移阶段的线路电流 和电流变化率。

$$I_{de}^{"}(t) = (I(t_{1}^{-})RL_{2}^{2} + I(t_{1}^{-})RL_{1}L_{2} + U_{c}(t_{1}^{-})L_{2}^{2}) \div \left[R(L_{1} + L_{2})^{2}\right] + U_{c}(t_{1}^{-})L_{2}^{2}(t - t_{1})/(L_{1} + L_{2}) + L_{2}\frac{I(t_{1}^{-})L_{1}R - L_{2}U_{c}(t_{1}^{-}) + I(t_{1}^{-})L_{2}R}{R(L_{1} + L_{2})^{2}}e^{-\frac{R(L_{1} + L_{2})}{L_{1}L_{2}}(t - t_{1})}$$

$$(6)$$

$$\frac{\mathrm{d}I_{\mathrm{dc}}^{'}(t)}{\mathrm{d}t} = \frac{U_{L}(t_{1}^{-})L_{2}^{2}}{L_{1} + L_{2}} - \frac{I(t_{1}^{-})L_{1}R - L_{2}U_{L}(t_{1}^{-}) + I(t_{1}^{-})L_{2}R}{L_{1}(L_{1} + L_{2})} \mathrm{e}^{-\frac{R(L_{1} + L_{2})}{L_{1}L_{2}}(t - t_{1})} (7)$$

其中, I_{de} 为电流转移阶段的线路电流; t_1 为电流转移 到电流转移回路的时刻; U_c 为 t_1 时刻的电容初始 电压。

由式(7)可以看出,电流存在极小值点,假设电流达到极小值的时刻为 t_{min} ,在参数设计时应该确保 t_{min} 在 t_1 和 t_2 之间。如果 $t_{min} < t_1$,要确保电流不超过断路器开断容量,电感值必定会取得很大,设备体积会增大很多,则此方法不可取。由于 L_2 的取值和 L_1 不会相差太大,因此在 t_2 时刻, $e^{-\frac{R(L_1+L_2)}{L_1L_2}(t-t_1)}$ 近似为0,此时式(7)的值必定大于0,因此,不可能出现 $t_{min} > t_2$ 的情况。由于线路电阻较小,不影响电流变化速率,且不影响电流达到极小值的时间,为便于分析,此处计算忽略了线路电阻。

电流转移阶段的约束条件要考虑断路器容量和 电流达到极小值时间,约束条件如式(8)所示。

$$\begin{cases} I_{dc}^{*}(t_{2}) \leq 9 \text{ kA} \\ \frac{dI_{dc}^{*}(t)}{dt} \leq 3.5 \text{ kA/ms} \\ t_{min} > t_{1} \end{cases}$$
(8)

根据式(7)、式(8),可以得到 L_2 与 t_{min} 的关系如图6所示。



由图6可知,在相同的 t_{min} 时刻,电阻R和电感 L_2 的取值有很多不同的组合。因此,参数的设计比较灵活,可以根据实际情况来选取参数。在电阻值确定的情况下,减小 L_2 可以使极小值点向 t_1 靠近。值得注意的是,电阻不宜取太大,电阻取值太大,在 $t_1 - t_{min}$ 时段 L_1 可能会出现过电压,会损坏设备;电感不宜取值过小,电感取值太小,虽然在 $t_{min} - t_2$ 时段不会出现电流上升率超出变压器所能承受的电流变化率,但会出现电流超出开断容量的情况。

限流装置的参数设计方法如下:首先确定R、 t_{min} ,然后计算出 L_2 ,观察 t_2 时刻电流峰值 $I(t_2)$,如果 $I(t_2)$ 大于开断容量或远小于 t_1 时刻电流峰值 $I(t_1)$, 根据情况调节R、 t_{min} 的取值;如果 $I(t_2)$ 略大于或略小 于 $I(t_1)$,可以调节 L_2 。本文选取R=50 Ω,设定 $t_{min}=$ 0.203 s,可以计算得到 $L_2=0.1036$ H,观察仿真波形, 可以得到 $I(t_1)=6933$ A,由于 PSCAD 图形曲线步长 为100 µs,脉冲存在 0.0001 s的误差,所以仿真结果 与前文计算值有误差, $I(t_2)=5778$ A。 $I(t_2)<I(t_1)$, 可以减小 L_2 ,经过调试,最后 L_2 值取为0.06 H, $I(t_2)$ =7032 A。图7为断路器测试电路的仿真结果。





图中, S_1 、 S_2 分别为主回路和电流转移回路电力 电子开关的触发脉冲; S_{fault} 为故障的触发脉冲; I_{L2} 和 I_R 分别为限流装置电感和电阻的电流; I_m 、 I_1 和 I_{MOA} 分 别为主回路、电流转移回路和能量吸收回路的电流; I_{Line} 为线路电流。可以发现,限流装置的电感电流是 从0开始增加,因此不会出现过电压,断路器切除故 障耗时5.5 ms。

3 仿真结果与分析

三端 VSC-HVDC 系统如图 8 所示。针对断路器 在三端 VSC-HVDC 系统中的应用进行仿真,设置直 流额定电压为 200 kV;直流额定电流为 0.5 kA;电容 值为 300 μF;换流站 1 的有功功率为 0;换流站 2 的有 功功率为 200 MW;换流站 3 的有功功率为-200 MW; 线路电阻、电感分别为 0.035 Ω / km、0.156 mH / km; 换流站 1、2 间距离为 200 km;换流站 1、3 间距离为 100 km。断路器参数选用 2.2 节设计的参数。

假设0.2 s系统发生双极短路故障,故障点位于 cable₁₂中点处。将本文提出的断路器、ABB断路器、 文献[5]的限流器和文献[15]的断路器分别投入运 行,直流线路的电流如图9所示。使4种方案在故障



图9 直流线路电流

Fig.9 DC line current

检测阶段电流曲线重合以方便对比,此处ABB断路器和文献[5]限流器中电感取值都为L₁,文献[15]断路器的电感取值为3L₁。

仿真结果与2.2节仿真结果略微不同,这是因为 故障电流有换流站3的馈入电流。

下面对上述4种方设计案进行对比分析。

(1)文献[5]由于在限流电感并联了电阻,加快 了电感能量的吸收,能最快完成故障电流的切除,但 在故障电流抑制方面,与ABB断路器相比并没有 改善。

(2)文献[15]由于并联的3个电感取值必须相同,在电流转移阶段,电感由并联变为串联,串联后电感突增很多,导致电流骤降,电感有可能会产生过电压,这是因为电感值太大,电感储存的能量释放较为缓慢。该方法适合限流电感取值较小的情况,对IGBT所能承受的开断容量和电流变化率有更高的要求。

(3)本文设计的断路器在电流转移阶段,由于回路增加了一个由电阻和电感并联组成的限流装置, 电阻电流转移阶段起到分流的作用,在能量吸收阶段还能加快吸收L2释放的能量,因此,切除故障电流的时间较短,同时,因为断路器电感值在电流转移阶段并没有突增很多,电阻取值也不是很大,使得电流不会出现骤降的情况。

图 10 为各断路器避雷器电压和吸收能量对比, 可以看到避雷器的峰值电压基本无区别。其中, ABB 断路器的避雷器吸收了全部的能量,因此吸收 能量最多;文献[5]限流电感由于并联了电阻,能量 被电阻吸收了很大一部分,因此,避雷器吸收能量最 少;文献[15]断路器限流阀段的避雷器吸收了小部 分能量,因此,主断路器的避雷器吸收能量稍微降 低;本文限流装置中L₂(占总电感值的52.6%)释放的能量被R吸收了一部分,因此,避雷器吸收能量也比较少,有利于降低断路器配置的要求。



voltage and absorbed energy

假定 IGBT 的额定参数为4.5 kV / 2 kA,考虑到 工程中一般预留 50%的安全裕量,单个 IGBT 可承受 的电压为 2.25 kV,由于 IGBT 可以承受短时间的过 电流,假设 IGBT 可承受的电流为 3 kA,电力电子断 流保护的保护电压设为 1 000 kV。各断路器所需的 IGBT 数量如表 5 所示。

表5 断路器电流转移回路所需的IGBT数量 Table 5 Number of IGBTs required for circuit breaker

current transfer loon

current transfer toop						
方案	峰值 电流 / kA	串联 IGBT个数	并联 桥臂数	IGBT 总个数		
ABB	13	888	5	4 440		
文献[5]	13	888	5	4 440		
文献[15]	7	888	3	2 664		
本文方案	7	444	3	1 332		

由表5可以看出,采用本文方案设计断路器所 需IGBT数量最少,成本相对较低,可靠性也相应得 以提高。

4 结论

本文提出了一种具有限流能力的新型混合式高 压直流断路器拓扑,对断路器的工作原理进行了分 析,并给出了详细的参数设计方案。在三端 VSC-HVDC电网中与其他多种方案进行了对比分析。得 到了如下结论:

(1)所提断路器在正常运行情况下,电抗较小, 通态损耗较低,动态特性较好,故障下,能有效抑制 故障电流的上升; (2)断路器电流转移回路增加了一台限流装置, 装置中电感抑制电流,电阻既可以起到分流的作用, 又可以吸收电感释放的能量;

(3)给出了断路器的参数设计方法,通过电流峰 值误差率分析,验证了该方法的可行性,并且参数选 取灵活,可以根据实际情况选取电阻和电感;

(4)断路器避雷器吸收的能量较小,对断路器配 置要求较低,完全切除故障所耗时间也较少。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

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. Muti-terminal HV-DOCUMENTAL Control of the Activity of the Activi

DC and DC-grid technology[J]. Proceedings of the CSEE, 2013,33(10):8-17.

- [2]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.
- [3] 江斌开,王志新,包龙新,等. 连接无源网络的VSC-HVDC优化 虚拟同步机控制及参数分析[J]. 中国电机工程学报,2018,38 (22):6542-6550.

JIANG Binkai, WANG Zhixin, BAO Longxin, et al. An improved virtual synchronous generator control strategy parameters analysis for VSC-HVDC connected to a passive network [J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(22):6542-6550.

- WU J, WANG Z X, XU L, et al. Key technologies of VSC-HVDC and its application on offshore wind farm in China
 [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2014, 36(8): 247-255.
- [5] 刘剑,邰能灵,范春菊,等. 多端 VSC-HVDC 直流线路故障限流及限流特性分析[J]. 中国电机工程学报,2016,36(19):5122-5133.

LIU Jian, TAI Nengling, FAN Chunju, et al. Fault current limitation and analysis of current limiting characteristic for multiterminal VSC-HVDC DC Lines[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(19): 5122-5133.

- [6] 徐政,薛英林,张哲任.大容量架空线柔性直流输电关键技术 及前景展望[J].中国电机工程学报,2014,34(29):5051-5062.
 XU Zheng,XUE Yinglin,ZHANG Zheren. VSC-HVDC technology suitable for bulk power overhead line transmission [J]. Proceedings of the CSEE,2014,34(29):5051-5062.
- [7] JOVCIC D, ZHANG L, HAJIAN M. LCL VSC converter for high-power applications [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28(1):137-144.
- [8] LIN W, JOVCIC D. LCL and L-VSC converters with DC fault current-limiting property and minimal power losses [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(5);2359-2368.
- [9] ELSEROUGI A A, ABDEL-KHALIK A S, MASSOUD A M, et al. A new protection scheme for HVDC converters against DC-side faults with current suppression capability [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(4):1569-1577.
- [10] 罗永捷,李耀华,李子欣,等.全桥型MMC-HVDC直流短路故 障穿越控制保护策略[J].中国电机工程学报,2016,36(7):

LUO Yongjie,LI Yaohua,LI Zixin, et al. DC Short-circuit fault ride-through control strategy of full-bridge MMC-HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(7):1933-1943.

- [11] 孔明,汤广福,贺之渊. 子模块混合型MMC-HVDC直流故障穿 越控制策略[J]. 中国电机工程学报,2014,34(30):5343-5351.
 KONG Ming, TANG Guangfu, HE Zhiyuan. A DC fault ridethrough strategy for cell-hybrid modular multilevel converter based HVDC transmission systems [J]. Proceedings of the CSEE,2014,34(30):5343-5351.
- [12] 李帅,郭春义,赵成勇,等. 一种具备直流故障穿越能力的低损 耗 MMC 拓扑[J]. 中国电机工程学报,2017,37(23):6801-6810.

LI Shuai, GUO Chunyi, ZHAO Chengyong, et al. A novel MMC topology with lower power loss and DC fault ride-through capability [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37 (23): 6801-6810.

- [13] 官二勇,董新洲,冯腾. 一种固态直流限流器拓扑结构[J]. 中国电机工程学报,2017,37(4):978-986.
 GUAN Eryong, DONG Xinzhou, FENG Teng. A solid DC current limiter topology[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37 (4):978-986.
- [14] 赵西贝,许建中,苑津莎,等. 一种新型电容换相混合式直流限 流器[J]. 中国电机工程学报,2018,38(23):149-157,359.
 ZHAO Xibei, XU Jianzhong, YUAN Jinsha, et al. A novel capacitor commutated hybrid DC fault current limiter[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(23):149-157,359.
- [15] 李帅,赵成勇,许建中,等. 一种新型限流式高压直流断路器拓 扑[J]. 电工技术学报,2017,32(17):102-110.

LI Shuai,ZHAO Chengyong,XU Jianzhong, et al. A new topology for current-limiting HVDC circuit breaker [J]. Proceedings of the CSEE,2017,32(17):102-110. [16] 赵坚鹏,赵成勇,许建中,等. 直流电网中超导限流器与高压直流断路器的协调配合方法[J]. 电力自动化设备,2018,38 (11):121-128.

ZHAO Jianpeng, ZHAO Chengyong, XU Jianzhong, et al. Coordination between superconducting current limiter and high voltage DC circuit breaker in DC grid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 121-128.

- [17] 肖晃庆,徐政,刘高任,等.新型高压直流断路器的自供能控制 策略[J].电力自动化设备,2019,39(1):1-9.
 XIAO Huangqing,XU Zheng,LIU Gaoren, et al. Self-power control strategy of new HVDC circuit breaker[J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(1):1-9.
- [18] 石巍,曹冬明,杨兵,等. 500 kV整流型混合式高压直流断路器
 [J]. 电力系统自动化,2018,42(7):102-107.
 SHI Wei,CAO Dongming,YANG Bing, et al. 500 kV commutation-based hybrid HVDC circuit breaker[J]. Automation of Power Systems,2018,42(7):102-107.
- [19] YANG J, FLETCHER J E,O'REILLY J. Short-circuit and ground fault analyses and location in VSC-based DC network cables [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2012, 59(10):3827-3837.

作者简介:



王金健(1994—),男,江苏南通人,硕 士研究生,主要研究方向为柔性直流输电 (**E-mail**:wangjinjian@sjtu.edu.cn);

王志新(1964—),男,上海人,教授,博 士研究生导师,通信作者,研究方向为海上 风力发电、光伏发电控制、柔性直流输电、电 机系统控制与节能等(E-mail: wangzxin@ sjtu.edu.cn)。

A novel hybrid high-voltage DC circuit breaker topology with current limiting capability

WANG Jinjian^{1,2}, WANG Zhixin^{1,2}

School of Electronic, Information and Electrical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;
 Key Laboratory of Control of Power Transmission and Conversion, Ministry of Education,

Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: Due to the limitation of the breaking capacity and the off time of high-voltage DC (Direct Current) circuit breaker, DC grid faces the problem of fault suppression and elimination. A hybrid high-voltage DC circuit breaker topology with current limiting capability is proposed. By introducing a current limiting device into the current transfer loop, the purpose of effectively suppressing the fault current is achieved. The topology and working principle of the circuit breaker are analyzed, and the calculation methods of the key parameters of the circuit breaker are given. Finally, for the application of the three-terminal flexible DC transmission system, the simulation is verified on the PSCAD/EMTDC platform. The results show that, compared with other schemes the circuit breaker has the advantage in decreasing on-state loss under system normal operating conditions and removing fault current quickly in case of fault, which meets the DC fault current suppression requirement of the multi-terminal flexible DC transmission system.

Key words: hybrid DC circuit breaker; DC fault current suppression; DC grid; short circuit currents; flexible DC transmission





(a) 故障检测阶段电流流通路径



(b) 电流转移阶段电流流通路径



图 A1 电流流通路径 Fig. A1 Current flow path