

新型高压直流断路器的自供能控制策略

肖晃庆¹, 徐政¹, 刘高任², 张哲任¹

(1. 浙江大学 电气工程学院, 浙江 杭州 310027;

2. 中国能源建设集团 天津电力设计院有限公司, 天津 300400)

摘要:提出了一种新型混合式高压直流断路器的拓扑结构及其自供能控制策略。该新型断路器包括超快速机械开关、负载转移开关和主断路器等部件。负载转移开关和主断路器都是由增强型半桥子模块构成。通过所设计的控制策略,可以使子模块中的电容在正常工况下带电运行,进而可以为子模块中的 IGBT 提供驱动所需要的能量。该新型断路器存在启动充能模式、稳态运行模式和故障处理模式 3 种运行模式。针对上述 3 种运行模式分别提出了相应的控制策略。增强型半桥子模块是新型直流断路器的核心元件,给出了其关键参数的选取方法。在 PSCAD/EMTDC 仿真软件中搭建了四端直流电网模型,仿真结果验证了所提的新型高压直流断路器及其控制策略的可行性和有效性。

关键词:高压直流断路器;直流电网;自供能;直流故障;子模块

中图分类号:TM 561

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2019.01.001

0 引言

大规模新能源通过直流电网并网是未来电力系统的发展趋势^[1-2]。与交流电网相比,直流电网的阻尼相对较低,其故障发展更快,控制保护的难度更大^[3]。因此,研制出适用于直流电网的高压直流断路器显得尤为必要。

目前高压直流断路器的研究方案主要集中于 3 种类型,分别是基于常规开关的传统机械式断路器^[4-5]、基于纯电力电子器件的固态断路器^[6-7]和基于二者结合的混合式断路器^[8-10]。其中,混合式高压直流断路器结合了前 2 种断路器的优点,既具备较低的通态损耗,又有很快的分断速度,具有良好的应用前景。

ABB 公司于 2012 年宣布其开发出世界首台混合式高压直流断路器^[11]。该断路器由超快速机械开关、负载转移开关以及主断路器三部分组成,额定电压为 320 kV,额定电流为 2 kA,开断时间为 5 ms,电流开断能力约为 9 kA。Alstom 公司于 2013 宣布其研发的超快速机械电子断路器 UFMCB(Ultra-Fast Mechatronic Circuit Breaker)获得成功^[12]。该断路器也属于混合式高压直流断路器,额定电压为 120 kV,额定电流为 1.5 kA,电流开断能力约为 5.2 kA,开断时间与 ABB 公司开发的断路器基本相同。

国内方面,全球能源互联网研究院也于 2014 年宣布研制完成额定电压为 200 kV 的混合式高压直流断路器^[13]。该断路器可分断 15 kA 的故障电流,并于 2016 年 12 月在舟山五端柔性直流输电工程成

功投运^[14]。联研院的方案也由超快速机械开关、负载转移开关以及主断路器三部分组成,其区别在于采用了全桥子模块级联的设计方案,以避免 IGBT 器件的直接串联,大幅降低了制造难度。

为了降低制造成本,文献[15]和[16]分别提出了一种组合式高压直流断路器和一种电流转移型高压直流断路器。这 2 种方案的主要设计思路是,接在同一个换流站的直流线路共用断流支路,从而达到降低制造成本的目的。

然而,无论是混合式高压直流断路器还是组合式高压直流断路器,目前工程中均采用外部供电的方式为断路器中 IGBT 的驱动电路供电。但由于断路器需要串联在直流线路中,且直流电压等级较高,因此对外部供电电路的绝缘、耐压能力提出了较高要求。这一缺陷极大限制了直流断路器在高压技术领域中的应用。

针对上述技术问题,本文提出了新型高压直流断路器的自供能控制策略。首先,研究并介绍了新型高压直流断路器的基本拓扑结构;然后,针对启动充能、稳态运行以及故障处理 3 种模式,详细研究了断路器的整体动作特性与控制策略,提出其关键参数的选取原则;最后,搭建典型算例系统进行仿真研究,验证了本文所提断路器拓扑及其控制策略的有效性与可行性。

1 新型高压直流断路器的拓扑结构

新型混合式直流断路器的拓扑结构如图 1 所示。与 ABB 混合式直流断路器类似,该断路器同样由日常通流支路和故障断流支路组成。其中,日常通流支路包括超快速机械开关和负载转移开关;故障断流支路由多个断流单元串联构成。

直流断路器中的负载转移开关和主断路器采用

收稿日期:2018-05-19;修回日期:2018-10-18

基金项目:国家电网公司科技项目(5211011600R4)

Project supported by the Science and Technology Program of SGCC(5211011600R4)

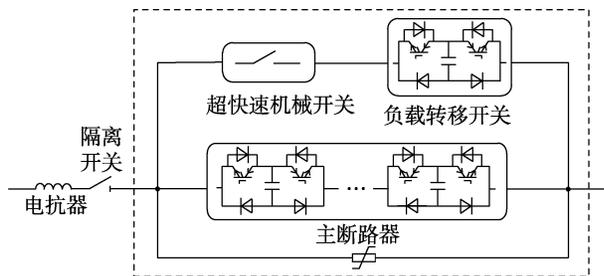


图 1 新型高压直流断路器拓扑结构

Fig.1 Basic structure of new HVDC circuit breaker

了增强型半桥子模块 EHBSM (Enhanced Half-Bridge Sub-Module)。相比于全桥子模块, EHBSM 所用的 IGBT 数量较少, 经济性更好。下面重点分析 EHBSM 的开关状态和运行原理。

本文采用的 EHBSM 由 2 个 IGBT、4 个二极管以及 1 个子模块电容构成。EHBSM 主要包括导通状态和关断状态 2 种开关状态, 具体如下所述。

a. 导通状态。当 EHBSM 中的 IGBT 都开通时, 电流直接从 IGBT 或其并联二极管流过, 电容器被旁路。这种开关状态称为导通状态, 其电流的流通过程如附录中图 A1(a) 所示。

b. 关断状态。当 EHBSM 中的 IGBT 被关断时, 电流需要从电容器流过, 直流电流的流通受阻碍。这种开关状态称为关断状态, 其电流的流通过程如附录中图 A1(b) 所示。

可以看出, 在正常运行时, 负载转移开关和主断路器内部的子模块电容可带电运行。通过不同运行方式的切换, 可使其快速、及时地从直流侧补充能量。该部分能量被储存在子模块电容中, 通过一定形式的辅助电路向 IGBT 的驱动电路供电, 从而实现高压直流断路器的自供能运行。

根据运行场景不同, 新型高压直流断路器有 3 种不同的工作模式, 分别为启动充能模式、稳态运行模式和故障处理模式。

2 启动充能控制策略

在断路器投入运行以前, 由于 EHBSM 电容还没有带电, 因此不能给 IGBT 提供其触发所需要的能量。此时, 需要对断路器进行启动充能。一般情况下, 此场景出现在直流断路器已安装完毕, 但直流系统尚未启动的初始调试时刻。

新型高压直流断路器的启动充能模式, 主要包括以下步骤。

a. 直流系统中各换流站已充电完毕, 已完成启动前的准备工作。新型高压直流断路器已安装完毕。其日常通流支路的超快速机械开关处于关断状态, 负载转移开关的 IGBT 由于缺少触发能量, 因此处于关断状态。故障断流支路的 IGBT 也处于关断状态。

b. 直流系统中各换流站启动, 传输功率参考值设定为较低值, 如 1%~5%, 保证直流线路中的电流维持在较低水平。由于超快速机械开关还没有闭合, 所以电流将从主断路器流过。由于主断路器中的 EHBSM 处于关断状态, 因此无论直流电流方向如何, 都将为电容充电。直流电流已被控制在较低水平, 因此主断路器中子模块电容电压的上升速度较为缓慢。

c. 当主断路器中的子模块电容电压达到 IGBT 触发所需的阈值(如 0.3 p.u.)时, 使能 IGBT 驱动电路, 并对主断路器的子模块电容进行分组充电。由于子模块中的电容是直接串联在直流线路中, 因此会提高线路高压端的直流电压。为了使直流电压不超过额定运行阈值, 因此采用分组充电的方法对主断路器的子模块电容进行充电。

d. 主断路器充电完成后, 将其设定为导通状态。电流从主断路器流过, 超快速机械开关承受的电压几乎为 0, 因此可以在无压无流情况下将其闭合, 避免设备造成损坏。

e. 将少量(个数略多于负载转移开关中子模块数目)主断路器中的 EHBSM 关断。这些子模块电容叠加后的反向电压使直流电流转移到正常流通支路上去, 从而对负载转移开关进行充电。只关断少量主断路器中的子模块的目的有 2 个: 一是为了降低负载转移开关所承受的电压; 二是为了保证负载转移开关的电容能够充电到额定值。

f. 当负载转移开关完成充电后, 将负载转移开关和主断路器都设成导通状态。由于主断路器的电阻远大于正常流通过程的电阻, 因此直流电流将主要流过超快速机械开关和负载转移开关。之后将直流系统功率参考值提升至额定水平, 系统进入稳态运行模式。

启动充能模式时序图如附录中图 A2 所示。

3 稳态运行补能策略

系统进入稳态运行模式后, 负载转移开关和主断路器的 IGBT 驱动电路都由各自的电容进行供电, 因此会消耗子模块电容中的能量, 使电容电压降低。因此, 每隔一段时间, 需要对子模块电容进行充电。稳态补能分为 2 种情况: 一种情况是对负载转移开关进行补能, 另一种情况是对主断路器进行补能。

首先考虑对负载转移开关进行补能的情况, 其控制步骤如下。

a. 当检测到负载转移开关的任意一个子模块电容电压低于稳态阈值下限 U_{min} 时, 将少量(个数略多于负载转移开关中子模块数目)主断路器中的 EHBSM 设为关断状态, 同时关断负载转移开关。由于主断路器的反向电压大于负载转移开关的反向电

压,因此直流电流将对负载转移开关中的电容进行充电。

b. 当检测到负载转移开关的任意一个子模块电容电压高于稳态阈值上限 U_{\max} 时,将负载转移开关和主断路器设为导通状态,补能结束。

对主断路器进行补能的控制步骤如下。

a. 当检测到主断路器的任意一个子模块电容电压低于稳态阈值下限 U_{\min} 时,将负载转移开关关断,直流电流则转移到主断路器支路。

b. 分组对主断路器中的 EHBSM 进行充电,详细流程如下:将主断路器中的 EHBSM 分成 N 组,每组的个数为 m (m 小于负载转移开关中 EHBSM 的个数);将第 i ($i=1,2,\dots,N$) 组的 EHBSM 关断,其余组的 EHBSM 导通,由于负载转移开关产生的总反向电压大于主断路器中第 i 组 EHBSM 产生的反向电压,直流电流从主断路器支路流过,对第 i 组的 EHBSM 充电;当第 i 组的 EHBSM 电容电压达到阈值上限 U_{\max} 时,表示该组的 EHBSM 已完成充电,此时将其设为导通状态;第 i 组完成充电后,经过一小段时间间隔开始对下一组的 EHBSM 进行充电,直到主断路器所有的 EHBSM 完成充电为止。

c. 主断路器完成充电后,将主断路器所有的 EHBSM 设定为导通状态。

d. 将负载转移开关设为导通状态,直流电流从主断路器支路转移到日常通流支路。主断路器补能结束。

以 $N=3, m=1$ 为例,主断路器补能过程中,各设备的动作时序如图 2 所示。

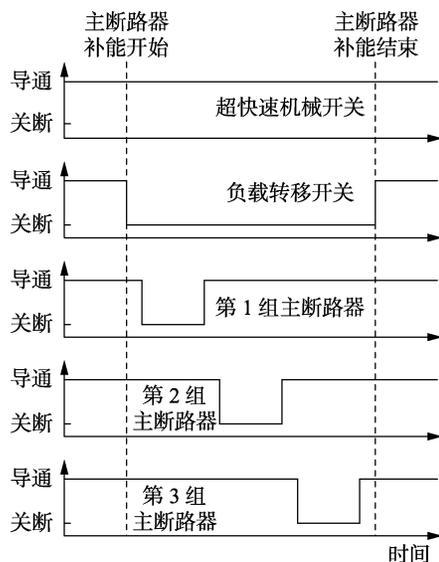


图 2 主断路器补能过程中各设备动作时序

Fig.2 Operation sequences of devices in main circuit breaker energy supplement

从负载转移开关补能操作和主断路器补能操作步骤可以看出,整个补能过程不需要超快速机械开

关动作,控制策略简单易行。

需要注意的是,负载转移开关补能操作和主断路器补能操作不能同时进行。如果 2 个部件同时收到补能信号,由于负载转移开关补能操作比较简单且耗时短,因此优先对负载转移开关进行补能。

4 直流故障处理策略

作为高压直流断路器,其最重要的功能是处理直流故障。故障处理步骤具体如下。

a. 稳态运行时,超快速机械开关、负载转移开关和主断路器均处于闭合导通状态,换流器流出的直流电流主要流经日常通流支路。

b. 直流线路在 t_0 时刻发生接地故障。断路器在 t_1 时刻收到动作指令,立刻对负载转移开关施加开断信号。经过一段时间的延时,负载转移开关在 t_2 时刻完成开断动作,其电容产生的反向电压迫使直流电流迅速转移到故障断流支路中。

c. 对超快速机械开关施加开断信号。由于主断路器处于导通状态,超快速机械开关开断时处在无压无流情况,这降低了对设备的冲击。经过一定的延时,超快速机械开关在 t_3 时刻完成开断动作。

d. 当超快速机械开关处于关断状态时,对主断路器施加开断信号,并在 t_4 时刻完成开断动作。主断路器中电容产生的反向电压迫使故障电流转移到由避雷器组成的耗能支路中去。

e. 剩余能量通过避雷器进行耗散。

需要注意的是,故障处理是直流断路器的核心功能,应该采用专门的控制器,并且直流故障处理信号具有最高优先级。只有当故障处理信号显示不需要动作时,才处理充能、补能的信号。

5 EHBSM 参数设计

对于本文所提的新型高压直流断路器,其核心部件是组成负载转移开关和主断路器的 EHBSM,因此本节重点研究 EHBSM 的关键参数选取原则。这些参数包括 IGBT 选型、电容容值、电容电压参考值以及子模块配置个数等。

本文以图 3 所示的四端直流电网为测试系统进行分析。设计目标为直流线路 24 中换流站 2 侧的直流断路器。换流站 2 的额定直流电压为 500 kV,额定容量为 1 500 MW,因此额定直流电流为 3 kA。

5.1 IGBT 选型及子模块数量配置

对于容量为 1 500 MW 的换流站,其断路器一般采用 ABB 公司的 StakPak 5SNA 3000K452300 压接式 IGBT,其额定电压为 4.5 kV,额定电流为 3 kA,峰值电流为 6 kA。

首先配置负载转移开关 EHBSM 的个数。从发

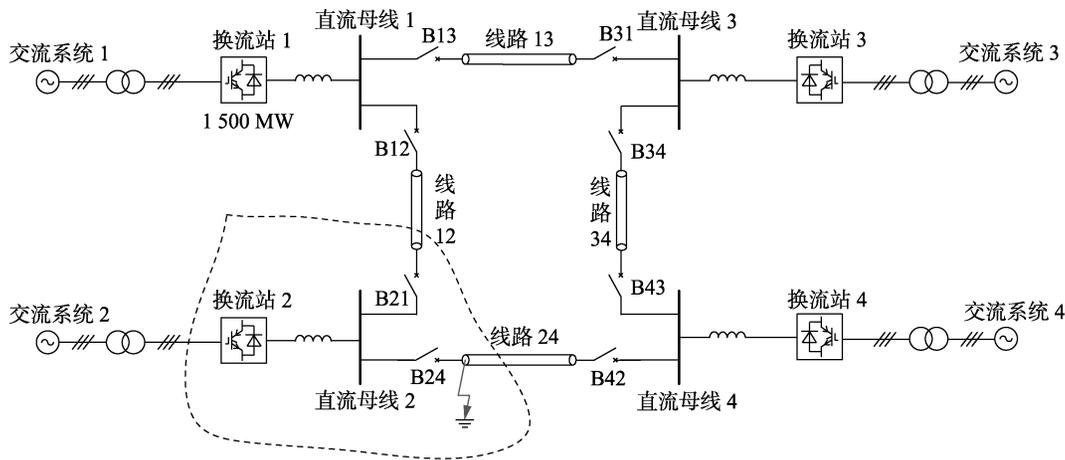


图 3 四端直流电网测试系统

Fig.3 Four-terminal HVDC grid test system

生直流故障到超快速机械开关完成开断动作,大概需要经过 2 ms 延时,这段时间的故障电流需要流过负载转移开关。此时,负载转移开关 EHBSM 并联系数应该配置为 2,即 2 排子模块并联。由于不需要承受较大的电压,因此其串联个数无需太多。目前工程中,一般串系数为 5 左右。因此,负载转移开关由 2 并、5 串共 10 个 EHBSM 组成。

接下来配置主断路器 EHBSM 的个数。对于该直流断路器,假设 IGBT 承受的电压为 2.3 kV,由于其稳态情况下需要承受至少 500 kV 的直流电压(主断路器断流后承受极对地电压),因此需串联 218 个 EHBSM。因为 IGBT 的最高耐压为 4.5 kV,因此 218 个 EHBSM 串联在一起之后,主断路器能够承受的过电压为 981 kV,是额定电压的 1.962 倍。由于单个 IGBT 的断流能力有限,为了具有较强的断流能力,可采用 EHBSM 并联的方式。若断流能力为 18 kA,则需要 3 个并联支路。因此,主断路器由 3 并、218 串共 654 个 EHBSM 组成。

5.2 电容参数选取

负载转移开关中的电容器只起到储能电容的作用,而主断路器的电容器既作为储能电容,又作为直流故障时的缓冲电容,因此主断路器的电容参数选取需要考虑更多的因素。本文为了方便起见,将它们的参数设计成一样。

首先进行电容稳态运行电压的选取。当电容器用作储能电容时,希望电容稳态运行电压尽可能大,这样储存的能量就能更长时间地给驱动电路供电;当电容器用作缓冲电容时,则希望故障发生前电容电压尽可能小,这样故障期间不至于造成过电压。综合这两方面的因素,本文将电容稳态运行电压设计为 $U_{CR} = 1 \text{ kV}$ 。

电容的容值是新型高压直流断路器非常重要的参数。从技术角度出发,需要全面考虑系统的运行状态和断路器的补能过程对直流系统和断路器本体

的影响。从经济角度出发,如果电容容值选取得很大,则会大幅增加断路器的投资成本;如果电容容值选取得过小,则直流断路器的补能频率会快速增加,严重时会影响断路器的可靠性。本文暂且将电容的容值设计为 $C = 1 \text{ mF}$,详细的设计方法有待进一步深入研究。

综上所述,新型高压直流断路器的关键参数如下:IGBT 额定电压为 4.5 kV,IGBT 额定电流为 3 kA,负载转移开关 EHBSM 个数为 10,主断路器 EHBSM 个数为 654,子模块电容稳态运行电压为 1 kV,电容电压上限阈值 $U_{\max} = 1.1 \text{ kV}$,电容电压下限阈值 $U_{\min} = 0.9 \text{ kV}$,子模块电容容值为 1 mF。

6 直流断路器补能周期计算

直流断路器的补能周期是指负载转移开关(或主断路器)从上一次补能结束到下一次补能开始所持续的时间。由于本文中负载转移开关和主断路器的 EHBSM 选取得完全一样,因此它们的补能周期是一样的。

计算直流断路器稳态运行过程中的补能周期(补能频率),就是计算 EHBSM 的电容器能量耗散速率。EHBSM 电容被消耗的能量主要有两部分:一部分是给 IGBT 驱动电路供能消耗的能量;另一部分是并联在电容器上的均压电阻消耗的能量。

首先计算 IGBT 驱动电路的功率。IGBT 驱动电路的功率由两部分组成,一部分用于 IGBT 的开关切换(从开通状态到关断状态,或从关断状态到开通状态),另一部分用于维持 IGBT 的开关状态。IGBT 驱动电路的功率计算表达式为:

$$P = Q_C f (U_{CC} + |U_{EE}|) + I_{GES} U_{CC} \quad (1)$$

其中, Q_C 为门极电荷; f 为开关频率; U_{CC} 为 IGBT 导通时的集电极的电压; U_{EE} 为 IGBT 关断时的发射极电压; I_{GES} 为 IGBT 的门极漏电流。

直流断路器在正常运行过程中,无论是负载转

移开关中的 IGBT 还是主断路器中的 IGBT,都是一直处于开通状态。因此,用于 IGBT 开关切换的功率为 0。这样,稳态运行过程中的 IGBT 驱动电路的功率可表示为:

$$P = I_{\text{GES}} U_{\text{CC}} \quad (2)$$

根据 ABB 公司 StakPak 5SNA 3000K452300 压接式 IGBT 的数据,可以计算出单个 IGBT 驱动电路在正常运行时的功率为:

$$P = 500 \times 15 = 7.5 \times 10^{-6} \text{ (W)} \quad (3)$$

由于一个 EHBSM 含有 2 个 IGBT,因此一个 EHBSM 在正常运行过程中的驱动电路功率为 $1.5 \times 10^{-5} \text{ W}$ 。在电容不进行充能操作时,驱动电路的功率与电容电压 U_c 之间的关系可表示为:

$$C \frac{dU_c(t)}{dt} = -\frac{P}{U_c(t)} \quad (4)$$

电容电压初始值为 $U_c(0)$,则求解可得:

$$U_c(t) = \sqrt{U_c^2(0) - \frac{2P}{C} t} \quad (5)$$

上文已计算出 EHBSM 的驱动电路功率为 $1.5 \times 10^{-5} \text{ W}$,电容电压初始值为 $U_c(0) = 1.1 \text{ kV}$,则当 $C = 1 \text{ mF}$ 时,其电压下降至 0.9 kV 需要 $1.33 \times 10^7 \text{ s}$ (约为 154 d)。这表明,对 EHBSM 电容器而言,IGBT 驱动电路消耗的能量几乎可以忽略不计。

接下来分析电容器的均压电阻对补能频率的影响。根据基本的电路知识可知,电容器与其均压电阻构成了最简单的 RC 并联电路。如果电容电压的初始值为 $U_c(0)$,则电容两端瞬时电压可表示为:

$$u_c(t) = U_c(0) e^{-\frac{t}{RC}} \quad (6)$$

其中, R 为均压电阻值,工程中通常为几十千欧姆到几百千欧姆,这里取 $500 \text{ k}\Omega$ 。如果采用第 5 节的计算数据,即 $C = 1 \text{ mF}$, $U_c(0) = 1.1 \text{ kV}$,则电容电压下降到 0.9 kV 需要 100 s 。事实上,子模块的电容给 IGBT 驱动电路供电,首先需要经过直流变压器。只要输入电压高于一定值(如 0.3 kV),直流变压器就能输出稳定的供电电压。在这种情况下,电容电压从 1.1 kV 下降到 0.4 kV 将持续 600 s 以上。

如果取 EHBSM 电容器的补能周期为 100 s ,将主断路器的所有子模块分为 100 个小组进行补能,每个小组的补能充电时间设为 10 ms (实际补能充电时间远小于 10 ms),那么完成主断路器一次补能的总时间为 1 s ,占 EHBSM 电容器补能周期 100 s 的 1% ,即在上述假设条件下,正常运行时负载转移开关和主断路器中的子模块大约有 1% 的时间处于充电补能状态。

7 仿真结果及分析

7.1 仿真系统及参数设定

为了验证本文提出的新型高压直流断路器的可行性,在 PSCAD/EMTDC 中搭建了如图 3 所示的四端测试系统,系统参数如表 1 所示(表中变压器漏抗为标么值)。换流站 1—3 采用定有功功率和无功率控制,稳态情况下分别向直流侧输送 600 MW 、 1200 MW 及 -500 MW 的功率。换流站 4 采用定直流电压和无功率控制,直流电压参考值为 500 kV 。4 个换流站之间通过架空线路相连。

表 1 测试系统参数

参数	换流站 1	换流站 2	换流站 3	换流站 4
额定容量/(MV·A)	750	1 500	750	1 500
网侧交流电压/kV	230	230	230	230
额定直流电流/A	500	500	500	500
变压器容量/(MV·A)	850	1 700	850	1 700
变压器变比	230 kV/ 255 kV	230 kV/ 255 kV	230 kV/ 255 kV	230 kV/ 255 kV
变压器漏抗	0.1	0.1	0.1	0.1
子模块额定电压/kV	2.2	2.2	2.2	2.2
子模块电容/mF	8	15	8	15
桥臂电感/mH	75	50	75	50
平波电抗器/mH	200	200	200	200

测试系统中的直流断路器为本文所提的新型高压直流断路器,其关键参数如第 5 节中所述。

7.2 启动充能

测试场景为:直流网络内各换流器已完成启动前的准备工作。换流站 1、3、4 侧的高压直流断路器已安装完毕并完成充能操作。换流站 2 侧的高压直流断路器已安装完毕,但尚未充能。

为了减小充电电流,延长子模块充电时间,换流站 1—3 的功率参考值均设定为额定容量的 5% ,其中换流站 1、2 向直流侧输送功率,换流站 3 向交流侧输送功率。换流站 4 采用定电压控制,电压参考值设为 500 kV 。

直流系统在 $t = 0.2 \text{ s}$ 时启动运行。图 4 为高压直流断路器 B24 的动态特性,从上至下分别为流过断路器负载转移开关和主断路器的电流、负载转移开关和主断路器的 EHBSM 电容电压以及超快速机械开关、负载转移开关和主断路器两端的电压。图 5 为直流系统的特性,其中(a)为 4 个换流站的直流电压,(b)为 4 个换流站的直流电流。

从仿真图中可以看出,系统启动后,首先对主断路器的子模块电容进行充电,其电容电压稳步上升。这个过程中的充电电流平均值大约为 25 A 。由于主断路器的 EHBSM 是直接串联在直流线路 24 上,所以换流站 2 的直流电压随着子模块电容电压的上升而上升。在 $t = 0.463 \text{ s}$ 时主断路器电容电压达到 0.3

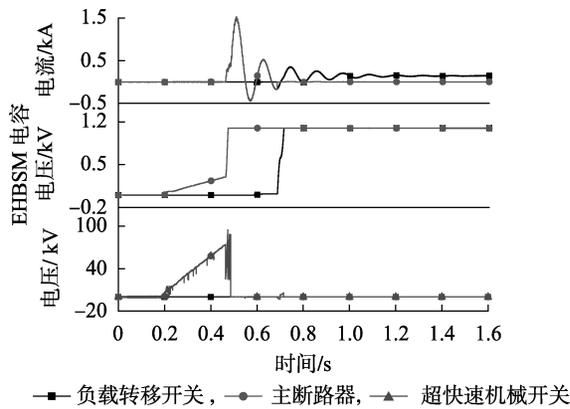
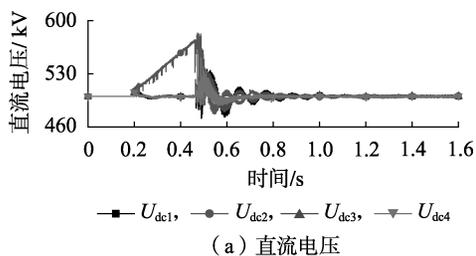
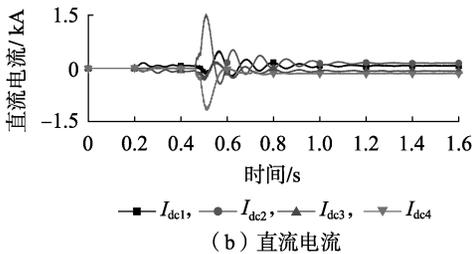


图 4 启动充能时高压直流断路器的动态特性

Fig.4 Dynamic performance of HVDC circuit breaker under start-up mode



(a) 直流电压



(b) 直流电流

图 5 启动充能时直流系统的动态特性

Fig.5 Dynamic performance of system under start-up mode

kV, IGBT 驱动电路解锁, 可以对 EHBSM 进行控制。随后分组对主断路器的子模块进行充电, 其电容电压很快充到上限阈值 1.1 kV。在 $t=0.686$ s 时开始对负载转移开关的子模块进行充电, 流过主断路器的电流被迅速转移到负载转移开关的支路。经过约 29 ms 的充电过程, 负载转移开关的子模块充电完毕。整个断路器完成启动充能过程。需要注意的是, 虽然在启动充能过程中 U_{dc2} 最高电压达到了 580 kV, 但这是短时间的暂态过程, 且过电压倍数只有 1.16 倍, 系统可以承受。

此外还可以看出, 在断路器启动充能过程中, 直流电流会小幅波动。经过约 1 s, 波动调整完毕, 直流系统恢复稳态运行状态, 系统的安全稳定运行特性不会受到影响。

7.3 负载转移开关补能

测试场景为: 断路器充能完毕后, 系统进入稳态运行模式, 各换流站参考值恢复为原来的参考值。由于持续向 IGBT 驱动电路供电且均压电阻持续耗能, 负载转移开关的子模块电容电压逐渐下降到

限阈值 0.9 kV。此时, 需要对电容进行补能。

设 $t=3.5$ s 时开始补能。图 6 为断路器 B24 的动态特性, 从上至下分别为流过断路器负载转移开关和主断路器的电流、负载转移开关和主断路器的 EHBSM 电容电压以及超快速机械开关、负载转移开关和主断路器两端的电压。图 7 为换流站 2 直流侧动态特性, 从上至下分别为换流站 2 的直流电压、流过直流线路 24 的直流电流以及流过线路 24 的有功功率。

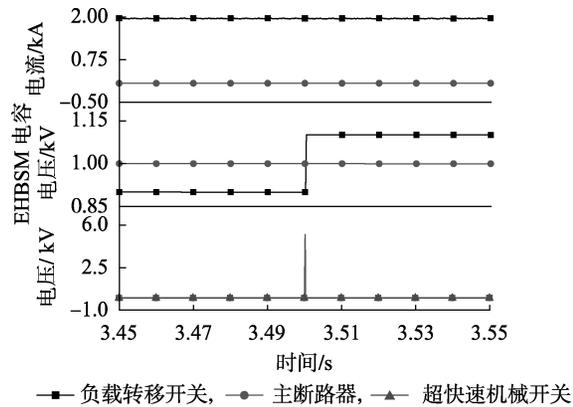


图 6 负载转移开关补能时高压直流断路器的动态特性

Fig.6 Dynamic performance of HVDC circuit breaker when capacitor in load commutation switch is charging

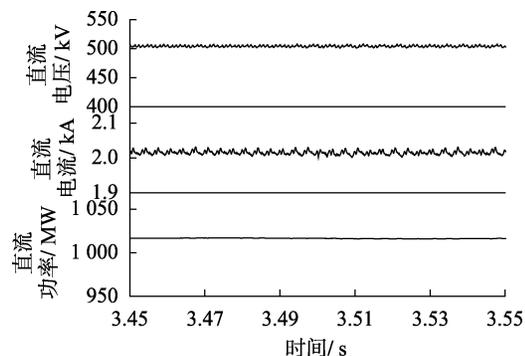


图 7 负载转移开关补能时换流站 2 直流系统的动态响应

Fig.7 Dynamic response of Station 2 when capacitor in load commutation switch is charging

从图中可以看出, 当负载转移开关子模块电容电压下降到 0.9 kV 时, 关断子模块的 IGBT, 子模块电容处于充电状态。子模块电容电压很快充到上限阈值 1.1 kV。之后导通子模块的 IGBT, 系统恢复正常运行。整个过程中各电气量均无明显波动。

7.4 主断路器补能

测试场景为: 系统处于稳态运行模式。由于持续向 IGBT 驱动电路供电且均压电阻持续耗能, 主断路器的子模块电容电压逐渐下降到下限阈值 0.9 kV。此时, 需要对子模块电容进行补能。

本仿真算例中, 负载转移开关由 5 个 EHBSM 串联, 而每个 EHBSM 的电容电压范围为 0.9~1.1 kV, 因此负载转移开关关断后产生的反向电压为 4.5~

5.5 kV。将主断路器 218 个串联的 EHBSM 分成 73 组,每组 3 个 EHBSM(最后一组为 2 个)。这样,主断路器每组 EHBSM 产生的反向电压最大为 3.3 kV,小于负载转移开关产生的反向电压,因此可保证主断路器正常分组充电。

设 $t=4.0$ s 时开始补能。图 8 为断路器 B24 在主断路器补能过程中的动态特性,其中(a)为流过断路器负载转移开关和主断路器的电流,(b)为负载转移开关和主断路器的 EHBSM 电容电压,(c)为超快速机械开关、负载转移开关和主断路器两端的电压。图 9 为换流站 2 直流侧动态特性,从上至下分别为换流站 2 的直流电压、流过直流线路 24 的直流电流以及流过线路 24 的有功功率。

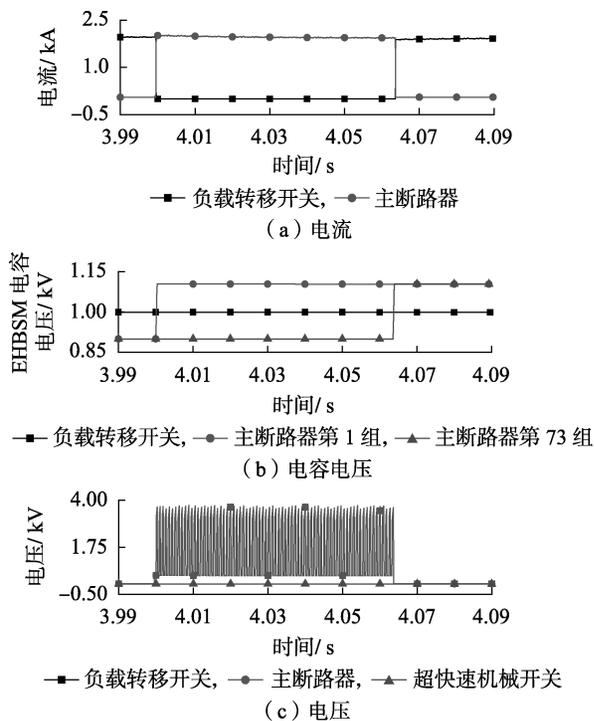


图 8 主断路器补能时高压直流断路器的动态特性
Fig.8 Dynamic performance of HVDC circuit breaker when capacitor in main breaker is charging

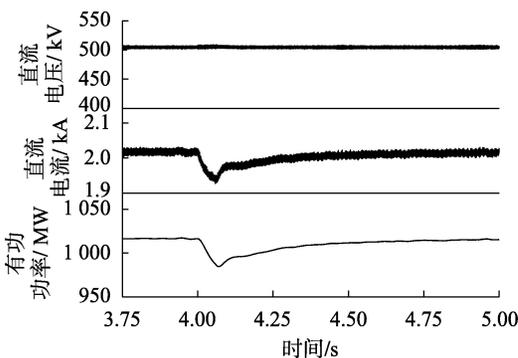


图 9 主断路器补能时换流站 2 直流系统的动态响应
Fig.9 Dynamic response of Station 2 when capacitor in main breaker is charging

从图中可以看出,当收到主断路器的补能指令

后,关断负载转移开关,直流电流被转移到主断路器支路中。待直流电流完成转移后,分组对主断路器中的子模块电容进行充电。每组 EHBSM 充电时间大约为 0.4 ms,上一组完成充电后到下一组开始充电前的时间间隔设置为 0.5 ms,因此 73 组 EHBSM 完成充电大约需要 65 ms。对于本例,EHBSM 电容器的补能周期为 100 s,正常运行时仅仅有约 0.1% 的时间负载转移开关和主断路器中的子模块处于充电补能状态。如果考虑直流电流很小的情况,例如直流电流为 20 A(约为本算例直流电流的 1%),则每组 EHBSM 充电时间大约为 40 ms,上一组完成充电后到下一组开始充电前的时间间隔保持 0.5 ms 不变,主断路器完成补能所需要的时间约为 3 s,仅占 EHBSM 正常运行时间的 3%。

主断路器完成充电后,将主断路器和负载转移开关调整为导通状态,系统恢复正常运行。整个补能过程中,直流线路 24 的有功功率下降约 30 MW (3%的输送功率)后恢复正常水平,这只对直流网络的潮流有小幅度的影响,而对换流站的出力没有影响,因此系统的安全稳定运行特性也不会受到影响。

7.5 直流故障处理

测试场景为:系统处于稳态运行模式。断路器 B24 出口处发生瞬时性接地故障。

故障发生在 $t=1.01$ s;1 ms 后继电保护系统完成故障定位,直流断路器 B24 和 B42 的负载转移开关动作; $t=1.01125$ s 时对超快速机械开关施加开断信号; $t=1.01325$ s 时超快速机械开关完成开断动作,50 μ s 后主断路器动作。

图 10 给出了直流断路器 B24 的响应特性:(a)为负载转移开关、主断路器及其避雷器中的电流;(b)为负载转移开关和主断路器的 EHBSM 电容电压;(c)为超快速机械开关、负载转移开关以及主断路器两端的电压。图 11 给出了换流站的响应特性:(a)为换流站 1—4 端口的直流电压,(b)为流过换流站 1—4 平波电抗器的电流,(c)为换流站 2 出口处平波电抗器电压。

从图 10 可以看出,对于短路点近处的断路器 B24,其动作时间为故障后 1 ms,负载转移开关动作时的电流为 7.6 kA,主断路器动作时的电流为 16.1 kA。主断路器断开后,故障电流向装有避雷器的耗能支路转移,这个过程中主断路器的子模块电容被充电。经过约 0.8 ms 故障电流完成转移,主断路器子模块电容电压达到 3.7 kV。此时主断路器承受的电压为 917.0 kV,是直流电网额定电压的 1.83 倍。

从图 11 可以看出,由于故障点距离换流站 2 较近,直流短路故障发生后,换流站 2 的端口直流电压迅速下降至 0 左右,其余换流站端口的直流电压也相应下降。换流站 1—4 直流出口处的电流迅速上

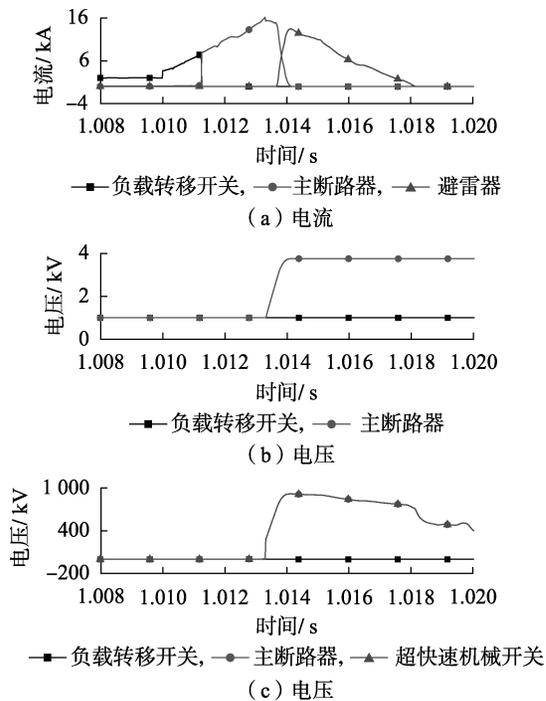


图 10 故障处理时高压直流断路器的动态特性
Fig.10 Dynamic performance of HVDC circuit breaker under DC fault handling mode

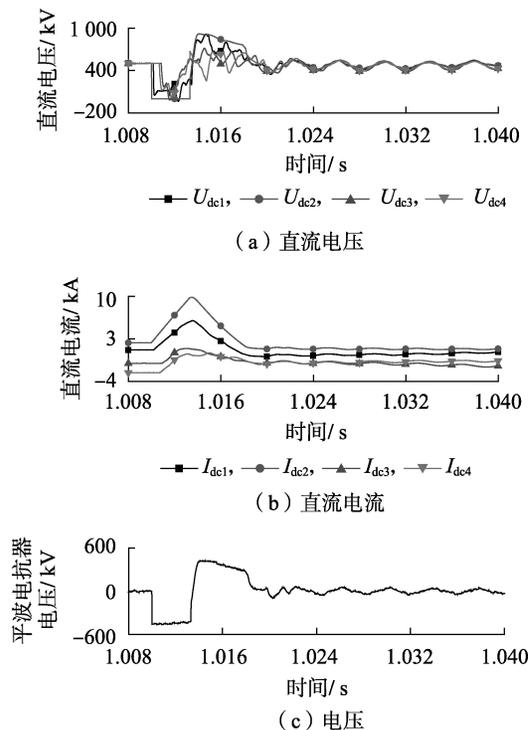


图 11 故障处理时直流系统的动态响应
Fig.11 Dynamic response of system under DC fault handling mode

升,向故障点馈入故障电流。由于距离故障点较近,换流站 1、2 的电流上升速度最快。故障发生时,平波电抗器的电流变化率非常大,因此其瞬时电压超过了 400 kV。

此外还可以看出,该新型高压直流断路器能够

在 4 ms 内快速隔离直流故障,且开断时的电流为 16.1 kA,满足直流断路器的性能要求。如果故障清除后 500 ms 时直流断路器重合闸,断路器恢复特性与文献[13]所提的混合式直流断路器恢复特性一致,系统的安全稳定特性不受影响。

8 结论

本文提出了一种具有自供能能力的新型混合式高压直流断路器,并对其控制策略进行了深入研究。该断路器对传统混合式高压直流断路器的负载转移开关和主断路器进行了改进,将原有的 IGBT 串联变为 EHBSM 串联。同时,通过相应的控制策略,使子模块中的电容在正常工况下带电运行。该断路器具有启动充能、稳态运行以及故障处理 3 种运行模式,功能性与灵活性得以大幅提升。与现有技术相比,本文所提出的新型混合式高压直流断路器主要具备有以下优点:

a. 负载转移开关和主断路器直接通过其子模块电容取能,无需外部供电,避免了工程中难以解决的绝缘及耐压问题,降低了设计及制造难度,有利于该断路器拓扑在高压直流电网中的应用;

b. 通过本文所设计的控制策略,可使 EHBSM 电容电压在人为设定的阈值内波动,保证了能量的稳定性,防止电容电压剧烈波动而影响其驱动电路的供电可靠性。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 徐政,肖晃庆,张哲任,等. 柔性直流输电系统[M]. 2 版. 北京:机械工业出版社,2017.
- [2] AN T, ZHOU X, HAN C, et al. A DC grid benchmark model for studies of interconnection of power systems[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2015, 1(4): 101-109.
- [3] 谢晔源,曹冬明,李继红,等. 一种实现柔直系统快速恢复的自取能故障阻尼器[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(7): 142-147. XIE Yeyuan, CAO Dongming, LI Jihong, et al. Self-powered fault damper for realizing fast recovery of VSC-HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(7): 142-147.
- [4] ARIMATSU K, YOSHIOKA Y, TOKUYAMA S, et al. Development and interrupting tests on 250 kV 8 kA HVDC circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1985, 5(9): 2452-2459.
- [5] NAKAO H, NAKAGOSHI Y, HATANNO M, et al. DC current interruption in HVDC SF₆ gas MRTB by means of self-excited oscillation superimposition[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2001, 16(4): 687-693.
- [6] MEYER C, DE W. Solid-state circuit breaker based on active thyristor topologies[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2006, 21(2): 450-458.
- [7] 穆建国,王莉,胡杰. 直流固态断路器拓扑结构的设计与分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(18): 109-114. MU Jianguo, WANG Li, HU Jie. Analysis and design of topological

- structure for DC solid-state circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(18): 109-114.
- [8] HASSANPOOR A, HÄFNER J, JACOBSON B. Technical assessment of load commutation switch in hybrid HVDC breaker[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(10): 5393-5400.
- [9] 药韬, 温家良, 李金元, 等. 基于 IGBT 串联技术的混合式高压直流断路器方案[J]. 电网技术, 2015, 39(9): 2484-2489.
YAO Tao, WEN Jialiang, LI Jinyuan, et al. A hybrid high voltage DC circuit breaker design plan with series-connected IGBTs[J]. Power System Technology, 2015, 39(9): 2484-2489.
- [10] 刘程卓, 王渝红, 龚鸿, 等. 一种适用于混合式高压直流断路器负载换流开关的新型缓冲电路[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(3): 205-209.
LIU Chengzhuo, WANG Yuhong, GONG Hong, et al. Novel snubber circuit for load commutation switch of hybrid HVDC breaker[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(3): 205-209.
- [11] CALLAVIK M, BLOMBERG A, HÄFNER J, et al. The hybrid HVDC breaker[J]. ABB Grid Systems Technical Paper, 2012, 361: 143-152.
- [12] GRIESHABER W, DUPRAZ J P, PENACHE D L, et al. Development and test of a 120 kV direct current circuit breaker[C]// CIGRE Session 45. Paris, France; CIGRE, 2014: B4-C01.
- [13] 魏晓光, 高冲, 罗湘, 等. 柔性直流输电网用新型高压直流断路器设计方案[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 95-102.
WEI Xiaoguang, GAO Chong, LUO Xiang, et al. A novel design of high-voltage DC circuit breaker in HVDC flexible transmission grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 95-102.
- [14] ZHOU J, LI H, XIE R, et al. Research of DC circuit breaker applied on Zhoushan multi-terminal VSC-HVDC project[C]// 2016 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC). Xi'an, China; IEEE, 2016: 1636-1640.
- [15] 刘高任, 许烽, 徐政, 等. 适用于直流电网的组合式高压直流断路器[J]. 电网技术, 2016, 40(1): 70-77.
LIU Gaoren, XU Feng, XU Zheng, et al. An assembled HVDC breaker for HVDC grid[J]. Power System Technology, 2016, 40(1): 70-77.
- [16] 许烽, 江道灼, 黄晓明, 等. 电流转移型高压直流断路器[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(21): 98-104.
XU Feng, JIANG Daozhuo, HUANG Xiaoming, et al. Current-transferring high voltage DC breaker[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(21): 98-104.

作者简介:



肖晔庆

肖晔庆(1990—),男,广东河源人,博士研究生,主要研究方向为直流输电与柔性交流输电(**E-mail**: xhqz@zju.edu.cn);

徐政(1962—),男,浙江海宁人,教授,博士研究生导师,通信作者,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、电力谐波与电能质量

等(**E-mail**: xuzheng007@zju.edu.cn);

刘高任(1990—),男,天津人,博士,主要从事柔性直流输电领域的工作和研究(**E-mail**: liugaoren@zju.edu.cn);

张哲任(1988—),男,浙江杭州人,博士,主要从事柔性直流输电领域的工作和研究(**E-mail**: zhangzheren@zju.edu.cn)。

Self-powered control strategy of new HVDC circuit breaker

XIAO Huangqing¹, XU Zheng¹, LIU Gaoren², ZHANG Zheren¹

(1. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China;

2. Tianjin Electric Power Design Institute Co., Ltd., China Energy Engineering Group, Tianjin 300400, China)

Abstract: The topology of a new hybrid HVDC circuit breaker and its control strategy of self-powered capability are proposed. This new circuit breaker consists of ultra-fast mechanical switches, load commutation switches and main circuit breakers. The load commutation switch and the main circuit breaker are formed through the series of EHBSMs (Enhanced Half-Bridge Sub-Modules). By the corresponding control strategy, the energy stored in the EHBSMs can be used for IGBT triggering. The new circuit breaker can operate in three modes, namely the start-up mode, the steady-state operation mode and the fault handling mode. These three modes are analyzed in detail and the corresponding control methods are proposed. Besides, the selection method of the EHBSMs' key parameters is discussed. Finally, a four-terminal DC grid model is built in PSCAD/EMTDC simulation software. The simulative results verify the feasibility and effectiveness of the new HVDC circuit breaker and its control strategy.

Key words: HVDC circuit breaker; DC grid; self-powered; DC fault; sub-module

附录

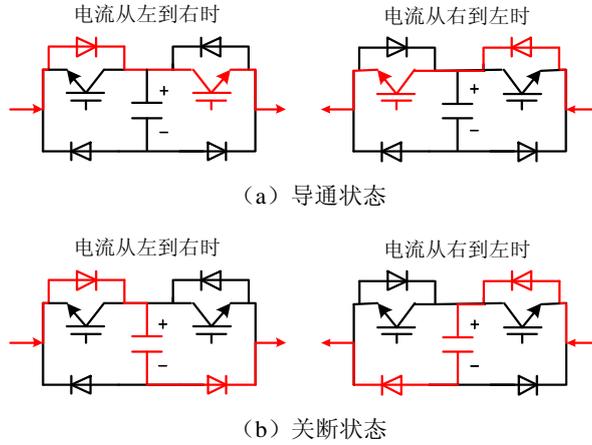


图 A1 EHBSM 开关状态及流通过程
Fig.A1 EHBSM Switching states and current flowing path

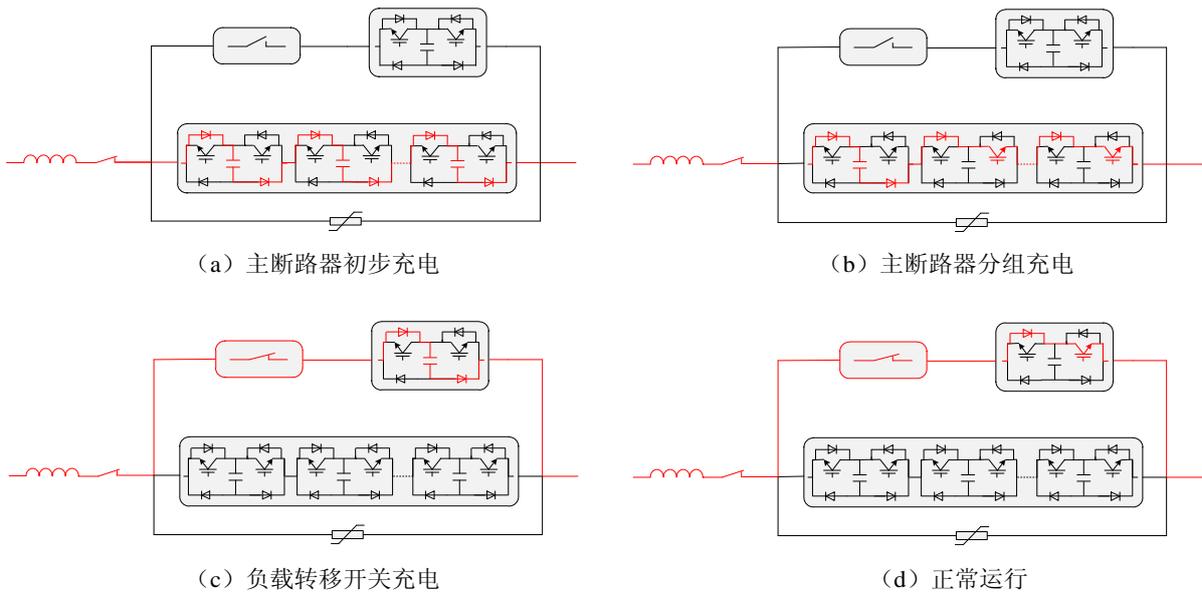


图 A2 新型高压直流断路器启动充能动作时序图
Fig.A2 Start-up action sequence of HVDC circuit breaker