混合式直流故障限流器改进拓扑及其参数设计方法

李 斌, 贾涵茹, 何佳伟, 李清泉, 李 晔, 吕慧婕 (天津大学 智能电网教育部重点实验室, 天津 300072)

摘要:故障限流器可以有效保障设备安全和柔性直流电网的可靠故障穿越,是柔性直流电网故障处理的核心 技术之一。为消除传统限流电感对系统暂态响应速度及运行稳定性的不利影响,提出一种基于电感电阻混 合拓扑结构的新型混合式直流故障限流器,在系统发生故障后以电感与电阻并联的方式实现故障限流。与 现有的直流故障限流器相比,所提混合式直流故障限流器有效减少了拓扑中的晶闸管数量,造价成本大幅降 低。同时小信号模型分析表明,电感两端并联的电阻能够有效消除限流电感对系统暂态响应和稳定运行的 不利影响。最后,在PSCAD / EMTDC 仿真平台上搭建了四端环状柔性直流电网,充分验证了所提方法在保 障限流效果的基础上能够有效改善系统的运行稳定性。

关键词:柔性直流电网;故障限流;参数设计;故障穿越;稳定性

中图分类号:TM 721.1;TM 774

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202204042

0 引言

基于电压源换流器的柔性直流电网具有输电损 耗小、输送距离远、功率灵活可控、无换相失败等突 出技术优势^[1-2],可以为电网提供更高的供电可靠 性、设备冗余性及适应性更强的供电模式和灵活安 全的潮流控制[3],并使得新能源大规模集中接入、孤 岛供电、区域电网异步互联成为可能[4]。然而柔性 直流电网中发生短路故障后,储存在换流站子模块 电容中的电能迅速释放,故障发展迅速^[5]。为确保 柔性直流电网发生故障后换流站、非故障线路等构 成的健全网络实现安全可靠的故障穿越,通常要求 保护与直流断路器(DC circuit breaker, DCCB)能够 在换流站闭锁前快速有选择性地切除故障线路^[6]。 否则,换流站就会由于绝缘栅双极型晶体管(insulated gate bipolar transistor, IGBT)自保护动作而迅速 闭锁并退出运行。然而,现有直流保护与DCCB的 故障清除时间均在几毫秒级别[7],无法匹配直流故 障发展速度。因此,为降低直流故障的发展速度和 危害程度,使系统实现安全可靠的故障穿越,有必要 在直流电网中采取有效的故障限流措施^[8]。

对于柔性直流电网而言,直流故障限流器的设 计必须满足以下要求:①故障后可靠限流;②DCCB 动作后不影响故障清除速度;③断流后可靠恢复; ④不影响系统的稳定运行。针对上述需求,国内外

收稿日期:2022-01-30;修回日期:2022-04-05 在线出版日期:2022-04-13

基金项目:国家杰出青年科学基金资助项目(52025071);国家自然科学基金智能电网联合基金资助项目(U1866205)

Project supported by the National Science Fund for Distinguished Young Scholars of China (52025071) and the Smart Grid Joint Fund of National Natural Science Foundation of China (U1866205) 学者开展了大量直流故障限流器方面的理论研究。 其中,直接在线路两端串联限流电感是最为常见的 直流故障限流方法^[9]。文献[10]针对张北直流电网 探讨了限流电感及桥臂电感的优化设计方法,在保 障电流抑制效果的基础上降低限流成本。但如文献 [11-12]所述,在柔性直流电网中直接安装限流电感 将延长 DCCB 的故障电流清除时间,降低换流站控 制响应速度,甚至引起系统振荡。除直接在系统中 串联电感限流,电力电子型故障限流器易于工程实 现,在柔性直流电网中具有极为突出的技术前景。 当系统发生故障后,通过控制电力电子开关的通断 实现限流元件的投入与退出,以满足柔性直流电网 对故障限流的技术要求。如文献[13]提出一种互感 型直流故障限流器,该直流故障限流器由限流支路 (一对耦合电感与一组二极管)、吸能支路(避雷器) 与一组可关断晶闸管构成,可在故障后利用耦合电 感的互感增强限流效果,并在DCCB动作后通过导 通晶闸管减小直流故障限流器对外等效电感,缩短 故障清除时间。文献[12]提出一种桥式直流故障限 流器,由二极管组构建的H桥电路、限流电感与直流 偏置电源构成。该直流故障限流器仅在故障后自动 投入限流电感进行限流,在系统正常运行与DCCB 跳闸后限流电感均被偏置电源旁路,以满足故障限 流需求。文献[14-15]提出电容换流式直流故障限 流器,利用通流支路降低通态损耗,通过故障后直流 故障限流器支路中电容的充放电实现限流电感的投 入与旁路。上述方法能够实现限流电感的主动投 退,发挥故障限流作用,并消除对系统的不利影响, 但是拓扑结构较为复杂,成本较高。

文献[16]提出一种由限流电感与能量耗散电路 并联构成的限流电路。其中,能量耗散电路由一个 吸能电阻与一组反并联的晶闸管构成。能量耗散电路中的晶闸管组在 DCCB 跳闸以后迅速导通,此时限流电感中存储的故障能量被吸能电阻吸收,与故障线路的故障储能有效分离,从而大幅降低 DCCB中避雷器的耗能需求,缩短故障清除时间。该类型直流故障限流器拓扑结构及控制策略简单,造价成本小、制造难度低,具有极大的技术优势。但该直流故障限流器仅实现前文中提及的故障限流需求 ①—③,并未考虑限流电感对柔性直流电网运行稳定性的不利影响。

针对上述问题,本文提出了一种改进型混合式 直流故障限流器。该直流故障限流器在故障发生后 以电阻与电感并联的形式有效限制故障电流,并与 DCCB相配合加快断流速度;在系统正常运行过程 中,该直流故障限流器利用并联电阻消除限流电感 对系统稳定性的不利影响,提高系统的暂态响应速 度。此外,与文献[16]中的方法相比,本文所提拓扑 能够有效减少晶闸管的使用数量,从而降低造价 成本。

1 混合式直流故障限流器拓扑及工作原理

本文所提出的改进型混合式直流故障限流器拓 扑结构如图1(a)所示。混合式直流故障限流器由限 流电感L、能量耗散电路以及并联电阻R₂构成。其 中,能量耗散电路由吸能电阻R₁和电力电子器件串 联组成。在文献[16]的基础上,改进拓扑采用一组 二极管(D)替代其中的一组晶闸管(T)(导通方向为 线路指向换流站),以降低直流故障限流器建设成 本。同时,在限流电感两端并联一个电阻R₂,以消除 限流电感对系统稳定性的不利影响。

以基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的四端中压环形直流配电网为例,本文将所提直流故障限流器(FCL₁—FCL₄)装设于换流站(S₁—S₄)出口,具体配置方案如图1(b)所示。根据不同的系统运行状态,直流故障限流器通过晶 闸管的导通控制实现其运行状态的快速切换。对于 直流故障限流器而言,其直流侧发生故障(故障点为 f_1)和换流站侧发生故障(故障点为 f_2)时的运行 状态会有所不同。

当直流系统处于稳态运行时,所提混合式直流 故障限流器中的晶闸管T处于关断状态,由于线路 中流过的恒定直流电流(I_{line1} — I_{line4}), R_2 被L旁路,直 流电流只流经L。在系统运行过程中发生功率波动 的情况下, R_2 能够提高系统的暂态响应速度及运行 稳定性,具体理论分析将在3.2节中详细说明。

1.1 直流侧故障

1)故障限流阶段。

当直流故障限流器直流侧发生短路故障时,直



Fig.1 Topology of improved hybrid DC fault current limiter and its configuration in DC grid

流线路中的故障电流快速上升,限流拓扑中的限流 电感L立即发挥限流作用。此时,L上的压降在R₂中 产生导通电流。需要注意的是,为避免过度削弱直 流故障限流器的限流效果,R₂的阻值应足够大,以减 小经R₂支路馈入故障点的故障电流,从而确保L充 分发挥限流效果。

2)故障电流清除阶段。

当DCCB接收到保护信号并跳闸以后,DCCB中的避雷器投入故障回路中,故障电流快速下降。此时,在限流电感感应电动势作用下,二极管D被导通,电感中续电流经 R_1 与 R_2 并联的电阻支路形成环流,且由于 $R_1 \ll R_2$,续电流主要流经 R_1 。该方式实现了故障断流期间限流电感故障储能与线路故障储能的有效解耦,大幅减小了DCCB避雷器需要耗散的故障能量,从而提高了故障电流清除速度。

3) 直流故障限流器恢复阶段。

在 DCCB 避雷器的作用下,直流线路中的故障 电流被迅速清除,随后 DCCB 中的残余电流开关跳 开,实现对故障点的物理隔离。与此同时,限流电感 在故障限流过程中储存的能量会被*R*₁与*R*₂吸收,使 限流电感中的续电流逐渐衰减至0。至此,直流故 障限流器恢复到初始状态。

1.2 换流站侧故障

1)故障限流阶段。

当直流故障限流器的换流站侧发生短路故障 后,直流故障限流器背侧换流站迅速向故障点馈流, 为保护换流站桥臂中的电力电子器件,换流站迅速 闭锁。此时直流电网中未闭锁换流站将继续通过直 流线路向故障点馈入故障电流,因此直流线路中电 流会迅速上升。对于背侧发生故障的直流故障限流 器,故障电流会经过其拓扑中的R₁、R₂与L支路流向 故障点。由于R₁阻值较小,大量故障电流经R₁支路 流向故障点,致使背侧发生故障的直流故障限流器 无法可靠限流。但对于装设在其余换流站出口的直 流故障限流器而言,故障点均位于直流故障限流器 的直流侧。因此根据1.1节所述,直流线路中的故障 电流能够被可靠限制,以避免线路中短路电流过大 造成直流电网中所有换流站全部闭锁,进而导致全 系统功率传输的中断。此时系统中背侧无故障的直 流故障限流器工作原理与直流场侧故障情况相同, 此处不再赘述。

2)故障电流清除阶段。

DCCB 跳闸后,直流线路中的故障电流在 DCCB 中避雷器作用下迅速下降。此时晶闸管 T 被施以触 发信号,使得其在限流电感的反电动势作用下导通。 考虑到此阶段限流电感 L 会在 DCCB 避雷器的作用 下感应出与晶闸管导通方向相同的电动势,故拓扑 中的晶闸管控制单元可采用电压取能方式^[17]。限流 电感 L 在限流阶段储存的能量会以续电流的形式在 直流故障限流器内部形成环流。此时线路中的限流 电感被旁路,以实现故障电流的快速清除。

3) 直流故障限流器恢复阶段。

直流线路中故障电流在DCCB中避雷器的作用 下下降至0,剩余电流开关跳开。此时,限流电感中 的续电流被*R*₁与*R*₂吸收,晶闸管T可靠关断,直流故 障限流器完成恢复过程。

由上述工作原理可知,在直流侧发生故障以后, 所提直流故障限流器能够立即以电阻与电感并联的 形式发挥故障限流作用。而在直流故障限流器背侧 发生故障情况下,装设于其余换流站出口的直流故 障限流器能够限制对应换流站供给的故障电流,因 此从系统层面出发故障电流仍然能够得到有效抑 制,实现健全网络的故障穿越。同时,所提直流故障 限流器通过在限流电感两端并联大电阻的形式,有 效消除了其对系统暂态响应速度和运行稳定性的不 利影响。需要指出的是,本文所提直流故障限流器 配置方案无需在直流电网的每条线路两端配置直流 故障限流器,只需在换流站出口安装直流故障限流 器,大幅减少了系统所需的直流故障限流器数量。 同时,本文所提直流故障限流器拓扑采用二极管替 代部分晶闸管,由于二极管为不控器件,无需驱动电 路,且成本较低,故大幅降低了直流故障限流器的造 价成本及控制复杂度。

根据上述分析,本文所提出的混合式直流故障 限流器的各阶段工作原理见附录A图A1,控制策略 见附录A图A2。

2 参数设计

基于上述拓扑结构和工作原理,本节将重点讨论所提直流故障限流器中核心元件(*R*₁、*R*₂及*L*)的参数设计方法。

2.1 R,参数设计

 $L 和 R_2 决定了直流故障限流器整体的限流效$ 果,可通过限流阶段暂态响应的分析以及过流上限 $要求确定 <math>L 和 R_2$ 的大小。在故障限流阶段,换流站 与直流故障限流器的等效电路如图 2 所示。图中: u_{FCL} 为直流故障限流器两端电压; U_{dc} 为换流站出口 直流电压; R_s 、 L_s 、 C_s 分别为换流站在放电阶段的等 效电阻、电感与电容; u_{SM} 为换流站等效电容两端电 压; i_{dc} 为故障线路中的电流; i_2 为流经 R_2 支路的电 流; i_L 为流经L支路的电流。



图2 限流阶段等效电路

Fig.2 Equivalent circuit of current limiting state

 $R_{x}L_{x}$ 、 C_{z} 与换流站参数间的关系可分别表示为:

$$\begin{cases} C_{\rm s} = 6C_{\rm SM}/N\\ L_{\rm s} = 2L_{\rm arm}/3\\ R_{\rm s} = 2R_{\rm arm}/3 \end{cases}$$
(1)

式中: C_{sm}为子模块电容; L_{am}、R_{am}分别为桥臂电感、 电阻; N为桥臂子模块总数。根据图2所示限流阶段 的等效电路图可以得到如下关系:

$$\begin{cases} i_{dc} = -C_s \frac{\mathrm{d}u_{SM}}{\mathrm{d}t} \\ u_{SM} = i_{dc}R_s + L_s \frac{\mathrm{d}i_{dc}}{\mathrm{d}t} + L \frac{\mathrm{d}i_L}{\mathrm{d}t} \\ L \frac{\mathrm{d}i_L}{\mathrm{d}t} = i_2 R_2 \\ i_L + i_2 = i_{dc} \end{cases}$$
(2)

由图2可知,直流故障限流器在限流过程中,其 两端电压 *u*_{FCL}与换流站直流出口直流电压 *U*_{dc}相等。 当DCCB 动作时,电感支路电流 *i*_{L trip} 可表示为:

$$\dot{t}_{L_{\rm trip}} = \frac{u_{\rm FCL}}{L} t_{\rm trip} + \dot{t}_{L(0)} \tag{3}$$

式中:*i*_{L(0)}为故障发生前限流电感中的电流;*t*_{trip}为 DCCB动作时刻。根据式(3),换流站出口处故障电 流峰值*i*_{dep}可表示为:

$$i_{\rm dc_p} = \frac{U_{\rm dc}}{R_2} + \frac{U_{\rm dc}}{L} t_{\rm trip} + i_{L(0)}$$
(4)

式中:U_{de}/R₂表示经R₂支路馈入故障点的故障电流;

U_{dc}t_{trip}/L表示经L支路馈入故障点的故障电流。

通常 DCCB 在故障后约 5 ms 即可动作,因此在限流过程中为便于分析,可以假设换流站直流侧电压维持在直流侧额定电压值 U_{deN}不变。由式(4)可知,其等号右侧第一项会对故障电流峰值的大小产生影响,且可认为其为1个常数值,等号右侧第二项对故障电流的上升速率起决定性作用。因此为减小 R₂对故障电流峰值的影响,保障直流故障限流器可 靠限流,令:

$$\frac{U_{\rm deN}}{R_2} \leq k_{\rm p} I_{\rm de_max} \tag{5}$$

式中:k_p为比例系数,且k_p<1,表示经R₂支路流通的 故障电流与系统允许最大故障电流的比值;I_{dc_max}为 保障换流站不闭锁允许流经换流站出口的最大电流 值,可根据式(6)求得^[14]。

$$I_{\rm dc_max} \le 3 \left(k_1 k_2 \sqrt{\frac{1}{9} + \frac{2}{9M^2 \cos^2 \varphi}} - \frac{2}{3M \cos \varphi} \right) I_{\rm deN} (6)$$

式中:M为调制比; $\cos \varphi$ 为功率因数; I_{deN} 为额定直流 电流值; k_1 为换流站桥臂电流的过载系数, $\exists k_1 > 1; k_2$ 为换流站桥臂中所选IGBT的额定电流与换流站桥 臂额定电流的比值, $\exists k_2 > 1$ 。

根据式(5)及式(6)即可得R2需满足的条件为:

$$R_{2} \ge \frac{U_{deN}}{3k_{p}I_{deN}\left(k_{1}k_{2}\sqrt{\frac{1}{9} + \frac{2}{9M^{2}\cos^{2}\varphi}} - \frac{2}{3M\cos\varphi}\right)}$$
(7)

2.2 L参数设计

为避免故障后换流站闭锁,应将换流站出口故 障电流峰值限制在系统允许最大电流值以下,即:

$$i_{de_p} \leq I_{de_max} \tag{8}$$

结合式(4)及式(6)整理可得,限流电感L需 满足:

$$L \ge \frac{U_{deN} t_{trip}}{3\left(k_1 k_2 \sqrt{\frac{1}{9} + \frac{2}{9M^2 \cos^2 \varphi}} - \frac{2}{3M \cos \varphi}\right) I_{deN} - \frac{U_{deN}}{R_2} - i_{L(0)}}$$
(9)

从故障限流的角度考虑, R₂与L的取值应尽量 大,但若R₂与L的取值过大,则会对系统稳定性造成 不利影响,本文第3节中将对此进行详细分析,并给 出取值具体确定方法。

本文采用±35 kV柔性直流电网(参数见附录A 表A1),将系统参数及DCCB跳闸的时刻 $t=t_{trip}$ (本文 中 $t_{trip}=5$ ms)代人式(2)中的微分方程组求解,即可 得到换流站出口故障电流峰值 i_{de_p} 与 R_2 及L取值之 间的关系,见附录A图A3。由数值计算结果可得, R_2 与L应满足:

$$\begin{cases} L \ge 0.065 \text{ H} \\ R_2 \ge 40 \Omega \end{cases}$$
(10)

2.3 R₁参数设计

根据直流故障限流器的工作原理,在线路中 DCCB动作同时,晶闸管T被导通,直流故障限流器 进入故障清除阶段。此时L在限流过程中储存的能 量将以环流的形式被 R_1 与 R_2 吸收。在理想状态下, 忽略晶闸管的导通压降,此阶段的等效电路如图 3 所示。图中: i_{cir} 为限流电感在直流故障限流器内部 的环流; U_A 为避雷器残压; R_{eq} 为 R_1 与 R_2 并联的等效 电阻, R_{eq} = $R_1R_2/(R_1+R_2)$ 。



图3 故障清除阶段等效电路

Fig.3 Equivalent circuit of fault clearing state

在故障清除阶段,假设断流过程中电流下降速 率不变,则避雷器投入后,线路中的电流*i*_{de}可以表 示为:

$$i_{\rm dc} = i_{\rm dc_p} + \frac{U_{\rm dc} - U_{\rm A}}{L_{\rm s}} t$$
 (11)

由式(11)可得线路中电流由 i_{de_p} 下降至0所需的时间T为:

$$T = \frac{i_{\rm dc_p}L}{U_{\rm A} - U_{\rm dc}} \tag{12}$$

则避雷器投入后从换流站馈出的能量*E*₁可表示为:

$$E_{1} = \int_{0}^{T} U_{dc} i_{dc} dt = \frac{U_{dc} i_{dc_{p}}^{2} L}{2U_{A} U_{dc}}$$
(13)

从 DCCB 动作至直流故障限流器完成恢复的过程中, 直流故障限流器电阻吸收的能量 E_{Req} 可表示为:

$$E_{Req} = \int \frac{u_{FCL}^2}{R_{eq}} dt = \int \frac{(L di_L/dt)^2}{R_{eq}} dt \qquad (14)$$

故障清除阶段避雷器吸收的能量*E*_M为^[18]:

$$E_{\rm M} = E_L + E_{\rm Ls} + E_{\rm 1} - E_{\rm Req} \tag{15}$$

式中: $E_L = \frac{1}{2} Li_{dc_p}^2 \cdot E_{Ls} = \frac{1}{2} L_s i_{dc_p}^2$ 分别为限流电感与换流站等效电感在DCCB动作时刻储存的能量。

由式(14)、(15)可知, R_{eq} 越小,电阻支路吸收的 能量越多。而在 R_2 取值确定的情况下, R_1 取值越小, R_{eq} 越小。因此从故障电流清除的角度考虑,应尽可 能减小 R_1 ,从而进一步减少避雷器所需吸收的能量, 加快故障电流清除。

在直流故障限流器恢复阶段,限流电感中的续

电流在电感与电阻构成的一阶 RL 回路中渐渐衰减, 其衰减时间常数 τ 为 L/R_{eq}。若电阻取值过小,则将 延长直流故障限流器的恢复时间。若直流故障限流 器无法在 DCCB 重合前恢复至初始状态,则将导致线 路再次故障后直流故障限流器无法正常投入工作。 在工程实际中,经过 5 个衰减时间常数后即可认为 RL 回路中的电流衰减至 0。因此,为确保直流故障 限流器在 DCCB 重合前完成恢复,应当使限流电感 中的续电流在 DCCB 重合前被电阻吸收至 0,即:

 $5\tau \leq k_{i}\Delta t$ (16)

式中:k₁为可靠系数,且k₁<1。

根据式(16)可计算得到*R*₁的取值需满足的条件为:

$$R_1 \ge \frac{5LR_2}{R_2k_1\Delta t - 5L} \tag{17}$$

3 经济性及系统稳定性影响对比分析

在上述参数设计方法的基础上,本节将从直流 故障限流器的经济性和对系统稳定性影响2个层 面,对本文所提直流故障限流器与传统直流故障限 流器(文献[16])进行详细对比分析。

3.1 经济性对比分析

由于直流故障限流器拓扑中电力电子开关器件 的成本远远高于其他元件,直流故障限流器的建设 成本主要取决于拓扑中的电力电子开关器件的成 本。因此可通过分析计算2种直流故障限流器拓扑 中所需的电力电子开关器件数量和成本判断直流故 障限流器成本的高低。

3.1.1 直流故障限流器背侧故障短路电流计算

文献[16]针对在直流侧发生故障的情况下分析 计算了其直流故障限流器拓扑中所需的晶闸管数 量,但未考虑直流故障限流器拖流站侧故障情况下 晶闸管可能流过的最大电流。假设图1所示的四端 环形柔性直流电网中换流站S₄出口处发生短路故 障,故障后电流将通过背侧故障的直流故障限流器 中二极管支路直接流向故障点。而对于装设在其他 端口的直流故障限流器,故障电流经*R*₂与*L*支路流 通,使得线路中的故障电流能够被有效限制。根据 文献[19]及本文直流故障限流器的配置方案,可得 出其等效 RLC 电路的计算模型,并列写基尔霍夫电 压、电流矩阵方程组,求解得到换流站出口故障情况 下注入故障点的故障电流值。受篇幅限制,具体计 算方法见附录B。

3.1.2 电力电子器件的成本对比分析

根据文献[16]所提出的直流故障限流器在限流 过程中的工作原理,在限流过程中,晶闸管组两端承 受的电压*U*_r满足:

$$U_{\rm T} \leq U_{\rm dcN} \tag{18}$$

在直流故障限流器直流侧发生短路故障的情况下,DCCB动作后流过晶闸管组的电流*I*_T满足:

$$I_{\rm T} \le \max\{I_{\rm f1}, I_{\rm f2}, I_{\rm f3}, I_{\rm f4}\}$$
 (19)

式中:*I*_{ff}—*I*₄分别为接入直流故障限流器后换流站 S₁—S₄直流出口发生短路故障情况下的故障电流 峰值。

根据式(18)与式(19),可求得文献[16]所提出 的直流故障限流器中需串联的晶闸管数量k_a及所需 并联的晶闸管数量k_a应分别满足:

$$k_{\rm s} \ge 2U_{\rm deN}/V_{\rm TN} \tag{20}$$

$$\geq \max \{ I_{f1}, I_{f2}, I_{f3}, I_{f4} \} / I_{TN} + i_{dc_p} / I_{TN}$$
 (21)

式中: V_{TN}为所选晶闸管的额定电压; I_{TN}为所选晶闸 管的额定电流。

根据改进混合式直流故障限流器的工作原理, 在故障限流阶段电力电子开关两端承受的电压 *U*_{PN} 需满足:

$$U_{\rm PN} \ge U_{\rm dcN} \tag{22}$$

则拓扑中所需串联的晶闸管数量*n*_s与二极管的数量*n*_s需分别满足:

$$n_{\rm sT} \ge \frac{U_{\rm deN}}{V_{\rm TN}}$$

$$n_{\rm sD} \ge \frac{U_{\rm deN}}{V_{\rm DN}}$$
(23)

式中:V_{DN}为所选二极管的额定电压。

 $k_{\rm p}$

在直流故障限流器直流侧发生短路故障情况下,拓扑中的晶闸管在被触发后始终承受反压,因此流过晶闸管的电流为0;拓扑中二极管可能流过的最大电流为直流线路故障电流峰值 *i*_{de.p}。当直流故障限流器背侧发生故障时,直流故障限流器背侧换流站立即闭锁,故障电流经直流故障限流器中的3条支路共同馈入故障点,因此二极管中流通的最大电流 *I*_{pma}满足:

$$I_{\rm Dmax} < \max\{I_{\rm f1}', I_{\rm f2}', I_{\rm f3}', I_{\rm f4}'\}$$
(24)

式中:*I*[']_n—*I*[']₄分别为接入本文提出的改进混合式直流故障限流器后换流站S₁—S₄直流出口处发生短路故障情况下的故障电流峰值。

因此改进混合式直流故障限流器中需并联的二 极管数量*n*_{op}需满足:

$$n_{\rm pD} \ge \frac{\max\left\{I'_{\rm fI}, I'_{\rm f2}, I'_{\rm f3}, I'_{\rm f4}, i_{\rm dc_{-}p}\right\}}{I_{\rm DN}}$$
(25)

式中:I_{DN}为所选二极管的额定电流。

当 DCCB 动作后, 晶闸管中流过电流的最大值 I_{Tmax} 满足:

$$I_{T_{max}} < \max\{i_{L1}, i_{L2}, i_{L3}, i_{L4}\}$$
 (26)
式中: $i_{L1} - i_{L4}$ 分别为接入改进型混合式直流故障限
流器后换流站S₁—S₄直流出口故障时直流故障限流

器中限流电感中流过的故障电流峰值,可在换流站 出口短路故障电流计算过程中求得。

因此改进型混合式直流故障限流器中需并联的 晶闸管数量*n*_{or}需满足:

$$n_{\rm pT} \ge \frac{\max\left\{i_{L1}, i_{L2}, i_{L3}, i_{L4}\right\}}{I_{\rm TN}}$$
(27)

针对本文中图1所示的四端环形柔性直流电 网,在2种直流故障限流器中选用T1081N65TOH型 号的晶闸管与D4600U45X172型号的二极管。所选 用晶闸管的额定电压为6.5 kV,额定电流为2.9 kA; 所选用二极管的额定电压为4.5 kV,额定电流为 4.78 kA。经计算,为满足直流故障限流器中晶闸管 的耐流及耐压需求,直流故障限流器中每组晶闸管 并联数量为4,串联数量为11;而在本文提出的改进 混合式直流故障限流器中,减少了一组晶闸管,增加 了一组二极管。经分析计算,为满足耐流及耐压需 求,本文所提直流故障限流器中每组二极管并联数 量为1,串联数量为16。经调研,对于本文中所选型 号,单只二极管成本较晶闸管下降约27.7%。则最 终计算可知,与文献[16]中限流器相比,本文所提直 流故障限流器中电力电子器件总成本下降了 36.8%,极大地降低了直流故障限流器的建设成本。

3.2 对系统稳定性影响对比分析

为了研究直流故障限流器的接入对系统稳定性的影响,本文对含直流故障限流器的MMC电气及控制系统建立小信号模型。不同于等效于直流电抗的各类直流故障限流器,改进混合式直流故障限流器在系统正常运行时以1个电阻与电感并联的形式接入系统。为分析其对系统稳定性的影响,需根据其等效电路模型建立相应的小信号模型并入系统中。 3.2.1 含改进型混合式直流故障限流器的MMC系统小信号模型的建立

图4为接入改进混合式直流故障限流器的MMC 拓扑结构。根据图4可以建立含改进型混合式直流 故障限流器的MMC直流侧的动态模型为:

$$\begin{cases} U_{dc} = N\overline{u}_{C} + \frac{2}{3}R_{arm}i_{dc} + \frac{2}{3}L_{arm}\frac{di_{dc}}{dt} + 2L\frac{di_{L}}{dt} \\ i_{dc} = i_{L} + \frac{L}{R_{2}}\frac{di_{L}}{dt} \end{cases}$$
(28)

式中: ūc 为子模块电容电压直流分量。

根据式(28)可得含改进混合式直流故障限流器的MMC系统直流侧的动态模型为:

$$\begin{cases} \frac{\mathrm{d}i_{L}}{\mathrm{d}t} = \frac{R_{2}}{L} (i_{\mathrm{dc}} - i_{L}) \\ \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{dc}}}{\mathrm{d}t} = \frac{3U_{\mathrm{dc}} - 3N\bar{u}_{C} - 2R_{\mathrm{arm}}i_{\mathrm{dc}} - 6R_{2}(i_{\mathrm{dc}} - i_{L})}{2L_{\mathrm{arm}}} \end{cases}$$
(29)

结合文献[20]中建立的 MMC 动态模型及式 (29),建立含改进混合式直流故障限流器的 MMC 小



图4 接入改进混合式直流故障限流器的 MMC 拓扑结构 Fig.4 Topology of MMC with improved hybrid DC fault current limiter

信号模型为:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\mathbf{x}} \\ \Delta \dot{\mathbf{x}}_{c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} + \mathbf{B}_{1} \mathbf{H}_{c1} \mathbf{E} & \mathbf{B}_{1} \mathbf{G}_{c} + \mathbf{B}_{1} \mathbf{H}_{c2} + \mathbf{B}_{2} \mathbf{J} \\ \mathbf{B}_{c1} \mathbf{E} & \mathbf{A}_{c} + \mathbf{B}_{c2} \mathbf{J} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \mathbf{x}_{c} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{3} & \mathbf{B}_{1} \mathbf{H}_{c3} \\ \mathbf{0} & \mathbf{B}_{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{u}_{3} \\ \Delta \mathbf{u}_{c3} \end{bmatrix}$$
(30)

式中:" Δ "表示各变量的小信号分量; $\Delta x = [\Delta \overline{u}_c, \Delta u_{c_{-1d}}, \Delta u_{c_{-1q}}, \Delta i_{dc}, \Delta i_L, \Delta I_{sq}], u_{c_{-1d}}, u_{c_{-1q}} 分别为子$ $模块电容电压基频分量的 <math>d \setminus q$ 轴分量, $I_{sd} \setminus I_{sq}$ 分别 为交流电流的 $d \setminus q$ 轴分量; $\Delta x_c = [\Delta i_{dm}, \Delta i_{qm}, \Delta U_{sdm}, \Delta U_{sqm}, \Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4, \Delta x_{pll}], i_{dm}, i_{qm}, U_{sdm}, U_{sqm}$ 分别 为 $I_{sd} \setminus I_{sq}, U_{sd} \setminus U_{sq}$ 经过一阶滤波得到的变量(U_{sd}, U_{sq} 分 别为公共耦合点(point of common coupling, PCC) 的交流电压的 $d \setminus q$ 轴分量), $x_1 - x_4$ 分别为有功外环、 无功外环、有功内环、无功内环的误差信号对时间 的积分; $\Delta u_3 = [\Delta U_{cd}, \Delta U_{cq}, \Delta \omega, \Delta U_{sd}, \Delta U_{sq}, \Delta U_{dc}], U_{cq}$ % 的频率; $\Delta u_{c3} = [\Delta I_{sd}, \Delta I_{sq}, \Delta U_{sd}, \Delta U_{sq}, \Delta P_{ref}, \Delta Q_{ref}],$ $P_{ref} \setminus Q_{ref}$ 分别为有功、无功功率的参考值。小信号模 型中各矩阵表达式见附录C。

3.2.2 直流故障限流器接入对MMC系统稳定性的 影响

当系统状态空间矩阵中特征根的实部全部处于 负半轴时,MMC系统处于稳定状态。可以通过求解 MMC系统状态空间方程矩阵的特征根来判定系统 的稳定状态。

在系统正常运行时,文献[16]中的直流故障限 流器可等效为直接接入系统的直流电抗器,而本文 所提出的直流故障限流器则以电阻与电感并联的形 式接入系统。本文分别讨论了线路中接入2种直流 故障限流器情况下MMC系统的稳定性以及改进型 混合式直流故障限流器中*R*,值变化对系统稳定性的 影响。

146

以±35 kV的MMC系统为例,在不同情况下空间 状态矩阵中的特征根轨迹变化如图5所示。



图 5 不同参数变化时的 MMC 小信号模型状态 矩阵根轨迹

Fig.5 Root loci of MMC small-signal model state matrix with different parameters

图 5(a)为 MMC 直流侧分别接入等效于常规直 流电抗的各类直流故障限流器与本文所提直流故障 限流器2种情况下不稳定模态的根轨迹。其中,直 流故障限流器中电感值由 0.01 H 变化至 0.1 H, 步长 为0.002 H。由计算结果可看出,当电感值较小时, 接入2种直流故障限流器情况下,状态矩阵中不稳 定模态的特征根实部均为负值,即MMC系统能够保 持稳定。然而,随着电感值的增加,2种情况下特征 根的实部均逐渐向正半轴移动。接入等效于常规直 流电抗的各类直流故障限流器的情况下特征根实部 将逐渐进入正半轴,而接入改进型混合式直流故障 限流器的情况下特征根实部始终位于负半轴,说明 随着L值的不断增大,接入等效于常规直流电抗的 各类直流故障限流器的MMC系统将渐渐失稳,而接 入改进型混合式直流故障限流器的 MMC 系统能够 始终保持稳定。

图 5(b)展示了直流侧串联改进型混合式直流 故障限流器的情况下,L取 0.075 H时,R₂由 50 Ω变 化至 500 Ω(步长为1 Ω)时不稳定模态的根轨迹。 由计算结果可以看出,随着R₂的增大,不稳定模态特 征根的实部逐渐向正半轴移动,当R₂逐渐增加至大 于 300 Ω时,不稳定模态的根轨迹进入正半轴,说明 混合式直流故障限流器改进拓扑中R₂取值不宜过 大,否则特征根实部将逐渐由负变正,造成系统失 稳。但是,需要指出的是,在本文分析的案例场景 中,为确保故障限流作用,R₂只需大于40Ω。由小 信号分析可知,在该情况下R₂能够有效保障系统的 稳定性。而且,为了尽可能提升限流作用,R₂可以在 一定程度上大于下限值(本文分析算例中为40Ω)。

4 仿真验证

为验证本文所提改进混合式直流故障限流器 的限流效果及参数设计合理性,在PSCAD/EMTDC 中搭建如图1所示的四端中压直流环网,仿真参数 见附录A表A1。

4.1 限流效果的仿真验证

在仿真算例中考虑一定的裕度,改进混合式直流故障限流器的参数取为L=0.075 H, R_2 =100 Ω , R_1 = 10 Ω 。假设故障发生在t=2 s, DCCB 在故障后 5 ms 动作切除故障。

4.1.1 直流故障限流器直流侧故障

假设图1所示的四端MMC直流系统中f₁处发生 双极短路故障,图6中展示了系统无任何限流措施、 装设改进混合式直流故障限流器以及直接在线路中 串联限流电感3种场景下故障线路电流*I*_{linel}、换流站 S₂出口电压*U*_{de2}与换流站S₂有功功率*P*₂的仿真 结果。





如图6中无限流情况波形所示,当柔性直流电 网中没有限流措施时,直流线路故障电流在发生故 障以后快速上升,在DCCB跳闸以前,线路1中直流 电流过流峰值达到42.7kA,换流站出口电压迅速下 降至0,可能会造成整个系统的崩溃。需要指出的 是,本算例中为了完整展示过流程度,并未设置 MMC的闭锁环节。在工程实际中,当线路中的过流 超过换流站可承受最大电流值后,换流站将快速闭 锁,导致换流站退出运行。

不同的是,装设改进混合式直流故障限流器 以后,直流侧发生短路故障后,在DCCB动作跳闸 时的直流线路中的最大故障电流峰值可被限制至 6.3 kA,且换流站出口电压在故障后最低下降至 57.5 kV,可有效避免换流站的闭锁及整个系统电压 的崩溃。

在故障清除阶段直接在线路中串联限流电感的情况下,线路中的故障电流在DCCB动作后约 4.5 ms下降至0,而在线路中接入改进型混合式直流 故障限流器的情况下,线路中的故障电流在DCCB 动作后约13 ms下降至0。与直接在线路中串联限 流电感的传统方法相比,改进型混合式直流故障限 流器能够在DCCB跳闸的同时导通晶闸管,将限流 电阻旁路,使故障清除时间减少约65%,有效提高 了故障清除速度。

4.1.2 直流故障限流器背侧故障

假设图1所示四端MMC柔性直流电网中的f2 处发生双极短路故障,观测各换流站出口电流及 DCCB中消耗能量,如图7所示。根据改进型混合式 直流故障限流器的工作原理,当FCL4背侧发生故障 以后,换流站S4闭锁,直流线路中的故障电流由装设





在未闭锁换流站出口的直流故障限流器 FCL₁-FCL₃进行限制。

由图 7(a)所示仿真结果可见,故障后改进型混 合式直流故障限流器能够将换流站 $S_1 - S_3$ 出口的故 障电流峰值限制在系统允许的最大电流值 I_{de_max} 以 下,以保障系统中换流站 $S_1 - S_3$ 不发生闭锁。由此 说明,装设在无出口短路故障换流站端口的直流故 障限流器能够保障其背侧换流站的可靠故障穿越, 避免功率传输的中断。图 7(b)、(c)分别展示了直流 故障限流器在换流站侧故障后投入晶闸管T与不投 入晶闸管T这2种情况下换流站 S_4 出口电流 I_{s4} 波形 以及 DCCB在断流过程中避雷器吸收的能量。需要 指出的是,图 7(b)中,在不投入晶闸管的情况下,二 极管中电流于 2.0068 s 下降至 0,此时电感中剩余能 量无法继续被电阻 R_1 吸收。2 组仿真对比数据如 表1所示。

表1 晶闸管T对故障清除阶段的影响

Table 1	Influence	of	Thyristor	Т	on	fault	clearing	stage
---------	-----------	----	-----------	---	----	-------	----------	-------

晶闸管投入状态	故障电流下降 至0的时刻/s	DCCB吸收能量 / kJ
投入	2.0074	102.0
不投入	2.0130	237.7

由表1中的仿真结果可知,与不投入晶闸管T相 比,投入晶闸管T后故障清除时间缩短了43%。这 是由于在不投入晶闸管T的情况下,二极管中的电 流在DCCB中避雷器残压的作用下迅速下降至0。 当二极管中电流下降至0后,若不触发导通晶闸管 T,则*R*₁支路不再对*L*起到旁路作用,导致电流下降 速率变缓,从而延长故障清除时间。根据表中2种 情况下DCCB吸收能量的对比可知,投入晶闸管T 后,DCCB在断流过程中避雷器所需吸收能量与不 投入晶闸管T的情况相比减少了57%。显然,直流 故障限流器在投入晶闸管T后能够利用*R*₁吸收电感 中储存的故障能量,进而降低DCCB中避雷器的耗 能需求。

4.2 稳定性影响对比仿真验证

设换流站S₂的有功功率为70 MW,假定在t=3s 的时刻换流站S₂的有功功率值阶跃变化为35 MW, 即发生50%的阶跃变化。图8为换流站S₂发生功率 波动后系统中分别接入常规直流故障限流器(限流 电抗或文献[16]等直流故障限流器)与本文所提出 的改进型混合式直流故障限流器2种情况下换流站 S₂的直流电压U_{de2}、直流电流i_{de2}及接入常规直流故 障限流器的桥臂电流I_{am1}与接入改进混合式直流故 障限流器的桥臂电流I_{am2}的仿真结果。根据图8可 以看出,当系统中发生功率波动后,常规直流故障限 流器的换流站出口电压、母线电流及换流站桥臂电 流会发生振荡,这是由于在系统正常运行时,直流故 障限流器中的限流电感始终接入线路中,导致系统的稳定性被破坏。



图 8 含常规直流故障限流器与改进混合式直流故障 限流器的系统功率波动仿真结果



本文所提出的改进型混合式直流故障限流器在 系统正常运行时,以限流电感与电阻并联的形式接 入系统。在系统发生功率波动时,换流站出口电压、 电流以及换流站中的桥臂电流能够迅速恢复稳定。 图 8 中的仿真结果充分证明,本文所提出的改进型 混合式直流故障限流器能够有效避免限流电感的直 接接入对系统稳定性造成的不良影响,在系统发生 功率突变以后提高暂态响应速度,防止系统发生 振荡。

5 结论

本文提出了一种改进型混合式直流故障限流器,并讨论了该直流故障限流器的参数设计方法。 在直流故障限流器直流侧发生故障后,所提直流故 障限流器中的限流电感与电阻共同投入,实现无延 时限流;在直流故障限流器背侧发生故障以后,故障 电流由对端换流站出口的直流故障限流器进行抑 制,同样能保证系统的故障穿越。与典型直流故障 限流器相比,本文所提方法以二极管替换部分晶闸 管,在系统层面保证故障限流作用的前提下,有效降 低了直流故障限流器配置数量以及直流故障限流器 自身所需的晶闸管数量,从而降低了造价成本和控 制复杂度。此外,小信号分析与仿真均表明,本文所 提直流故障限流器在限流电感两端并联大电阻以 后,能够有效消除限流电感对柔性直流电网暂态响 应速度和运行稳定性的不利影响。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- [1] 董云龙,凌卫家,田杰,等. 舟山多端柔性直流输电控制保护系统[J]. 电力自动化设备,2016,36(7):169-175.
 DONG Yunlong,LING Weijia,TIAN Jie, et al. Control & protection system for Zhoushan multi-terminal VSC-HVDC[J].
 Electric Power Automation Equipment,2016,36(7):169-175.
- [2] 徐政,屠卿瑞,管敏渊.柔性直流输电系统[M].北京:机械工 业出版社,2013:7-10.
- [3] 陈启超,李晖,吴文传,等. 基于 VSC-HVDC 异步互联系统联网 转孤岛运行稳定控制策略[J]. 电力自动化设备,2020,40(4): 32-39.

CHEN Qichao, LI Hui, WU Wenchuan, et al. Stability control strategy for conversion from grid-tied to island operation of asynchronous interconnected power grids based on VSC-HVDC [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(4): 32-39.

[4] 孙栩,王华伟,雷霄,等.架空线柔性直流电网的直流短路电流限制研究[J].电力自动化设备,2017,37(2):219-223.
 SUN Xu,WANG Huawei,LEI Xiao, et al. Restriction of DC short circuit current for overhead lines of flexible DC grid[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(2):219-223.

[5]彭宇锋,张英敏,李俊松,等.考虑线路电容的MMC-HVDC系统直流接地故障电流计算方法[J].电力系统保护与控制,2020,48(23):57-63.

PENG Yufeng, ZHANG Yingmin, LI Junsong, et al. Ground fault current calculation method for an MMC-HVDC system considering line capacitance [J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(23): 57-63.

- [6] 李斌,何佳伟. 多端柔性直流电网故障隔离技术研究[J]. 中国电机工程学报,2016,36(1):87-95.
 LI Bin,HE Jiawei. Research on the DC fault isolating technique in multi-terminal DC system[J]. Proceedings of the CSEE,2016,36(1):87-95.
- [7] FRANCK C M. HVDC circuit breakers: a review identifying future research needs[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(2):998-1007.
- [8] 刘剑,何雨微,徐祥海,等. 柔性直流电网故障限流技术分析与 探讨[J]. 电力自动化设备,2020,40(4):9-16.
 LIU Jian,HE Yuwei,XU Xianghai, et al. Analysis and discussion of fault current limiting technology in flexible DC grid
 [J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(4):9-16.
- [9] LI R, XU L, HOLLIDAY D, et al. Continuous operation of radial multiterminal HVDC systems under DC fault[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(1):351-361.
- [10] 胡凯凡, 茆美琴, 何壮, 等. 直流短路故障下基于暂态能量抑制的 MMC-HVDC 电网主电路电感参数优化[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(5):1680-1690.
 HU Kaifan, MAO Meiqin, HE Zhuang, et al. Optimization of inductance parameters of main circuit for MMC-HVDC grid based on transient energy suppression under DC short-circuit faults[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(5):1680-1690.
- [11] 罗永捷,宋勇辉,熊小伏,等. 高压大容量 MMC换流阀损耗精确计算[J]. 中国电机工程学报,2020,40(23):7730-7742.
 LUO Yongjie, SONG Yonghui, XIONG Xiaofu, et al. Accurate loss calculation method for bulk-power MMCs[J]. Proceedings of the CSEE,2020,40(23):7730-7742.
- [12] HE J,LI B,LI Y. Analysis of the fault current limiting requirement and design of the bridge-type FCL in the multi-

terminal DC grid [J]. IET Power Electronics, 2018, 11(6): 968-976.

- [13] FU Z, SIMA W X, YANG M, et al. A mutual-inductancetype fault current limiter in MMC-HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(5); 2403-2413.
- [14] 韩乃峥,贾秀芳,赵西贝,等.一种新型混合式直流故障限流器 拓扑[J]. 中国电机工程学报,2019,39(6):1647-1658,1861.
 HAN Naizheng, JIA Xiufang, ZHAO Xibei, et al. A novel hybrid DC fault current limiter topology[J]. Proceedings of the CSEE,2019,39(6):1647-1658,1861.
- [15] 许建中,武董一,俞永杰,等. 电流换相H桥型混合式直流故障限流器[J]. 中国电机工程学报,2019,39(增刊1):235-242.
 XU Jianzhong,WU Dongyi,YU Yongjie,et al. A current-commutation-based H-bridge type hybrid fault current limiter[J]. Proceedings of the CSEE,2019,39(Supplement 1):235-242.
- [16] LIU J, TAI N, FAN C, et al. A hybrid current-limiting circuit for DC line fault in multiterminal VSC-HVDC system [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(7):5595-5607.
- [17] 张松,李兰芳,赵刚,等.TCT 式可控并联电抗器晶闸管阀取 能方式分析[J].电力系统自动化,2016,40(8):98-102.
 ZHANG Song,LI Lanfang,ZHAO Gang, et al. Analysis on thyristor energy-gaining of thyristor controlled transformer type controllable shunt reactors[J]. Automation of Electric Power Systems,2016,40(8):98-102.

[18] 魏晓光,杨兵建,汤广福.高压直流断路器技术发展与工程实

践[J]. 电网技术,2017,41(10):3180-3188.

WEI Xiaoguang, YANG Bingjian, TANG Guangfu. Technical development and engineering applications of HVDC circuit breaker[J]. Power System Technology,2017,41(10):3180-3188.

- [19] LI C, ZHAO C, XU J, et al. A pole-to-pole short-circuit fault current calculation method for DC grids[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6):4943-4953.
- [20] 李探, GOLE A M, 赵成勇.考虑内部动态特性的模块化多电 平换流器小信号模型[J].中国电机工程学报, 2016, 36(11): 2890-2899.

LI Tan, GOLE A M, ZHAO Chengyong. Small-signal model of the modular multilevel converter considering the internal dynamics[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(11):2890-2899.

作者简介:



李 斌

李 斌(1976—),男,教授,博士,主要 研究方向为电力系统保护与控制(**E-mail**: libin tju@126.com);

贾涵茹(1997—), 女, 硕士研究生, 主 要研究方向为柔性直流系统故障限流技术 (**E-mail**:hanrujia_tju@126.com);

何佳伟(1991—),男,副研究员,博士, 通信作者,主要研究方向为柔性直流系统的 保护与控制(E-mail:hejiawei_tju@126.com)。 (编辑 王欣竹)

Improved topology of hybrid DC fault current limiter and its parameter design method

LI Bin, JIA Hanru, HE Jiawei, LI Qingquan, LI Ye, LÜ Huijie

(Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Fault current limiter can ensure the safety of equipment and reliable fault ride-through of flexible DC grid, which is one of the core technologies of flexible DC grid fault handling. A new type of hybrid DC fault current limiter based on inductor-resistor hybrid topology structure is proposed to eliminate the adverse effects on the transient response speed and operation stability of the system caused by traditional current limiting inductor, which can limit the fault current with the parallel connection of inductance and resistance after fault happened in system. Compared with the existing DC fault current limiter, the number of thyristors in the topology is reduced effectively in the proposed hybrid DC fault current. Consequently the construction cost is greatly reduced. Meanwhile, the small-signal model analysis shows that the adverse effects on the transient response and operation stability of the system caused by the inductor can be eliminated effectively by the resistance connected in parallel at both ends of the inductor. Finally, a four-terminal ring-shaped flexible DC power grid is established on PSCAD / EMTDC simulation platform, which fully verifies that the operation stability of the system is improved effectively by the proposed method on the basis of guaranteeing the effect of current limiting.

Key words: flexible DC grid; fault current limiting; parameter design; fault ride-through; stability













Fig.A2 Control strategy of improved hybrid DC current limiter

		_	
参数	取值	参数	取值
额定直流电压/kV	±35	S1~S4额定有功功率/MW	35,70,35,70
交流系统额定电压/kV	25	S ₁ ~S ₄ 子模块电容/μF	15 000,9 750,9 750,9 750
基波频率/Hz	50	有功功率外环 PI(k _{pl} ,k _{il})	(0.002,0.015)
桥臂子模块总数	20	无功功率外环 PI(k _{p2} ,k _{i2})	(0.002,0.015)
$S_1 - S_4$ 等效变压器漏抗/H	0.001 5,0.005 7,0.001 8,0.003 9	一阶测量时间常数(T _{id} , T _{iq} , T _{usd} , T _{usq})	0.000 2
S_1 — S_4 桥臂电感/H	0.022,0.011,0.011,0.022	PLL 控制(k _{p_pll} ,k _{i_pll})	(10,100)
$S_1 - S_4$ 桥臂电阻/ Ω	0.23,0.24,0.24,0.24		

表 A1 四端 MMC 直流电网仿真模型参数 Table A1 Parameters of MMC-based four-terminal DC grid simulation model





由于故障前后网络拓扑结构及系统参数不变,可根据图 B1 写出在故障发生前,接入改进型混合式直流故 障限流器的四端柔性直流电网的电容电压矩阵 $u_e = [u_{C1} \quad u_{C2} \quad u_{C3} \quad u_{C4}]^T$ 、支路电流矩阵 $i_0 = [i_{12} \quad i_{23} \quad i_{34} \quad i_{14}]^T$ 、 节点注入电流矩阵 $i_e = [i_{C1} \quad i_{C2} \quad i_{C3} \quad i_{C4}]^T$ 、电容矩阵 $C_C = \text{diag}(1/C_{c1}, 1/C_{c2}, 1/C_{c3}, 1/C_{c4})$ 、支路节点关联矩 阵 A_0 、电阻矩阵 R_0 、以及在故障限流过程中为计算故障电流而引入的改进型混合式直流故障限流器的电压矩 阵 $u_F = [u_{F1} \quad u_{F1} \quad u_{F1} \quad u_{F1}]^T$ 、各限流器电阻支路电流 $i_R = [i_{R1} \quad i_{R2} \quad i_{R3} \quad i_R]^T$ 与各限流器电感支路电流 $i_L = [i_{L1} \quad i_{L2} \quad i_{L3} \quad i_{L}]^T$,其中 A_0 与 R_0 的表达式为:

$$\boldsymbol{A}_{0} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -1 \\ 1 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}$$
(B1)

$$\boldsymbol{R}_{0} = \begin{bmatrix} R_{C1} + R_{C2} + 2R_{12} & -R_{C2} & 0 & R_{C1} \\ -R_{C2} & R_{C2} + R_{C3} + 2R_{23} & -R_{C3} & 0 \\ 0 & -R_{C3} & R_{C3} + R_{C4} + 2R_{34} & R_{C4} \\ R_{C1} & 0 & R_{C4} & R_{C1} + R_{C4} + 2R_{14} \end{bmatrix}$$
(B2)



图 B1 接入改进型混合式直流故障限流器的 RLC 等效计算电路

Fig.B1 Equivalent RLC calculation circuit with improved hybrid DC fault current limiter

根据等效计算模型可列写出各支路及每条限流器支路上的电流电压方程:

$$A_{0}u_{c} + A_{0}u_{F1} = R_{0}i_{0} + L_{0}i_{0}$$

$$\dot{u}_{c} = C_{C}i_{c}$$

$$u_{F1} = L_{F}\dot{l}_{L}$$

$$u_{F1} = R_{F}i_{R}$$

$$\dot{l}_{L} + \dot{l}_{R} = \dot{l}_{c}$$

(B3)

式中: $L_{\rm F}$ = diag($L_{\rm F1}$, $L_{\rm F2}$, $L_{\rm F3}$, $L_{\rm F4}$)为改进混合式直流故障限流器中的限流电阻矩阵; $R_{\rm F}$ = diag($R_{\rm F1}$, $R_{\rm F2}$, $R_{\rm F3}$, $R_{\rm F4}$)为改进混合式直流故障限流器中的限流电阻矩阵; L_0 为接入改进型混合式直流故障限流器后四端环网的电感矩阵,其表达式为:

$$\boldsymbol{L}_{0} = \begin{bmatrix} L_{C1} + L_{C2} + 2L_{12} & -L_{C2} & 0 & L_{C1} \\ -L_{C2} & L_{C2} + L_{C3} + 2L_{23} & -L_{C3} & 0 \\ 0 & -L_{C3} & L_{C3} + L_{C4} + 2L_{34} & L_{C4} \\ L_{C1} & 0 & L_{C4} & L_{C1} + L_{C4} + 2L_{14} \end{bmatrix}$$
(B4)

对式(B3)进行数值求解,即可得到正常运行状态下接入改进混合式直流故障限流器的四端 RLC 直流电网 的等效计算模型。当换流站 S₄ 出口的直流母线发生短路故障后,根据其工作原理,应将原网络矩阵中 u_{C4} 、 R_{C4} 、 L_{C4} 及电容矩阵 C_{C} 中的 $1/C_{C4}$ 全部置 0,同时对限流电阻矩阵 R_{F} 作出修改: R_{F}' =diag(R_{F1} , R_{F2} , R_{F3} , R_{4}),其 中, R_{F}' 表示故障后的限流电阻矩阵,矩阵中的 R_{4} 表示换流站 S₄出口限流器中吸能电阻 R_{1} 的阻值。利用上述 方法同样可以分别计算得到换流站 S₁—S₃出口限流器背侧故障情况下馈入故障点的故障电流。

附录 C

$$\boldsymbol{G}_{c} = \begin{bmatrix} k_{p3} + \frac{3}{2}k_{p1}k_{p3}U_{sdm0} + k_{p3} & \frac{3}{2}k_{p1}k_{p3}U_{sqm0} - \omega_{0}L_{eq} & \frac{3}{2}k_{p1}k_{p3}i_{dm0} + 1 & \frac{3}{2}k_{p1}k_{p3}i_{qm0} & -k_{i3} & 0 & -k_{p3}k_{i1} & 0 & k_{i_pll}i_{qm0}L_{eq} & 0 \\ -\frac{3}{2}k_{p2}k_{p4}U_{sqm0} + \omega_{0}L_{eq} & \frac{3}{2}k_{p2}k_{p4}U_{sdm0} + k_{p4} & \frac{3}{2}k_{p2}k_{p4}i_{qm0} & -\frac{3}{2}k_{p2}k_{p4}i_{dm0} + 1 & 0 & -k_{i4} & 0 & -k_{p4}k_{i2} & k_{i_pll}i_{dm0}L_{eq} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -k_{i_pll} & 0 \end{bmatrix}$$

$$(C6)$$

$$\boldsymbol{E} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$
(C7)

$$\boldsymbol{J} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -U_m \cos(a - x_{\text{pl}}) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & U_m \sin(a - x_{\text{pl}}) \end{bmatrix}$$
(C8)

小信号模型中, **B**₁为矩阵 **B** 的前 3 列; **B**₂为矩阵 **B** 的第 4、5 列; **B**₃为矩阵 **B** 的第 6 列; **B**_{c1}为矩阵 **B**_c 的前 2 列; **B**_{c2}为矩阵 **B**_c 的第 3、4 列; Δu₃为Δu 的第 6 个变量; Δu_{c3}为Δu_c 的第 5、6 个变量; H_{c1}为矩阵 H_c 的前 2 列; H_{c2}为矩阵 H_c 的第 3、4 列; H_{c3}为矩阵 H_c 的第 5、6 列。