

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

赵坚鹏, 赵成勇, 许建中, 郭春义

(华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室, 北京 102206)

摘要:为缓和直流电网中直流断路器(DCCB)的最大切除时间和切断故障电流大小之间的矛盾,研究超导限流器(SFCL)抑制直流故障电流的方法,提出一种SFCL与DCCB的协调配合方案。分析了不同阻值SFCL的限流特性,并针对超导体并联电阻值、限流电抗值等影响因素进行了比较,在此基础上提出了SFCL与DCCB的时序配合条件。在PSCAD/EMTDC中搭建了含SFCL的5端直流电网测试模型,仿真结果验证了SFCL的故障限流特性,通过合理选择SFCL参数与限流电抗器值可以有效抑制故障电流值,减少DCCB中耗能支路耗散的能量,加速故障隔离过程。

关键词:直流电网;超导限流;直流断路器;时序配合

中图分类号:TM 721.1

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.11.018

0 引言

随着世界范围内化石资源的日益枯竭,可再生能源的发展势不可当^[1]。由模块化多电平换流器MMC(Modular Multilevel Converter)构成的柔性直流电网不仅具备柔性直流快速、灵活可控等技术特点,还可以最大限度地综合各种新能源、负荷的分布特性进行多元互补,因此风力发电和光伏等间歇性新能源通过柔性直流电网汇集并消纳已经成为当前直流输电领域最重要的研究热点之一^[2]。

直流电网高效地发挥新能源汇集作用的前提是直流电网自身需要保持安全、可靠、连续运行,否则一切控制特性都无从谈起^[3]。相比传统交流系统,由电力电子设备组成的柔性直流电网是一个“低惯量”系统,响应时间常数比交流电网至少小2个数量级^[4]。在发生严重的直流短路故障后换流器和直流侧的储能元件将快速放电,造成电力电子器件电流迅速上升,如果不对故障线路进行隔离,将损毁换流器中的开关器件,导致直流电网停运并将故障传递到交流侧,严重危害直流电网及嵌入的交流系统稳定性^[5]。

目前直流电网解决直流线路故障问题的主流方法是在直流线路两侧安装高压直流断路器DCCB(DC Circuit Breaker)。尽管高压直流断路器与传统交流断路器的工作原理差别很大,其在直流电网中的作用和对故障的隔离、清除效果却与交流系统大体相同。通过合理的故障检测和选线机制,跳开故障线路两侧的直流断路器就可以快速清除故障线路。在这一过程中,健全线路以及全部换流站保持运行,功率传输没有中断,如果健全线路的设计满足

裕度要求,则整个直流故障的发生和清除过程只涉及功率在直流线路中的重新分配,对交流系统没有重大影响。因此,可以预期高压直流断路器将在未来直流电网中发挥越来越重要的作用。

目前有关高压直流断路器的拓扑结构复杂多样,根据直流断路器中主要开关器件的不同,大体上可以分为3类:机械式直流断路器、全固态直流断路器、机械开关和固态开关相结合的混合式直流断路器^[6-8]。其中,混合式直流断路器兼具机械开关的大容量与低损耗特点,同时又结合了全固态直流断路器的快速切断特性,其已经成为最具发展潜力的直流断路器类型。但在目前的技术背景下,若使用高压直流断路器隔离直流侧双极短路故障,需要增大限流电抗器的电抗值以限制直流故障电流的上升速率,为直流断路器中的机械开关开断电流提供必要的时间,同时需要直流断路器在尽可能短的时间内切断故障电流。

近年来,随着第二代高温超导技术的不断发展,超导限流器SFCL(Superconducting Fault Current Limiter)逐渐引起了国内外专家学者的重视^[9-10]。目前,国内外对电阻型超导限流器进行了大量研究。文献[11]对超导体的动态特性进行了研究,并在11 kV交流系统中进行了仿真分析。文献[12]将超导限流器应用于柔性直流配电系统,并在仿真分析中对比了电阻型和电感型超导限流器的限流效果和特点。文献[13]建立了第二代高温超导材料YBCO的模型,并将其应用于三端柔性直流系统中,但该文只分析了超导限流器对故障电流的限流效果,未对整个故障隔离过程进行深入分析。文献[14]对超导限流器与直流断路器的配合进行了研究,但该文献只对超导限流器进行了简化建模,且仿真系统仅为单端直流系统,并未扩展至直流电网中。文献[15]对超导限流器与直流断路器的时序配合进行

收稿日期:2017-08-28;修回日期:2018-08-14

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51777072)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51777072)

了初步研究,但是该文献将故障后的 MMC 系统视为一个带内阻抗的直流电压源,而目前对柔性直流系统直流故障的研究普遍采用二阶振荡放电的形式^[16-17],该文献对超导体模型和故障期间的 MMC 系统模型均进行了简化,其结论可能与实际情况有所差异。

针对上述研究的不足,本文从超导体模型出发,分析了不同阻值的超导限流器在 MMC 系统发生直流故障时的限流特性,对比了多个因素对其限流特性以及故障隔离过程的影响,结果显示超导限流器阻值与限流电抗器值均会影响故障电流的发展特性,本文基于此提出了一种超导限流器与直流断路器的协调配合方案,该方案保证了柔性直流电网在直流双极短路故障期间的故障电流值得到有效抑制,使直流断路器得以可靠关断故障电流,增强了含新能源接入的大规模直流电网抵御严重直流故障的能力。

1 直流电网及其关键设备

1.1 直流电网模型

本文所使用的五端直流电网测试模型如附录中的图 A1 所示,其部分参数如附录中的表 A1 所示。

1.2 高压直流断路器

高压直流断路器是直流电网中的关键设备,对直流系统的安全可靠运行有着极其重要的作用。如前文所述,兼具低损耗和快速切断能力的混合式高压直流断路器具备良好的应用前景,图 1 为 ABB 提出的直流断路器拓扑结构^[18]。

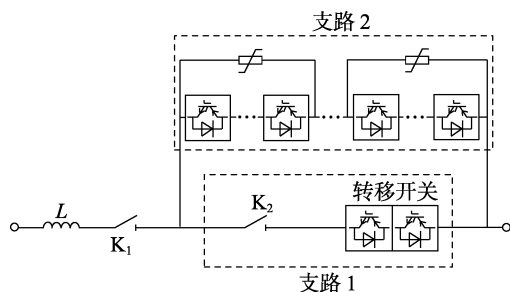


图 1 直流断路器典型结构

Fig.1 Typical structure of DCCB

在正常运行过程中,直流电流只流过由转换开关与快速机械式隔离开关 K_2 组成的支路 1,主断路器(支路 2)中的电流为 0。当直流侧发生故障时,触发转换开关闭锁使其将电流转换到主断路器(支路 2)中,同时将 K_2 打开,该故障电流转移时间一般为 2 ms^[18]。待 K_2 完全打开后,控制主断路器(支路 2)断开故障电流,主断路器中的耗能支路用于在故障电流开断期间提供缓冲,防止电力电子器件因瞬时过压而损坏。成功分断后,较小的剩余电流将由隔离开关 K_1 断开从而完成整个开断过程,此时故障线

路被隔离。

1.3 超导限流器

1.3.1 超导体特性

本文主要研究电阻型超导限流器,其中超导材料的工作状态主要分为超导态、磁通流动态和常阻态^[11-15]3 种。

高温超导体的 E - J 特性可以表示为^[13-15]:

$$E = \begin{cases} 0 & J < J_c \text{ 且 } T < T_c \text{ (超导态)} \\ E_c \left(\frac{J}{J_c(T)} \right)^n & J \geq J_c \text{ 且 } T < T_c \text{ (磁通流动态)} \\ \rho J \frac{T}{T_c} & T \geq T_c \text{ (常阻态)} \end{cases} \quad (1)$$

其中, E 为超导体中的电场强度; J 为超导体中的电流密度; J_c 为临界电流密度; T 为超导体温度; T_c 为超导体的临界温度; E_c 为临界电场强度,统一取 $E_c = 0.0001 \text{ V/m}$; n 为常数,本文中 $n = 15$; ρ 为超导体在临界温度 T_c 时的电阻率。

由式(1)可知,直流系统正常运行时,超导体呈超导态,其阻值非常小,可近似为 0。

当直流系统中发生双极短路故障时,故障电流将快速增大使超导体电流密度 J 超过其临界电流密度 J_c ,此时超导体进入磁通流动态。该过程中超导体的电场强度 E 随其电流密度 J 呈幂指数快速增加,其阻值迅速增大;与此同时,超导体发热将导致其温度上升,而超导体温度上升会导致其临界电流密度减小。当超导体温度进一步上升,超过其临界温度时,超导体将进入常阻态。上述过程可以理论描述为^[13-15]:

$$\begin{cases} T_{ib} = T_{ia} + \frac{1}{C_v} \int_{t_a}^{t_b} \frac{Q_{sc} - Q_{re}}{SL} dt \\ J_c(T) = J_c(77) \frac{T_c - T}{T_c - 77} \\ Q_{re} = \kappa(T - T')S' \end{cases} \quad (2)$$

其中, T_{ia} 、 T_{ib} 分别为 t_a 、 t_b 时刻超导体的温度; C_v 为超导体的体热容; Q_{sc} 为超导体的发热功率; Q_{re} 为超导体与周围环境的传导热功率; S 为超导体截面积; L 为超导体长度; $J_c(77)$ 为超导体温度为 77 K 时的临界电流密度; κ 为换热系数^[19]; T' 为超导体周围环境温度; S' 为超导体的表面积。

1.3.2 超导限流器结构

当超导体用于直流系统中的故障限流时,为防止超导体在故障过程中由于发热、过流等原因损坏,需要给超导体并联一个电阻 R_{shunt} 用于分担超导体的故障电流。当直流系统发生双极短路故障导致其故障电流急剧增大时,由于超导体的电阻值升高,故

障电流将被自动“换流”到并联电阻 R_{shunt} 的支路上,从而保证超导体中流过有限的故障电流,在限制故障电流的同时保护超导体的安全。根据上述超导限流器结构与超导体的特性,超导限流器的建模原理如图 2 所示。

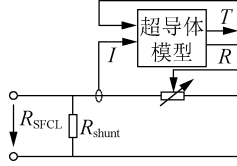


图 2 超导限流器建模原理

Fig.2 Modeling principle of SFCL

2 超导限流器的限流特性

在柔性直流电网中,以 MMC 为例,当发生双极短路故障时,假设子模块(SM)不闭锁,则换流器的子模块电容将快速放电,导致直流电压下降而直流故障电流迅速增大,其放电回路如图 3 所示。图中, L_{arm} 、 R_{arm} 分别为 MMC 桥臂电感和电阻; U_{dc} 为直流电压; C_s 、 L_s 、 R_s 分别为换流器的等效电容、电感和电阻; R_{SFCL} 为超导限流器的电阻; L_{dc} 为直流断路器中限流电抗器的电感; L_{L1} 和 R_{L1} 分别为线路始端到故障位置的电感和电阻。本文为考虑最严重的双极短路故障情况,将 L_{L1} 和 R_{L1} 均取为 0。

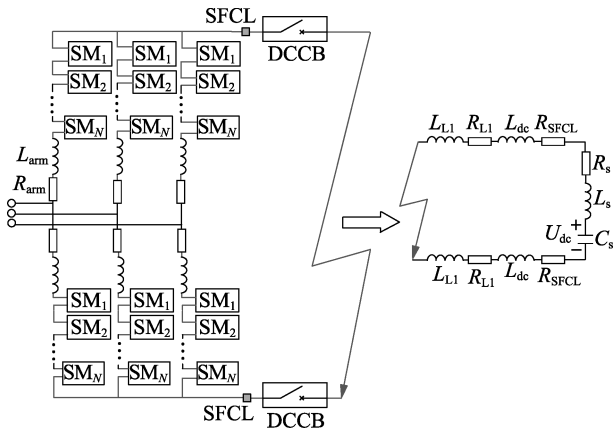


图 3 直流双极短路故障等值电路

Fig.3 Equivalent circuit of DC pole-to-pole fault

故障期间,换流器的等效电容、电感和电阻分别为^[20]:

$$\begin{cases} C_s = 6C_{\text{SM}}/N \\ L_s = \frac{2}{3}L_{\text{arm}} \\ R_s = \frac{2}{3}R_{\text{arm}} \end{cases} \quad (3)$$

其中, C_{SM} 为单个子模块的电容值; N 为单个桥臂上的子模块个数。

本文主要考察超导限流器呈现稳定的阻值后其

对故障放电回路的影响。设 $t=t_1$ 时发生故障,此时 R_{SFCL} 很小,近似为 0,则相应的故障回路呈现二阶振荡放电状态^[16-17]。

$t=t_2$ 时, R_{SFCL} 快速增大并达到稳定值,则此时放电回路的 KVL 方程为:

$$(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s \frac{d^2 U_{\text{dc}}}{dt^2} + (2R_{\text{SFCL}} + R_s)C_s \frac{dU_{\text{dc}}}{dt} + U_{\text{dc}} = 0 \quad (4)$$

a. 欠阻尼情况。

若此时故障回路呈现欠阻尼状态,则式(4)的特征根为:

$$r_1 = -\sigma + j\omega, \quad r_2 = -\sigma - j\omega \quad (5)$$

$$\sigma = \frac{2R_{\text{SFCL}} + R_s}{2(L_s + 2L_{\text{dc}})} \quad (6)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s} - \left[\frac{2R_{\text{SFCL}} + R_s}{2(L_s + 2L_{\text{dc}})} \right]^2} \quad (7)$$

此时,假设 t_2 时刻的初始条件为 $U_{\text{dc}}(t_2) = U_0$ 、 $i_f(t_2) = I_0$,则直流电压、直流故障电流分别如式(8)、(9)所示。

$$U_{\text{dc}}(t) = Ae^{-\sigma(t-t_2)} \sin[\omega(t-t_2) + \beta] \quad (8)$$

$$i_f(t) = -C_s \frac{dU_{\text{dc}}}{dt} = A \sqrt{\frac{C_s}{L_s + 2L_{\text{dc}}}} e^{-\sigma(t-t_2)} \times \sin[\omega(t-t_2) + \beta - \theta] \quad (9)$$

$$A = \sqrt{U_0^2 + \left(\frac{\sigma U_0 - I_0}{\omega - C_s \omega} \right)^2} \quad (10)$$

$$\beta = \arctan\left(\frac{C_s \omega U_0}{C_s \sigma U_0 - I_0} \right) \quad (11)$$

$$\theta = \arctan(\omega/\sigma) \quad (12)$$

同时,为求取故障电流达到最大的时刻 t_{max} ,对故障电流方程求导后可得:

$$\frac{di_f}{dt} = A \sqrt{\frac{C_s}{L_s + 2L_{\text{dc}}}} e^{-\sigma(t-t_2)} \sin[\omega(t-t_2) + \beta - 2\theta] \quad (13)$$

$$t_{\text{max}} = \frac{2\theta - \beta}{\omega} + t_2 \quad (14)$$

由于故障回路阻尼小,直流电压将会继续呈现二阶振荡衰减,而故障电流将会继续增大,但是由于此时的 σ 大于无故障限流器时的 σ ,故障电流的变化速率将减慢。

b. 过阻尼情况。

若此时故障回路呈现过阻尼状态,则式(4)的特征根为:

$$\left\{ \begin{aligned} r_1 &= \frac{-(2R_{\text{SFCL}} + R_s)}{2(L_s + 2L_{\text{dc}})} + \frac{\sqrt{[(2R_{\text{SFCL}} + R_s)C_s]^2 - 4[(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s]}}{2(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s} \\ r_2 &= \frac{-(2R_{\text{SFCL}} + R_s)}{2(L_s + 2L_{\text{dc}})} - \frac{\sqrt{[(2R_{\text{SFCL}} + R_s)C_s]^2 - 4[(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s]}}{2(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s} \end{aligned} \right. \quad (15)$$

为使放电回路呈现过阻尼状态,需满足条件:

$$[(2R_{\text{SFCL}} + R_s)C_s]^2 - 4[(L_s + 2L_{\text{dc}})C_s] > 0 \quad (16)$$

此时,假设 t_2 时刻的初始条件为 $U_{\text{dc}}(t_2) = U_0$ 、 $i_f(t_2) = I_0$,则直流电压、直流线路的故障电流分别如式(17)、(18)所示。

$$U_{\text{dc}}(t) = C_1 e^{r_1(t-t_2)} + C_2 e^{r_2(t-t_2)} \quad (17)$$

$$i_f(t) = -C_s \frac{dU_{\text{dc}}}{dt} = -C_s [C_1 r_1 e^{r_1(t-t_2)} + C_2 r_2 e^{r_2(t-t_2)}] \quad (18)$$

$$C_1 = \frac{r_2 U_0 + I_0 / C_s}{r_2 - r_1}, \quad C_2 = \frac{r_1 U_0 + I_0 / C_s}{r_1 - r_2} \quad (19)$$

对式(18)求导后,故障电流的变化率可表示为:

$$\frac{di_f}{dt} = -C_s [C_1 r_1^2 e^{r_1(t-t_2)} + C_2 r_2^2 e^{r_2(t-t_2)}] \quad (20)$$

当 $t = t_2$ 时,故障电流变化率为:

$$\frac{di_f(t_2)}{dt} = -C_s (C_1 r_1^2 + C_2 r_2^2) = \frac{C_s [U_0 - (2R_{\text{SFCL}} + R_s)I_0]}{L_s + 2L_{\text{dc}}} \quad (21)$$

此时,若满足条件:

$$U_0 - (2R_{\text{SFCL}} + R_s)I_0 < 0 \quad (22)$$

则直流电压、直流故障电流将呈现为指数衰减,直流故障电流 i_f 在 t_2 时刻达到最大值。

$t = t_3$ 时,直流断路器中主断路器阀段关断,直流故障电流将逐渐减小为 0,此时的故障电流应小于直流断路器的最大开断电流,即满足:

$$i_f(t_3) < I_{\text{peak}} \quad (23)$$

其中, I_{peak} 为直流断路器的最大开断电流。

另一方面,在 t_3 时刻限流电抗器中储存的能量 E_L 可以表示为:

$$E_L = \frac{1}{2} (2L_{\text{dc}} + L_s) i_f^2(t_3) \quad (24)$$

设 t_4 时刻双极短路故障被完全隔离,则在 t_3 到 t_4 的时间间隔内,故障回路中电阻消耗的能量 E_R 可

以表示为:

$$E_R = \int_{t_3}^{t_4} (2R_{\text{SFCL}} + R_s) i_f^2(t) dt \quad (25)$$

从而可以求得直流断路器中的耗能支路在 t_3 时刻后耗散的能量 E_{MOA} 为:

$$E_{\text{MOA}} = E_L - E_R \quad (26)$$

2.1 R_{shunt} 阻值的影响

R_{shunt} 的阻值决定了超导限流器在故障期间的最大阻值,从而直接决定超导限流器阻值稳定后放电回路呈现的阻尼状态。设置故障检测时间为 3 ms,断路器中故障电流转移时间为 2 ms,则不同 R_{shunt} 阻值下故障电流峰值 I_{fm} 、耗能支路耗散能量 E_{MOA} 和故障隔离总时间 t_{IN} (故障发生到故障完全隔离的时间)如图 4 所示。图中, $R_{\text{shunt}} = 0$ 对应不加超导限流器的情况。

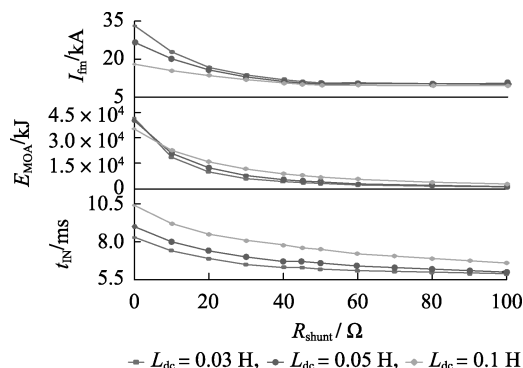


图 4 不同 R_{shunt} 阻值下的仿真结果

Fig.4 Simulative results under different values of R_{shunt}

从图 4 中可以得到如下结论。

a. 不同限流电抗值下,随着 R_{shunt} 阻值的增大,故障电流峰值先呈下降趋势,当达到某一阻值后,随着 R_{shunt} 阻值的继续增大,故障电流峰值趋于不变,说明在不同限流电抗值下都对应有某一 R_{shunt} 阻值,当超过该阻值后故障放电回路在 t_2 时刻呈过阻尼状态,并满足式(22),此时 t_2 时刻对应的故障电流值即为故障电流峰值;另一方面,即使超导限流器的加入未能使故障放电回路呈过阻尼状态,较小的 R_{shunt} 值依然可以在一定程度上降低故障电流峰值。

b. 超导限流器可以在 t_3 时刻后吸收故障回路中电抗器储存的能量,显著降低直流断路器中耗能支路耗散的能量,从而减少故障隔离总时间。

2.2 限流电抗器参数 L_{dc} 的影响

设置故障检测时间为 3 ms,断路器中故障电流转移时间为 2 ms,则不同限流电抗值下的 I_{fm} 、 E_{MOA} 和 t_{IN} 如图 5 所示。

由图 5 可得出如下结论。

a. 在无超导限流器的情况下,限流电抗值的增

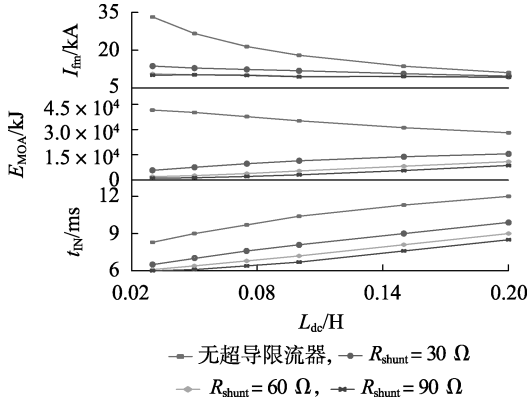


图 5 不同限流电抗值下的仿真结果对比

Fig.5 Simulative results under different values of current limiting reactance

大可以显著降低故障电流峰值;当 $R_{shunt} = 30 \Omega$ 时,故障电流峰值随着限流电抗值的增大的降低水平有限;当 R_{shunt} 阻值达到 60Ω 或 90Ω 时,随着限流电抗值的增大,故障电流峰值几乎不发生改变。

b. 无超导限流器时,限流电抗器的增大可以减少耗能支路中耗散的能量;当故障回路中存在超导限流器时,随着限流电抗值的增大,耗能支路中耗散的能量将增加,但其总体水平依然显著低于无超导限流器的情况;同时,随着限流电抗值的增大,故障隔离总时间将显著增加,且相对无超导限流器的情况,有超导限流器时的故障隔离总时间较小。所以超导限流器有助于耗能支路耗散能量,减小故障隔离总时间,此时不宜亦无需设置较高水平的限流电抗值。

2.3 故障检测时间的影响

本节对比不同故障检测时间 t_{det} 对隔离直流双极短路故障的影响。设置限流电抗器参数 $L_{dc} = 0.05 H$, 断路器中故障电流转移时间为 $2 ms$, 则不同故障检测时间下,改变 R_{shunt} 阻值后的 I_{fm} 、 E_{MOA} 、 t_N 如图 6 所示。

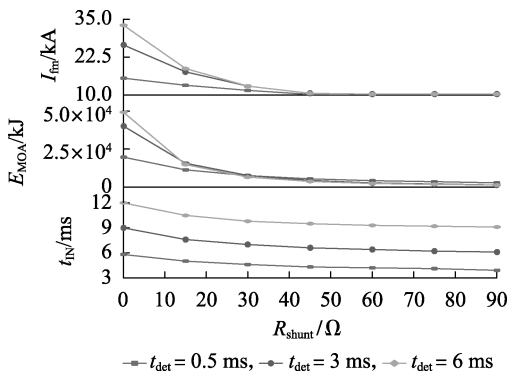


图 6 不同故障检测时间下的仿真结果对比

Fig.6 Simulative results under different fault detection times

由图 6 可得出如下结论。

a. 在无超导限流器或者 R_{shunt} 阻值低于 45Ω

时,故障检测时间与故障电流峰值呈现正相关关系,故障检测时间的减小可以显著降低故障电流峰值;而当 R_{shunt} 阻值高于 45Ω 时,故障电流峰值与故障检测时间不存在相关关系。这说明当 R_{shunt} 阻值高于 45Ω 时,故障放电回路在主断路器动作前已达到故障电流峰值,此时故障放电回路呈过阻尼状态,并满足式(22)。

b. 在无超导限流器和 R_{shunt} 阻值较小时,故障检测时间越小,则耗能支路的能量耗散水平越小;而当 R_{shunt} 较大时,故障检测时间越小,其耗能支路的能量耗散水平反而越高。这说明在无超导限流器和低 R_{shunt} 阻值的情况下,故障电流将持续增大, t_3 时刻的故障电流值与故障检测时间呈正相关,即故障回路电抗器中需要耗散的能量与故障检测时间呈正相关。

c. 当 R_{shunt} 阻值较大时,故障电流在 t_2 时刻达到峰值,然后开始衰减, t_2 到 t_3 的时间间隔越大,故障电流值衰减越多,则电抗器中需要耗散的能量越少。

d. 另一方面,故障检测时间的减少和 R_{shunt} 阻值的增大均可以减少故障隔离总时间。

3 超导限流器与直流断路器协调配合方法

根据上述分析可知, t_2 和 t_3 的时序配合以及 R_{shunt} 的阻值将影响超导限流器的限流效果及直流断路器能否分断故障电流。在对超导限流器与直流断路器进行设计时,应满足下列 3 个条件。

a. $t_2 < t_3$ 。

直流断路器中主断路器动作时超导限流器阻值应达到设计时的稳定值,此时超导限流器可以有效发挥其故障限流能力。

b. $[(2R_{SFCL} + R_s)C_s]^2 - 4[(L_s + 2L_{dc})C_s] > 0$ 。

超导限流器电阻在主断路器动作前达到了稳定值,且超导限流器电阻阻值使故障放电回路呈现过阻尼状态,则故障电流将在系统达到过阻尼状态后遵循指数变化规律。若同时满足条件 $U_0 - (2R_{SFCL} + R_s)I_0 < 0$, 则故障电流将会衰减。

c. $i_f(t_3) < I_{peak}$ 。

直流断路器中主断路器阀段关断时故障电流应低于直流断路器的最大开断电流。此时直流断路器可以成功开断故障电流,保证柔性直流电网的安全运行。

当上述 3 个条件成立时,超导限流器可以和直流断路器成功配合,起到抑制并加速隔离故障电流、保证直流电网安全运行的作用。

设置故障检测时间为 $3 ms$, 故障电流转移时间为 $2 ms$, 限流电抗器参数 $L_{dc} = 0.05 H$, $R_{shunt} = 60 \Omega$ 。此时直流断路器与超导限流器的时序配合如图 7 所示。

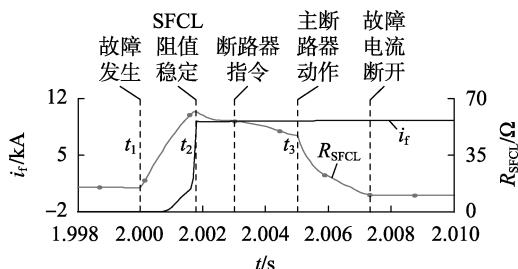


图 7 超导限流器和直流断路器的时序配合

Fig.7 Timing coordination of SFCL and DCCB

4 仿真分析

为了验证超导限流器在直流电网中的限流特性,在 PSCAD/EMTDC 中搭建了如附录中的图 A1 所示的直流电网测试系统,超导带材与直流断路器参数如附录中的表 A2、A3 所示。本文所使用的超导带材参数为美国超导公司(AMSC)的 YBCO 带材参数^[13],超导带材长度按照 50 V/m 进行估算^[21],超导限流器临界电流按照线路正常运行电流的 3 倍计算。本文不考虑直流电网的启动过程,直流电网在 $t=2$ s 前进入稳定运行状态。

4.1 超导限流器的限流效果

为验证超导限流器的限流效果,本文对 4 种情况进行仿真:

- 100 mH 限流电抗器;
- 300 mH 限流电抗器;
- 100 mH 限流电抗器+超导限流器($R_{\text{shunt}}=30 \Omega$);
- 100 mH 限流电抗器+超导限流器($R_{\text{shunt}}=100 \Omega$)。

$t=2$ s 时在直流线路 12 始端靠近站 Cb-A1 处发生永久性双极短路故障,故障检测时间设置为 3 ms,则 $t=2.005$ s 时直流断路器中的主断路器开始动作。从故障发生到故障隔离的过程如图 8 所示。

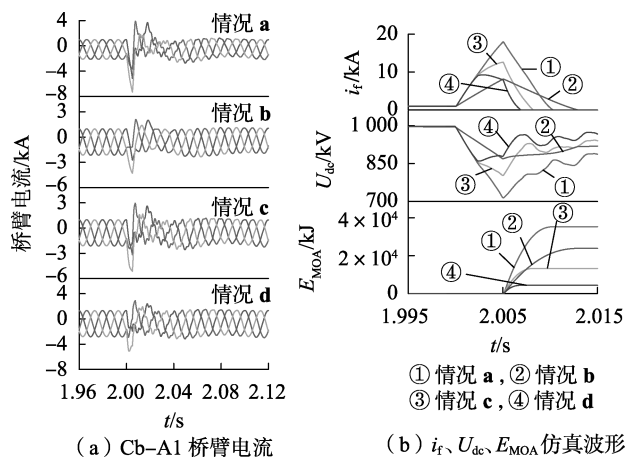


图 8 4 种情况下的仿真波形

Fig.8 Simulative waveforms of four cases

从图 8(b)中可以看出,当 $R_{\text{shunt}}=30 \Omega$ 时,在超导限流器阻值稳定后故障电流峰值继续增大,但故障电流的变化率有所减小,说明此时故障回路呈现

欠阻尼状态。而当 $R_{\text{shunt}}=100 \Omega$ 时,在超导限流器阻值稳定后故障电流达到峰值并开始衰减,说明此时故障回路呈过阻尼状态,并满足式(22)。从图 8(b)中的直流电压变化规律也可以判断此时故障回路呈现的状态。

表 1 列出了 4 种情况下 Cb-A1 站桥臂电流峰值 I_{arm} 、线路 12 上 Cb-A1 侧故障电流峰值 I_{12} 、耗能支路耗散能量 E_{MOA} 、Cb-A1 侧直流电压 U_{dc} 和故障隔离总时间 t_{IN} 。同时,表中以 100 mH 限流电抗器的数据为基准,列出了各项数据的比值情况。

表 1 4 种情况下的仿真结果对比

Table 1 Comparison of simulative results among four cases

指标	仿真结果(比值)			
	情况 a	情况 b	情况 c	情况 d
I_{arm}	7.32 kA (100%)	4.27 kA (58%)	5.64 kA (77%)	4.82 kA (66%)
I_{12}	17.99 kA (100%)	8.17 kA (47%)	12.63 kA (70%)	9.27 kA (52%)
E_{MOA}	35.22 MJ (100%)	23.83 MJ (68%)	13.26 MJ (38%)	4.36 MJ (12%)
U_{dc}	716.98 kV (100%)	875.71 kV (122%)	807.65 kV (113%)	866.31 kV (121%)
t_{IN}	10.4 ms (100%)	13.1 ms (126%)	8.3 ms (80%)	7.0 ms (67%)

由表 1 可以看出,采用 300 mH 限流电抗器时,桥臂电流峰值和线路故障电流峰值最低,说明增大限流电抗器参数可以显著降低故障电流,防止换流站中的器件过流。但是增大限流电抗器会使故障隔离总时间增大,这与直流故障需要快速隔离的保护要求不符。

另一方面,在 100 mH 限流电抗器的基础上加入 R_{shunt} 为 30 Ω 或 100 Ω 的超导限流器均可以在不同程度上抑制桥臂电流峰值和故障电流峰值的大小,且加入超导限流器后,耗能支路耗散能量和故障隔离总时间均有所减小,这说明超导限流器可以在主断路器动作前抑制故障电流的大小,从而限制限流电抗器中储存的能量,同时它可以帮助耗能支路耗散能量,加速故障隔离过程。

5 结论

本文首先在保留超导体内部动态特性的基础上对超导体进行建模,在 PSCAD/EMTDC 中建立了超导体的自定义模型。在此基础上,本文讨论了超导限流器在直流双极短路故障期间的限流特性,包括超导限流器阻值稳定后故障回路呈现的欠阻尼或过阻尼状态,同时讨论了超导限流器与直流断路器之间的协调配合方案,提出了超导限流器在故障过程中有效发挥限流作用的协调配合条件,并在直流电网测试模型中进行了多组直流双极短路故障的仿真分析,得出的结论如下。

a. 超导限流器在故障过程中阻值稳定后,其阻值会使故障放电回路呈现不同的阻尼状态。若故障回路呈欠阻尼状态,则故障电流将会继续增大,但其故障电流变化率将会减小。若故障回路呈过阻尼状态,同时满足一定初始条件,则故障电流将会衰减,这样可以有效减少故障回路中电抗器储存的能量。

b. 超导限流器具有抑制直流双极短路故障电流的作用。相比增大限流电抗器抑制故障电流峰值的方法,采用超导限流器可以在主断路器动作前减少限流电抗器中储存的能量,在主断路器动作后帮助耗能支路耗散能量,加速故障隔离过程。

c. 本文提出的配合条件可以满足超导限流器在故障过程中有效抑制故障电流大小,减少故障隔离总时间的要求。研究表明:通过合理选择超导限流器参数与限流电抗器值可以在故障过程中有效抑制故障电流值并减少直流断路器中耗能支路耗散的能量,加速故障隔离过程。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 周孝信,鲁宗相,刘应梅,等. 中国未来电网的发展模式和关键技术[J]. 中国电机工程学报,2014,34(29):4999-5008.
ZHOU Xiaoxin, LU Zongxiang, LIU Yingmei, et al. Development models and key technologies of future grid in China [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(29):4999-5008.
- [2] 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. Multi-terminal HVDC and DC-grid technology [J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10):8-17.
- [3] BIAN Z, XU Z. Fault ride-through capability enhancement strategy for VSC-HVDC systems supplying for passive industrial installations [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(4):1673-1682.
- [4] 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.
- [5] 何俊佳,袁召,赵文婷,等. 直流断路器技术发展综述[J]. 南方电网技术,2015,9(2):9-15.
HE Junjia, YUAN Zhao, ZHAO Wenting, et al. Review of DC circuit breaker technology development [J]. Southern Power System Technology, 2015, 9(2):9-15.
- [6] 荣命哲,杨飞,吴翊,等. 直流断路器电弧研究的新进展[J]. 电工技术学报,2014,29(1):1-9.
RONG Mingzhe, YANG Fei, WU Yi, et al. New developments in switching arc research in DC circuit breaker [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(1):1-9.
- [7] 张帆,杨旭,任宇,等. 一种适用于固态直流断路器的 IGBT 串联均压电路[J]. 中国电机工程学报,2016,36(3):656-663.
ZHANG Fan, YANG Xu, REN Yu, et al. Voltage balancing circuit for series-connected IGBTs in solid-state breaker [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(3):656-663.
- [8] 朱童,余占清,曾嵘,等. 混合式直流断路器模型及其操作暂态特性研究[J]. 中国电机工程学报,2016,36(1):18-30.
ZHU Tong, YU Zhanqing, ZENG Rong, et al. Transient model and operation characteristics researches of hybrid DC circuit breaker [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(1):18-30.
- [9] 陈妍君,顾洁,金之俭,等. 电阻型超导限流器仿真模型及其对 10 kV 配电网的影响[J]. 电力自动化设备,2013,33(2):87-91.
CHEN Yanjun, GU Jie, JIN Zhijian, et al. Simulation model of resistor-type superconducting fault current limiter and its impact on 10 kV distribution network [J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(2):87-91.
- [10] MOURINHO F A, MOTTER D, VIEIRA J C M, et al. Modeling and analysis of superconducting fault current limiters applied in VSC-HVDC systems [C] // 2015 IEEE Power & Energy Society General Meeting. Denver, USA; IEEE, 2015:1-5.
- [11] BLAIR S M, BOOTH C D, BURT G M. Current-time characteristics of resistive superconducting fault current limiters [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2012, 22(2):5600205.
- [12] LI B, HE J. Studies on the application of R-SFCL in the VSC-based DC distribution system [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2016, 26(3):1-5.
- [13] LIU Xu, SHENG Jie, HONG Zhiyong, et al. Research on application of superconducting fault current limiter in VSC-MTDC power system [J]. Power System Technology, 2015, 39(4):983-988.
- [14] KHAN U A, LEE J G, AMIR F, et al. A novel model of HVDC hybrid-type superconducting circuit breaker and its performance analysis for limiting and breaking DC fault currents [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2015, 25(6):1-9.
- [15] MOKHBERDORAN A, CARVALHO A, SILVA N, et al. Application study of superconducting fault current limiters in meshed HVDC grids protected by fast protection relays [J]. Electric Power Systems Research, 2017, 143(2):292-302.
- [16] LIU J, TAI N, FAN C, et al. A hybrid current-limiting circuit for DC line fault in multi-terminal VSC-HVDC system [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(7):5595-5607.
- [17] 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.
- [18] 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.
- [19] LANGSTON J, STEURER M, WOODRUFF S, et al. A generic real-time computer simulation model for superconducting fault current limiters and its application in system protection studies [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2005, 15(2):2090-2093.
- [20] LI R, XU L, HOLLIDAY D, et al. Continuous operation of radial multi-terminal HVDC systems under DC fault [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(1):351-361.
- [21] LIN B, YING L, SHENG J, et al. Test of maximum endurable quenching voltage of YBCO-coated conductors for resistive superconducting fault current limiter [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2012, 22(3):5602904.

作者简介:



赵坚鹏

赵坚鹏(1993—),男,北京人,硕士研究生,主要研究方向为高压直流输电和 FACTS 技术(**E-mail**: zhaojianpeng0830@163.com);

赵成勇(1964—),男,北京人,教授,博士研究生导师,博士,主要从事直流输电、电能质量分析与控制方面的研究(**E-mail**:

chengyongzhao@ncepu.edu.cn);

许建中(1987—),男,北京人,副教授,博士,主要从事高压直流输电和 FACTS 技术方面的研究(**E-mail**: xujianzhong@ncepu.edu.cn);

郭春义(1984—),男,北京人,副教授,博士,主要研究方向为直流输电和 FACTS 技术等(**E-mail**: chunyiguo@gmail.com)。

Coordination between superconducting current limiter and high voltage DC circuit breaker in DC grid

ZHAO Jianpeng¹, ZHAO Chengyong¹, XU Jianzhong¹, GUO Chunyi¹

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: In order to mitigate the contradiction between the maximum cut-off time and the cut-off short-circuit capacity of the DCCB(DC Circuit Breaker) in DC grid, the method of suppressing DC fault current by SFCL(Superconducting Fault Current Limiter) is studied, and the scheme of coordination between SFCL and DCCB is proposed. The current limiting characteristics of SFCLs with different resistance values are analyzed, and different influence factors including superconductor parallel resistance value and current limiting reactance are compared, based on which, the sequential coordination conditions of SFCL and DCCB in pole-to-pole fault are proposed. The model of five-terminal DC grid is built in PSCAD/EMTDC. The simulative results verified the fault current limiting characteristics of SFCL. By reasonably selecting parameters and reactor values of SFCL, the fault current can effectively be suppressed, the energy dissipated by the energy dissipation branch of DCCB can be reduced, and the fault isolation process can be accelerated.

Key words: DC grid; superconducting current limit; DC circuit breaker; sequential coordination

(上接第 120 页 continued from page 120)

Complementary controller of HVDC based on multi-state Markov model and inverse optimal theory

LIU Ziwen^{1,2}, MIAO Shihong^{1,2}, LI Lixing^{1,2}, WEI Dehua^{1,2}, CHAO Kaiyun^{1,2}, FAN Zhihua^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Engineering and Technology, School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China;

2. Hubei Electric Power Security and High Efficiency Key Laboratory, School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: The complementary controller of HVDC(High Voltage Direct Current) can efficiently improve the stability of AC/DC hybrid power system. However, the interaction of simultaneous continuous time dynamic and discrete event under large random disturbances raises hybrid characteristics in a power system. As a result, traditional modeling methods based on a fixed operating condition cannot accurately describe the system operating states. To address this problem, a complementary controller of HVDC based on the multi-state Markov model and inverse optimal theory is proposed. Firstly, the multi-state Markov model of the multi-zone AC/DC hybrid power system is established. On this basis, the inverse optimal back-stepping control strategy of AC/DC hybrid Markov system is proposed, which transforms the optimal control problem of nonlinear systems to the problem of solving the asymptotically stable control law. The proposed strategy can not only ensure the system robust stability under random disturbances, but also solve the global optimization problem of the system with nonlinear characteristics, at the same time, avoid solving the HJI partial differential equations, which facilitates engineering applications. When choosing control parameters, the state transition rate of Markov system is replaced by the equipment outage rate, which can satisfy the system multi-state characteristics, and avoid the difficulties caused by the operating complexity of actual system. Simulative results show that the proposed complementary controller of HVDC is more effective in improving the transient performance of AC/DC hybrid power system compared with traditional controllers.

Key words: AC/DC hybrid power system; HVDC; complementary control; multi-state Markov model; random disturbance; inverse optimal theory

附录

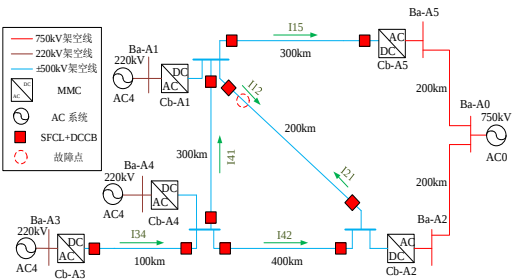


图 A1 直流电网测试模型

Fig.A1 DC grid test model

表 A1 MMC 参数

TableA1 Parameters of MMC

换流站	控制策略	桥臂电抗 /mH	单桥臂子模块 数量（不含冗 余）	子模块 电容 （ μF ）
Cb-A1	$Q=0\text{MVar}$ $P=-1800\text{MW}$	96	250	7500
Cb-A2	$Q=0\text{MVar}$ $U_{\text{DC}}=1000\text{kV}$	48	250	14000
Cb-A3	$Q=0\text{MVar}$ $P=2000\text{MW}$	96	250	7500
Cb-A4	$Q=0\text{MVar}$ $P=-1500\text{MW}$	96	250	7500
Cb-A5	$Q=0\text{MVar}$ $P=2000\text{MW}$	96	250	7500

注：MMC 功率传输方向以从直流侧流向交流侧为正

表 A2 直流线路参数

TableA2 Parameters of DC line

直流线路	$R_{\text{L}}/(\Omega \cdot \text{km}^{-1})$	$L_{\text{L}}/(\text{mH} \cdot \text{km}^{-1})$	$C_{\text{L}}/(\mu\text{F} \cdot \text{km}^{-1})$	I_{Max}/kA
架空线	0.015	0.82	0.012	3.0

表 A3 超导限流器与直流断路器参数

Table A3 Parameters of SFCL and DCCB

设备	参数	数值
直流断 流器	电压等级/kV	500kV
	避雷器保护水平/kV	800kV
	转移电流时间/ms	2ms
AMSC 超导带 材	支撑结构	不锈钢
	单个超导体厚度 μm	150
	单个超导体宽度 mm	4.3
	单个超导体临界电流 A	98
	初始温度 T_0/K	77
	临界温度 T_c/K	92
	超导体体热容 $C_v/[\text{J} \cdot (\text{K} \cdot \text{m}^3)^{-1}]$	1×10^6
	常温下超导体阻值/ $[\Omega \cdot \text{m}^{-1}]$	0.35
	换热系数 $\kappa/[\text{W} \cdot (\text{K} \cdot \text{m}^2)^{-1}]$	1500
	环境温度 T'/K	77
	超导体并联条数	31
	超导体长度/m	10000