子模块故障下 C-MMC 型高压直流系统的 保护设计和容错控制

薛英林,徐 政,张哲任,刘高任 (浙江大学 电气工程学院,浙江 杭州 310027)

摘要:从子模块级、换流器级和系统级 3 个层次上设计了基于箝位双子模块(CDSM)的新型模块化多电平换 流器(MMC)的冗余保护控制策略。提出了基于双晶闸管保护策略,其中一个晶闸管稳态长期导通来分担二极 管电流以减少损耗,并分析了子模块的失效机制。设计了改进型最近电平调制和电容电压平衡策略。该方法 动态调节电容电压参考值,通过引入故障因子对电容电压测量值进行修正以防止故障元件参与投切。利用 3 次谐波注入调制、变压器分接头档位控制和有功无功调节等手段,优化提高动态备用子模块数目和增强系统 不间断功率运行能力。在 PSCAD/EMTDC 中搭建每桥臂 105 个子模块的仿真模型,仿真结果表明:引入双晶 闸管保护策略后,整流侧和逆变侧二极管总损耗分别下降 9.8% 和 5.3%;即使 36 个模块电容切除后,系统仍 可正常运行,且换流器桥臂环流的增量不超过额定值的 5%。

关键词:模块化多电平换流器;高压直流输电;箝位双子模块;子模块故障;容错;双晶闸管;动态备用:故障因子

中图分类号: TM 46; TM 721.1 文献标识得

文献标识码:A

DOI: 10.3969/j.issn.1006-6047.2014.08.016

0 引言

采用半桥子模块级联技术的模块化多电平换流器 MMC(Modular Multilevel Converter),对器件一致触发动态均压要求低,易于模块化设计、安装和维护, 且输出电平高、波形好,无需配置专门的交流滤波器, 是目前柔性直流输电系统最主流的换流器拓扑^[1-10]。

然而 MMC 由于存在二极管续流效应,直流侧发 生故障时交流系统会通过全控型器件的续流二极管 向故障点持续馈能,无法通过换流器控制实现故障 快速自清理^[11-12]。现有柔性直流系统多采用电缆线路 以降低直流故障率,造价十分昂贵。为此 MMC 的发 明人德国学者 R. Marquardt 教授在 2010 年和 2011 年的国际电力电子会议上对现有 MMC 拓扑进行了 优化和调整,首次提出基于箝位双子模块(CDSM)的 改进型 MMC^[13-14],本文称之为 C-MMC,以区别传统 半桥子模块型 MMC。相比于同样具有直流闭锁能力 的全桥子模块型 MMC^[15],C-MMC 的优势在于所需器 件少、运行损耗小,对于柔性直流系统应用领域拓展 到架空线输电具有重要意义^[16-19]。

应用于高压直流输电场合的 MMC 桥臂由大量 子模块级联而成,如美国的 TBC 工程每桥臂含有 216 个子模块,法国西班牙联网工程超过 400 个子模块^[20] 等。实际运行中由于器件老化、环境影响等因素,子 模块难免出现故障,若不采取相应措施,将影响换流 器的正常运行甚至引起系统非计划停运。因此有必 要研究 MMC 子模块失效保护机制和容错控制策略。 文献[21]设计了冷备用与热备用子模块相结合的冗 余保护方案。文献[22]从优化平衡子模块投切频率 的角度,提出了冷备用与热备用子模块实时调整方 案,但难以避免冷热备用电容充放电的暂态转化过程。 文献[23]对比 3 种可行保护方案,指出子模块全部 处于热备用的方案具有比较优势,并提出一种基于能 量平衡的冗余容错控制策略,使得桥臂不对称运行。 但以上文献均针对半桥子模块型 MMC,目前尚未有 文献对 C-MMC 冗余保护机制深入研究和分析。

本文从子模块级、换流器级和系统级 3 个层次系 统地分析了 C-MMC 子模块冗余保护控制策略。针 对层次一,分析了箝位双子模块的失效机制,提出了 基于双晶闸管型快速旁路开关的保护策略;针对层 次二,引入了动态备用的概念,提出了同时适用于稳 态和子模块故障情况的改进型最近电平调制和电容 电压平衡策略;针对层次三,利用 3 次谐波注入调制、 变压器分接头档位控制和有功无功调节等多种手 段,进一步提高动态备用子模块数目和扩大系统不间 断功率运行能力。最后通过仿真分析验证了所提出 策略的可行性和有效性。

1 C-MMC 运行原理和子模块故障保护机制

1.1 拓扑结构和基本运行原理

如图 1(a)所示,C-MMC 拓扑结构采用三相六桥 臂结构,每桥臂由 N 个箝位双子模块级联而成,同时

收稿日期:2013-09-06;修回日期:2014-06-08

基金项目:国家高技术研究发展计划(863 计划)项目(2012AA-050205)

Project supported by the National High Technology Research and Development Program of China(863 Program)(2012AA05-0205)



Fig.1 Topology of C-MMC

配置1个缓冲电抗L₀以抑制环流和故障电流上升率。如图1(b)所示,箝位双子模块由2个半桥单元 经2个箝位二极管V_{Dc}和1个带续流二极管的引导 IGBT(V_{T0},V_{D0})串并联构成。定义电容开关函数S以 描述子模块电容的投切状态(S=1表示模块电容投入,S=0表示模块电容切除),故箝位双子模块简化开 关模型如图1(c)所示,其中U_c为电容电压。

正常运行时 V_{10} 一直导通, 箝位双子模块等效为 2 个级联的半桥子模块, 故输出电平有 0_{V_c} 和 $2U_c$ 这 3 种, 如下式所示:

$$U_{\rm SM} = (S_1 + S_2) U_C \tag{1}$$

上下桥臂级联电容电压之和 up、un 为:

$$u_{p} = \sum_{i=1}^{N} \left(S_{1}^{p,i} + S_{2}^{p,i} \right) U_{C}$$
(2)

$$u_{n} = \sum_{i=1}^{N} (S_{1}^{n,i} + S_{2}^{n,i}) U_{C}$$
(3)

根据基尔霍夫定律有:

$$u_{\rm p}(t) = \frac{U_{\rm dc}}{2} - e_{\rm v}(t)$$
 (4)

$$u_{\rm n}(t) = \frac{U_{\rm dc}}{2} + e_{\rm v}(t) \tag{5}$$

其中,U_{de}为直流电压;e_v为虚拟电动势。

将式(2)、(3)代入式(4)、(5)可得桥臂电容投入

数目H变化范围:

$$H = \sum_{i=1}^{N} \left(S_1^i + S_2^i \right) \tag{6}$$

$$\frac{U_{dc} - 2E}{2U_c} \leqslant H \leqslant \frac{U_{dc} + 2E}{2U_c} \tag{7}$$

其中, *E*为虚拟电动势(即桥臂电抗后的等效电动势, 如图 1 所示)幅值。

定义调制比为:

$$M = \frac{2E}{U_{\rm dc}} \le 1 \tag{8}$$

将式(8)代入式(7)得:

$$\frac{U_{dc}}{2U_c}(1-M) \leqslant H \leqslant \frac{U_{dc}}{2U_c}(1+M)$$
(9)

$$H_{\max} = \frac{U_{dc}}{U_C} \tag{10}$$

一般设计中选取最大调制比(*M*=1)下的子模块数目为额定值,即:

$$N_0 = \frac{H_{\text{max}}}{2} = \frac{U_{\text{dc}}}{2U_C} \tag{11}$$

以上子模块数目可满足 M 在 0~1 范围内交流 电压约束和直流电压约束的需求。工程中在满足最 大电压调制比下电压约束的 N₀ 个子模块基础上,通 常会再增加 N_s 个冗余子模块(记为静态备用)以提 高系统的容错性,如式(12)所示。

$$N = N_0 + N_{\rm sr} \tag{12}$$

1.2 子模块失效机制和保护设计

本文设计子模块故障保护装置如图 2 所示,将 箝位双子模块分为 3 个保护区域,即 Zone0、Zone1 和 Zone2,分别由所配置的快速旁路开关 K₀、K₁、K₂进行 保护。当诊断到某元件出现故障失效或通信失败时, 相应的快速旁路开关迅速将其故障部分旁路隔离, 如表 1 所示。

传统的半桥型子模块采用"快速旁路开关+单保



图 2 双晶闸管保护方案

Fig.2 Dual-thyristor protection scheme

表 1 子模块保护方案

Tab.1 Sub-module protection scheme

开关	保护区域	主要保护器件	典型故障类型
K_0 K_1	Zone0 Zone1	V_{T0}/V_{D0} $V_{T11}/V_{D11}, V_{T12}/V_{D12}, C$	电容故障;开关器件
K ₂	Zone2	$V_{T21}/V_{D21}, V_{T22}/V_{D22}, C$	天效;迪信旼厚

注:Vp. 正常情况下不投入,出现故障概率很小。

护晶闸管"捆绑式保护方案^[24]。其中前者用于子模 块故障时冗余模块和故障模块的快速投切,但机械 或电磁式开关动作响应时间略长;后者用于分担故 障时二极管的暂态电流。为此,本文提出了双晶闸管 型(RT₁和 RT₂)保护方案,同时具备快速切除故障部 分和保护二极管的作用。

该开关有 3 种工作状态:正常工作状态(K=0, 断开),RT₁导通,RT₂关断;故障切除状态(K=1,闭 合),RT₁和 RT₂均导通;闭锁状态(K=-1,闭锁),RT₁ 和 RT₂封锁触发脉冲。其中第 3 种状态一般出现在 启动初期或用于直流故障穿越时闭锁换流器。设计 子模块内部保护策略为:正常运行时 RT₁导通、RT₂ 关断,同时监测各元件电气量;当诊断出现元件失效 等故障时,定位故障发生区域;发出故障报警信号, 封锁故障区域内的 IGBT,同时导通相应的 RT₂ 旁路 隔离故障部分;如果系统需要闭锁时,封锁晶闸管触 发脉冲信号。

本文所提出的子模块保护方案优势在于:利用 反并联双晶闸管相互配合实现快速旁路功能,以替 代机械式开关,降低因保护延迟带来的暂态影响;传 统方法和文献[25-26]所提保护方案中晶闸管只有 在故障时才动作,而本保护方案中晶闸管 RT₁正常 工作时就一直导通,这样不仅可以分担二极管的故 障暂态电流,也可分担其稳态电流。一般大容量晶 闸管的通态电阻 *R*_{RT} 小于二极管的通态电阻 *R*_D,故 应用本方案后二极管(V₁₀,V_{D12},V_{D22})通态电流 *i*_D 和 损耗 *P*_D 均有较大幅度下降。

以(K₀,K₁,K₂)表示子模块的工作状态,例如 (0,0,0)表示所有旁路开关断开的子模块处于正常 运行状态。如图 3(a)所示,根据快速旁路开关的动 作情况,子模块可分为 8 种运行状态。如图 3(b)所 示,稳态情况下根据输出电平多少可将这故障状态 分为 3 种类型:类型①,输出电平有 3 种,即 0、U_c 和 2U_c,说明引导开关部分出现故障与否对稳态输出电 平没有影响;类型②,输电电平有 2 种,即 0 和 U_c; 类型③,至少 K₁、K₂均导通,子模块完全被旁路,输 电电平为 0。因此,子模块输电电压可由下式确定:

U_{SM}=(2-K₁-K₂)U_c (13) 图 3(c)列出了以上 3 种类型典型故障下的子 模块闭锁等值电路。其中前 2 种类型的子模块闭锁 时等效为二极管串联电压源的形式,电压源由式(14) 确定,箝位双子模块退化为半桥子模块的闭锁形式; 类型(3)则完全丧失直流闭锁能力。

$$U_{\rm SM} = \begin{cases} (2 - K_1 - K_2) U_C & i_{\rm SM} > 0\\ [1 - \text{sgn}(K_0 + K_1 + K_2)] U_C & i_{\rm SM} < 0 \end{cases}$$
(14)
其中, sgn(・)为符号函数。



图 3 故障状态下箝位双子模块稳态和闭锁等值电路 Fig.3 Steady-state and blocked-state equivalent circuits of CDSM in fault condition

2 动态备用控制及其优化策略

2.1 子模块故障下最近电平调制和电压平衡控制

子模块故障下需要对原有调制和控制策略进行 改进,主要体现在两方面:问题一为故障子模块如何 保护处理,问题二为剩余正常子模块如何投切。为此 本文设计了如图4所示控制策略。对于问题一,通 过检测各元件电气量诊断定位故障类型和部位,按 照1.2节的子模块内部保护策略,快速闭合导通开关 切除故障区域,封锁故障区域内的开关器件触发脉 冲。对于问题二,本文采取2个措施:利用旁路开关 信号计算退出投切序列的电容数量,依据桥臂能量



图 4 改进的最近电平调制和电容电压平衡策略 Fig.4 Improved strategy of nearest level modulation and capacitor voltage balancing

平衡原理动态修正电容电压参考值;通过引入电容 电压故障因子对进入排序选择模块的测量电压进行 修正,确保故障区域内电容不再参与正常电容的投 切过程。

区域 Zone0 内故障并不会引起电容退出投切序 列,而其他区域故障则会引起相应旁路开关动作导 致电容旁路,因此故障导致退出的电容数为:

$$N_{\rm f} = \sum_{i=1}^{N} \left(K_1^i + K_2^i \right) \tag{15}$$

每个子模块含有 2 个电容,因此桥臂电容总数 N_c 与子模块总数 N 关系如式(16)所示。故障前桥臂总 能量 W 由式(17)确定,故障后的桥臂总能量 W 由 式(18)确定。

$$N_c = 2N \tag{16}$$

$$W = \frac{1}{2} N_c C U_c^2 \tag{17}$$

$$W' = \frac{1}{2} (N_c - N_f) C U_c'^2$$
 (18)

正常运行情况下,三相六桥臂总能量平衡;当子 模块故障后电容投切数下降,如果仍采用电容电压参 考值固定不变的传统方式,会出现桥臂能量不平衡运 行情况,相间桥臂电流会出现零序不平衡电流。为 此采用桥臂间能量平衡控制方式^[22],选择电容电压 的参考值如下:

$$U_{C(\text{ref})}^{\prime} = \sqrt{\frac{N_c}{N_c - N_f}} U_{C(\text{ref})}$$
(19)

其中,*U_{C(ref}*、*U'_{C(ref}*分别为采用能量平衡控制方式前、 后的电容电压参考值。

在新的控制周期,按照下式计算需要投入的电 容数目,注意不可越限以防止故障电容参与投切。

$$N_{\rm on} = \operatorname{round}\left(\frac{U_{\rm am(ref)}}{U_{C(ref)}'}\right) \leq N_C - N_{\rm f}$$
(20)

其中, $U_{\text{amm(ref)}}$ 为桥臂电压参考值;round(·)为取整函数。

传统的电容电压平衡策略一般采用排序选择 法,主要步骤为:将桥臂中的所有子模块电容电压监 测值排序;根据各桥臂电流方向,选择投入或切除特 定的电容。子模块故障后,如果不采用新的措施,故 障电容电压测量量会与正常量一起排序,可能混淆到 正常的投切序列中,使得实际输出电平达不到期望 值,进而引起桥臂电流畸变和能量波动。

为解决上述问题,本文在电容电压采集单元与平 衡控制单元之间添加修正环节,通过引入故障因子对 电容电压测量值进行修正,并以此为待排序量输送到 控制单元。该方法无需修改原有的电容电压平衡控 制单元内部结构,且同样适用于无故障情况。所述 的故障因子 σ 定义如式(21)所示,修正后的电容电 压如式(22)所示。

$$\sigma = K \cdot \operatorname{sgn}(i_{\operatorname{arm}}) \cdot \xi \tag{21}$$

$$U_c' = (\sigma + 1)U_c \tag{22}$$

其中, i_{am} 为桥臂电流;K表示旁路开关(K_1 或 K_2)通 断状态;系数 ξ 数值很大(如取 10³)以确保故障电容 电压排序结果最大或最小。当不发生电容旁路型故 障(即 $K=0,K_1$ 或 K_2 处于断开状态)时, $\sigma=0,U'_c=U_c$; 故障电容被切除后, σ 取值与桥臂电流方向相关,当 $i_{am}>0$ 时, $\sigma=\xi,U'_c$ 值很大,排序时(按从小到大)处于 队尾,选择前 N_{on} 个电容投入运行进行充电从而排除 故障电容;当 $i_{am}<0$ 时, $\sigma=-\xi,U'_c$ 值很小,故排序结 果处于队首,选择后 N_{on} 个电容投入运行进行放电从 而排除故障电容。

2.2 动态备用控制和安全裕度计算

2.2.1 动态备用控制

传统半桥 MMC 冗余控制的基本策略是当切除 故障子模块时通过投入冗余子模块来维持系统正常 工作,当损坏的子模块数目大于 N_s 时系统将被迫停 运。本文称这种方法为静态备用控制法。事实上静 态备用控制中冗余子模块数目仅考虑了超出满足直 流电压约束的部分,由式(9)可知当调制比小于1时 稳态需要的子模块数目小于 N₀,由此产生的闲置子 模块未被纳入冗余控制导致安全裕度下降。

为充分利用闲置元件,挖掘换流器不间断运行能力,本文采用动态备用控制方法。动态体现在三方面:所有健全子模块均参与投切,故冗余元件是动态 变化的;采用 2.1 节所述的改进调制策略,故障后健 全子模块电容电压是动态调整的;冗余元件数目也是 动态调整的。特别说明的是这里采用冗余元件来描 述 C-MMC 的安全裕度,而非照搬半桥 MMC 的冗余 子模块概念,原因在于箝位双子模块结构被划分为 3 个保护部分,个别元件故障并不意味整个子模块退 出。因此用冗余电容数 N_{cr}和冗余引导 IGBT 数 N_u, 分别刻画Zone1(或 Zone2)和 Zone0 的安全裕度。 2.2.2 实时安全裕度计算

假设因故障已经旁路了 N_f 个电容和 N_{ft} 个引导 IGBT,当继续故障的元件数目超过电容最大冗余数 N_{Cr}或引导开关最大冗余数 N_{tr}则系统跳闸。定义电 容实时冗余度和引导开关实时冗余度如下:

$$\eta_{Cr} = \frac{N_{Cr}}{N_C - N_f} \times 100\%$$
(23)

$$\eta_{\rm tr} = \frac{N_{Cr}}{0.5N_C - N_{\rm ft}} \times 100\%$$
(24)

可容忍继续故障元件最大数目由以下三方面因 素确定,其中前2个因素主要影响可投切电容冗余 数,第3个因素主要影响引导开关冗余数。

a. 低于电容最大耐压的要求。

令在电容最大耐压下,故障桥臂剩余健全电容储 存能量等于额定桥臂能量,如式(25)所示,求取此时 的冗余电容数如式(26)所示。

$$\frac{1}{2} (N_c - N_{cr} - N_f) C U_{Cmax}^2 = \frac{1}{2} N_c C U_c^2$$
(25)

$$N_{Cr} = N_C \left(1 - \frac{U_C^2}{U_{C_{\text{max}}}^2} \right) - N_f$$
 (26)

b. 满足稳态运行的最小要求。

根据式(9)和(14)求得此时满足交直流输出电 压约束所需的最小电容数 N_m,如式(27)所示,求取 此时的冗余电容数 N_G如式(28)所示。

$$N_{\rm m} = \alpha N_0 (1+M), \ \alpha = \sqrt{\frac{N_c}{N_c - N_{\rm f}}}$$
 (27)

$$N_{\rm Cr} = N_{\rm C} - N_{\rm m} - N_{\rm f} \tag{28}$$

c. 保持直流故障穿越能力的要求。

直流故障时 C-MMC 闭锁后,交流系统馈入换流 器或直流网络的潜在通路有 2 条^[14]:经换流器内部 两相上桥臂(或下桥臂)构成的路径①;经换流器两 相上下桥臂和直流侧故障弧道构成的路径②。因此 保证换流器完全闭锁、故障弧道不复燃的条件是上述 2 个回路内级联模块电容提供的反电势大于交流线 电压幅值,最终利用二极管反向阻断特性完成闭锁。

直流故障闭锁期间,当电容电压达到最大限值时,所需要的电容数最少,求取此时的冗余 IGBT 数目如式(30)所示。由此可以看出,当引导开关故障太多时,安全裕度下降。

$$\left| \left(\frac{1}{2} N_{C} + \frac{(N_{C} - N_{f} - N_{fr} - N_{tr})}{\psi \notin H^{\text{tr}}} \right) U_{Gmax} > \sqrt{3} U_{\text{m}} \quad \text{BAC}$$

$$\left(\frac{\frac{1}{2}N_{c}}{\frac{1}{\mathbb{E}^{\pi k f f f}}} + \frac{N_{c} - N_{f} - N_{fr} - N_{tr}}{\frac{2}{\mathbb{E}^{\pi k f f f f}}}\right) U_{Cmax} > \sqrt{3} U_{m} \quad \text{BAC}(2)$$

$$N_{tr} = 2N_c - (N_f + N_{fr}) - 2\sqrt{3} M/U_{Cmax}$$
(30)
其中.Um为换流变压器的阀侧相电压幅值.E≈Umo

2.2.3 提高电容冗余度的方法及其适用性

在电容耐压水平确定的情况下,电容冗余度主要 取决于交直流输出电压约束。由式(31)、(32)可以 看出,提高电容备用数目的根本途径是调节输出虚 拟电动势幅值大小使得电压调制比下降。根据图 5 (a)所示的系统等效图,可求取虚拟电动势 *e* 的幅值 如式(31)所示。

$$E = \frac{\sqrt{(k^2 u_s^2 - QX_e)^2 + (PX_e)^2}}{\sqrt{2} k u_s}$$
(31)

$$X_{e} = \omega \left(L_{s} + \frac{L_{0}}{2} \right)$$
(32)

其中, u_s 为系统电压;P、Q分别为有功和无功功率;k为变压器变比; X_e 为等效电抗; L_s 为系统电感; L_0 为桥臂电感。

由式(31)知功率变化、变压器档位动作均可实 现调制比动态调整。可设计以下3种优化控制方法 来实现上述目标:向电压调制波添加3次零序量,该 方法速度快,但仅适用于Y₀/Y或Y₀/D变压器场合; 采用功率调整方法,优先调整换流器的无功功率,从 产生无功到消耗无功,之后根据需要逐步降低有功 功率;利用变压器档位进行调节使得阀侧电压降低, 该方法类似于传统直流中变压器档位与触发角控 制,缺点是调节速度较慢。上述3种方法各有优缺 点和适用性,故在实际应用中需相互配合和协调,以 提高冗余元件个数和系统不间断运行的能力。

子模块冗余方案如图 5(b)所示。图中,实线和 点线分别为采用本文动态备用策略前、后的虚拟电 动势波形。



图 5 C-MMC 交流等值电路和子模块冗余方案示意 Fig.5 AC-side equivalent circuit of C-MMC and sketch of SM redundancy scheme

3 性能评估和仿真分析

3.1 主回路参数

在电磁暂态仿真软件 PSCAD/EMTDC 中搭建 两端 MMC 系统仿真平台,系统主要参数如下:直流系 统,额定直流电压±200 kV,额定功率 400 MW;交流 系统,电压等级 220 kV;变压器,变比 220 kV/220 kV, 容量 500 MV·A,漏抗 0.12 p.u.,档位 1±0.0125×8; 换流器,额定子模块数 100,静态备用子模块数 5, 每桥臂电容数 210,每桥臂引导开关数 105,子模块 额定电容 20000 μF,额定电容电压 2 kV;IGBT 型号 为 ABB 5SNA 1200E330100;晶闸管型号为 ABB 5STP 18M6500;调制方式采用最近电平调制。

3.2 损耗评估

图 6 给出了应用双晶闸管保护策略前后的单个 桥臂损耗比较结果,由于其中一个晶闸管稳态长期 导通,可以分担二极管(V_{D0}、V_{D12}、V_{D22})通态电流从而 降低运行损耗。结果表明采用本文方法后,整流侧 单桥臂内所有 V_{D12}和 V_{D22}的损耗、所有 V_{D0}的损耗和 总损耗,比传统方法下 C-MMC 相应损耗部分分别减 少 25.0%、14.1%、9.8%;逆变侧相应部分减少 12.0%、 24.5%、5.3%。整流、逆变不一致的原因在于直流电 流方向不一致和桥臂电流波形不一致。



图 6 应用双晶闸管保护策略前后单个桥臂的损耗 Fig.6 Comparison of loss per arm between with and without dual-thyristor protection scheme

3.3 子模块故障对稳态运行的影响

测试情景中,初始状态为单位功率因数运行 P= 1.0 p.u.,Q=0 p.u.。0.6 s 后整流侧 A 相上桥臂仿真结 果发生严重的子模块故障,假设依次发生以下事件: 0.6 s,4 个引导开关因故障切除;1.0 s,12 个电容因 故障切除;1.4 s,又有 12 个电容因故障切除;1.8 s,又 有 12 个电容因故障切除;2.0 s,功率调整 P=0.9 p.u., Q=0.3 p.u.;2.2 s,功率调整 P=0.9 p.u.,Q=0.3 p.u.,换 流变压器档位下调两档(即 k=1-0.0125×2);2.6 s, 3 次零序电压注入调制投入运行。图 7 和图 8 给出 了仿真结果。

Zone0内发生故障,会导致引导开关切除,但对 系统稳态运行和电容电压没有影响,如图 7(a)所示。 Zone1(Zone2)内发生故障会导致相应电容被切除,剩 余健全的电容电压上升以实现桥臂间能量均衡。由 于测试中被切除电容数超过静态备用(10个),传统静 态备用控制会向系统发出跳闸信号,而本文所提的 动态备用法则可维持系统不间断运行。将 1.0~3.0 s 仿真区间分为 2 个阶段。阶段 1 内仅采用 2.1 节所 述改进最近电平调制和电容电压平衡控制策略,在切 除电容数目较低情况下,系统存在一定的冗余安全 裕度;当切除电容数达到 36 个时,系统需要投入的 电容数超过了剩余健全电容数。阶段 2,利用 2.1



节所述 3 种优化策略增加了备用电容数目,提高了 系统的冗余安全裕度和不间断运行能力。

子模块故障期间的换流器有功、无功功率,直流 电压、电流和桥臂间交流环流分量(均为标幺值)如 图 8 所示。由仿真结果可见,整个过程功率运行平 稳,性能结果良好;随着电容切除数目增多,直流电 压和直流电流会出现波动分量,且桥臂交流环流分 量增加,但不超过额定值的5%。



4 结论

子模块冗余控制的基本目标是快速切除故障部分,利用剩余健全元件维持系统不间断运行。冗余元件数目是衡量系统安全裕度和可靠性的重要指标,提高冗余元件个数和系统不间断运行能力是子模块 冗余控制的优化目标。本文将 C-MMC 子模块冗余保 护控制策略分为如下3个层次。

a. 子模块级。根据箝位双子模块的结构特点分 析了其故障机制;设计了基于双晶闸管型快速旁路 开关的保护策略,且其中一个晶闸管稳态时长期导通 分担 IGBT 反并联二极管的电流并降低其运行损耗。

b. 换流器级。设计了改进最近电平调制和电容 电压平衡策略,一方面利用能量平衡原理动态调制 电容参考值,另一方面通过引入故障因子避免故障 元件再次进入投切序列中。计算了系统动态冗余裕 度,指出其是由以下三方面因素影响:低于电容最大 耐压的要求,满足稳态运行的最小要求,保持直流故 障穿越能力的要求。

c. 系统级。为进一步提高动态备用子模块数 目,设计了3次谐波注入调制、变压器分接头档位控 制和有功无功调节等综合调整策略,从而增强在严 重子模块故障下系统不间断功率运行能力。

最后通过在 PSCAD/EMTDC 中搭建了 105 个子 模块的双端 C-MMC-HVDC 系统。仿真结果表明所 设计的策略具有良好的性能。

参考文献:

- [1] 徐政,屠卿瑞,管敏渊,等. 柔性直流输电系统[M]. 北京:机械工 业出版社,2012:1-25.
- [2] 赵昕,赵成勇,李广凯,等.采用载波移相技术的模块化多电平换 流器电容电压平衡控制[J].中国电机工程学报,2011,31(21): 48-55.

ZHAO Xin,ZHAO Chengyong,LI Guangkai,et al. Submodule capacitance voltage balancing of modular multilevel converter based on carrier phase shifted SPWM technique[J]. Proceedings of the CSEE,2011,31(21):48-55.

[3] 韦延芳,卫志农,孙国强,等. 一种新型的高压直流输电技术—— MMC-HVDC[J]. 电力自动化设备,2012,32(7):1-9.

WEI Yanfang, WEI Zhinong, SUN Guoqiang, et al. New HVDC power transmission technology: MMC-HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(7): 1-9.

[4] 李笑倩,宋强,刘文华,等.采用载波移相调制的模块化多电平换流器电容电压平衡控制[J].中国电机工程学报,2012,32(9):
 49-55.

LI Xiaoqian, SONG Qiang, LIU Wenhua, et al. Capacitor voltage balancing control by using carrier phase-shift modulation of modular multilevel converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(9):49-55.

[5] 何大清,蔡旭. 模块化多电平换流器的限幅控制和混合调制[J].
 电力自动化设备,2012,32(4):63-66.
 HE Daqing,CAI Xu. Limitation control and hybrid modulation of much laried much larger Automatic

modularized multilevel converter[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(4):63-66.

 [6] 刘栋,汤广福,贺之渊,等. 模块化多电平柔性直流输电数字-模 拟混合实时仿真技术[J]. 电力自动化设备,2013,33(2):68-73,80.
 LIU Dong,TANG Guangfu,HE Zhiyuan,et al. Hybrid real-time simulation technology for MMC-HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(2):68-73, 80.

- [7] 黄川,王志新,王国强,等. 基于 MMC 的海上风电场柔性直流输 电变流器仿真[J]. 电力自动化设备,2011,31(11):23-27.
 HUANG Chuan,WANG Zhixin,WANG Guoqiang, et al. Simulation of MMC-based converter for flexible direct current transmission of offshore wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2011,31(11):23-27.
- [8] 管敏渊,徐政. MMC 型柔性直流输电系统无源网络供电的直接 电压控制[J]. 电力自动化设备,2012,32(12):1-5. GUAN Minyuan,XU Zheng. Direct voltage control of MMCbased VSC-HVDC system for passive networks[J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(12):1-5.
- [9] 谢妍,陈柏超,陈耀军,等.新型模块化多电平换流器串联电抗器的功能与取值分析[J].电力自动化设备,2012,32(9):55-59. XIE Yan,CHEN Baichao,CHEN Yaojun,et al. Function anlysis and parameter selection for series reactor reactor of modular multilevel converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012,32(9):55-59.
- [10] 蔡新红,赵成勇. 模块化多电平换流器型高压直流输电系统控制保护体系框架[J]. 电力自动化设备,2013,33(9):157-163.
 CAI Xinhong,ZHAO Chengyong. Framework of control and protection system for MMC-HVDC transmission system [J].
 Electric Power Automation Equipment,2013,33(9):157-163.
- [11] 赵成勇,陈晓芳,曹春刚,等. 模块化多电平换流器 HVDC 直流 侧故障控制保护策略[J]. 电力系统自动化,2011,35(23):82-87.
 ZHAO Chengyong,CHEN Xiaofang,CAO Chungang,et al. Control and protection strategies for MMC-HVDC under DC faults[J].
 Automation of Electric Power Systems,2011,35(23):82-87.
- [12] 王姗姗,周孝信,汤广福,等. 模块化多电平换流器 HVDC 直流 双极短路子模块过电流分析[J]. 中国电机工程学报,2011,31
 (1):1-7.

WANG Shanshan,ZHOU Xiaoxin,TANG Guangfu,et al. Analysis of submodule overcurrent caused by DC pole-to-pole fault in modular multilevel converter HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE,2011,31(1):1-7.

- [13] MARQUARDT R. Modular multilevel converter; an universal concept for HVDC-networks and extended DC-bus-applications [C]//2010 International Power Electronics Conference. Sapporo, Japan:[s.n.],2010;502-507.
- [14] MARQUARDT R. Modular multilevel converter topologies with DC-short circuit current limitation [C] // 2011 IEEE 8th International Conference on Power Electronics and ECCE Asia (ICPE & ECCE). Jeju, Korea: [s.n.], 2011:1425-1431.
- [15] 赵成勇,许建中,李探. 全桥型 MMC-HVDC 直流故障穿越能力 分析[J]. 中国科学:技术科学,2013,43(1):106-114.
 ZHAO Chengyong,XU Jianzhong,LI Tan. DC faults ridethrough capability analysis of full-bridge MMC-MTDC system
 [J]. Scientia Sinica Technologica,2013,43(1):106-114.
- [16] 薛英林,徐政. 适用于架空线输电的新型 MMC-HVDC 拓扑[J]. 高电压技术,2013,39(2):481-488. XUE Yinglin,XU Zheng. New breed of bipolar MMC-HVDC topology for overhead line transmission[J]. High Voltage Technology,2013,39(2):481-488.
- [17] 薛英林,徐政. 基于箝位双子模块的 MMC-HVDC 起动控制策略 [J]. 电力系统保护与控制,2013,41(11):1-7.

XUE Yinglin, XU Zheng. Start control for the MMC-HVDC

system based on clamp double submodule[J]. Power System Protection and Contorl,2013,41(11):1-7.

- [18] XUE Yinglin, XU Zheng, TANG Geng. Self-start control with grouping sequentially precharge for the C-MMC-based HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 29(1): 187-198.
- [19] 薛英林,徐政. C-MMC 直流故障穿越机理及改进拓扑方案[J].
 中国电机工程学报,2013,33(21):63-70.
 XUE Yinglin,XU Zheng. DC fault ride-through mechanism and improved topology scheme of the C-MMC[J]. Proceedings of the CSEE,2013,33(21):63-70.
- [20] JAIME P, HANI S, SEBASTIEN D, et al. Detailed and averaged models for a 401-level MMC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(3):1501-1508.
- [21] 管敏渊,徐政. 模块化多电平换流器子模块故障特性和冗余保护
 [J]. 电力系统自动化,2011,35(16):94-98,104.
 GUAN Minyuan,XU Zheng. Redundancy protection for submodule faults in modular multilevel converter[J]. Automation of Electric Power Systems,2011,35(16):94-98,104.
- [22] SON Gumtae, LEE Heejin, NAM Taesik, et al. Design and control of a modular multilevel HVDC converter with redundant power modules for noninterruptible energy transfer [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(3):1611-1619.
- [23] 胡鹏飞,江道灼,周月宾,等. 模块化多电平换流器子模块故障故障冗余容错控制策略[J]. 电力系统自动化,2013,37(7):66-70.
 HU Pengfei,JIANG Daozhuo,ZHOU Yuebin, et al. Redundancy protection for sub-model faults in modular multilevel converter [J]. Automation of Electric Power Systems,2013,37(7):66-70.
- [24] GEMMELL B, DORN J, RETZMANN D, et al. Prospects of multilevel VSC technologies for power transmission [C] // Transmission and Distribution Conference and Exposition. Chicago, USA; IEEE, 2008; 1-16.
- [25] LI Xiaoqian, SONG Qiang, LIU Wenhua, et al. Protection of nonpermanent faults on DC overhead lines in MMC-based HV-DC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28 (1):483-490.
- [26] 敬华兵,年晓红. 新型的模块化多电平换流器子模块保护策略
 [J]. 电网技术,2013,37(7):1954-1958.
 JING Huabing,NIAN Xiaohong. A novel protection strategy for sub-modules of modularized multi-level converter[J]. Power

System Technology, 2013, 37(7): 1954-1958.

作者简介:



薛英林(1986-),男,河北藁城人,博士, 主要研究方向为直流输电与柔性交流输电 (**E-mail**:vinglinxue@gmail.com):

徐 政(1962-),男,浙江海宁人,教授, 博士研究生导师,博士,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、风力发电技术与风电场并网技术;

薛英林

张哲任(1988-),男,浙江建德人,博士 研究生,主要研究方向为直流输电与柔性交流输电;

刘高任(1990-),男,天津人,博士研究生,主要研究方向 为直流输电与柔性交流输电。

Protection design and fault-tolerant control of C-MMC based HVDC system under sub-module failure condition

XUE Yinglin, XU Zheng, ZHANG Zheren, LIU Gaoren

(College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: A strategy of redundant protection and control is designed for the CDSM(Clamp Double Sub-Module) based MMC(Modular Multilevel Converter) in three levels of SM(Sub-Module), converter and system. A protection scheme based on dual thyristors is proposed, one of which is always conductive to share the diode current for loss deduction. The SM failure mechanism is analyzed and an improved strategy of the nearest level modulation and capacitor voltage balancing is proposed. The capacitor voltage reference is dynamically adjusted and a fault factor is applied to modify the measured capacitor voltage for preventing the faulty element from switching over. Multiple measures, such as the third-order harmonic injection modulation, transformer tap control, power regulation, etc., are used to increase the dynamic spare SMs and strengthen the system ability of non-interrupted operation. A simulation model with 105 SMs per arm is built with PSCAD/EMTDC software and the simulative results show that, with the dual-thyristor protection scheme, the diode loss deduction of rectifier is 9.8% and that of inverter 5.3%; the system works well even when 36 module capacitors are removed, with the increase of converter arm circulating current less than 5% of the rated value.

Key words: modular multilevel converter; HVDC power transmission; clamp double submodule; submodule failure; fault tolerance; dual-thyristor; dynamic spare; fault factor

(上接第 70 页 continued from page 70)

Risk assessment for preventive control of static voltage stability

HU Xiuqiong¹, YAN Wei², YU Juan², LI Wenyuan³

(1. Panzhihua University, Panzhihua 617000, China; 2. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment &

System Security and New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, China;

3. BC Hydro Company, Vancouver V7X 1V5, Canada)

Abstract: A method of risk assessment is proposed for the static voltage stability preventive control, which considers the uncertainty of power system operation state. Different critical preventive contingency sets are determined according to their occurrence probabilities and severities, and the quadratic optimal model of static voltage stability preventive control is then built for each set to obtain the corresponding preventive control strategies and the rational preventive control strategy is then determined according to the static voltage stability risk assessment is carried out for the obtained preventive control strategies and the rational preventive control strategy is then determined according to the static voltage stability risk index and the preventive control cost. Simulative analysis for IEEE 14-bus system verifies the correctness and effectiveness of the proposed method.

Key words: electric power systems; static voltage stability; stability; preventive control; risk assessment; optimization; models; risk index; control cost