# 自储能多端背靠背柔性直流系统控制策略

葛 乐<sup>1,2</sup>,张 伟<sup>3</sup>,袁晓冬<sup>4</sup>,陈继忠<sup>2</sup>,钟礼海<sup>1</sup>
(1.南京工程学院 电力工程学院,江苏 南京 211167;
2.中国电力科学研究院有限公司 新能源与储能运行控制国家重点实验室,北京 100192;
3.国网江苏省电力有限公司常州供电分公司,江苏 常州 213000;
4.国网江苏省电力有限公司电力科学研究院,江苏 南京 211103)

摘要:为了解决自储能多端背靠背柔性直流系统的协调控制与电压稳定问题,提出了一种改进的电压裕度控制策略。首先建立了系统的数学模型,然后针对3种典型的运行场景设计了协调工作机制及其控制方式。 基于Lyapunov稳定性理论设计了自适应指令滤波反推电压控制器,解决了系统控制方式切换导致的功率振荡与电压波动问题,改善了系统的稳定性和动态响应性。最后分别对3种典型的运行场景进行仿真分析,验证了所提控制策略和方法的有效性。

## 0 引言

"环网设计、开环运行"的传统配电网未来将不 能适应高供电可靠性和高比例分布式电源消纳的要 求<sup>[1]</sup>。以多端背靠背柔性直流为代表的配电网柔性 互联技术,通过将馈线"交-直-交"解耦互联,可大 幅提升配电网的供电可靠性和对新能源的消纳 能力<sup>[23]</sup>。

然而,柔性互联技术的本质依然是功率层面的 调控,体现在能量层面是由电网在空间轴上提供"能 量容器"。当互联馈线的可调容量较小时,则会限制 优化效果,甚至会发生无法满足电网安全、供电质量 约束的极端情况。储能技术作为时间轴的"能量容 器",从本质上改变/改善了电能生产、传输、消费同 时性的问题。自储能多端背靠背柔性直流(SES-VSC-MTDC)融合统一了空间轴、时间轴这2类不同 维度的能量调控技术,极大增强了互联配电网的优 化调节能力。

SES-VSC-MTDC中的储能单元除了在稳态运行 过程中接受电网调度提供能量时序调节,在扰动情 况下为了提升系统的稳定性(各端口功率平稳精确 可控),还需参与稳定母线直流电压。因此,需首先

#### 收稿日期:2019-06-15;修回日期:2019-09-11

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51707089);国网江苏 省电力有限公司科技项目(J2018084);新能源与储能运行控 制国家重点实验室开放基金资助项目(DGB51201801660)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51707089), the Science and Technology Project of State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd.(J2018084) and the Open Fund of State Key Laboratory of Operation and Control of Renewable Energy & Storage Systems (DGB51-201801660) 建立储能与各端口换流器的协调工作机制与控制方式;基于系统控制策略,进一步需要设计控制器解决 不同控制方式的平滑切换问题。

关于 SES-VSC-MTDC 系统的控制策略尚鲜见研究,常规多端柔性直流系统的控制策略一般包括主从、电压裕度及下垂控制等。文献[4]提出一种多端系统的主从控制策略,实现了系统功率波动与端口故障情况下的稳定运行。但主从控制策略的控制方式切换需依赖上层决策,从可靠性、实时性角度考虑,系统控制方式的切换应优先在换流器级实现。文献[5]提出一种优化下垂控制策略,以优化下垂系数为基础,结合电压裕度控制,实现了功率的合理分配,为多种控制策略的改进组合提供了思路。文献[6]提出一种电压裕度控制策略,通过设定裕度值实现定功率控制与定电圧控制的切换,实现了故障的快速恢复,但未考虑控制方式切换引起的功率振荡、电压波动问题。在一定的控制策略下,系统需通过相应的控制器切换控制方式以适应不同的运行场景<sup>[7]</sup>。

SES-VSC-MTDC中的储能与各端口换流器通过 直流母线彼此耦合互联,呈高非线性,传统的比例-积分-微分(PID)控制器难以满足系统的运行要 求<sup>[89]</sup>。文献[10]针对多端柔性直流系统的强非线 性提出了一种基于指数趋近律的滑模控制算法,使 系统在换流器故障退出运行时可更快达到稳态,电 压波动范围较小。但没有考虑系统对不确定参数的 鲁棒性,且滑模控制超调量仍较大<sup>[11]</sup>。文献[12]针 对多端柔性直流系统设计了反推电压控制器,当主 换流器退出运行时,系统仍能正常运行,提高了系统 的稳定性。但没有考虑反推控制在实际应用中可能 存在的微分膨胀和控制饱和问题。

基于上述分析,本文针对柔性互联配电网对 SES-VSC-MTDC的运行要求,对电压裕度控制与下 垂控制进行了改进组合,分别设计了主从换流器、储 能单元换流器的工作曲线,提出了 SES-VSC-MTDC 系统的一种改进电压裕度协调控制策略。针对控制 方式切换导致的功率振荡与电压波动问题,设计了 自适应指令滤波反推(ACB)电压控制器,采用约束 指令滤波器对反推控制的微分膨胀与控制饱和问题 进行了优化,对滤波器误差进行了补偿,设计的自适 应律保证了系统对不确定参数的鲁棒性。

## 1 系统结构与建模

SES-VSC-MTDC 系统由多组电压源换流器 (VSC)与储能通过公用直流母线背靠背并联。以五端SES-VSC-MTDC为例,其拓扑结构如图1所示。





在系统正常运行状态下,一端VSC工作在定直 流电压控制,其余端口(含储能)按照电网调度指令 实现馈线间的有功灵活交换和无功独立控制;当发 生故障或扰动时,需通过多组 VSC 控制模式的快速 切换保证系统的稳定运行,并实现电网非故障区负 荷的实时转供。考虑到储能的成本和运行寿命要 求,应尽量减少系统中储能的配置容量和充放电次 数。因此,在正常运行状态下,一般只在互联馈线可 调容量不足以满足系统供电可靠性和清洁能源满额 消纳要求时,才调度储能投入能量调节;在扰动或故 障状态下,储能需执行系统控制策略(详见第2节), 辅助控制系统母线电压。VSC的拓扑结构如图2所 示(换流器的功率以注入交流网络的功率方向为正 方向)。图中,L、R分别为交流电抗器的等效电感、 等效电阻;P、Q分别为有功功率、无功功率;U<sub>de</sub>、i<sub>de</sub> 分别为直流母线电压、电流。



图2 VSC的拓扑结构

Fig.2 Topological structure of VSC

$$Ldi_{d1}/dt = \omega Li_{q1} - Ri_{d1} + U_{sd1} - U_{rd1}$$
(1)  
$$Ldi_{q1}/dt = -\omega Li_{d1} - Ri_{q1} + U_{sq1} - U_{rq1}$$
(2)

其中,
$$\omega$$
为电网角频率; $i_{d1}$ 、 $i_{q1}$ 分别为网侧电流矢量的  
 $d$ 轴、 $q$ 轴分量; $U_{sd1}$ 、 $U_{sq1}$ 分别为网侧电压矢量的 $d$ 轴、  
 $q$ 轴分量; $U_{rd1}$ 、 $U_{rq1}$ 分别为换流器交流侧出口电压矢  
量的 $d$ 轴、 $q$ 轴分量。

d 轴通过锁相环位于电网电压矢量的方向上, 因此有 U<sub>st1</sub>=U<sub>s</sub>, U<sub>st1</sub>=0, 电抗器主要起限流与滤波的 作用, 呈弱阻性, 损耗可忽略不计, 换流器吸收的有 功功率和无功功率可分别表示为:

$$P_1 = 3U_{sd1} i_{d1}/2 \tag{3}$$

$$Q_1 = -3U_{\rm sd1}i_{q1}/2 \tag{4}$$

由式(3)和式(4)可知,通过控制换流器交流侧 电流的 dq 轴分量就可独立控制有功、无功功率。不 计换流器的损耗,系统交直流两端的功率平衡,可得:

$$C_{\rm dc}U_{\rm dc}\frac{{\rm d}U_{\rm dc}}{{\rm d}t} = \sum_{j=1}^{n} \frac{3}{2}U_{\rm sdj}i_{\rm dj} + U_{\rm b}i_{\rm b}$$
(5)

其中, $C_{de}$ 为直流侧电容; $U_{sij}$ 、 $i_{ij}$ 分别为换流器j交流 侧电压、电流的d轴分量; $U_{b}$ 、 $i_{b}$ 分别为储能单元的出 口电压、电流;n为换流器个数。

由式(5)可知,通过控制电流可维持直流母线电 压的稳定。

## 2 系统协调控制策略

SES-VSC-MTDC系统的首要控制目标为直流母 线电压的稳定和各端口功率的平稳精确控制。系统 协调控制策略包括各单元的协调工作机制和相应的 控制方式。

## 2.1 协调工作机制

主换流器控制直流母线电压,同时承担平衡系 统功率的作用。因此,首先需基于各端口所联馈线 容量、负荷性质、分布式电源渗透率、馈线及其上级 电网的历史故障率优选主换流器<sup>[13]</sup>。储能单元作为 辅助换流器,可运行于定功率(类似从换流器)、电压 下垂(辅助主换流器)、定电压控制(替代主换流器) 等多种模式。考虑储能容量的制约,其工作机制与 控制方式中需计及储能荷电状态(SOC)的恢复。各 端口的具体工作原理见图3。图中,*P*<sub>m\_max</sub>、*P*<sub>m\_min</sub>分别 为主换流器输出功率的上、下限值;*P*<sub>b\_max</sub>、*P*<sub>b\_min</sub>分别 为储能单元充、放电功率的限值;*P*<sub>s\_max</sub>、*P*<sub>b\_min</sub>分别为 从换流器1输出功率的上、下限值;*P*<sub>m</sub>、*P*<sub>b</sub>、*P*<sub>b</sub>分别为 主换流器、储能单元、从换流器1的运行功率值;*U*<sub>deref</sub>





曲线除电压裕度值不同外其他参数基本相同,为了叙述方便,图3中仅给出从换流器1的工作特性曲线。

根据电网潮流扰动情况和系统工作状态,划分 以下3种场景并分别讨论系统的协调工作机制。

(1)运行场景1。稳态运行模式下,主换流器采 用定直流电压控制,从换流器根据电网给定的指令 采用恒功率控制,由主换流器完成系统功率平衡。 当直流母线电压在±0.01 $U_{dref}$ 范围内波动时,储能单 元不参与系统的电压控制,其工作在定功率控制模 式(执行电网调度指令);当直流母线电压的波动超 出±0.01 $U_{dref}$ 范围时,储能进入电压下垂控制<sup>[14]</sup>,储 能单元作为辅助换流器通过充放电调节功率波动对 直流母线电压的影响,降低主换流器的调节压力,储 能单元补偿部分缺额功率,主换流器可更快进入稳 态。主换流器功率在 $P_{m_{max}}$ ~ $P_{m_{max}}$ 之间都可以维持直 流母线电压稳定,系统大部分时间都运行在此场景, 如图3中的点A所示。

(2)运行场景2。系统的功率波动超出主换流器的调节裕度,主换流器进入限流模式。直流母线电压难以维持稳定值,当直流母线电压波动超出±0.025U<sub>deref</sub>范围时,储能进入定直流电压控制模式,取代原主换流器,从换流器的工作模式不变,如图3中的点B所示,系统可以安全稳定运行。此时,电网调度应重新调整各端口的功率指令值,系统需尽快恢复至运行场景1。

(3)运行场景3。换流器因故障退出运行或者 电网功率严重不平衡,当直流母线电压跌落至 0.975U<sub>deref</sub>时,储能单元应切换为定直流电压控制, 但储能容量可能不足以补偿功率缺额,此时储能单 元以最大功率放电平衡部分缺额功率(限流模式), 电压继续下降,当跌落至0.95U<sub>deref</sub>时,系统直流母线 电压改由从换流器1控制,其他从换流器仍采用定 功率控制,如图3中的点C所示。当换流器故障消 除重新投入运行后,电网调度应重新调整各端口的 功率指令值,系统需尽快恢复至运行场景1。

#### 2.2 控制方式

基于上述协调工作机制,储能单元的控制方式 见图4,对储能外环控制器输出进行最大/最小操作, 可在定功率控制、下垂功率控制、定直流电压控制间 进行切换,得到*i*bref作为内环电流指令值与储能电流 值进入电流内环控制器,输出控制量*U*br进入脉宽调 制(PWM),得到PWM脉冲用于控制储能充放电。

储能单元通过充放电来平衡系统功率以及稳定 直流母线电压,但储能单元的容量有限,不能长时间 工作在大功率充放电状态,为了保证系统的稳定运 行和储能单元的运行寿命,储能单元需避免出现过 充/过放,储能单元的SOC与充放电功率需要维持 在一定的范围内。约束条件可表示为:

$$\operatorname{SOC}_{\min} \leq \operatorname{SOC}(t_i) \leq \operatorname{SOC}_{\max}$$
 (6)





$$\operatorname{SOC}(t_i) = \operatorname{SOC}(t_{i-1}) - P_{\mathrm{b}}(t_i) \Delta t/Q_{\mathrm{b}}$$

$$-P_{\mathrm{sterms}} \leq P_{\mathrm{best}}(t_i) \leq P_{\mathrm{sterms}}$$

$$(8)$$

其中,SOC $(t_i)$ 、SOC $(t_{i-1})$ 分别为 $t_i$ 、 $t_{i-1}$ 时刻储能的 SOC值; $P_b(t_i)$ 为 $t_i$ 时刻储能输出的有功功率; $Q_b$ 为 储能的额定容量; $\Delta t$ 为时间步长;SOC<sub>max</sub>、SOC<sub>min</sub>分别 为储能SOC的上、下限; $P_{chmax}$ 、 $P_{dismax}$ 分别为储能所允 许的最大充电、放电功率。

针对运行场景2、3,储能单元需设定SOC限值, 当储能单元达到SOC限值时,需退出当前运行模式, 并立即进行SOC恢复。

从换流器1的控制方式如图5所示,根据直流母 线电压的波动幅度,从换流器1工作在定功率、定直 流电压控制2种方式下,外环控制器通过最大/最小 操作得到内环电流参考值*i*<sub>dref</sub>,与*d*轴电流分量进行 比较后进入内环电流控制器,得到*U*<sub>ef</sub>。



#### 图 5 从换流器 1 的控制方式



换流器在进行控制方式切换时会出现功率振荡 及直流母线电压波动甚至越限的问题,如引言中所 述,传统 PID 控制难以满足系统的实际要求。近年 来,反推法作为非线性控制得到了大量的应用,但反 推法因需对虚拟控制量多次求导,增加了测量噪声 的影响,此外实际工程应用中可能存在控制器饱和 问题。约束指令滤波器可通过积分过程代替虚拟控 制量的求导,降低测量噪声对系统的影响,同时设计 滤波补偿信号解决系统实际应用中控制器输入饱和 的问题,并消除了指令滤波器自身带来的误差,以满 足实际控制要求。引入自适应控制可保证系统对不 (9)

确定参数的鲁棒性。在电压控制器中设计Lyapunov 函数和虚拟控制,虚拟控制量需保证子系统的收敛 性,系统由此获得较好的稳定性,可解决控制方式切 换导致的功率振荡与直流母线电压波动问题,实现 控制方式的平滑切换,下文以柔性直流的VSC为例 对电压控制器进行设计。

## 3 电压控制器设计

首先定义电压跟踪误差为:

$$z_1 = U_{dc} - U_{dc}^c$$
  
其中, $U_{dc}^c$ 为直流母线电压指令值。

第1个正定 Lyapunov 函数表示为 $V_1 = z_1^2/2$ ,由式 (5)和式(9)可知 Lyapunov 函数 $V_1$ 的导数为:

$$\dot{V}_{1} = z_{1}\dot{z}_{1} = -k_{1}z_{1}^{2} + z_{1} \left(\frac{3}{2C_{dc}U_{dc}}\sum_{j=1}^{n}U_{sdj}\dot{i}_{dj} + \frac{1}{C_{dc}U_{dc}}U_{b}\dot{i}_{b} - \dot{U}_{dc}^{c} + k_{1}z_{1}\right)$$
(10)

其中,k<sub>1</sub>为一个大于0的可调控制参数。令式(10) 括号内的部分为0,可得到虚拟控制量*i*<sup>d</sup><sub>d</sub>,见式(11)。

$$i_{d1}^{d} = \frac{2C_{dc}U_{dc}}{3U_{sd1}} \left( \dot{U}_{dc}^{c} - k_{1}z_{1} \right) - \frac{\sum_{j=2}U_{sdj}i_{dj} + 2U_{b}i_{b}/3}{U_{sd1}} \quad (11)$$

将式(11)代人式(10)可得 $\dot{V}_1 = -k_1 z_1^2 < 0$ ,符合 Lyapunov函数稳定性理论。

在实际控制系统中无法获得电容 $C_{dex}$ 电阻R和 电感L的精确值,下文使用自适应估计值 $\hat{e}_1 = C_{dex}^{-1}, \hat{e}_2 =$  $RL^{-1}, \hat{e}_3 = L^{-1}$ 进行替换, $\hat{e}_1, \hat{e}_2, \hat{e}_3$ 分别为 $e_1, e_2, e_3$ 的估 计值,同时定义估计值误差为 $\tilde{e}_1 = \hat{e}_1 - e_1, \tilde{e}_2 = \hat{e}_2 - e_2,$  $\tilde{e}_3 = \hat{e}_3 - e_3,$ 故式(11)可改写为:

$$\hat{i}_{d1}^{d} = \frac{2U_{dc}}{3\hat{e}_{1}U_{sd1}} \left( \dot{U}_{dc}^{c} - k_{1}z_{1} \right) - \frac{\sum_{j=2}^{n} U_{sdj} \dot{i}_{dj} + 2U_{b} \dot{i}_{b}/3}{U_{sd1}} \quad (12)$$

为了得到输出信号,需要对虚拟控制量进行求导,这一方面增加了系统的复杂度,另一方面求导会增加测量噪声的影响<sup>[15]</sup>。指令滤波器可用来解决反 推控制的微分膨胀和控制饱和问题,其结构如图6 所示,指令滤波器通过积分过程代替了虚拟控制量 的求导。约束指令滤波器的状态空间表达式为:

Г

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2\xi\omega_n \left\{ S_R \left[ \frac{\omega_n^2}{2\xi\omega_n} \left( S_M(\delta) - q_1 \right) \right] - y_2 \right\} \end{bmatrix}$$
(13)

其中, $y_1 = x^{\circ}, y_2 = \dot{x}^{\circ}, x^{\circ}$ 为指令滤波器的输出; $\delta = x^{d}, x^{d}$ 



Fig.6 Structure of command filter

为指令滤波器的输入; $\xi$ 为指令滤波器的阻尼; $\omega_n$ 为 带宽; $S_R(\cdot), S_M(\cdot)$ 分别为速率、幅值约束。如果虚拟 控制量的幅值和速率大于系统所能承受的极值,必 然存在误差 $x^e - x^d$ ,通过对带宽 $\omega_n$ 的调整,虚拟控制 信号 $x^d$ 可以更快、更准确地收敛<sup>[16]</sup>。

当系统不能追踪实际给定值时,会造成误差累积,降低系统的动态响应性,甚至导致系统发散,因此本文在控制器设计中考虑了滤波器误差的影响, 重新定义电压跟踪误差为:

$$\tilde{z}_1 = z_1 - \varepsilon \tag{14}$$

将补偿信号 $\varepsilon$ 的导数设计为:

$$\dot{\varepsilon} = -k_1 \varepsilon + 3\hat{e}_1 U_{\rm sd1} \left( i_{\rm d1}^{\rm c} - \hat{i}_{\rm d1}^{\rm d} \right) / U_{\rm dc} \tag{15}$$

其中, $i_{d1}^{e}$ , $\hat{i}_{d1}^{d}$ 分别为电流通过指令滤波器的输出值、输入值。根据式(5)、式(12)、式(14)和式(15)可得:

$$\dot{\tilde{z}}_{1} = \dot{z}_{1} - \dot{\varepsilon} = \frac{3e_{1}}{2U_{dc}} \sum_{j=1}^{n} U_{sdj} i_{dj} + \frac{e_{1}}{U_{dc}} U_{b} i_{b} - \dot{U}_{dc}^{c} + k_{1}\varepsilon - \frac{3\hat{e}_{1}}{2U_{dc}} \left[ i_{d1}^{c} - \frac{2U_{dc}}{3\hat{e}_{1}U_{sd1}} \left( \dot{U}_{dc}^{c} - k_{1}z_{1} \right) + \frac{\sum_{j=2}^{n} U_{sdj} i_{dj} + \frac{2}{3} U_{b} i_{b}}{U_{sd1}} \right] = \frac{3\hat{e}_{1}U_{sd1}}{3\hat{e}_{1}U_{sd1}} z_{c} - k_{c} \tilde{z}_{1} - \frac{\hat{e}_{1}U_{b}}{2\hat{z}_{c}} + \frac{3\hat{e}_{1}}{2} \sum_{j=1}^{n} U_{sj} z_{j} + \frac{2}{3} \left( \frac{1}{2} \right) z_{sj} + \frac{2}{3} \left( \frac{1}{2} \right)$$

$$\frac{3e_1 U_{sd1}}{2U_{dc}} z_2 - k_1 \tilde{z}_1 - \frac{e_1 U_b}{U_{dc}} i_b - \frac{3e_1}{2U_{dc}} \sum_{j=1}^n U_{sdj} i_{dj}$$
(16)

定义电流跟踪误差为:  $z_{2}=i_{1}-i_{2}^{*}$  (17)

$$z_{3} = i_{q1} - i_{q1}^{c}$$
(18)

利用自适应估计值 $\hat{e}_1 = C_{de}^{-1}$ 、 $\hat{e}_2 = RL^{-1}$ 、 $\hat{e}_3 = L^{-1}$ 进行 替换后,电流误差的导数可以表示为:

$$z_{3} = \iota_{q1} - \iota_{q1}^{-} = \omega \iota_{d1} - e_{2}\iota_{q1} + e_{3} (U_{sq1} - U_{rq1}) - \iota_{q1}^{-} = \omega \iota_{d1} - \hat{e}_{2}\iota_{q1} + \tilde{e}_{2}\dot{\iota}_{q1} + \hat{e}_{3} (U_{sq1} - U_{rq1}) - \tilde{e}_{3} (U_{sq1} - U_{rq1}) - \tilde{e}_{3}$$

设计第2个正定 Lyapunov 函数  $V_2$ 为:

$$V_{2} = \frac{1}{2}\tilde{z}_{1}^{2} + \frac{1}{2}z_{2}^{2} + \frac{1}{2}z_{3}^{2} + \frac{1}{2}\frac{\tilde{e}_{1}^{2}}{\gamma_{1}} + \frac{1}{2}\frac{\tilde{e}_{2}^{2}}{\gamma_{2}} + \frac{1}{2}\frac{\tilde{e}_{3}^{2}}{\gamma_{3}} \quad (21)$$
  
由此可得 Lyapunov 函数  $V_{2}$ 的导数为:

$$\begin{split} \dot{V}_{2} &= \tilde{z}_{1}\dot{\tilde{z}}_{1} + z_{2}\dot{z}_{2} + z_{3}\dot{z}_{3} + \tilde{e}_{1}\dot{\hat{e}}_{1}/\gamma_{1} + \tilde{e}_{2}\dot{\hat{e}}_{2}/\gamma_{2} + \tilde{e}_{3}\dot{\hat{e}}_{3}/\gamma_{3} = \\ &-k_{1}\tilde{z}_{1}^{2} - k_{2}z_{2}^{2} - k_{2}z_{3}^{2} + \frac{\tilde{e}_{2}}{\gamma_{2}}\left(\dot{\hat{e}}_{2} + \gamma_{2}z_{2}\dot{i}_{d1} + \gamma_{2}z_{3}\dot{i}_{q1}\right) + \\ &z_{2}\left[\frac{3\tilde{e}_{1}U_{sd1}}{2U_{dc}}\tilde{z}_{1} + \omega\dot{i}_{q1} - \hat{e}_{2}\dot{i}_{d1} + \hat{e}_{3}\left(U_{sd1} - U_{rd1}\right) - \dot{i}_{d1}^{c} + k_{2}z_{2}\right] + \\ &z_{3}\left[-\omega\dot{i}_{d1} - \hat{e}_{2}\dot{i}_{q1} + \hat{e}_{3}\left(U_{sq1} - U_{rq1}\right) - \dot{i}_{q1}^{c} + k_{3}z_{3}\right] + \\ &\tilde{e}_{1}\left(\dot{\hat{e}}_{1} - \frac{\gamma_{1}\tilde{z}_{1}U_{b}}{U_{dc}}\dot{i}_{b} - \frac{3\gamma_{1}\tilde{z}_{1}}{2U_{dc}}\sum_{j=1}^{n}U_{sdj}\dot{i}_{dj}\right)/\gamma_{1} + \end{split}$$

 $\tilde{e}_{3} \Big[ \dot{e}_{3} - \gamma_{3} z_{2} \Big( U_{sd1} - U_{rd1} \Big) - \gamma_{3} z_{3} \Big( U_{sq1} - U_{rq1} \Big) \Big] / \gamma_{3}$  (22) 其中, $k_{2}$ 、 $k_{3}$ 为大于0的可调控制参数; $\gamma_{1}$ 、 $\gamma_{2}$ 、 $\gamma_{3}$ 为自 适应参数。令式(22)中所有括号内的部分为0,可 得到控制量 $U_{rd1}$ 、 $U_{rq1}$ 分别为:

$$U_{rd1} = \hat{e}_{3}^{-1} \left( \frac{3\hat{e}_{1} U_{sd1}}{2 U_{dc}} \tilde{z}_{1} + \omega i_{q1} - \hat{e}_{2} i_{d1} + \hat{e}_{3} U_{sd1} - \dot{i}_{d1}^{c} + k_{2} z_{2} \right) (23)$$

$$U_{rq1} = \hat{e}_{3}^{-1} \left( -\omega i_{d1} - \hat{e}_{2} i_{q1} + \hat{e}_{3} U_{sq1} - \dot{i}_{q1}^{c} + k_{3} z_{3} \right) \quad (24)$$

不确定参数的自适应律为:

$$\dot{\hat{e}}_{1} = \frac{\gamma_{1}\tilde{z}_{1}U_{b}}{U_{dc}}\dot{i}_{b} + \frac{3\gamma_{1}\tilde{z}_{1}}{2U_{dc}}\sum_{j=1}^{n}U_{sdj}\dot{i}_{dj}$$
(25)

$$\dot{\hat{e}}_2 = -\gamma_2 z_2 i_{d1} - \gamma_2 z_3 i_{q1}$$
(26)

$$\hat{e}_{3} = \gamma_{3} z_{2} (U_{sd1} - U_{nd1}) + \gamma_{3} z_{3} (U_{sq1} - U_{nq1})$$
(27)  
将式(23)—(27)代人式(22)可得:

$$\dot{V}_2 = -k_1 \tilde{z}_1^2 - k_2 z_2^2 - k_3 z_3^2 < 0 \tag{28}$$

由式(21)可知 $V_2$ 为正定函数,由式(28)可知 $\dot{V}_2$ 为负定函数,对于电压控制器 $V_2$ >0、 $\dot{V}_2$ <0,根据Lyapunov稳定性理论,在控制量 $U_{rdl}$ 、 $U_{rql}$ 的作用下,系统最终会渐进稳定。电压控制器的控制框图见图7。



#### 图7 电压控制器的控制框图

#### Fig.7 Control block diagram of voltage controller

图 7 中 $\hat{i}_{d1}^{a}$ 作为电压控制器电压外环输出的d轴 电流期望值,由图 5 可知, $\hat{i}_{d1}^{a}$ 与其他外环控制器的输 出进行最大/最小运算和逻辑判断可得到实际的内 环d轴电流期望值,实现不同控制方式间的平滑切 换。同理,储能电压控制器可采用相同的制方法,在 控制量 $U_{th}$ 的作用下系统最终会渐进稳定。

#### 4 仿真验证

基于 MATLAB / Simulink 搭建了图 1 所示系统的 仿真模型。参数设置如下:母线电压为10 kV,主换流 器的容量为6 MW,其余换流器的容量均为5 MW, 并网等值电阻、电感分别为0.5  $\Omega$ 、6 mH,母线电容 为4700  $\mu$ F。储能的容量为1 MW·h,充放电功率的 最大值为3 MW。根据2.1节所述的3种运行场景分 别进行仿真验证。

(1)运行场景1。

初始状态下储能单元、VSC<sub>2</sub>、VSC<sub>3</sub>、VSC<sub>4</sub>的有功 功率指令值分别为-0.5、2、3、-1 MW。0.4 s时 VSC<sub>3</sub> 的有功功率指令值由3 MW降低至1 MW,0.6 s时 VSC<sub>2</sub>的有功功率指令值由2 MW增加至5 MW。改 进控制策略、常规电压裕度控制策略下的仿真结果 分别如图8和附录中图A1所示。



图 8 改进控制策略下运行场景 1 的仿真结果 Fig.8 Simulative results of operation scene 1 under improved control strategy

由图可知,在 0.4 s 与 0.6 s 时刻,直流母线电压 的波动范围超过±0.01U<sub>deref</sub>后,储能单元根据下垂特 性辅助 VSC<sub>1</sub>调节功率,直流母线电压迅速稳定。对 比附录中图 A1 可知,本文所提改进控制策略降低了 主换流器 VSC<sub>1</sub>的超调量,提高了系统的动态响应速 度,VSC<sub>1</sub>可更快进入稳态,直流电压波动更小。

(2)运行场景2。

初始状态下系统的工作状态与场景1相同,0.2 s 时 VSC<sub>2</sub>的有功功率指令值由2 MW 增加至4 MW, 0.4 s 时 VSC<sub>3</sub>的有功功率指令值由3 MW 增加至5 MW,0.6 s 时 VSC<sub>3</sub>的有功功率指令值降低至2 MW。 改进控制策略下的仿真结果如图9所示。

由图9(a)知,0.2 s时,储能单元根据下垂特性动作,补偿部分功率;0.4 s时主换流器VSC<sub>1</sub>达到容量限值6 MW,进入限流模式,以最大输出功率运行,此时辅助换流器储能单元取代主换流器运行定电压控制,平衡剩余的1.5 MW功率;0.6 s时系统恢复到场景1的状态。由图9(b)知,0.2 s时系统在主换流器的调节范围内,母线电压发生波动后迅速恢复;0.4 s时储能单元维持母线电压稳定,电压最终稳定在10.25 kV,系统运行在新的稳态模式下;0.6 s时直流母线电压恢复到10 kV。整个切换过程自然平滑未发生功率振荡现象,暂态电压也未出现大的波动。

(3)运行场景3。

初始状态下系统的工作状态与运行场景1相同,0.4 s时主换流器 VSC<sub>1</sub>发生故障退出运行,系统



图 9 改进控制策略下运行场景 2 的仿真结果 Fig.9 Simulative results of operation scene 2 under improved control strategy

的有功功率严重失衡,经过0.2 s 后故障消除,VSC, 重新投入运行。为了验证控制器设计的有效性,分 别对 ACB 电压控制器与 PID 控制器进行了仿真,结 果分别如图 10 和附录中图 A2 所示。





由图 10(a)知,0.4 s 时系统的有功功率严重不 平衡,直流母线电压大幅度跌落。此时储能单元以 额定功率 -3 MW 放电来平衡系统的有功功率,但仍 不足以补偿功率缺额,VSC<sub>2</sub>取代储能单元继续平衡 系统的缺额功率,同时稳定直流母线电压。由图 10 (b)知,直流母线电压稳定在 9.5 kV,系统进入新的 稳态工作点,0.6 s时 VSC<sub>1</sub>的故障消除重新投入运 行,储能单元恢复定功率控制,VSC<sub>1</sub>重新以主换流 器状态运行,直流母线电压恢复至原指令值 10 kV, 系统恢复正常运行状态。对比图 10 与附录中图 A2 可知,相较于 PID 控制,ACB电压控制器进行控制方 式切换时的功率超调更小,主换流器重新投入运行 的响应时间更短,动态响应性更好,且电流总谐波畸 变率(THD)更低。

## 5 结论

本文提出了SES-VSC-MTDC系统的一种改进电 压裕度协调控制策略及其ACB电压控制器。该策略 兼顾了储能单元处于稳态时对电网的优化调节及处 于暂态时对系统直流母线电压的支撑作用,实现了不 同运行场景下系统的稳定运行。所设计的系统电压 控制器,采用约束指令滤波器对反推控制的微分膨 胀、控制饱和问题进行了优化,对滤波器误差进行了 补偿,解决了系统控制方式切换导致的功率振荡、电 压波动问题,提高了系统的鲁棒性与动态响应性。

后续研究中,笔者将对SES-VSC-MTDC系统的 以下问题进行进一步探讨:①优化选取策略中的电 压裕度值、下垂控制系数,兼顾直流电压稳定与端口 功率的合理分配;②含多点布局不确定性电源配电 网中系统的协调控制策略;③考虑系统控制策略与 电网继电保护形成联动辅助快速定位与切除故障。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

### 参考文献:

- [1] 葛乐,陆文涛,袁晓冬,等.背靠背柔性直流互联的有源配电网 合环优化运行[J]. 电力系统自动化,2017,41(6):135-141.
   GE Le,LU Wentao,YUAN Xiaodong,et al. Back-to-back VSC-HVDC based loop-closed optimal operation for active distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems,2017, 41(6):135-141.
- [2] CAO W Y, WU J Z, JENKINS N, et al. Operating principle of soft open points for electrical distribution network operation [J]. Applied Energy, 2016, 164:245-257.
- [3] 王成山,宋关羽,李鹏,等. 基于智能软开关的智能配电网柔性 互联技术及展望[J]. 电力系统自动化,2016,40(22):168-175.
   WANG Chengshan,SONG Guanyu,LI Peng, et al. Research and prospect for soft open point based flexible interconnection technology for smart distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems,2016,40(22):168-175.
- [4] 索之闻,李庚银,迟永宁,等.适用于海上风电的多端口直流变 电站及其主从控制策略[J].电力系统自动化,2015,39(11): 16-23.

SUO Zhiwen, LI Gengyin, CHI Yongning, et al. Multi-port DC substation for offshore wind farm integration and its masterslave control[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(11):16-23.

- [5] 陈大鹏,陈朋,李梅航,等.适用于多端柔性直流输电系统的优 化下垂控制策略[J].电力系统自动化,2017,41(9):194-199.
   CHEN Dapeng,CHEN Peng,LI Meihang, et al. Optimized droop control strategy for voltage source converter based multi-terminal direct current system[J]. Automation of Electric Power Systems,2017,41(9):194-199.
- [6] 李梅航,刘喜梅,陈朋.适用于多端柔性直流输电系统的快速 电压裕度控制策略[J].电网技术,2016,40(10):3045-3051.
   LI Meihang,LIU Ximei,CHEN Peng. Fast voltage margin control strategy for VSC-MTDC systems[J]. Power System Technology,2016,40(10):3045-3051.
- [7]张立奎,张英敏,苗森. 多端柔性直流输电系统协调控制策略
   [J].现代电力,2016,33(1):1-7.
   ZHANG Likui, ZHANG Yingmin, MIAO Miao. A coordinated control strategy for VSC-MTDC system[J]. Modern Electric Power,2016,33(1):1-7.
- [8] 王国强,王志新,张学燕.海上风电场柔性直流输电变流器的 无源性控制策略[J].电力自动化设备,2011,31(8):11-15.
   WANG Guoqiang, WANG Zhixin, ZHANG Xueyan. Passivity control of VSC-HVDC for offshore wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2011,31(8):11-15.
- [9] 廖勇,王国栋. 双馈风电场柔性高压直流接入下的网侧变换器 改进 Backstepping 控制策略[J]. 电力自动化设备,2014,34(2): 35-41,47.

LIAO Yong, WANG Guodong. Improved Backstepping control strategy for GSVSC of DFIG wind farm with VSC-HVDC gridintegration[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34 (2):35-41,47.

- [10] 陈锐,张健,肖磊石,等. 多端柔性直流输电系统滑模电流控制 策略[J]. 南方电网技术,2017,11(7):19-25.
   CHEN Rui, ZHANG Jian, XIAO Leishi, et al. Sliding-mode current control strategy for VSC-MTDC systems [J]. Southern Power System Technology,2017,11(7):19-25.
- [11] 赵希梅,吴勇慷. 基于多阶段速度规划的 PMLSM 自适应反推 滑模控制[J]. 电工技术学报,2018,33(3):662-669.
   ZHAO Ximei, WU Yongkang. Adaptive backstepping sliding mode control for PMLSM based on multi-segment velocity planning[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018,33(3):662-669.

- [12] 吴杰,王志新. 多端柔性直流输电系统的改进下垂控制策略
   [J]. 电工技术学报,2017,32(20):241-250.
   WU Jie,WANG Zhixin. Improved droop control strategy for multi-terminal voltage source converter-HVDC[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2017,32(20):241-250.
- [13] 涂春鸣,熊诵辉,肖凡,等.基于电流跟踪的多直流微源并联运 行主从控制策略[J].电网技术,2017,41(7):2205-2213.
  TU Chunming,XIONG Songhui,XIAO Fan, et al. Master-slave control strategy for parallel operation of multiple DC microsource based on current tracking[J]. Power System Technology,2017,41(7):2205-2213.
- [14] 阎发友,汤广福,贺之渊,等. 基于 MMC 的多端柔性直流输电系统改进下垂控制策略[J]. 中国电机工程学报,2014,34(3): 397-404.
   YAN Fayou, TANG Guangfu, HE Zhiyuan, et al. An improved droop control strategy for MMC-based VSC-MTDC systems
- [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(3); 397-404.
  [15] YU J P, SHI P, DONG W J, et al. Observer and command-filter-based adaptive fuzzy output feedback control of uncertain nonlinear systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(9): 5962-5970.
- [16] YAN W X, HUANG J, XU D Z. Adaptive command-filtered backstepping control for linear induction motor via projection algorithm[J]. Mathematical Problems in Engineering, 2016, 2016; 1-13.

#### 作者简介:



葛 乐(1982—),男,江苏泰州人,副 教授,博士,通信作者,主要研究方向为新能 源与主动配电网(E-mail:supertiger\_bear@ 126.com);

张 伟(1989—),男,江苏常州人,工 程师,硕士,主要研究方向为柔性互联配 电网:

袁晓冬(1979—),男,江苏无锡人,研 究员级高级工程师,硕士,主要研究方向为

新能源与智能电网。

(编辑 陆丹)

## Control strategy of self-energy storage based multi-terminal back-to-back VSC-HVDC system

GE Le<sup>1,2</sup>, ZHANG Wei<sup>3</sup>, YUAN Xiaodong<sup>4</sup>, CHEN Jizhong<sup>2</sup>, ZHONG Lihai<sup>1</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Nanjing Institute of Technology, Nanjing 211167, China;

2. State Key Laboratory of Operation and Control of Renewable Energy and Storage Systems,

China Electric Power Research Institute Co., Ltd., Beijing 100192, China;

3. Changzhou Power Supply Company of State Grid Jiangsu Electric Power Company Co., Ltd., Changzhou 213000, China;

4. Electric Power Research Institute of State Grid Jiangsu Electric Power Company Co., Ltd., Nanjing 211103, China)

Abstract: In order to solve the problems of coordinated control and voltage stability of SES-VSC-MTDC(Self-Energy Storage based Multi-Terminal back-to-back VSC-HVDC) system, an improved voltage margin control strategy is proposed. Firstly, the system mathematical model is established, and then the coordinated working mechanism and its control mode are designed for three typical operation scenarios. Based on the Lyapunov stability theory, an adaptive command-filtered backstepping voltage controller is designed to solve the problems of power oscillation and voltage fluctuation caused by the switching of system control mode, which improves the stability and dynamic response of the system. Finally, the simulation analysis of three typical operation scenarios is carried out to verify the effectiveness of the proposed control strategy and method.

**Key words**: multi-terminal back-to-back VSC-HVDC system; self-energy storage; coordinated control strategy; adaptive command-filtered backstepping control; voltage stability



图 A1 传统控制策略下运行场景1的仿真结果

Fig.A1 Simulative results of operation scene 1 under traditional control strategy





图 A2 PID 控制下运行场景 3 的仿真结果 Fig.A2 Simulative results of operation scene 3 under PID control