Vol.43 No.1 Jan. 2023

# 抑制风电经柔直并网系统直流过电压的 晶闸管型直流耗能拓扑

赵东君<sup>1</sup>,郭春义<sup>1</sup>,刘 博<sup>1</sup>,江 帆<sup>1</sup>,李 探<sup>2</sup>,郑 宽<sup>2</sup> (1. 华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室,北京 102206;2. 国网经济技术研究院有限公司,北京 102209)

摘要:针对风电通过柔直并网系统中电网电压跌落带来的功率盈余问题,提出了一种基于晶闸管的改进型直 流耗能装置拓扑。首先在介绍其工作原理的基础上设计了投切控制策略,然后说明了其关键参数选取原则。 通过在耗能装置中增设开通抑制电路,减小了其投入时对直流电压的冲击;利用晶闸管关断时电容的放电缓 解了其退出时对直流电压的冲击。最后在 PSCAD / EMTDC 中对耗能装置的有效性进行了仿真验证,仿真结 果表明该直流耗能装置在故障期间投入可以将直流电压稳定在安全值内。且该拓扑具有一定的经济优势。 关键词:直流耗能;晶闸管;风电经柔直并网系统;直流过电压

中图分类号:TM 614;TM 721.1

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202205038

## 0 引言

大规模开发和利用新能源是实现碳达峰、碳中和目标的必经之路,作为新能源之一的风电逐渐成为新能源并网工程的重要能源<sup>[1]</sup>。对于大规模远距离风电场,采用基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的高压直流输电(MMC based high voltage direct current, MMC-HVDC)技术具有模块化设计、冗余特性好、输出电压等级高等优点<sup>[2]</sup>。在风电通过MMC-HVDC并网的系统中,当电网电压跌落时,逆变侧传输的功率会降低,风电场发出的功率短时间内不会立刻变化,导致系统功率供需失衡。盈余的功率会聚集在MMC的子模块(sub-module, SM)电容中,造成直流电压升高,威胁风电场和直流系统安全运行<sup>[3]</sup>。

解决功率盈余造成的直流过电压问题主要有以 下3类措施<sup>[4]</sup>:降压升频法、交流侧耗能法和直流侧 耗能法。文献[5-6]提出了降低交流电压、提升频率 来降低风电场输出功率的协调控制策略,然而该方 法通常依赖通信,且需要切换风机的控制策略,响应 过程较慢。文献[4,7]提出并设计了交流耗能装置, 使其在送端消耗故障期间的不平衡有功功率,进而 抑制直流过电压。然而,安装在送端的交流耗能装 置一般适用于陆上风电并网工程,因为海上风电场 相较陆上而言对于承重和占地有更高的需求。安装 在受端换流站直流侧的耗能装置同时适用于陆上风 电和海上风电并网工程,且基于绝缘栅双极型晶体管

收稿日期:2021-11-12;修回日期:2022-02-22 在线出版日期:2022-05-26

基金项目:国家电网有限公司总部科技项目(5200-202256077A-1-1-ZN)

Project supported by the Science and Technology Project of Headquarters of SGCC(5200-202256077A-1-1-ZN)

(insulated gate bipolar transistor, IGBT)的直流耗能 装置已经在BorWin1、DolWin1及DolWin2工程中得 到应用<sup>[8]</sup>。

目前, 直流耗能装置的结构主要有集中式和分 布式。集中式和分布式区别在于耗能电阻,集中式 耗能采用一个直流大电阻,便于散热;分布式耗能装 置的电阻均分在各子模块中,需要额外散热设备但 是其消耗的功率可以通过控制平滑调整,电压变化 率 du/dt、电流变化率 di/dt 较小<sup>[9]</sup>。在集中式结构耗 能方面: 文献[8]研究了多个 IGBT 直串控制集中耗 能电阻的拓扑,但是面临着 IGBT 串联均压困难的问 题<sup>[10]</sup>;文献[11]讨论了与MMC类似的半桥或全桥子 模块结构来控制耗能装置的投切,然而其成本较高; 文献[9,12]在IGBT器件两端并联电容,采用调整耗 能功率指令或分组阶梯投切的控制方式,但需要给 电容设置放电回路,增设泄能电阻。在分布式结构 耗能方面: 文献 [13] 采用多个子模块串联结构, 用以 解决多个IGBT串联均压困难的问题;文献[14]的分 布式电阻耗能装置可以通过控制 IGBT 使耗能功率 平滑变化:文献[15]提出了由晶闸管作为开关器件 的分布式耗能装置,但其仅考虑单次投切,且忽略了 电容充放电时对直流电压的冲击。

综上,现有的风电并网工程中的直流耗能装置 大多以IGBT作为开关器件,且新的IGBT型耗能装 置<sup>[9,12]</sup>通过在IGBT两端并联电容来均衡子模块电 压、用阶梯投切或调制计算平滑耗能功率,但会增加 成本和控制的复杂性。在相同的额定功率下,晶闸 管价格远低于IGBT<sup>[16]</sup>,同时晶闸管耐受电压、电流 冲击的能力较强。但是晶闸管仅仅应用于交流耗能 装置开关中。

本文在文献[15]的基础上,提出了一种基于晶 闸管的改进型集中式直流耗能装置拓扑,介绍了其 工作原理并设计了协调控制策略及电气参数。通过 增设开通抑制电路,减小了耗能装置投入时的冲击; 利用晶闸管关断时电容的放电缓解了耗能装置退出 时的冲击。该耗能装置在故障期间投入可以抑制风 电经 MMC-HVDC 并网的直流过电压,且具有一定的 经济优势。最后通过 PSCAD / EMTDC 的详细电磁 暂态仿真,验证了所提拓扑的有效性。

## 1 晶闸管型直流耗能拓扑结构及工作原理

## 1.1 拓扑结构

所提出的晶闸管型直流耗能拓扑为集中式,由 开关部分和耗能电阻两部分组成。其中开关部分采 用模块化结构。每个子模块主要为4组相同的晶闸 管 VT<sub>1</sub>—VT<sub>4</sub>(每组晶闸管由若干个晶闸管串联组 成)和电容构成的桥式电路,用于控制耗能装置的投 入和切除;另外设有由电感、二极管和小电阻构成的 开通抑制电路,用来减小耗能装置开通时对直流电 压造成的冲击。风电经 MMC-HVDC 并网系统及所 提直流耗能装置如图1所示。图中:*R*、*C*、*L*、*r*分别为 耗能电阻值、电容值、电感值、小电阻值;*N*为子模块 数量;*u*c为电容两端电压;PMSG 为永磁直驱风机。



## 图 1 风电经 MMC-HVDC 并网系统及所提晶闸管型 直流耗能装置

Fig.1 Wind power via MMC-HVDC grid-connected system and proposed thyristor based DC energy dissipation device

#### 1.2 工作原理

基于晶闸管的耗能装置的开关电路有充电、开 通、关断3种工作状态。在这3种工作状态下,耗能 装置所有子模块的相应晶闸管同时动作,各子模块 的工作状态一致,故仅以1个子模块为例进行分析。 1.2.1 充电状态

晶闸管为半控器件,需要对其施加反向电压才 可关断,开关电路中电容的作用即为给其提供反向 电压。所以耗能装置投入之前需要给电容充电,充 电状态如图2(a)、(b)所示。由于该装置的开关部分 对称,故可以有2种充电状态:以图1中电容的电压  $u_c$ 方向为参考方向,若触发VT<sub>1</sub>和VT<sub>4</sub>,那么 $u_c$ 为正, 如图2(a)所示;若触发VT<sub>2</sub>和VT<sub>3</sub>,那么 $u_c$ 为负,如图 2(b)所示。当所有子模块电容电压之和等于直流电 压时,晶闸管会因无续流而自动关断,完成充电。 1.2.2 开通状态

触发同一侧的2组晶闸管,子模块开通,耗能装置开始耗能。为了保证晶闸管可以依靠电容电压关断,需要跟据 $u_c$ 极性来考虑给哪组晶闸管触发脉冲。 当 $u_c > 0$ 时,触发 $VT_1$ 和 $VT_2$ ,如图2(c)所示;当 $u_c < 0$ 时,触发 $VT_3$ 和 $VT_4$ ,如图2(d)所示。

1.2.3 关断状态

耗能装置的切除同样需要根据子模块电容极性 触发相应的晶闸管。如图2(e)所示,当u<sub>c</sub>>0时,触 发VT<sub>3</sub>,之前导通的VT<sub>1</sub>承受反压关断,电容通过VT<sub>3</sub> 和VT<sub>2</sub>放电完后再反向充电,当所有耗能子模块电 容充电至直流电压时,VT<sub>3</sub>和VT<sub>2</sub>因无电流而关断, 耗能装置完成退出。同理,如图2(f)所示,当u<sub>c</sub><0 时,需触发VT<sub>1</sub>来完成关断过程。关断过程中,电容 的逐渐放电和充电过程可以起到缓冲的作用,减小 耗能装置瞬时切除给直流电压带来的冲击。



图2 晶闸管型直流耗能装置工作状态

Fig.2 Working states of thyristor based DC energy dissipation device

## 1.2.4 开通抑制电路

为了减小开通瞬间的冲击,在耗能装置中串入 由电感、二极管和小电阻组成的开通抑制电路,其工 作状态如图3所示,图中u<sub>L</sub>为电感电压。电感可以 在耗能装置投入瞬间产生上正下负的电压,抑制耗 能电流的上升速度,减小开通冲击,如图3(a)所示。 而当流经耗能装置的电流逐渐减小即关断过程中电 容放电时,电感上产生上负下正的电压。为了避免





电感上的电压对子模块电容电压造成影响,在电感 两端反并联了二极管和小电阻。当电感上产生反压 时,二极管导通,因小电阻取值极小,所以可以认为 电感两端电压近似为0,如图3(b)所示。

## 2 耗能装置的协调控制策略

## 2.1 耗能装置的投切控制策略

晶闸管型直流耗能装置用于抑制风电并网工程中的直流过电压,所以以直流线路的电压作为投切 判据最直接。当直流电压U<sub>de</sub>超过设定的高电压阈 值U<sub>max</sub>时,投入耗能装置;当U<sub>de</sub>低于低电压阈值U<sub>min</sub> 时,切除耗能装置。需要说明的是,晶闸管型耗能装 置拓扑为对称结构,耗能装置的第一次起动既可以 通过VT<sub>1</sub>、VT<sub>4</sub>给电容充电即正向充电,也可以通过 VT<sub>2</sub>、VT<sub>3</sub>给电容充电即反向充电,但是之后每一次子 模块的投入和切除控制需要根据首次电容充电方向 触发相应晶闸管完成电容的后续充放电,耗能装置 的具体投切控制策略如图4所示。



图4 耗能装置的投切控制策略 Fig.4 Switching control strategy of energy dissipation device

## 2.2 耗能子模块电压均衡方法

晶闸管型耗能装置所有子模块都是同步动作的,所以重点考虑其静态均压。在子模块内部,单个 晶闸管自身配有均压电路,可使每个晶闸管承受的 电压接近一致<sup>[17]</sup>;对于每个子模块,其外部同样配有 均压电路,可均衡每个子模块的电压。

## 3 耗能装置的关键参数设计

#### 3.1 耗能电阻设计

耗能电阻的本质是消耗因故障产生的多余有功 功率,防止盈余功率在MMC的子模块电容中积累。 若该装置能在最严重的故障情况下耗散盈余功率,即 在逆变站不传输功率时,耗能装置可耗散风电场发 出的最大功率*P*<sub>max</sub>,那么其他情况下也可以满足维 持直流电压*U*<sub>de</sub>稳定的要求<sup>[18]</sup>。那么耗能电阻值为:

$$R = \frac{U_{\rm dc}^2}{P_{\rm max}} = \frac{U_{\rm dc}^2}{P_{\rm rated}} \tag{1}$$

式中: $P_{\text{rated}}$ 为直流输电系统的额定功率。

## 3.2 子模块数量及电容电压设计

在充电状态中,所有子模块中的电容承受直流 电压,子模块电压 u<sub>sm</sub>与 u<sub>c</sub>相等,等于 U<sub>dd</sub>/N;在开通 状态中,由耗能电阻承受直流电压, u<sub>sm</sub>近似为0;在 关断状态电容放电时,子模块中的一组晶闸管阀承 受电容的反压,即一组晶闸管的工作电压 u<sub>vr</sub>等于 u<sub>c</sub>。所以在每个子模块中, u<sub>vr</sub>和 u<sub>c</sub>应匹配, u<sub>c</sub>可根据 1 组晶闸管中晶闸管的串联数 n 和每个晶闸管的工 作电压 u<sub>vr</sub>确定, 如式(2)所示。

*u*<sub>sm</sub>取决于电容的额定电压。所以,子模块数量 应设计为:

 $u_c = n u_{\rm VT}$ 

$$N = U_{\rm dc} / u_{\rm C} \tag{3}$$

#### 3.3 子模块电容值设计

电容的作用是在子模块关断期间给晶闸管提供 关断的反向电压。在关断状态电容放电时,开通抑 制电路中的电感和小电阻并联,对电容放电影响很 小,此时可忽略开通抑制电路对电容放电时间的影 响,所以关断过程可近似等效为图5所示的电路。 电路的时间常数为*RC/N*,关断过程中,电容电压可 表示为:

$$u_{c} = U_{dc} + (-U_{dc} - U_{dc})e^{-\frac{t}{RC/N}}$$
(4)  
$$\overset{R}{=} \underbrace{U_{dc}}_{-} \underbrace{C/N}_{-} \underbrace{U_{dc}}_{+}$$

#### 图5 电容放电等效电路

#### Fig.5 Equivalent circuit of capacitive discharge

为保证晶闸管完全关断,电容电压衰减到0的时间需不少于晶闸管关断时间。由式(4)可知*uc*等于0时所需时间*t*=0.69*RC*。设晶闸管关断时间为*t*<sub>q</sub>,子模块电容值需满足:

$$C \ge \frac{t_{\rm q}}{0.69\,R}N\tag{5}$$

## 3.4 电感值设计

串联电感可以限制耗能装置投入时的电流上升速度,电感值越大,耗能装置开通时的di/dt越小。但是为了避免耗能装置内部产生振荡,此电感需与电容和耗能电阻呈现过阻尼状态,所以电感值L需满足:

$$\sqrt{L} \leq \frac{2R\sqrt{C}}{N} \tag{6}$$

## 4 耗能装置抑制直流过电压的有效性验证

为了验证所提耗能装置抑制直流过电压的有效性,在PSCAD/EMTDC中搭建了图1所示永磁直驱

风电场经 ±250 kV / 1000 MW 的 MMC-HVDC 并网的仿真模型,晶闸管型直流耗能装置安装在逆变站的直流侧。

当系统运行于额定状态时,MMC-HVDC逆变侧 发生短路故障会造成较严重的功率盈余情况,直流 过电压程度明显。下文以额定运行状态下,MMC-HVDC逆变侧交流母线于0.5 s分别发生三相感性接 地(接地电感为0.01 H)、三相金属性接地和单相金 属性接地这3种较常见的工况1—3为例,进行了耗 能装置特性、开通抑制电路有效性以及耗能装置抑 制直流过电压的有效性验证。仿真中故障持续时间 均为0.15 s,仿真结果中各变量均为标幺值。

## 4.1 系统及耗能装置的参数

由于本文重点研究 MMC 的直流过电压抑制,故 以单机等值法对风电场进行了等值。对于耗能装 置,由式(1)计算可得耗能电阻值 R 为 250  $\Omega$ 。设每 个子模块的晶闸管阀组由 6 个额定电压为 7.2 kV 的 晶闸管组成,考虑一定裕度后,取晶闸管承受的电压 为 5.2 kV,由式(2)可得  $u_c$ =32 kV。由式(3)可得 N= 16。根据文献[19]取晶闸管的  $t_q$ =400 µs,由式(5)计 算得 C>37.1 µF,因子模块电容值越大,电容充放电 电流越平缓,耗能装置投切带来的冲击越小,所以综 合考虑取 C=40 µF。由式(6)可得电感值 L=0.035 H。 为了减少耗能装置因投切次数过多给系统带来的冲 击,取  $U_{max}$ =1.15 p.u.,  $U_{min}$ =0.95 p.u.。综上,系统和耗 能装置参数如附录 A 表 A1 所示。

#### 4.2 耗能装置特性

工況1中,当直流电压升至1.15 p.u.时投入耗能 装置,当直流电压下降至0.95 p.u.时切除耗能装置, 耗能装置中各电气量波形如图6所示。图中: $U_{dei}$ 为 MMC-HVDC逆变侧的直流电压; $u_R$ 为耗能电阻电 压; $i_{VT1}$ — $i_{VT4}$ 为晶闸管阀组电流。由图可知:耗能装 置投切了2次,每次的投切通过触发相应的晶闸管 完成;晶闸管依靠电容提供的反压关断;在每次晶闸 管换路瞬间,电感上都会感应出相应的电压来抑制 耗能电流的增大或减小,通过减缓耗能装置的投切 过程,降低对直流电压的冲击。

工况2为额定状态下MMC-HVDC逆变侧交流 母线发生三相直接接地故障,此时故障最为严重。 当直流电压达到投入阈值时,耗能装置投入,但是由 于盈余功率过为严重,耗能装置没有使直流电压达 到切除阈值,其在故障期间一直投入,当故障消失 后,耗能装置才退出,所以耗能装置仅投入了1次, 如附录A图A1所示。

工况3下,当发生单相直接接地故障时,耗能装置在直流电压升至1.15 p.u.时投入,在直流电压降至0.95 p.u.时退出,如附录A图A2所示。虽然一次投切后故障仍未消失,但由于直流电压没有再次达到投入阈值,所以耗能装置仅动作了1次。



图 6 工况 1 耗能装置波形 Fig.6 Waveforms of energy dissipation device under Condition 1

#### 4.3 开通抑制电路有效性验证

以工况1为例,对比了耗能装置有、无开通抑制 电路2种情况下的系统直流电压和晶闸管电流(以 VT<sub>3</sub>为例)特性,图7(a)为耗能装置未添加开通抑制 电路时的直流电压和晶闸管电流,图7(b)为添加了 开通抑制电路时的直流电压和晶闸管电流。可以看 出,开通抑制电路可以较好地抑制因耗能装置投入 带来的冲击,且对耗能装置关断时的冲击有一定的





缓解作用。

104

## 4.4 耗能装置抑制直流过电压的有效性验证

4.4.1 工况1系统特性对比

工况1下有、无耗能装置的仿真波形如图8所示。图中:U<sub>der</sub>、U<sub>desmi</sub>分别为MMC-HVDC整流侧的直流电压、子模块电容电压;U<sub>desmi</sub>为MMC-HVDC逆变侧子模块电容电压;P<sub>i</sub>、V<sub>i</sub>分别为MMC-HVDC逆变侧的有功功率、交流母线电压。当MMC-HVDC逆变侧 交流母线出现三相感性接地故障时,逆变侧的交流 电压降低且逆变站传输至电网的有功功率降低,如 图8(a)所示;因为换流站整流侧采用了交流电压/ 频率控制,当逆变侧的功率无法送出时,风电场侧发 出的功率不能快速响应,系统中多余的能量在换流 站的子模块电容中积累,造成直流线路电压升高,如 图8(b)、(c)所示。





通过仿真可以看出,在不考虑MMC闭锁情 况下,未投入耗能装置时,整流侧直流电压高达 1.6 p.u., 逆变侧直流电压高达 1.89 p.u., 超出了直流 电压正常运行允许值,对风电场和系统的安全稳定运 行造成威胁。在MMC-HVDC 逆变侧投入耗能装置 后,当直流电压升高到阈值时,耗能装置会开启耗能 状态,当直流电压降低到阈值时,耗能装置会自动退 出,通过耗能抑制了直流过电压。整流侧直流电压 最大值从1.600 p.u.下降至1.146 p.u.,其子模块电容 电压最大值从1.76 p.u.下降至1.30 p.u.,逆变侧直流 电压最大值从1.89 p.u.下降至1.15 p.u.,其子模块电 容电压最大值从2.20 p.u.下降至1.35 p.u.,如图8(b)、 (c)所示;取从故障清除到有功功率恢复至0.9 p.u. 的时间为故障恢复时间,根据图8(a)逆变侧有功功 率波形可看出,投入耗能装置后故障恢复时间从原 来的 $t_1=0.17$  s减少至 $t_2=0.08$  s,同时逆变侧的交流电 压恢复特性也明显变好。

4.4.2 工况2下的系统特性对比

工況2下有、无耗能装置的仿真波形如附录A 图A3所示。工况2为最严重的故障工况,在不考虑 MMC闭锁情况下,未投入耗能装置时,整流侧直流 电压高达1.82 p.u.,逆变侧直流电压高达2.20 p.u.。 投入耗能装置后,整流侧直流电压最大值降低为 1.14 p.u.,其子模块电容电压最大值下降至1.28 p.u.; 逆变侧直流电压最大值降至1.15 p.u.,其子模块电 容电压最大值降至1.35 p.u.。由此可看出,投入耗 能装置后故障恢复特性明显变好。

4.4.3 工况3系统特性

单相直接接地故障系统特性与三相故障类似,同样因功率盈余产生了过电压,投入耗能装置后,对 过电压有一定抑制效果,交流电压和有功功率在故 障清除后的恢复过程特性也所改善,具体仿真波形 如附录A图A4所示。

综上,耗能装置在各种工况下仍然可以有效抑制功率盈余造成的直流过电压。与文献[9]和文献 [12]中新型IGBT型耗能装置相比,晶闸管型耗能装置控制难度远低于文献[9]通过改变功率指令改变 耗能功率和文献[12]的分组阶梯投切策略,可以通 过子模块的同时通断实现耗能装置的可靠投切;虽 然基于晶闸管型耗能装置的投切有一定的冲击,但 晶闸管耐受 du/dt、di/dt 冲击的能力较强且通过耗能 直流电压被限制在 1.15 p.u. 以内,同样能安全有效 抑制直流过电压。

## 5 耗能装置经济性分析

在4.1节系统和耗能装置的选取中,耗能装置选用的晶闸管电压等级为7.2 kV;而工程中选用的IGBT电压等级多为4.5 kV,更高电压等级的IGBT技

术成熟度不高。为了更好地对比基于晶闸管的耗能 装置和新型IGBT型耗能装置<sup>[9,12]</sup>的经济性,借助于 4.5 kV晶闸管和4.5 kV IGBT组成的耗能装置进行 成本对比。

基于±250 kV / 1000 MW 的 MMC-HVDC 系统, 分别设计了本文和文献[9]、[12]中耗能装置的参 数。3种拓扑由于均采用集中式电阻耗能,在相同 额定功率下其耗能电阻选型一致,所以仅对耗能装 置的开关电路部分讨论。晶闸管型耗能装置的参数 为:设计每个子模块的晶闸管阀组由16个额定电压 为4.5 kV的晶闸管组成,考虑一定裕度后,取一个晶 闸管承受2kV的电压。由3.2节分析可知,每个耗 能子模块电容电压 $u_c=32$  kV。经计算,子模块数量 N=16。所以本文中晶闸管型耗能装置为16个子模 块,需要晶闸管16×16×4=1024个,电容和电感各 16个;对于文献[9]所提的耗能装置,若选用4.5 kV 的IGBT(实际使用电压2kV)和电压值为2kV、电容 值为几mF的电容,则需要IGBT为500/2×2=500个, 电容为500/2=250个,即需要250个子模块;文献 [12]所提耗能装置设计为250个子模块,需要4.5 kV 的 IGBT 250个,4.5 kV 的晶闸管 250个,2 kV、mF级 电容250个。各种耗能装置主要器件数量如附录A 表A2所示。

由于晶闸管价格是同等电压等级 IGBT 价格的 1/5<sup>[16]</sup>,所以本文晶闸管型耗能装置的开关器件成本 是文献[9]中 IGBT 型耗能装置的41%,是文献[12] 中耗能装置的68%。另外晶闸管型耗能装置还需 要子模块电容和开通抑制电路,IGBT 型耗能装置也 需要电容和放电电路,但是由于耗能装置的开关电 路成本绝大部分由电力电子器件决定,所以总体而 言,本文所提晶闸管型耗能装置成本远低于 IGBT 型 耗能装置。

## 6 结论

本文提出了一种改进型直流耗能装置拓扑,设 计了耗能装置的参数和协调控制策略,其主要特点 如下。

1)以模块化的晶闸管开关电路控制耗能装置投 切,耗能电阻为集中式;在耗能装置中添加了串联开 通抑制电路,可用于抑制耗能装置开通过程中对直 流电压的冲击;子模块中电容的充放电过程可缓解 耗能装置关断时的冲击。

2)同时适用于陆上风电和海上风电工程,以直 流电压作为耗能装置投切依据,通过耗能解决了风 电经柔直并网的功率盈余问题,可将故障时系统的 直流电压限制在1.15 p.u.以内,且有利于故障的 恢复。

3) 若采用相同额定电压的开关器件,则本文中

基于晶闸管的耗能装置成本低于现有新型 IGBT 型 耗能装置;虽然与采用可调功率指令或分组阶梯投 切控制的新型 IGBT 型耗能装置相比,晶闸管型耗能 装置的投切对直流系统有一定冲击,但是控制简单, 同样能有效抑制直流过电压。

## 附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

## 参考文献:

- [1]符杨,黄路遥,刘璐洁,等.基于状态自适应评估的海上风电机 组预防性维护策略[J].电力自动化设备,2022,42(1):1-9.
   FU Yang, HUANG Luyao, LIU Lujie, et al. Preventive maintenance strategy for offshore wind turbine based on state adaptive assessment[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022,42(1):1-9.
- [2] 荣飞,严家俊,孙文隆,等. 基于H-MMC的直驱式永磁同步风 力发电系统的运行与控制[J]. 电力自动化设备,2020,40(1): 38-45.
   RONG Fei, YAN Jiajun, SUN Wenlong, et al. Operation and control of direct-drive permanent magnet synchronous wind power generation system based on H-MMC[J]. Electric Po-
- wer Automation Equipment,2020,40(1):38-45
  [3] 赵悦彤,王姗姗,赵兵,等. 直流电网暂态过电压机理与抑制策略[J]. 电力建设,2020,41(9):86-93.
  ZHAO Yuetong,WANG Shanshan,ZHAO Bing, et al. Study on the mechanism and suppressed strategy of transient over-voltage in DC power grid[J]. Electric Power Construction,2020, 41(9):86-93.
- [4]张福轩,郭贤珊,汪楠楠,等. 接入新能源孤岛系统的双极柔性 直流系统盈余功率耗散策略[J]. 电力系统自动化,2020,44 (5):154-160.
   ZHANG Fuxuan,GUO Xianshan,WANG Nannan, et al. Surplus power dissipation strategy for bipolar VSC-HVDC system with integration of islanded renewable energy generation sys-

tem[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(5): 154-160.
[5] SILVA B, MOREIRA C L, LEITE H, et al. Control strategies

- [5] SILVA B, MOREIRA C L, LEITE H, et al. Control strategies for AC fault ride through in multiterminal HVDC grids[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(1):395-405.
- [6] 厉璇,宋强,刘文华,等.风电场柔性直流输电的故障穿越方法 对风电机组的影响[J].电力系统自动化,2015,39(11):31-36,125.

LI Xuan, SONG Qiang, LIU Wenhua, et al. Impact of fault ride-through methods on wind power generators in a VSC-HVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(11):31-36,125.

- [7] 郭贤珊,周杨,梅念,等.张北柔直电网的构建与特性分析[J]. 电网技术,2018,42(11):3698-3707.
   GUO Xianshan,ZHOU Yang, MEI Nian, et al. Construction and characteristic analysis of Zhangbei flexible DC grid[J].
   Power System Technology,2018,42(11):3698-3707.
- [8] ABDALRAHMAN A, ISABEGOVIC E. DolWin1-challenges of connecting offshore wind farms [C] //2016 IEEE International Energy Conference. Leuven, Belgium: IEEE, 2016:1-10.
- [9] 许彬,高冲,张静.应用于海上风电接入的VSC-HVDC系统主网侧交流故障穿越的新型直流耗能装置拓扑[J].中国电机工程学报,2021,41(1):88-97,400.
   XU Bin,GAO Chong,ZHANG Jing. A novel DC chopper topology for grid side fault ride through in VSC-HVDC based offshore wind power connection[J]. Proceedings of the CSEE, 2021,41(1):88-97,400.

[10] MOHSENZADE S,ZARGHANI M,KABOLI S. A voltage balancing scheme for series IGBTs to increase their expected lifetime in pulsed load applications[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2021,9(1): 461-471.

106

- MANEIRO J, TENNAKOON S, BARKER C, et al. Energy diverting converter topologies for HVDC transmission systems[C]//2013 15th European Conference on Power Electronics and Applications. Lille, France; IEEE, 2013; 1-10.
- [12] 谢晔源,姚宏洋,李海英,等.用于VSC-HVDC系统的模块化直 串式直流耗能装置[J].电力自动化设备,2021,41(7):117-123.
  XIE Yeyuan,YAO Hongyang,LI Haiying, et al. Modular series-connection DC energy braking device for VSC-HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(7): 117-123.
- [13] 蔡婷婷,穆钢,严干贵,等.提高海上风电场经 MMC联网系统 故障穿越能力的柔性泄能电阻控制策略[J].电网技术,2020, 44(1):166-173.
   CAI Tingting, MU Gang, YAN Gangui, et al. A flexible con-

trol strategy of breaking resistor to enhance fault-ride-through ability for offshore wind farms integrated to grid via MMC [J]. Power System Technology,2020,44(1):166-173.

- [14] 李琦,宋强,刘文华,等.基于柔性直流输电的风电场并网故障 穿越协调控制策略[J].电网技术,2014,38(7):1739-1745.
  LI Qi, SONG Qiang, LIU Wenhua, et al. A coordinated control strategy for fault ride-through of wind farm integration based on VSC-HVDC[J]. Power System Technology, 2014, 38 (7):1739-1745.
- [15] 刘博,郭春义,赵成勇. 直流斩波器对抑制换相失败引发的弱 送端电网暂态过电压的研究[J]. 电网技术,2019,43(10): 3578-3586.

LIU Bo, GUO Chunyi, ZHAO Chengyong. Research on DC chopper in suppressing transient overvoltage of weak sending terminal caused by commutation failure[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3578-3586.

- [16] 张烁,邹贵彬,魏秀燕,等. 多端口直流断路器研究综述[J]. 中国电机工程学报,2021,41(13):4502-4516.
  ZHANG Shuo,ZOU Guibin,WEI Xiuyan, et al. A review of research on multi-port DC circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE,2021,41(13):4502-4516.
- [17] 周孝法,施红军,傅坚,等. 直流输电换流阀晶闸管级阻尼与均 压元件快速检测方法[J]. 电力系统自动化,2020,44(23): 173-178.

ZHOU Xiaofa, SHI Hongjun, FU Jian, et al. Fast inspection method for thyristor-level damping and voltage balancing components of DC transmission converter valve[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(23):173-178.

 [18] 王国英,贾一凡,邓娜,等.应用于海上风电接入的VSC-HVDC 系统主网侧交流故障穿越方案[J].全球能源互联网,2019,2
 (2):146-154.

WANG Guoying, JIA Yifan, DENG Na, et al. Grid side fault ride through solution for offshore wind connection with VSC-HVDC[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2019, 2 (2):146-154.

 [19] 高冲,温家良,于坤山.反向恢复电荷分散性对直流换流阀的 影响[J].中国电机工程学报,2008,28(28):1-5.
 GAO Chong, WEN Jialiang, YU Kunshan. Influence of thyristor reverse recovery charge dispersity on HVDC valves[J].
 Proceedings of the CSEE,2008,28(28):1-5.

#### 作者简介:



赵东君(1998—),女,硕士研究生,主 要研究方向为直流输电、新能源并网控制 (E-mail:17320055131@163.com);

郭春义(1984—),男,副教授,博士,主 要研究方向为直流输电(E-mail:chunyiguo@ gmail.com)。

赵东君

(编辑 王欣竹)

# **Thyristor based DC energy dissipation topology for restraining DC overvoltage of wind power via flexible DC grid-connected system** ZHAO Dongjun<sup>1</sup>, GUO Chunyi<sup>1</sup>, LIU Bo<sup>1</sup>, JIANG Fan<sup>1</sup>, LI Tan<sup>2</sup>, ZHENG Kuan<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources,

North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. State Grid Economic and Technological Research Institute Co., Ltd., Beijing 102209, China)

Abstract: Aiming at the problem of power surplus caused by grid voltage drop in the wind power via flexible DC grid-connected system, an improved DC energy dissipation device topology based on thyristor is proposed. Firstly, the switching control strategy is designed on the basis of introducing its working principle. Then the principle of selecting key parameters is explained. By adding a turn-on restraining circuit in the energy dissipation device, the impact on the DC voltage is reduced. And the impact on the DC voltage is alleviated by the discharge of the capacitor when the thyristor is turned off. Finally, the effectiveness of the energy dissipation device is simulated and verified in PSCAD / EMTDC. The simulative results show that the DC energy dissipation device can stabilize the DC voltage within the safe value during the fault. And the topology has certain economic advantages.

Key words: DC energy dissipation; thyristor; wind power via flexible DC grid-connected system; DC overvoltage

able A1 Parameters	s of system and ene	ergy dissipation devic
系统	参数	参数值
	直流电压	±250 kV
	额定功率	1 000 MW
MMC-HVDC	子模块数量	200 个
	子模块电容值	7 000 μF
	桥臂电感值	0.05 H
单台永磁直驱风机	额定功率	5 MW
	额定风速	11.3 m/s
	叶片半径	63 m
	机端电压	690 V
	惯性时间常数	4 s
	直流电压	500 kV
	集中电阻	250 Ω
长头壮盟	子模块数量	16 个
杙肥表直	子模块电容	40 µF
	子模块电感	0.035 H
	并联电阻	1 Ω

	附录 A					
	表 A1	系统和	耗能装置	参数		
-		0				









Fig.A2 Waveforms of energy dissipation device under Condition 3



Fig.A3 Simulative waveforms of Condition 2



图 A4 工况 3 仿真波形 Fig.A4 Simulative waveforms of Condition 3

耗能装置类型	开关器件数量	子模块个数	电容型号及个数	其他器件个数
本文	晶闸管 1 024 个	16 个	32 kV、40 μF 电容 16 个	开通抑制电路 16 个
文献[9]	IGBT 500 个	250 个	2 kV、mF 级电容 250 个	放电电路 250 个
文献[12]	IGBT 和晶闸管各 250 个	250 个	2 kV、mF 级电容 250 个	放电电路 250 个