

基于改进型MMC的风电直流联网系统直流 故障穿越协调控制策略

江守其,张 林,李国庆,辛业春,王振浩

(东北电力大学 现代电力系统仿真控制与绿色电能新技术教育部重点实验室,吉林 吉林 132012)

摘要:采用双极架空线柔性直流输电技术进行大规模风电远距离外送是其友好型并网的有效手段。针对风电直流联网系统直流故障阻断和功率盈余问题,提出了一种改进电流转移型模块化多电平换流器(M-CT-MMC),使其同时具备直流故障阻断和能量耗散的功能,从而在充分发挥耗散电阻作用的同时实现直流故障穿越。在直流故障阻断方面,通过将M-CT-MMC桥臂吸收支路的引出线互联构造三相中性点,避免了桥臂开关额外承受直流电压偏置导致的成本增加问题,并利用辅助支路间的协调配合,有效阻断了直流故障电流。在盈余功率耗散方面,针对自消纳和非自消纳工况设计了双极M-CT-MMC控制模式切换策略,在提高非故障极功率转带能力的同时自主吸收盈余功率,并基于功率耗散需求设计了耗散电阻分组投切控制策略,避免非故障极 M-CT-MMC 过载,从而实现不同运行工况下风电直流联网系统的直流故障穿越。最后,基于MATLAB/Simulink 仿真平台验证了所提直流故障阻断及盈余功率耗散协调控制策略的有效性和可行性。

关键词:模块化多电平换流器;故障阻断;功率耗散;直流故障穿越;协调控制策略

中图分类号:TM 721.1;TM 614

文献标志码:A

DOI: 10.16081/j.epae.202109028

0 引言

基于模块化多电平换流器(MMC)的双极架空 线柔性直流输电技术具有模块化程度高、运行方式 灵活以及供电可靠性高等优势,是大规模风电远距 离外送和友好型并网的有效解决方案[1]。

针对大规模风电接入的柔性直流输电系统,当 其直流侧发生短路故障时,故障电流将迅速上升,威 胁站内电力电子器件的安全运行;在故障隔离后,风 电场功率的持续注入,可能引起联网系统功率盈余 的问题,导致换流站过流或过压,影响系统的安全稳 定运行^[2]。因此,如何快速阻断故障电流、转移和耗 散盈余功率是实现风电直流联网系统直流故障穿越 亟待解决的关键问题。

在故障电流阻断方面,目前主要从直流断路器、交流断路器和子模块及换流站拓扑结构出发。直流断路器方案中,兼具低通态损耗和快速分段特性的混合式直流断路器得到广泛关注,但仍存在研制难度大、制造成本相对较高的问题。交流断路器通常配合相应的辅助模块,以进一步提升响应速度,文献[4]通过增加桥臂阻尼模块加快故障电流的衰减速度,在一定程度上减少了过流对子模块器件造成的损坏。文献[5]提出增加桥臂旁路的方法,但由于桥臂支路依靠分流作用减少流过子模块电流,当发生小

收稿日期:2020-12-18;修回日期:2021-08-02

基金项目:国家电网公司总部科技项目(5102-201999343A-0-0-00) Project supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China(5102-201999343A-0-0-00) 电阻接地故障时,旁路电阻取值过小,会延长电感能 量释放时间。关于新型子模块及换流站拓扑结构方 案,文献[6]提出一种具备故障阻断能力的不对称全 桥子模块,依靠二极管续流使部分电容反向实现故 障电流抑制。另外,全桥子模块、箝位双子模块和由 全桥、半桥子模块级联而成的混合型子模块均具有 直流故障阻断能力,但全桥子模块相比于半桥子模 块器件数量加倍,成本过高;箝位双子模块相比全桥 子模块虽然器件数量有所减少,但控制和均压相对 复杂[7];而混合型子模块综合考虑了器件数量和控 制难度的要求,但其投资效益及运行损耗问题仍需 在实际工程中进一步验证[8]。鉴于目前单独采用断 路器或者新型子模块拓扑结构的换流器均存在一定 的缺陷,已有学者考虑结合两者特性,提出优化的直 流故障电流阻断方案。文献[9]提出了一种集成直 流断路器功能的 MMC 拓扑结构,该结构只需要增加 少量电力电子器件,附加成本较低,经济性好,但在 故障清除期间,交流设备需承受三相短路过流危害; 文献[10]提出了集成直流断路器功能的MMC,无需 采用大规模电力电子器件级联构成转移支路来分 断故障电流,提升了经济性,减少了占地面积;文献 [11]提出了一种具备直流故障清除能力的电流转移 型 MMC 拓扑结构,该拓扑在伪双极系统中效果较 好,但当其应用于双极接线系统结构时,由于存在站 内接地点,交流出口电压存在直流偏置,接地开关承 受电压大幅度升高,电力电子器件级联数量增加,经 济性变差。

另一方面,解决直流故障阻断后盈余功率消纳

问题也是实现风电直流联网系统故障穿越的关键。 文献[12]提出了一种应用于双极接线系统功率转带 控制策略,能够在一定程度上平衡故障后的盈余功 率,但面对极端情况仍需要切机切负荷配合。文献 [13]利用风电场与换流站间的协同控制,通过快速 通信法主动降低风电场输出功率来维持系统的功率 平衡,但该过程依赖于通信系统,需考虑延时对响应 速度的影响。文献[14]提出一种新型模块化卸荷电 路拓扑,实现风电场过剩功率的耗散,但其增加了子 模块的设计复杂度和控制难度。文献[15]提出在直 流侧加装并联耗散电阻吸收过剩功率,但其难以解 决送端换流站闭锁导致的功率盈余问题。文献[16] 和文献[17]分别针对双端伪双极、多端双极接线系 统,设计了风电场过剩功率耗散策略,即采用交流侧 耗散电阻吸收盈余功率,并根据不同故障类型设计 了精确投切控制策略,有效提高了功率盈余工况下 的故障穿越能力。综上所述,现有故障穿越方案多 是针对故障阻断或者盈余功率耗散单方面的研究, 而综合考虑这两方面的完整故障穿越方案研究较 少,特别是基于新型拓扑实现故障阻断和盈余功率 耗散方面的协调控制策略研究尚属空白。

在此背景下,本文针对风电孤岛接入的双极架 空线柔性直流输电系统,提出了一种新型耗能装置 配置方案,并在此基础上设计了改进电流转移型 MMC(M-CT-MMC),使其同时具备直流故障阻断和 能量耗散功能,并针对自消纳和非自消纳工况分别 设计了完整的直流故障穿越协调控制策略。通过将 M-CT-MMC桥臂吸收支路引出线互联构造三相中性 点,省去了文献[11]中所提出的桥臂吸收支路接地 环节,同时避免了桥臂开关因额外承受直流电压偏 置导致的成本增加问题,并利用其辅助支路间的协 调配合实现了故障电流的有效阻断。通过设计双极 M-CT-MMC 控制模式的切换策略及其与耗散电阻 间的协调配合方案,能够满足不同盈余功率消纳的 需求,从而实现不同运行工况下风电直流联网系统 的直流故障穿越。最后,基于MATLAB / Simulink 仿 真平台对所提直流故障阻断及盈余功率耗散协调控 制策略进行了有效性验证。

1 风电直流联网系统结构

双馈异步发电机(DFIG)风电直流联网系统的结构如图1所示。其中送、受端换流站均由正极和负极的2台M-CT-MMC组成,每极M-CT-MMC经交流母线与交流系统连接,并从两极中间引出站内接地点,经金属回线连接,形成对称双极带金属回线主接线方式,直流线路采用架空线方案。在正常运行状况下,系统工作于双极带金属回线单端接地运行方式,正负极均通过金属回线构成独立电流回路,当

一极发生故障无法传输有功功率时,利用非故障极仍可保证一定的功率传输能力,降低对受端交流电网的影响。对于对称双极风电直流联网系统,为实现风功率的稳定传输,需要保证风电场并网点电压质量以及频率稳定,因此,风电场侧换流站(WFMMC)通常采用定频率/交流电压控制,以维持风电场的安全稳定运行。电网侧换流站(GSMMC)通常采用定直流电压/无功功率控制,以保证直流侧电压稳定,并为受端交流电网提供必要的无功支撑。

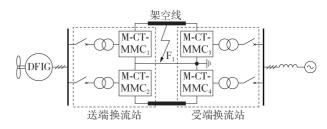


图1 风电直流联网系统结构图

Fig.1 Structure diagram of wind power integrated DC transmission system

2 M-CT-MMC 拓扑结构

为了解决风电直流联网系统直流故障电流快速阻断及故障隔离后盈余功率消纳的问题,本文结合其对耗能装置的需求,提出了一种新型耗能装置配置方案,并在此基础上设计了M-CT-MMC拓扑,使其同时具备故障电流阻断和盈余功率耗散的功能,从而在提高系统故障穿越能力的同时降低其工程建设成本。M-CT-MMC拓扑结构如附录A图A1所示,其在常规半桥型MMC基础上增加了3部分辅助支路,下面以WFMMC为例,分别介绍各支路的工作原理。

1)阻断支路。该支路位于换流站直流出口处,由阻断开关T和超快速机械开关K构成,其中,阻断开关T由若干个带有反并联二极管的IGBT串联而成。正常运行时,IGBT正常导通,阻断支路具有双向导通能力;故障情况下,关断IGBT,使通过阻断支路流向故障点的电流被强制转移至线路耗能支路和桥臂吸收支路,当阻断支路电流降为0时,断开超快速机械开关K,实现M-CT-MMC与故障点的物理隔离。

2)线路耗能支路。该支路位于换流站直流出口处,由续流二极管 D和吸收电阻 R_1 构成。由附录 A图 A1接线方式可知:正常运行时续流二极管反向截止,电流无法流过该支路,处于开路状态,不影响系统的正常运行;在故障阻断过程中,M-CT-MMC 和故障点隔离后,该支路经架空线路和故障接地点构成放电回路,耗散直流线路中的能量。

3) 桥臂吸收支路。在WFMMC各相上、下桥臂电感两端均设置1条由耗散电阻 R_2 和桥臂开关 T_{am} 组成的吸收支路,并将各相两开关之间的引出线相



连,从而构造交流电流流通路径。桥臂开关均由 n 个反并联晶闸管串联组成。正常工作时,T_{am}双向截止,桥臂吸收支路被旁路,不影响正常工作状态;检测到故障发生后,给晶闸管施加导通信号,为电感续流和交流电流提供新的流通路径(附录 A 图 A1 桥臂吸收支路中点划线和虚线回路),同时可降低流入桥臂子模块的故障电流,保护子模块的器件安全。

综上所述,在风电直流联网系统正常运行时,通过将阻断开关T和超快速机械开关K闭合,桥臂吸收支路晶闸管双向截止,可使M-CT-MMC正常工作状态和传统半桥型MMC完全相同。此外,新型耗能装置配置方案(将耗散电阻对称配置在各相上、下桥臂),除了具备现有配置方法的盈余功率耗散作用外,还能够转移桥臂电流,既可以降低桥臂换流阀的电流应力,还可为阻断开关T提供开断条件,充分发挥了耗散电阻的作用,使其功能更加多样化,这对于实际柔直工程设计具有重要的意义。

3 直流故障穿越协调控制策略

针对基于M-CT-MMC的对称双极风电直流联网系统,合理设计故障电流阻断控制策略及故障隔离后盈余功率消纳协调控制策略是实现直流故障穿越的关键,下面将详细介绍M-CT-MMC故障电流阻断控制过程及其经济性优势,并基于双极M-CT-MMC和耗散电阻设计了盈余功率消纳的协调控制策略。

3.1 M-CT-MMC 故障电流阻断控制策略

对于对称双极柔性直流输电系统,直流侧双极 短路故障特性与单极接地故障特性基本相同。因 此,以单极接地故障为例,介绍M-CT-MMC故障电流 阻断过程,M-CT-MMC动作时序图如图2所示,具体 分析过程如下。

- 1)系统在 t_0 时刻发生单极接地故障,M-CT-MMC 通过直流线路、故障点与系统站内接地点构成故障 回路,故障极 M-CT-MMC电容迅速放电,故障电流急剧上升。考虑故障检测延时为 $1 \text{ ms}, t_1$ 时刻故障极 M-CT-MMC闭锁,与此同时,触发桥臂吸收支路中的桥臂开关 T_{arm} ,将耗散电阻全部投入,通过减小等效电阻来降低流过换流阀的故障电流及阻断开关T断开后承受的电压,为故障电流转移做准备。
- 2)经短暂延时后,在t₂时刻给阻断开关T施加关 断信号,强迫故障电流转移,其中直流侧故障电流向

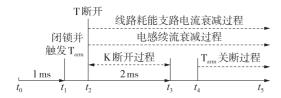


图 2 M-CT-MMC 动作时序图

Fig.2 Action timing diagram of M-CT-MMC

线路耗能支路转移,交流侧故障电流经桥臂电感、桥臂耗散电阻向桥臂吸收支路转移,此时,流过桥臂子模块和阻断支路的电流降为0,保障了子模块中器件安全,并为超快速机械开关K关断做准备。

- 3)在阻断支路电流下降至0后,断开超快速机械开关K,该过程大约持续2 ms^[11],即 t_3 时刻,超快速机械开关动作完成,实现 M-CT-MMC 和故障点的物理隔离。
- 4)t₄时刻,若无需桥臂吸收支路耗散盈余功率,则给桥臂开关T_{am}施加关断信号,并在桥臂吸收支路电流过零点自动关断,使其恢复至旁路状态,为下一次故障电流阻断做准备。否则,切换为桥臂耗散电阻分组投切控制模式,耗散系统盈余功率,该过程将在3.2节中详细介绍。

结合 M-CT-MMC 故障阻断控制过程,详细分析各支路的电流变化情况,有助于其关键参数的合理设计。结合图 2 可知,其电流变化过程主要可分为闭锁前、闭锁后以及故障隔离后 3 个阶段,具体说明如下。

1)M-CT-MMC 闭锁前($[t_0,t_1)$)的故障电流主要是由子模块电容放电引起的,可将其简化为一个RLC 串联的电路^[18],等效电容、电阻、电感参数 C_{eq} 、 R_{eq} 、 L_{eq} 的表达式如式(1)所示,进而可推得直流故障电流 i_{de} 的表达式如式(2)所示。

$$\begin{cases} C_{\text{eq}} = 6C_0/N \\ R_{\text{eq}} = 2R_{\text{arm}}/3 + R_{\text{dc}} \\ L_{\text{eq}} = 2L_{\text{arm}}/3 + L_{\text{dc}} \end{cases}$$
 (1)

$$i_{\text{dc}}(t) = e^{-\delta(t-t_0)} \left[U_{\text{dc}0} \sqrt{C_{\text{eq}}/L_{\text{eq}}} \sin(\omega t - \omega t_0) + I_{\text{dc}0} \cos(\omega t - \omega t_0) \right]$$
 (2)

式中: $R_{\rm arm}$ 、 $L_{\rm arm}$ 和 $R_{\rm dc}$ 分别为桥臂等效电阻、电感和直流线路等效电阻; C_0 为子模块电容值;N为各桥臂子模块个数; $L_{\rm dc}$ 为直流线路等效电感; $U_{\rm dc0}$ 和 $I_{\rm dc0}$ 分别为故障时刻的直流电压和电流; $\delta=R_{\rm eq}/(2L_{\rm eq})$ 为衰减系数; $\omega_0=1/\sqrt{L_{\rm eq}C_{\rm eq}}$ 为无阻尼振荡角频率; $\omega=\sqrt{\omega_0^2-\delta^2}\approx\omega_0$ 为衰减振荡角频率。

2)在 M-CT-MMC 闭锁后($[t_1,t_2)$),子模块电容停止放电,由于电感存在续流作用,且该过程持续时间较短,子模块二极管将维持导通,其直流侧电流主要来源于桥臂电感存储能量的释放,其放电路径如图 3 所示,进而可推得其电流表达式为:

$$i_{\text{del}}(t) = i_{\text{de}}(t_1) e^{-\frac{t - t_1}{\tau_1}} \frac{R_2 (2R_2 + 3R_{\text{de}})}{3R_{\text{de}}R_2}$$
(3)

$$\tau_1 = \frac{L_{\text{arm}} \left(2R_2 + 3R_{\text{dc}} \right)}{3R_{\text{dc}} R_2} \tag{4}$$

3)阻断开关T隔离故障后($[t_2,t_5)$)为桥臂电感 续流回路和线路耗能支路电流的衰减阶段,放电回

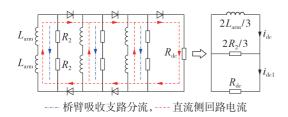


图3 桥臂电感放电回路

Fig.3 Discharge circuit of arm inductors

路如图4所示,两者相互独立,电流表达式分别如式 (5)、(6)所示。

$$i_L(t) = i_{L0} e^{-(t-t_2)/\tau_L}$$
 (5)

$$i_{\text{dc2}}(t) = i_{\text{dc1}}(t_2) e^{-(t-t_2)/\tau_2}$$
 (6)

式中: i_{L0} 为 t_2 时刻的桥臂电感电流; τ_L 、 τ_2 为时间常数, $\tau_L = L_{am}/R_2$, $\tau_2 = L_{de}/(R_{de} + R_1)$ 。

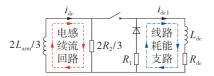


图 4 故障隔离后放电回路

Fig.4 Discharge circuit after fault isolation

基于以上分析可知,闭锁后的电流变化过程与新增辅助支路的参数密切相关,可根据直流电流衰减时间要求确定吸收电阻 R_1 的最小值。在 $[t_2,t_3)$ 时间段内阻断开关T承受的电压为上、下桥臂耗散电阻电压和吸收电阻电压之和,由于耗散电阻 R_2 需根据实际功率耗散需求和电压等级确定(将在3.2节中详细介绍),且 t_2 时刻前的直流电流与 R_1 无关,因此,设计时应取 R_1 的最小值,以在满足电流衰减时间要求的同时降低阻断开关的数量。

综合上述分析可知,M-CT-MMC可实现直流故障的有效隔离,避免了直流断路器的使用,极大降低了投资成本。相比于文献[11]所提出的CT-MMC,采用桥臂吸收支路引出线互联构造三相中性点方案节省了接地投资,克服了桥臂开关承受直流电压偏置的不足,进一步减少了器件使用数量,并且随着电压等级提升,器件节约效果越明显。此外,由于实际风电直流联网工程本需配置耗散电阻,通过将耗散电阻配置在桥臂吸收支路中,使其具备故障电流转移和盈余功率耗散功能的同时,进一步降低工程建设的成本。综上所述,该改进型拓扑结构具有较好的经济性。

3.2 盈余功率消纳协调控制策略

当风电直流联网系统发生单极接地故障后,利用 M-CT-MMC 故障电流阻断控制,可以实现故障极 M-CT-MMC 和故障点的有效隔离,但同时故障极将失去功率传输能力,风电场输出功率将完全由非故障极承担,可能导致非故障极 M-CT-MMC 过载,危害

系统安全。因此,可根据式(7)所示的约束条件将系统运行工况分为以下2种。

- 1)自消纳工况。此时满足式(7)所示约束条件,即 WFMMC 中非故障极可完全消纳故障极需要转移的功率。
- 2)非自消纳工况。此时非故障极 M-CT-MMC 难以完全消纳系统盈余功率,必须利用桥臂吸收支路中的耗散电阻共同参与盈余功率调节,以保证送端系统功率平衡的同时尽可能多地向受端电网传输功率,实现直流故障穿越。

$$\begin{cases} P_{\text{down}} = \sqrt{S_{\text{N}}^2 - Q_{\text{down}}^2} \\ \Delta P + P_{\text{down, com}} \leqslant P_{\text{down}} \end{cases}$$
 (7)

式中: S_N 、 Q_{down} 和 P_{down} 分别为非故障极 M-CT-MMC 的额定容量、当前输出无功功率和最大可传输有功功率; ΔP 为故障极 M-CT-MMC 功率转移量; $P_{\text{down.com}}$ 为 非故障极 M-CT-MMC 故障前传输功率。由式(7)可知,在盈余功率消纳期间,非故障极 M-CT-MMC 输出无功功率 Q_{down} 越小,其功率转带能力越强,下面将对 2 种工况下的盈余功率协调控制策略分别进行研究。

3.2.1 自消纳工况

在实现故障电流有效阻断后,根据系统运行状态进行工况判断,若待转移功率满足自消纳工况约束条件,则将桥臂耗散电阻全部切除,并切换双极M-CT-MMC的控制模式消纳盈余功率。具体协调控制过程如下。

- 1)故障极 M-CT-MMC 控制模式切换。在超快速机械开关 K 实现故障物理隔离后,立即向故障极 M-CT-MMC 施加控制信号使其重新投入运行,并将其控制模式切换为定直流电压/交流电压控制,即运行于静止同步补偿器(STATCOM)模式,以维持风电场并网母线电压稳定。
- 2) 非故障极 M-CT-MMC 控制模式切换。为提升非故障极功率转带能力,将其外环无功类控制切换至无功-电压下垂控制,并令无功功率参考值 $Q_{\text{down,ref}}$ =0;有功类控制仍采用定频率控制,以维持风电场侧系统频率的稳定,并自主吸收故障极需转带的功率,完全消纳盈余功率。

在故障电流阻断后,受端电网侧换流站仍维持故障前的控制策略,即定直流电压/无功功率控制。 其中故障极 M-CT-MMC 直流侧无功率注入,运行于 STATCOM模式;非故障极 M-CT-MMC运行于定直流 电压模式,以维持有功功率的正常传输,尽可能地消纳风电场输出功率。

根据以上分析,自消纳工况下基于M-CT-MMC的故障电流阻断能力和非故障极功率转带能力,即可实现盈余功率的自主吸收,使风电场及受端系统



迅速恢复至正常运行状态,减少了故障影响范围。 3.2.2 非自消纳工况

当故障极转移功率无法被非故障极 M-CT-MMC 完全消纳时,应使非故障极满功率运行,以降低受端交流系统甩负荷的风险,剩余功率则需要通过桥臂耗散电阻进行消纳,以避免非故障极 M-CT-MMC 过载。因此,本文设计了故障极 M-CT-MMC 桥臂吸收支路耗散电阻分组投切控制策略,使其与非故障极 M-CT-MMC 协调配合,实现不同运行状态下盈余功率的完全消纳,从而在维持送端系统功率平衡的同时尽可能多地向受端电网传输功率,提高系统安全稳定运行的能力。下面将对桥臂耗散电阻的设计方法及分组投切控制策略进行详细介绍。

基于上述分析可知,在忽略送端系统功率损耗的情况下,耗散电阻的投入容量 P_{hs} 主要取决于故障隔离后风电场的实际有功出力 P_{out} 以及非故障极M-CT-MMC的额定容量 S_N ,具体可表示为:

$$P_{\text{hs}} = \Delta P + P_{\text{down, com}} - S_{\text{N}} = \lambda P_{\text{N}} - S_{\text{N}}$$
 (8)
式中: P_{N} 和 λ (0 \leq λ \leq 1)分别为风电场的额定功率和出力系数。

对于风电场孤岛接入的双极柔性直流输电系 统,其单极 MMC 的额定容量通常为风电场额定容量 的一半, 故根据式(7)、(8), 采用双极 M-CT-MMC 控 制模式切换策略后,可根据λ值判别2种运行工况: 若 0≤λ≤0.5,则为自消纳工况,采用 3.2.1 节协调控 制策略即可完全消纳盈余功率;若0.5<λ≤1,则为非 自消纳工况,此时桥臂吸收支路应保证耗散电阻 投入的容量大于且尽量接近 Pь, 以在避免非故障极 M-CT-MMC 过载的同时降低对交流电压及直流传输 功率的影响,其等效耗散电阻阻值 R_{eq} 可由式(9)计算 获得。为实现不同运行工况下非故障极 M-CT-MMC 均不过载,在风电场满功率运行($\lambda=1$)时,即可计算 得到Real的最小值。再结合本文所设计的上、下桥臂 耗散电阻需同时投入(称之为1组)保证三相桥臂对 称运行的特点,可得 R_{SM2} 与 R_{eq2} 以及耗散电阻投入组 数M之间的关系如式(10)所示。

$$R_{\text{eq2}} = \frac{U_{\text{P}}^2}{(\lambda P_{\text{N}} - S_{\text{N}})/3} = \frac{U_{\text{L}}^2}{(\lambda - 0.5)P_{\text{N}}}$$
(9)

 $R_{\rm SM2} = 2MR_{\rm eq2} \Big|_{\lambda=1} \tag{10}$

式中: U_P 和 U_L 分别为耗散电阻承受的相电压和线电压的有效值; R_{SM2} 为各桥臂单个耗散电阻的阻值,M-CT-MMC上、下桥臂耗散电阻 R_2 由 $M \cap R_{SM2}$ 并联而成。

分组投切耗散电阻是目前工程中解决功率盈余问题常用的技术方案,其分组数量越多,功率控制精度越高,系统维持功率传输的能力就越强,但造价和占地也会相应提高[19]。此外,还应考虑单组耗散电阻与风电场切机功率间的匹配问题,因此,应根据实

际工程需求合理设计耗散电阻的分组数量,进而选 取其阳值。

在阻断故障电流后,应在切换双极 M-CT-MMC 控制模式的同时根据风电场出力系数λ分组切除耗散电阻,如式(11)所示,以尽可能地维持直流功率传输水平,降低对受端电网的影响。因此,基于双极 M-CT-MMC 控制模式切换及桥臂耗散电阻分组投切控制策略间的协调配合,即可完全消纳2种工况下的盈余功率,实现风电直流联网系统直流故障穿越。

$$M_{\text{out}} = \begin{cases} M & 0 \le \lambda \le 0.5 \\ M - \left[\frac{(\lambda - 0.5) P_{\text{N}}}{0.5 P_{\text{N}} / M} \right] = \\ M - \left[2M (\lambda - 0.5) \right] & 0.5 < \lambda \le 1 \end{cases}$$
 (11)

式中: M_{out} 为故障隔离后应切除的耗散电阻组数; $\lceil \rceil$ 表示向上取整运算。

4 仿真验证

基于 MATLAB / Simulink 仿真平台, 搭建了如图 1 所示的风电直流联网系统仿真模型, 其中换流站采用本文所提的 M-CT-MMC 拓扑, 风电场额定容量为 1000 MV·A,由 2 台额定容量为 500 MV·A的 DFIG 单机聚合模型并联而成, WFMMC与 GSMMC的主要参数如附录 A 表 A1 所示。本算例中桥臂耗散电阻组数 M 取为 5(即单组耗能装置容量为 100 MW),以提高其功率控制精度, 结合仿真系统参数计算可得 R_{SMZ} 约为 550 Ω ,从而可知风电场不同运行状态下,耗散电阻的分组投切方案如表 1 所示。下面分别对新型拓扑结构的故障电流阻断能力、故障隔离后自消纳和非消纳工况下的盈余功率协调控制策路进行仿真验证。

表1 耗散电阻分组投切方案

Table 1 Group switching schemes of dissipative resistors

λ的取值范围	投入组数/组	等效阻值 / Ω	投入容量/MW
[0,0.5]	0	0	0
(0.5, 0.6]	1	275	100
(0.6, 0.7]	2	138	200
(0.7, 0.8]	3	92	300
(0.8, 0.9]	4	69	400
(0.9,1.0]	5	55	500

4.1 故障电流阻断控制策略验证

为了验证故障电流阻断控制策略的有效性,要求故障电流在 $50 \text{ ms}^{[11]}$ (考虑5倍时间常数)内衰减至0,在自消纳工况下,设置 t_0 =8.0 s时,在距离 WFMMC 直流出口1 km处发生单极金属性短路接地故障。根据上述分析,桥臂耗散电阻 R_2 取值为 110Ω ,由式(5)可得,电感续流支路电流在1.09 ms内衰减至0;由式(6)可得,线路耗能支路吸收电阻取值为 0.03Ω 时,

可使线路耗能支路电流在 50 ms 内衰减至 0,从而使 $2 \text{ 个回路均满足故障电流衰减要求。按如下动作时间间隔隔离故障:故障发生 <math>1 \text{ ms}$ 后,即 t_1 时刻,故障极 M-CT-MMC 闭锁并触发桥臂开关 T_{arm} ; $(t_1,t_2]$ 间隔为 0.4 ms; $(t_2,t_3]$ 间隔为 2 ms; $(t_3,t_4]$ 间隔为 0.6 ms。 WFMMC 的相关仿真结果如图 5-7所示。

故障发生后,子模块电容迅速放电,故障电流迅速上升,t₁时刻令故障极 M-CT-MMC闭锁,子模块电容停止放电,故障电流达到最大,同时对桥臂吸收支路上的旁路开关施加导通信号,为阻断开关断开做准备。t₂时刻给阻断开关施加关断信号,阻断支路电流迅速转移至桥臂吸收支路,其电流迅速下降,如图 5(a)阻断支路电流所示。由于闭锁时间设置略晚,使A相桥臂子模块电流较大,但在阻断开关断开后,流过子模块的电流迅速下降,而桥臂吸收支路的电流则会快速上升,如图 5(a)中A相上桥臂子模块

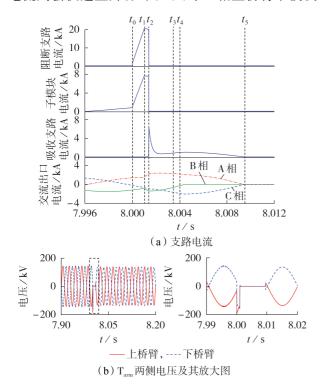


图 5 故障极 M-CT-MMC 电流、电压波形 Fig.5 Waveforms of current and voltage of fault M-CT-MMC

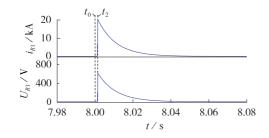


图 6 故障极 M-CT-MMC i_{R1} 、 U_{R1} 波形 Fig. 6 Waveforms of i_{R1} and U_{R1} of fault M-CT-MMC

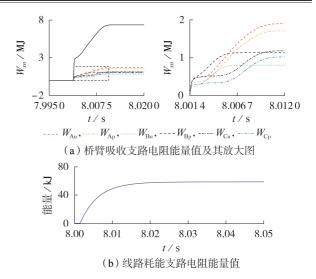


图7 支路电阻能量值

Fig.7 Energy value of branch resistance

电流所示,有效保证了子模块中电力电子器件的安全;同时,由于桥臂吸收支路耗散电阻的作用,电感电流中的能量被迅速消耗,约1.09 ms后A相上桥臂吸收支路电流衰减至接近0,与理论分析结果一致。在阻断支路电流下降为0后,关断超快速机械开关 K,t_3 时刻阻断支路完全断开,实现M-CT-MMC与故障点的物理隔离。 t_4 时刻向桥臂开关施加关断脉冲,大约5.5 ms后,晶闸管在交流出口电流过零点时自然关断,如图 $5(a)t_5$ 时刻A相上桥臂吸收支路电流、交流出口电流波形所示,为下次故障电流阻断做准备。根据图5(b)所示桥臂开关 T_{amm} 在不同工作状态下承受电压的情况可以看出,其不存在直流电压偏置,有效降低了开关器件的使用数量,从而验证了所提引出线互联构造三相中性点方案的有效性。

对于线路耗能回路, t_2 时刻阻断支路断开后,直流侧电流转移至由线路耗能支路、直流线路和故障点构成的回路中,利用该支路吸收电阻耗散直流侧剩余能量,如图 6 所示,在 50 ms 内线路耗能电阻支路电流 i_{R1} 、耗能电阻两端电压 U_{R1} 均衰减至 0,与理论计算衰减时间一致。

为进一步说明在故障阻断过程中,桥臂吸收支路和线路耗能支路的电流衰减过程中能量的变化过程,对2条支路中各电阻能量值进行仿真验证。如图7(a)所示, $W_{xx}(x=A,B,C;n=u,p)$ 分别表示x相上(n=u)、下(n=p)桥臂吸收支路的桥臂电阻能量值,黑色实线代表各桥臂电阻能量值之和;图7(b)表示线路耗能支路耗能电阻吸收能量值。对比仿真结果可知,"桥臂吸收支路"中电阻能量值远大于"线路耗能支路"中电阻能量值,即电感中能量绝大多数经桥臂耗散电阻吸收,在直流侧线路耗能支路吸收能量较少,与理论分析一致,验证了本文提出的桥臂吸收支路能够有效地为故障电流提供续流通路。综合以



上仿真验证结果可知,M-CT-MMC可有效阻断直流侧故障电流,保证换流站内部安全运行。

4.2 自消纳工况仿真验证

为了验证自消纳工况下盈余功率消纳协调控制策略的有效性,设定风电场输出功率为500 MW,忽略线路、变压器等损耗,正常运行时WFMMC正极和负极各承担一半传输功率,即250 MW。设置故障发生时刻为第8s,故障类型与4.1节一致,在*t*=8.0035s时解锁并切换双极控制模式,图8为采用所提协调控制策略前、后的系统暂态特性仿真结果。图中故障极、非故障极功率为标幺值,后同。

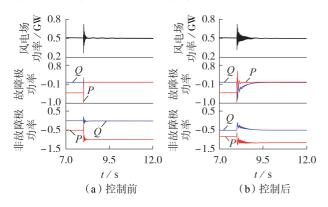


图 8 自消纳工况下功率仿真波形 Fig.8 Waveforms of power under self-absorption condition

根据仿真结果可知,采取协调控制策略前后,风电场输出功率均可稳定于500 MW,不会影响其功率稳定输出能力。在故障阻断后故障极 M-CT-MMC将失去有功传输及无功支撑能力,如图 8(a)故障极功率所示,若不采取协调控制策略,风电场输出功率及并网母线无功需求均只能由非故障极 M-CT-MMC承担,由于有功功率传输已达到其额定容量(1.0 p.u.),如图 8(a)非故障极功率所示,若再参与无功支撑则会导致其过载运行,特别是在并网母线无功需求较大的情况下,将会严重威胁系统安全。在采取所提协调控制策略之后,由于故障极 M-CT-MMC 切换至STATCOM工作模式,可以为系统提供无功支撑,而非故障极 M-CT-MMC输出的无功功率被控制至 0,可在避免其过载运行的同时保证有功功率最大传输水平,如图 8(b)故障极、非故障极功率所示。

综合上述分析可知,所提盈余功率消纳协调控制策略能够充分发挥换流站的调控能力,有效实现盈余功率自主消纳,保证风功率的稳定外送,在实现直流故障穿越的同时保证了供电可靠性。

4.3 非自消纳工况仿真验证

为了验证非自消纳工况下盈余功率消纳协调控制策略的有效性,设定风电场输出功率为700 MW,即λ=0.7,故障发生时间、故障类型与自消纳工况下一致。非自消纳工况下,应通过耗散电阻分组投切

控制与双极 MMC 控制模式切换间的协调配合共同消纳盈余功率,即在 t_4 时刻根据 λ 值合理关断部分桥臂开关,实现盈余功率的准确耗散。由 3.2.2 节分析及本节采用的算例参数可得,耗散电阻需投入的容量为 200 MW,即切除 3 组耗散电阻,图 9 和附录 A图 A2 为采用耗散电阻分组投切控制前、后系统暂态特性仿真结果。

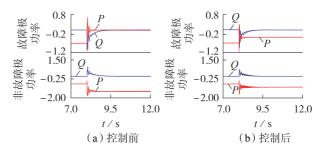


图 9 非自消纳工况下功率波形 Fig.9 Waveforms of power under non-self-absorption condition

根据图9(a)可知,故障阻断完成后,当耗散电 阻不参与盈余功率耗散时,仅通过双极 M-CT-MMC 控制模式切换虽然可以使非故障极 M-CT-MMC 无功 功率输出较快降至0,但风电场输出功率将全部注 入非故障极,使其传输的有功功率达到1.4 p.u.,长 时间过载运行将严重威胁站内器件安全。采用双极 M-CT-MMC 控制模式切换和耗散电阻分组投切协调 控制策略后,即在8.004 s 故障极 M-CT-MMC 切除3 组桥臂耗散电阻,保留200 MW耗散电阻投入运行, 实现盈余功率的耗散;同时,非故障极 M-CT-MMC 自 主消纳剩余功率,使其最终传输的功率达到1.0 p.u., 尽可能地降低对受端交流系统的影响,如图9(b)所 示。在此过程中,风电场可维持其功率输出能力,如 附录A图A2(a)所示,系统频率和并网点电压波动 持续时间均较短,满足风电机组故障穿越要求,可 保证其不脱网连续运行,如附录 $A \otimes A2(b)$ 、(c)所 示,并且双极直流电压均被控制在1.0 p.u.左右,保 证了系统的稳定运行,如附录A图A2(d)所示。

综合上述分析结果可知,基于耗散电阻分组投切控制,故障极 M-CT-MMC 可以实现部分盈余功率的有效耗散,同时配合双极 M-CT-MMC 控制模式切换策略,可以最大限度保证风电直流联网系统的功率传输水平,实现非自消纳工况下的直流故障穿越,有效提高了风电直流联网系统的安全运行能力。

5 结论

针对架空线双极风电直流联网系统的直流故障穿越问题,本文基于新型耗能装置配置方案设计了M-CT-MMC拓扑,能够同时具备故障阻断和能量耗散功能,并提出了自消纳和非自消纳工况下的盈余

功率协调控制策略,有效提高了风电直流联网系统的直流故障穿越能力。通过仿真验证得到以下结论。

- 1)在故障阻断方面,利用M-CT-MMC各辅助支路协调配合可实现故障电流的有效阻断,通过将桥臂吸收支路引出线互联构造三相中性点有效避免了桥臂开关承受直流电压偏置导致的成本增加问题。同时,该配置方案能够兼具耗散盈余功率、转移故障电流以及为桥臂电感提供新放电路径的能力,从而使其功能更加多样化。
- 2)在盈余功率消纳方面,通过双极 M-CT-MMC 控制模式切换与耗散电阻分组投切控制的协调配合,可满足不同工况下的盈余功率耗散需求,有效降低了故障影响范围,提高了系统安全稳定运行能力。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

参考文献:

- [1] 李佳朋,李宇骏,袁枭添,等. 远海风能集中接入的多端直流系统直流故障分析与故障检测方法[J]. 电力自动化设备,2020,40(12):119-128.
 - LI Jiapeng, LI Yujun, YUAN Xiaotian, et al. DC fault analysis and detection for offshore wind farms integration via MT-DC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(12): 119-128.
- [2] 郭贤珊,周杨,梅念,等. 张北柔性直流电网故障电流特性及抑制方法研究[J]. 中国电机工程学报,2018,38(18):5438-5446. GUO Xianshan,ZHOU Yang,MEI Nian, et al. Research on the fault current characteristic and suppression strategy of Zhangbei project[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(18):5438-5446.
- [3] SONG Q, ZENG R, YU Z Q, et al. A modular multilevel converter integrated with DC circuit breaker[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(5):2502-2512.
- [4] 马焕,姚为正,吴金龙,等. 含桥臂阻尼的 MMC-HVDC 直流双极短路故障机理分析[J]. 电网技术,2017,41(7):2099-2106.

 MA Huan, YAO Weizheng, WU Jinlong, et al. Analysis of DC pole-to-pole short circuit fault behavior in MMC-HVDC transmission systems with bridge arm damper[J]. Power System Technology,2017,41(7):2099-2106.
- [5] 郭晓茜,崔翔,齐磊. 架空线双极 MMC-HVDC 系统直流短路故障分析和保护[J]. 中国电机工程学报,2017,37(8):2177-2184. GUO Xiaoqian, CUI Xiang, QI Lei. DC short-circuit fault analysis and protection for the overhead line bipolar MMC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(8):2177-2184.
- [6] 李国庆,宋祯子,王国友. 具有直流故障阻断能力的 MMC不对称型全桥子模块拓扑[J]. 高电压技术,2019,45(1):12-20. LI Guoqing, SONG Zhenzi, WANG Guoyou. Asymmetric full bridge sub-module topology of MMC with DC fault blocking capability[J]. High Voltage Engineering,2019,45(1):12-20.
- [7] 杨立敏,朱艺颖,孙栩,等. 基于损耗分析的全桥型 MMC 参数 优化设计[J]. 电力自动化设备,2020,40(3):128-133.

 YANG Limin, ZHU Yiying, SUN Xu, et al. Optimization design of full bridge MMC parameters based on loss analysis[J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(3):128-133.
- [8] 张建坡,蒋畅,田新成. 模块化多电平换流器子模块拓扑设计 及其控制[J]. 电力自动化设备,2019,39(7):78-83. ZHANG Jianpo, JIANG Chang, TIAN Xincheng. Design of sub

- module topologies and their control for modular multilevel converter [J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39 (7):78-83.
- [9] 宋强,杨文博,李笑倩,等.集成直流断路器功能的模块化多电平换流器[J].中国电机工程学报,2017,37(20):6004-6013. SONG Qiang,YANG Wenbo,LI Xiaoqian, et al. An MMC topology integrated with DC circuit breaker[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(20):6004-6013.
- [10] AHMED K H, ADAM G P, ABDELSALAM I A, et al. Modular multilevel converter with modified half-bridge submodule and arm filter for dc transmission systems with DC fault blocking capability[J]. IET Power Electronics, 2018, 11(14):2253-2262.
- [11] 王振浩,刘婕,肖壮,等. 具备直流故障清除能力的电流转移型模块化多电平换流器[J]. 中国电机工程学报,2018,38(19):5795-5803.
 - WANG Zhenhao, LIU Jie, XIAO Zhuang, et al. A current transferring MMC topology with DC fault clearance capability [J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(19):5795-5803.
- [12] 何炎,李周,李亚州,等. 基于真双极接线的 VSC-MTDC 系统功率转代策略[J]. 电力系统自动化,2017,41(19):95-101. HE Yan,LI Zhou,LI Yazhou,et al. Power conversion strategy of VSC-MTDC system based on real bipolar wiring mode[J]. Automation of Electric Power Systems,2017,41(19):95-101.
- [13] 江守其,李国庆,辛业春,等. 风电经架空线双极 MMC-HVDC 并网的直流故障穿越协调控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2020,40(11):3516-3527.

 JIANG Shouqi,LI Guoqing,XIN Yechun,et al. Coordinated control strategies for DC fault ride-through of wind power integration via bipolar MMC-HVDC overhead lines[J]. Proceedings of the CSEE, 2020,40(11):3516-3527.
- [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] 董旭,张峻樑,王枫,等.风电经架空柔性直流输电线路并网的交直流故障穿越技术[J].电力系统自动化,2016,40(18):48-55
 - DONG Xu, ZHANG Junjie, WANG Feng, et al. AC and DC fault ride-through technology for wind power integration via VSC-HVDC overhead lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(18):48-55.
- [16] 曹帅,向往,姚良忠,等. 风电经混合型 MMC-HVDC 并网的交直流故障穿越策略[J]. 电力系统自动化,2018,42(7):37-43,49. CAO Shuai, XIANG Wang, YAO Liangzhong, et al. AC and DC fault ride-through strategies for wind power integration via hybrid MMC-HVDC[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(7):37-43,49.
- [17] 曹帅,向往,林卫星,等.含风电的真双极混合型 MMC-MTDC 系统故障穿越及能量耗散控制[J]. 电力系统保护与控制,2019,47(7):39-48.
 - CAO Shuai, XIANG Wang, LIN Weixing, et al. Fault ride-through and energy dissipation control of bipolar hybrid MMC-MTDC integrating wind farms[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(7):39-48.
- [18] 汤兰西,董新洲. MMC 直流输电网线路短路故障电流的近似 计算方法[J]. 中国电机工程学报,2019,39(2):490-498,646. TANG Lanxi,DONG Xinzhou. An approximate method for the calculation of transmission line fault current in MMC-HVDC grid[J]. Proceedings of the CSEE,2019,39(2):490-498,646.



[19] 张福轩,郭贤珊,汪楠楠,等. 接人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 system [J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(5): 154-160.

作者简介:

江守其(1991—),男,辽宁丹东人,博士,主要研究方向 为新能源发电联网技术、柔性直流输电技术及其仿真建模 (E-mail;m15043264368@163.com);



江守其

张 林(1996—), 男, 山东德州人, 硕士研究生, 主要研究方向为柔性直流输电技术(E-mail: allin2017@163.com);

李国庆(1963—),男,吉林吉林人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为电力系统安全性分析与控制、电力系统继电保护和柔性直流输电技术;

辛业春(1982—),男,河南信阳人,副 教授,博士,主要研究方向为柔性直流输电

技术、输变电设备运行状态在线监测与诊断技术(E-mail: xinyechun@163.com)。

(编辑 王欣竹)

DC fault ride-through control strategy of wind power integrated DC transmission system based on modified MMC

JIANG Shouqi, ZHANG Lin, LI Guoqing, XIN Yechun, WANG Zhenhao (Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China)

Abstract: MMC-HVDC (Modular Multilevel Converter based High Voltage Direct Current) technology adopted bipolar overhead lines is an effective method for large-scale long-distance wind farm sending system. Aiming at the problems of DC fault blocking and surplus power in wind power integrated through DC transmission system, an M-CT-MMC (Modified Current-Transferring MMC) with the functions of DC fault blocking and energy dissipation to fully exploit the function of dissipative resistors while achieving DC fault ride-through. In terms of DC fault blocking, the cost increase caused by the arm switch being additionally subjected to DC voltage bias is avoided by interconnecting the lead wires of the M-CT-MMC bridge arm absorption branch to construct a three-phase neutral point, and DC fault current can be effectively blocked through the coordination of auxiliary branches. In terms of the dissipation of surplus power, a control mode switching strategy of bipolar M-CT-MMC is designed for self-absorption and non-self-absorption conditions, which can actively absorb power dissipation while improving the power transfer capability of non-fault pole. Based on the power dissipation requirements, a group switching control strategy of dissipative resistors is designed to avoid overloading of non-fault pole M-CT-MMC, so as to realize the DC fault ride-through under different operating conditions. Finally, the effectiveness and feasibility of the proposed DC fault blocking and power dissipation coordinated control strategy are verified based on MATLAB / Simulink simulation platform.

Key words: modular multilevel converter; fault blocking; power dissipation; DC fault ride-through; coordinated control strategy

附录 A

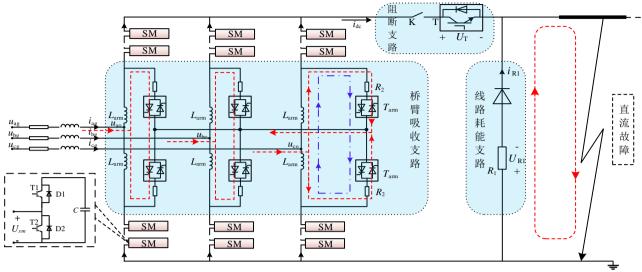


图 A1 M-CT-MMC 拓扑结构示意图

Fig.A1 Schematic diagram of M-CT-MMC topology 表 A1 WFMMC 与 GSMMC 仿真参数

Table A1 Simulative parameters of WFMMC and GSMMC

参数	数值
额定交流电压 $U_{\rm N}/{\rm kV}$	230
额定频率 f/Hz	50
单极换流变压器变比 K	230 kV/166 kV
额定直流电压 $U_{ m dc}/{ m kV}$	±320
单极额定传输容量 $S_N/(MVA)$	500
桥臂子模块数量	80
桥臂子模块电容/μF	9 000
桥臂电感 L_{arm}/mH	24
直流线路电抗 $L_L/(mH km^{-1})$	0.4
直流线路电阻 $R_{\rm L}/({\rm m}\Omega~{\rm km}^{-1})$	10

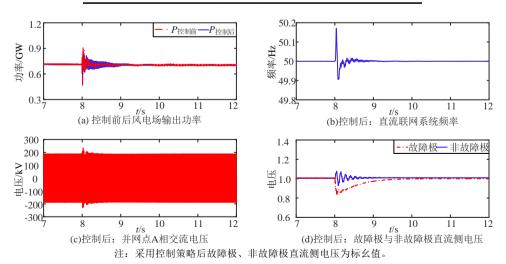


图 A2 非自消纳工况下功率、频率及电压波形

Fig.A2 Waveforms of power, frequency and voltage under non-self-absorption condition