

抑制风电场经LCC-HVDC并网系统交流过电压的 无功功率分散协同控制方法

赵东君¹, 郭春义¹, 叶全¹, 樊鑫¹, 赵峥², 李探²

(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:针对风电场经基于电网换相换流器的高压直流(LCC-HVDC)并网系统换相失败导致的送端交流过电压问题,提出了无功功率分散协同控制方法。首先,研究了换相失败期间送端交流系统公共连接点(PCC)处电压和盈余无功功率特性。然后,从PCC处电压和无功特性出发,基于无功-电压耦合关系及交流侧潮流方程,分别确定了基于本地功率电压特征的LCC整流站触发角及风电场站无功功率参考值,通过分散控制LCC和风电场实现协同抑制PCC处过电压的目的。最后,在PSCAD/EMTDC中搭建了风电场经LCC-HVDC并网系统模型并进行了仿真研究,结果表明所提出的分散协同控制方法可以有效抑制换相失败后恢复期间的交流过电压水平。

关键词:风电场;电网换相换流器;交流过电压;无功功率分散;协同控制;换相失败

中图分类号:TM721.1;TM614

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202301015

0 引言

为早日实现碳达峰、碳中和的目标,我国大力开发可再生能源。然而,我国可再生能源如风电集中于三北地区,负荷中心多分布于东部地区,要实现大规模风电的消纳,需持续推进高压输电工程的建设。基于电网换相换流器的高压直流(line commutated converter based high voltage direct current, LCC-HVDC)输电技术具有输送容量大、造价低等优点,是我国大规模风电外送的主要方式之一^[1]。风电场经LCC-HVDC并网系统中,当大扰动或故障导致系统传输的有功功率发生锐减时,电网换相换流器(line commutated converter, LCC)送端和风电场并网点都会发生暂态过电压。作为LCC-HVDC常见的故障,换相失败会导致系统功率降为0,送端出现交流过电压问题^[2]。由于风电场高压穿越能力有限,过电压严重时会引起风机脱网,扩大故障范围^[3],因此,有必要研究换相失败带来的交流过电压抑制方法。

针对换相失败导致的过电压问题,现有研究主要从优化风电场控制、优化直流系统控制、增设动态无功补偿设备这3个方面提出了改进方法。在优化风电场控制方面:文献[4]根据换相失败时送端交流电压及定子磁链的变化,改进了风机换流器的内环电流参考值;文献[5-6]分别采用有功无功功率协调控制、增加虚拟磁链的方式增强了风机的暂态无功

响应能力;文献[7]表明风电低电压穿越期间少发无功功率可降低过电压水平;文献[8]通过补偿电网电压检测的时间,减弱了因检测延时造成的过电压程度。在优化直流系统控制方面:文献[9]建立了过电压预防控制和恢复预测模型,对过电压及其恢复阶段的安全性有所提升;文献[10]将反映过电压特性的虚拟电阻引入LCC定电流控制器中,优化了直流电流和触发角变化过程;文献[11]通过增大过电压期间定电流参考值来增大LCC对无功功率的消耗。在增设动态无功补偿设备方面:文献[12-13]在直流系统送端配备调相机,增强了系统的无功调节能力。

以上方法均可在一定程度上抑制过电压,然而多基于风电场或者直流系统单一目标开展,没有完全发挥二者协同配合的能力。目前,也有一些文献致力于多目标的协调控制,例如:文献[14]优化了直流系统和风电的控制参数,然而算法较为复杂,且很难在线调节参数;文献[15]在利用同步调相机的同时优化了直流系统定电流控制器参数,但是对于大容量的直流系统而言增设无功设备成本高昂;文献[16]研究了调相机和风电场无功补偿设备之间的联合控制,但会受到逆变站故障信号传递到整流站通信延时的不利影响。

鉴于以上方法的不足,本文提出了抑制风电场经LCC-HVDC并网系统交流过电压的无功功率分散协同控制方法。首先,在换相失败期间,推导了风电场和LCC-HVDC公共连接点(point of common coupling, PCC)处的交流电压和盈余无功功率特性。然后,从PCC处电压和无功功率出发,利用无功-电压耦合关系和潮流方程分别确定了基于本地功率电压特征的LCC整流站触发角和风电场无功功率参考

收稿日期:2022-07-18;修回日期:2022-09-19

在线出版日期:2023-01-19

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)

值,进而通过分散调节 LCC 整流站和风电场的无功功率来减弱 PCC 处无功盈余程度,以实现过电压的协同控制。最后,在 PSCAD / EMTDC 中搭建了风电场经 LCC-HVDC 并网系统的模型,并在单相金属性故障、三相金属性故障以及不同风电场容量的多种情况下进行了无功功率分散协同控制方法抑制过电压的效果研究。

1 LCC 换相失败期间盈余无功及过电压特性

图 1 为风电场经 LCC-HVDC 并网系统结构及所提出的无功功率分散协同控制方法框图。图中: U_w 、 U_s 、 U_r 、 U_i 分别为风电场并网点、等值同步机组、PCC 处、逆变侧交流母线电压有效值; U_{dr} 、 I_d 、 U_{di} 分别为 LCC 整流侧的直流电压、直流电流以及逆变侧的直流电压; P_w 、 Q_w 以及 P_s 、 Q_s 分别为风电场和等值同步机组送往 LCC 的有功功率、无功功率; Q_{w1} 和 Q_{s1} 分别为风电场和等值同步机组发出的无功功率; P_{dr} 、 Q_{dr} 、 Q_{cr} 、 Q_{ci} 分别为 LCC 整流站传输的有功功率、消耗的无功功率、滤波器提供的无功功率以及逆变站滤波器的无功功率; x_w 、 x_s 分别为风电场、等值同步机组并网线路的等值阻抗; R 为直流线路的电阻; α 为 LCC 整流站触发角; N 为整流站单极所含的 6 脉动换流器数量。为区分正常工况和换相失败暂态期间的电气量,分别以下标 N 和上标“'”表示正常工况和换相失败暂态期间的电气量。以风电场并网点电压 U_w 为例进行说明: U_{wN} 和 U'_w 分别为正常工况和换相失败暂态期间的风电场并网点电压有效值,其他变量的定义同理。

正常工况下,系统功率平衡,见式(1)~(3)。

$$P_{wN} + P_{sN} = P_{drN} \quad (1)$$

$$Q_{wN} + Q_{sN} = Q_{acN} \quad (2)$$

$$Q_{acN} + Q_{crN} = Q_{drN} \quad (3)$$

式中: Q_{acN} 为正常工况下风电场、等值同步机组送往 LCC 整流站的无功功率之和。

当 LCC-HVDC 逆变站发生换相失败时,逆变侧直流短路, I_d 迅速增大,故整流站消耗的无功功率增多, U_r 和 U_w 降低。整流侧定电流控制器通过增大触发角 α 减小 I_d 。在换相失败故障后的恢复期间, U_{di} 逐渐恢复,由于控制器调节滞后于系统特性的变化,整流侧触发角仍维持在一个较大值, I_d 减小, Q_{dr} 减少。而整流侧的滤波器仍在发出无功功率,PCC 处和风电场并网点处无功盈余,出现暂态交流过电压。

换相失败发生后,无功功率满足如下关系:

$$Q'_{ac} + Q'_{cr} = Q'_{dr} \quad (4)$$

滤波器提供的无功功率随交流母线电压的升高而增多,如式(5)所示。

$$Q'_{cr} = \left(\frac{U'_r}{U_{rN}} \right)^2 Q_{crN} \quad (5)$$

盈余的无功功率流向交流系统,根据式(3)、(4),相较正常工况,过电压期间送端交流母线处盈余的无功功率 ΔQ 为:

$$\Delta Q = Q_{acN} - Q'_{ac} = Q_{drN} - Q'_{dr} + Q'_{cr} - Q_{crN} \quad (6)$$

此时 PCC 处电压变为^[17]:

$$U'_r = \sqrt{\left(U_{rN} + \frac{\Delta Q X_{eq}}{U_{rN}} \right)^2 + \left(\frac{\Delta P X_{eq}}{U_{rN}} \right)^2} \quad (7)$$

式中: ΔP 为换相失败期间送端交流母线的有功功率变化量; X_{eq} 为风电场和等值同步机组等效的交流系

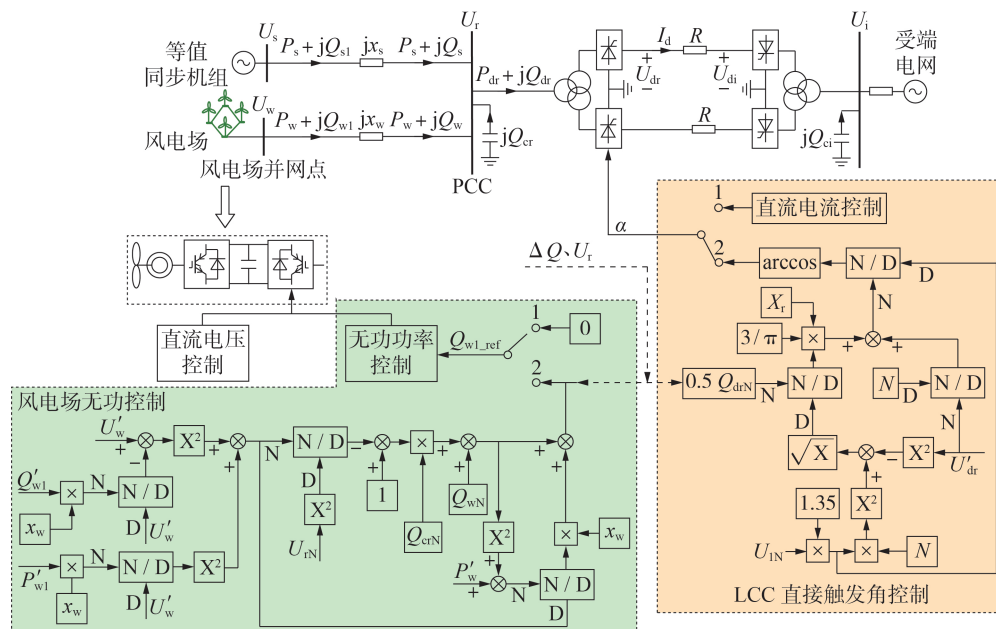


图 1 风电场经 LCC-HVDC 并网系统结构及分散协同控制方法

Fig.1 Structure of wind farm via LCC-HVDC grid-connected system and decentralized cooperative control method

统阻抗。

因有功功率变化量对交流电压的影响远小于无功功率的影响,忽略有功功率变化量的影响,盈余无功对交流电压的影响可表示为:

$$U_r' = U_{rN} + \frac{\Delta Q X_{eq}}{U_{rN}} \quad (8)$$

2 无功功率分散协同控制方法

永磁直驱风机由于采用变流器并网,更能直接受到电网电压的影响,相较双馈风机的过电压问题更严重^[7],所以本文研究的风电场对象为永磁直驱风电场。

由式(6)可知,相比正常工况,PCC处盈余的无功功率 ΔQ 由整流器少消耗的无功功率以及滤波器多提供的无功功率构成,所以令 ΔQ 尽量接近0可减轻过电压程度。本章基于PCC处的无功增加量 ΔQ 和交流电压 U_r ,提出了过电压期间无功功率分散协同控制方法,包括LCC直接触发角控制和风电场无功功率控制;并设计了系统在常规控制和无功功率分散协同控制之间切换的阈值。

2.1 LCC直接触发角控制

由文献[17]可知,对于双极LCC有:

$$U_{dr} = N \left(1.35 U_1 \cos \alpha - \frac{3}{\pi} X_r I_d \right) \quad (9)$$

$$U_{dr} - U_{di} = I_d R \quad (10)$$

$$Q_{dr} = 2 I_d \sqrt{U_{d01}^2 - U_{dr}^2} \quad (11)$$

式中: U_1 、 U_{d01} 分别为整流站侧空载线电压有效值和理想空载直流电压, $U_{d01}=1.35 N U_1$; X_r 为整流站每相的换相电抗。

由式(9)和式(10)可知,通过直接减小整流站触发角可增大整流侧的直流电压,进而增大直流电流。由式(11)可知,LCC消耗的无功功率与直流电流正相关,所以本文旨在通过直接调整整流站触发角来快速增大LCC的无功消耗。

根据式(8)中的无功-电压耦合关系,为最大限度降低电压升高幅度,期望过电压期间LCC整流站消耗的无功功率为 Q_{drN} 、理想空载电压为 U_{1N} 。所以过电压期间,直接触发角控制设定值 α_{set} 为:

$$\alpha_{set} = \arccos \left[\left(\frac{3}{\pi} X_r \frac{Q_{drN}}{2 \sqrt{U_{d01}^2 - (U_{dr}')^2}} + \frac{U_{dr}'}{N} \right) / (1.35 U_{1N}) \right] \quad (12)$$

根据式(12),基于正常工况下的 Q_{drN} 、 U_{1N} 以及过电压期间LCC整流侧直流电压 U_{dr}' ,即可计算出触发角设定值 α_{set} ,进而直接改变整流站的触发角来抑制过电压。

2.2 风电场无功功率控制

2.1节通过直接调节LCC整流侧触发角可使整流站消耗的无功功率接近正常运行时的 Q_{drN} ,而LCC

滤波器多发出的无功功率可由风电场调节。风电场和LCC整流站间存在电气距离,为了避免电气信号在风电场和滤波器之间传递造成延时,本文依据潮流变化,通过风电并网点功率特征反映LCC滤波器的过剩无功,详细推导如下。

为使滤波器的过剩无功被风电场吸收,在过电压期间风电场送往PCC处的无功功率期望值 Q_{w_ref} 为:

$$Q_{w_ref} = - \left(\frac{U_r'}{U_{rN}} \right)^2 Q_{crN} + Q_{crN} + Q_{wN} \quad (13)$$

风电场并网点的无功功率参考值 Q_{w1_ref} 设置为:

$$Q_{w1_ref} = Q_{w_ref} + Q'_{xw} \quad (14)$$

式中: Q'_{xw} 为故障后风电场并网点线路消耗的无功功率。若风电场送往PCC处的无功功率 Q'_w 能够跟随期望值变化,那么 Q'_{xw} 为:

$$Q'_{xw} = \frac{(P'_w)^2 + Q_{w_ref}^2}{(U_r')^2} x_w \quad (15)$$

故障后风电场和PCC处换流母线电压满足:

$$\left(U'_w - \frac{Q'_{w1} x_w}{U'_w} \right)^2 + \left(\frac{P'_w x_w}{U'_w} \right)^2 = (U_r')^2 \quad (16)$$

把式(13)、(15)、(16)代入式(14)得风电并网点的无功功率参考值为:

$$Q_{w1_ref} = Q_{cm} + Q_{wN} + \frac{(P'_w)^2 + (Q_{cm} + Q_{wN})^2}{(U_r')^2} x_w \quad (17)$$

$$\begin{cases} Q_{cm} = \left[1 - \frac{(U_r')^2}{U_{rN}^2} \right] Q_{crN} \\ U'_r = \sqrt{\left(U'_w - \frac{Q'_{w1} x_w}{U'_w} \right)^2 + \left(\frac{P'_w x_w}{U'_w} \right)^2} \end{cases} \quad (18)$$

由式(17)可知,在过电压期间,通过风电场并网点的交流电压 U'_w 、有功功率 P'_w 、无功功率 Q'_{w1} 以及正常工况下的风电送往LCC处的无功功率 Q_{wN} 可计算出风电场并网点的无功功率参考值,该无功功率参考值在无需通信的条件下即可跟随PCC母线电压升高程度而改变。

另外,考虑到风电场的无功调节能力受变流器容量 S_w 的限制,所以风电场无功功率参考值 Q_{w1_ref} 需要设置限幅值 Q_{max} 为:

$$Q_{max} = \sqrt{S_w^2 - (P'_w)^2} \quad (19)$$

2.3 控制切换阈值选取

已有研究表明,当风电场的交流过电压高于1.1 p.u.时,有可能引发风机脱网^[15],因检测和控制切换的延时,应在风电场并网点电压 U'_w 升高至1.1 p.u.之前切换到本文所提控制且应避开小干扰引起的电压正常波动;同时为避免控制的频繁切换,应在切除阈值和投入阈值间设置一定死区,但切除阈值不能过低,因为控制投入时间太长可能影响系统的恢复稳定。

电压信号的采样和处理时间约为 $50\sim 100\ \mu\text{s}$ ^[18],而逻辑控制的投切延时则更短,检测和控制切换时一般在 $100\ \mu\text{s}$ 左右;对于 $35\ \text{kV}$ 及以上供电系统,允许电压波动的范围为 $\pm 5\%$ 。所以考虑检测和控制切换的延时以及小干扰下电压正常波动,保留充分裕度,本文选取控制投入阈值为 $1.08\ \text{p.u.}$;为避免控制的频繁切换并减小控制投入对系统恢复稳定的影响,当 U'_w 降低至 $1.03\ \text{p.u.}$ 时,切换回常规控制,以实现本文所提控制的滞回投退功能。由图1可得,过电压期间,采用LCC整流站物理量表示风电场并网电压为:

$$U'_w = \sqrt{\left(U'_r + \frac{Q'_w x_w}{U'_r}\right)^2 + \left(\frac{P'_w x_w}{U'_r}\right)^2} \quad (20)$$

为使LCC整流站与风电场站同时完成控制的切换,根据式(20),当利用LCC整流站信息计算出的 U'_w 值达到 $1.08\ \text{p.u.}$ 时,投入LCC的直接触发角控制;同理,退出阈值选取 U'_w 计算值为 $1.03\ \text{p.u.}$ 。

综上,所提出的无功功率分散协同控制方法如图1所示。正常工况下,控制开关在位置1,即风机的网侧变流器采用定直流电压和单位功率因数控制,机侧变流器为定交流电压和最大功率跟踪控制;LCC-HVDC为整流侧定直流电流、逆变侧定关断角控制。当发生过电压时,控制开关切换至位置2,投入所提出的无功功率分散协同控制,通过LCC直接调整触发角以及风电场吸收无功功率来实现PCC处过电压抑制。

3 无功功率分散协同控制的过电压抑制效果研究

为了研究无功功率分散协同控制方法抑制过电压的效果,在PSCAD/EMTDC中搭建了图1所示的风电场经LCC-HVDC并网系统模型。送端风电场容量为 $4000\ \text{MW}$,由于重点研究换相失败下系统送端暂态过电压的抑制方法,故采用 $5\ \text{MW}$ 风机进行了风电场等值。系统具体参数见附录A表A1。需要说明的是,风电经LCC-HVDC并网系统的整流侧交流系统包含了风电场和等值同步机组,风电场、等值同步机组到PCC的等值阻抗分别为 8.1 、 $24.2\ \Omega$,参考文献[19]计算整流侧交流系统等效短路比为2。

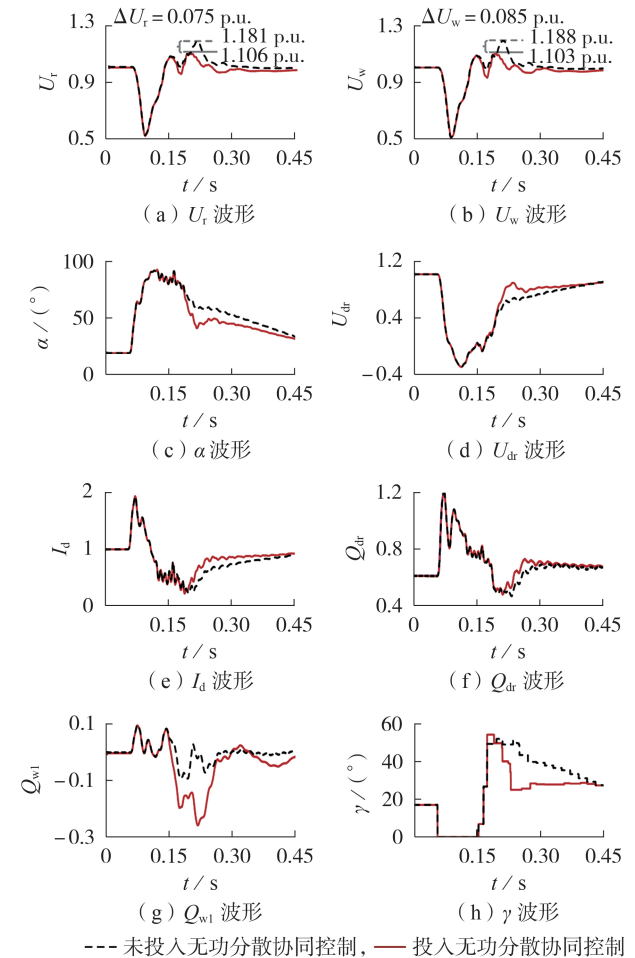
无功功率分散协同控制中LCC整流站触发角和风电场站无功功率参考值均利用LCC整流站和风电场站本站功率信息即可计算得到,且LCC直接触发角控制和风电场站无功功率控制分别以LCC送端交流电压和风电场并网电压为依据进行投切,所以在换相失败引发送端交流过电压时,无功功率分散协同控制受到长距离传输信息的通信延时影响较小。考虑到风机本身具有 $200\ \mu\text{s}$ 左右的控制延

时^[20],且电压功率信息的采样以及风电场站和LCC整流站对电压功率信息的计算和处理需要一定时间,本文选取 $500\ \mu\text{s}$ 模拟控制及通信的延时,验证无功功率分散协同控制抑制过电压的效果。

故障类型和风电场容量均会影响暂态过电压水平,下文以系统运行于额定工况为例,分别在不同故障类型和不同风电场容量的多种工况下验证所提控制的过电压抑制效果。同时,对比LCC整流站、风电场站单一控制与无功功率分散协同控制抑制过电压的效果。最后,将本文方法与文献[11]提出的风电经LCC-HVDC并网系统中LCC无功控制抑制过电压方法的效果进行比较。以下仿真波形中除整流侧换角 α 和逆变侧关断角 γ 外,其余电气量均为标幺值。

3.1 不同故障类型下抑制过电压的效果

本节设置如下2种案例,将投入和未投入无功功率分散协同控制下的系统特性进行对比:①案例1,LCC-HVDC逆变侧交流母线在 $0.05\ \text{s}$ 发生单相金属性故障,故障持续时间为 $0.1\ \text{s}$;②案例2,LCC-HVDC逆变侧交流母线在 $0.05\ \text{s}$ 发生三相金属性故障,故障持续时间为 $0.1\ \text{s}$ 。2种案例的系统特性分别见图2、3。



--- 未投入无功分散协同控制, — 投入无功分散协同控制

图2 案例1中系统特性

Fig.2 System characteristics in Case 1

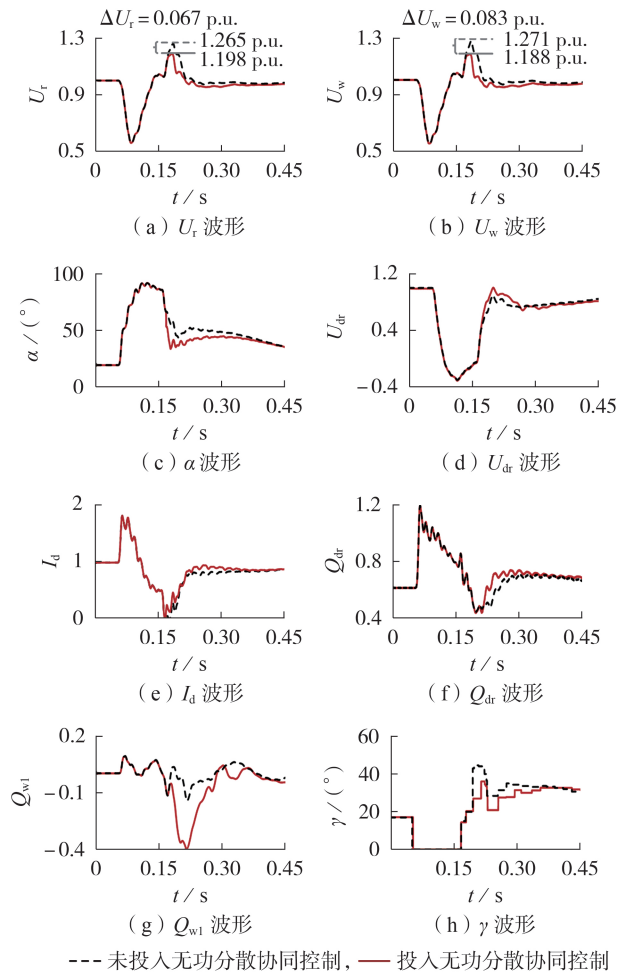


图3 案例2中系统特性

Fig.3 System characteristics in Case 2

案例1下,当未投入无功功率分散协同控制时,LCC整流站在换相失败后的恢复过程中消耗无功功率减小,盈余的无功使得PCC处母线和风电场并网点产生过电压,分别为1.181 p.u.和1.188 p.u.。当投入无功功率分散协同控制时,在过电压期间,LCC整流站快速调整触发角使得直流电压和电流恢复速度加快,LCC整流站消耗的无功功率增多;同时,风电场并网点根据PCC处盈余的无功和电压升高程度调整无功功率参考值,增大无功功率的吸收。PCC处母线和风电场并网点电压分别从1.181 p.u.和1.188 p.u.下降至1.106 p.u.和1.103 p.u.,过电压程度分别下降了0.075 p.u.和0.085 p.u.。

案例2下,逆变站同样发生了换相失败。在换相失败后恢复过程中,PCC处母线和风电场并网点均产生了过电压,分别为1.265 p.u.和1.271 p.u.;在采用无功功率分散协同控制后,基于PCC处母线电压和盈余无功,LCC整流站和风电场站分别调整触发角和无功功率参考值来增大无功功率的吸收,PCC处母线电压和风电场并网点电压分别降至1.198 p.u.和1.188 p.u.,过电压程度分别下降了

0.067 p.u.和0.083 p.u.。

3.2 风电场容量不同时抑制过电压的效果

为验证在风电不同容量情况下无功功率分散协同控制的有效性,本节选取风电额定功率为系统额定功率的30%和70%即 $P_w=2400$ MW和 $P_w=5600$ MW,分别在案例1和案例2下检验所提控制的效果。

$P_w=2400$ MW和 $P_w=5600$ MW这2种运行方式下,投入和未投入无功功率分散协同控制的仿真波形分别如附录A图A1—A4所示。可以看出,在容量改变时,风电场仍可以较好地配合LCC进行无功功率调节,抑制暂态过电压。

3.3 抑制过电压效果对比

3.3.1 与单一控制抑制过电压效果对比

无功功率分散协同控制包括LCC直接触发角控制和风电场无功功率控制,为进一步验证协同控制的优越性,本节基于案例1和案例2对比了LCC直接触发角控制和风电场无功功率控制两者单一控制与无功功率分散协同控制抑制过电压的效果。3种控制方式下,PCC处电压 U_r 和风电场并网点电压 U_w 最大值如表1所示,仿真波形如附录A图A5、A6所示。

表1 协同控制与单一控制效果对比

Table 1 Comparison of effect between cooperative control and single control

控制方式	案例	U_r 最大值	U_w 最大值
LCC直接触发角控制	1	1.123	1.126
	2	1.215	1.217
风电场无功功率控制	1	1.131	1.121
	2	1.242	1.233
无功功率分散协同控制	1	1.106	1.108
	2	1.198	1.188

从表1可以看出,LCC直接触发角控制和风电场无功功率控制均不如无功功率分散协同控制抑制过电压的效果明显。且相较于LCC直接触发角控制和风电场无功功率控制,无功功率分散协同控制中LCC整流侧触发角和风电场无功功率调整幅度有所减小,LCC整流站和风电场站承担调节无功功率的压力较小。所以,无功功率分散协同控制相对LCC直接触发角控制和风电场无功功率控制抑制过电压具有更好的效果。

3.3.2 与文献[11]所提控制的效果对比

文献[11]同样基于盈余的无功,通过增大换相失败后的直流电流来提高LCC的无功功率吸收能力。为进一步验证本文所提无功功率分散协同控制的有效性,对比了文献[11]和本文所提控制抑制过电压的效果。其中,本节选取的参数与表A1中仿真参数一致,LCC的无功功率参考值均设置为 Q_{drN} 。

具体仿真波形如附录A图A7、A8所示。案例

1中,文献[11]将PCC和风电场并网点电压分别抑制到1.163 p.u.和1.170 p.u.,本文控制将电压分别降低至1.106 p.u.和1.103 p.u.,相比文献[11],本文控制使得过电压程度进一步分别下降了0.057 p.u.和0.067 p.u.;案例2中,PCC处和风电场并网点电压在文献[11]控制作用下分别降低至1.252 p.u.和1.257 p.u.,在本文控制下分别降低至1.198 p.u.和1.188 p.u.,过电压程度分别进一步下降了0.054 p.u.和0.069 p.u.

综上,无功功率分散协同控制在不同工况以及不同风电场容量情况下,均可在一定程度上减弱过电压水平,且由于直接改变触发角指令并联合风电场协同调节无功,效果优于单一的LCC直接触发角控制、风电场无功功率控制和文献[11]中的LCC无功功率控制。

4 结论

本文提出了一种适用于风电经LCC-HVDC并网系统的无功功率分散协同控制方法,用于抑制换相失败导致的送端暂态过电压;在单相金属性故障、三相金属性故障以及不同风电场容量的多种情况下进行仿真,并与LCC整流站、风电场站的单一控制以及文献[11]LCC无功功率控制进行对比,验证了本文所提控制抑制过电压的有效性。本文所得结论如下。

1)无功功率分散协同控制充分发挥了LCC整流站和风电场站吸收无功功率的能力,根据PCC处的电压和无功功率特性,确定了基于本地功率电压特征的LCC整流站触发角和风电场无功参考值,通过分散调节LCC整流站和风电场的无功,协同抑制PCC处交流母线过电压。

2)LCC整流站采用直接触发角控制,通过正常工况下LCC整流侧消耗的无功功率和交流母线电压以及过电压期间的直流电压,即可计算出LCC整流站触发角设定值。在过电压期间,直接改变LCC整流站触发角即可调节LCC消耗的无功功率。

3)根据潮流方程,以过电压期间风电场并网点的交流电压、有功功率和无功功率反映LCC滤波器的过剩无功,通过改变风电场定无功功率控制器的参考值来联合LCC整流站完成盈余无功功率的吸收。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 秦世耀,姜蓉蓉,刘晋,等. UHVDC闭锁引发风电场暂态过电压分析及HVRT协调控制[J]. 电力自动化设备,2020,40(6):63-69.
- QIN Shiyao,JIANG Rongrong,LIU Jin,et al. Transient overvoltage analysis of wind farm with UHVDC block and HVRT

- coordinated control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020,40(6):63-69.
- [2] 年珩,金萧,李光辉. 特高压直流换相失败对送端电网风机暂态无功特性的影响分析[J]. 中国电机工程学报,2020,40(13):4111-4122.
- NIAN Heng,JIN Xiao,LI Guanghui. Influence of UHV DC commutation failure on the transient reactive power characteristics of wind turbines in sending terminal grid[J]. Proceedings of the CSEE,2020,40(13):4111-4122.
- [3] 牛栓保,柯贤波,任冲,等. 基于短路容量量化评估的大规模新能源直流送端电网运行方式优化方法[J]. 电力自动化设备,2021,41(12):123-129.
- NIU Shuanbao,KE Xianbo,REN Chong,et al. Optimal method of operation modes for large-scale new energy DC sending-end power grid based on short circuit capacity quantitative assessment[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021,41(12):123-129.
- [4] ZHANG T,YAO J,SUN P,et al. Improved continuous fault ride through control strategy of DFIG-based wind turbine during commutation failure in the LCC-HVDC transmission system[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021,36(1):459-473.
- [5] JIN X,NIAN H,ZHAO C,et al. Optimal power coordinated control strategy for DFIG-based wind farm to increase transmission capacity of the LCC-HVDC system considering commutation failure[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics,2022,10(3):3129-3139.
- [6] 李光辉,王伟胜,何国庆,等. 风电基地经特高压直流送出系统换相失败故障(三):送端风电机组暂态过电压抑制措施[J]. 中国电机工程学报,2022,42(14):5079-5088.
- LI Guanghui,WANG Weisheng,HE Guoqing,et al. Commutation failure of UHVDC system for wind farm integration (part III):transient overvoltage suppression measures of wind powers in sending terminal grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2022,42(14):5079-5088.
- [7] 王熙纯,刘纯,林伟芳,等. 风机故障穿越特性对大规模风电直流外送系统暂态过电压的影响及参数优化[J]. 电网技术, 2021,45(12):4612-4621.
- WANG Xichun,LIU Chun,LIN Weifang,et al. Influence of wind turbine fault ride-through characteristics on transient overvoltage of large-scale wind power DC transmission systems and parameter optimization[J]. Power System Technology, 2021,45(12):4612-4621.
- [8] JIN X,NIAN H. Overvoltage suppression strategy for sending AC grid with high penetration of wind power in the LCC-HVDC system under commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2021,36(9):10265-10277.
- [9] 王长江,姜涛,刘福锁,等. 基于轨迹灵敏度的暂态过电压两阶段优化控制[J]. 电工技术学报,2021,36(9):1888-1900,1913.
- WANG Changjiang,JIANG Tao,LIU Fusuo,et al. Two-stage optimization control of transient overvoltage based on trajectory sensitivity[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021,36(9):1888-1900,1913.
- [10] 肖超,韩伟,李琼林,等. 基于虚拟电阻的高压直流换相失败期间送端电网暂态过电压抑制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021,49(23):122-129.
- XIAO Chao,HAN Wei,LI Qionglin,et al. A suppression method for overvoltage of a sending end grid caused by commutation failure based on virtual resistance[J]. Power System Protection and Control,2021,49(23):122-129.
- [11] YIN Chunya,LI Fengting. Reactive power control strategy for

- inhibiting transient overvoltage caused by commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(5): 4764-4777.
- [12] 刘增训, 李晓飞, 刘建琴. 含调相机的高压直流送端换流站无功协调控制策略研究[J]. 电网技术, 2020, 44(10): 3857-3865. LIU Zengxun, LI Xiaofei, LIU Jianqin. HVDC converter station reactive power coordinated control strategy with synchronous condenser[J]. Power System Technology, 2020, 44(10): 3857-3865.
- [13] 索之闻, 刘建琴, 蒋维勇, 等. 大规模新能源直流外送系统调相机配置研究[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9): 124-129. SUO Zhiwen, LIU Jianqin, JIANG Weiyong, et al. Research on synchronous condenser configuration of large-scale renewable energy DC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9): 124-129.
- [14] 陈厚合, 鲁华威, 王长江, 等. 抑制直流送端系统暂态过电压的直流和风电控制参数协调优化[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(10): 46-55. CHEN Houhe, LU Huawei, WANG Changjiang, et al. Coordinated optimization of HVDC and wind power control parameters for mitigating transient overvoltage on HVDC sending-side system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(10): 46-55.
- [15] 赵学明, 李永丽, 孙广宇, 等. 换相失败对含风电场的交直流混联系统送端过电压的影响[J]. 高电压技术, 2019, 45(11): 3666-3673. ZHAO Xueming, LI Yongli, SUN Guangyu, et al. Effect of commutation failure on the overvoltage on rectifier station in AC/DC hybrid power system with wind farms[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(11): 3666-3673.
- [16] 朱丽萍, 刘文颖, 邵冲, 等. 基于调相机与SVC协调的抑制高压直流送端风机脱网的控制策略[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(6): 107-115. ZHU Liping, LIU Wenying, SHAO Chong, et al. Control strategy of suppressing wind turbine tripping based on coordination between synchronous condenser and SVC in sending-end network of HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(6): 107-115.
- [17] 赵晚君. 高压直流输电工程技术[M]. 2版. 北京: 中国电力出版社, 2011: 44-45.
- [18] ZOU C Y, RAO H, XU S K, et al. Analysis of resonance between a VSC-HVDC converter and the AC grid[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(12): 10157-10168.
- [19] 辛焕海, 甘德强, 鞠平. 多馈入电力系统广义短路比: 多样化新能源场景[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(17): 5516-5527. XIN Huanhai, GAN Deqiang, JU Ping. Generalized short circuit ratio of power systems with multiple power electronic devices: analysis for various renewable power generations[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(17): 5516-5527.
- [20] PANG Bo, NIAN Heng, XU Yunyang. Mechanism analysis and damping method for high frequency resonance between VSC-HVDC and the wind farm[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(2): 984-994.

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, 教授, 博士, 主要研究方向为直流输电系统的稳定与控制、新能源并网与稳定控制等(E-mail: chunyi.guo@outlook.com)。

(编辑 王欣竹)

Reactive power decentralized cooperative control method for restraining AC overvoltage of wind farm via LCC-HVDC grid-connected system

ZHAO Dongjun¹, GUO Chunyi¹, YE Quan¹, FAN Xin¹, ZHAO Zheng², LI Tan²

(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 sending-end AC overvoltage caused by commutation failure in wind farm via line commutated converter based high voltage direct current(LCC-HVDC) grid-connected system, a reactive power decentralized cooperative control method is proposed. First of all, the AC voltage and surplus reactive power characteristics of the point of common coupling(PCC) at the sending-end AC system during the commutation failure period are analyzed. Then, starting from the reactive power and voltage characteristics at PCC, the trigger angle value of LCC rectifier station and reactive power reference value of wind farm station based on their own power and voltage characteristics are determined respectively by using the reactive power-voltage coupling relationship and AC-side power flow equation. The purpose of cooperative suppression of overvoltage at PCC is achieved by decentralized control of LCC and wind power station. Finally, the model of wind farm via LCC-HVDC grid-connected system is built in PSCAD/EMTDC and the simulation research is carried out. The results show that the proposed decentralized cooperative control method can effectively restrain the AC overvoltage level during the recovery period after commutation failure.

Key words: wind farms; line commutated converter; AC overvoltage; reactive power dispersion; cooperative control; commutation failure

附录 A

表 A1 系统参数

Table A1 System parameters

系统	物理量	参数值
LCC-HVDC	额定直流电压	± 800 kV
	额定直流功率	8 000 MW
	整流侧交流电压有效值	787.5 kV
	整流侧变压器变比	787.5 kV/173.44 kV
	逆变侧交流电压有效值	525 kV
	逆变侧变压器变比	525 kV/168.58 kV
	整流站触发角	19°
	逆变站关断角	17°
	整流侧交流系统短路比	2
	逆变侧交流系统短路比	5
风电机组	额定容量	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

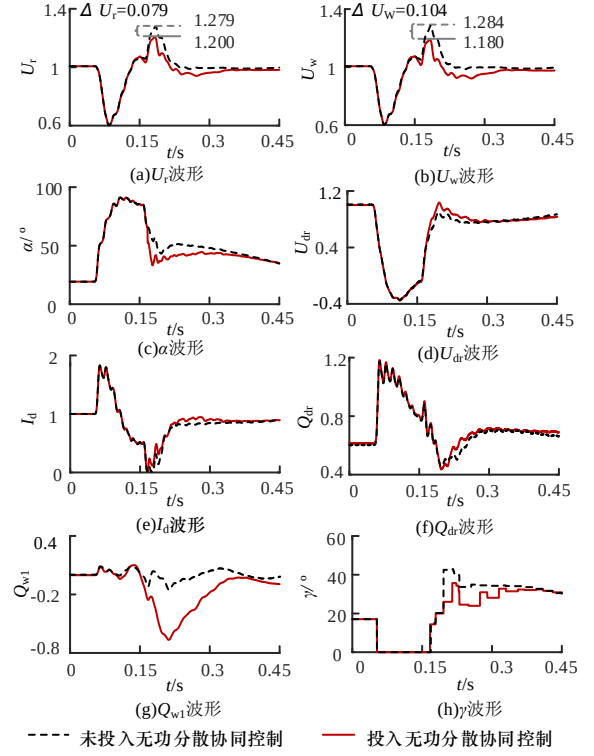


图 A2 $P_w=30\%P_{drN}$ 案例 2(三相金属性故障)系统特性

Fig.A2 System characteristics in Case 1 (three-phase metal fault) when $P_w=30\%P_{drN}$

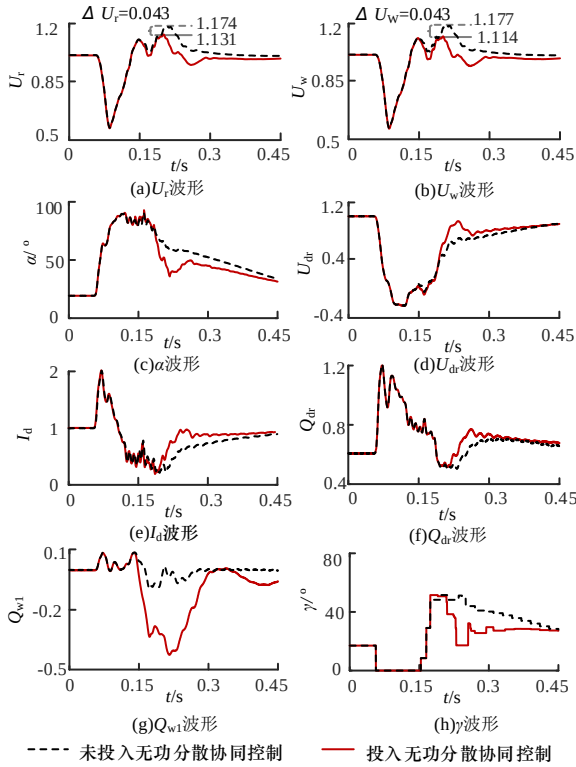


图 A1 $P_w=30\%P_{drN}$ 案例 1(单相金属性故障)系统特性

Fig.A1 System characteristics in Case 1 (single-phase metal fault) when $P_w=30\%P_{drN}$

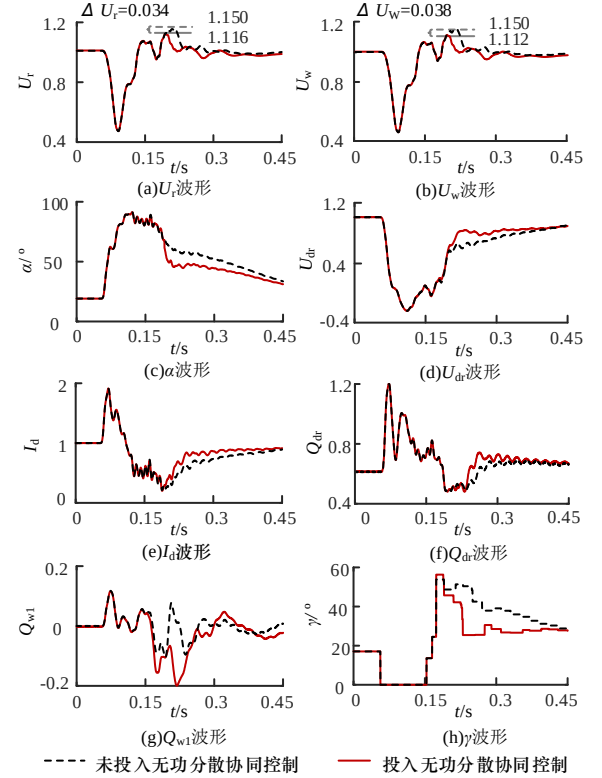
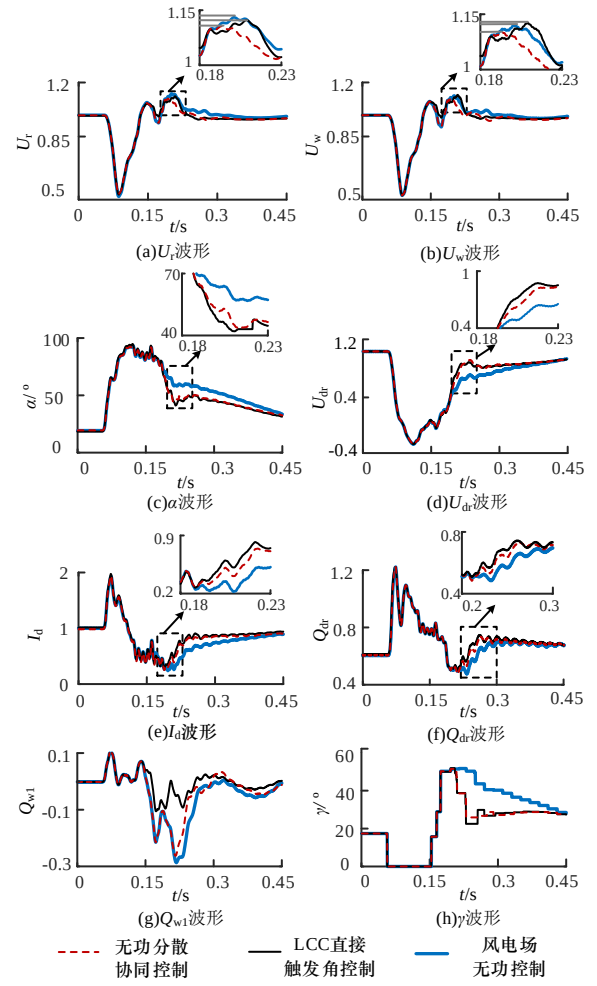
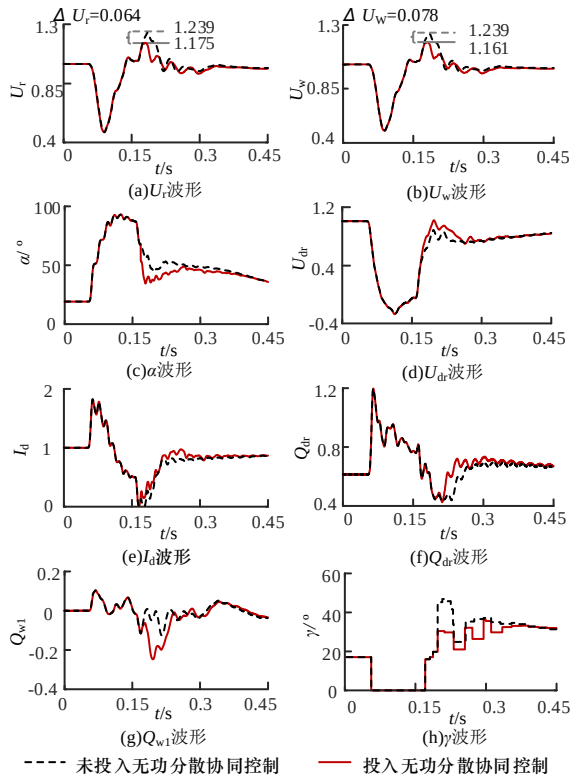


图 A3 $P_w=70\%P_{drN}$ 案例 1(单相金属性故障)系统特性

Fig.A3 System characteristics in Case 1 (single-phase metal fault) when $P_w=70\%P_{drN}$



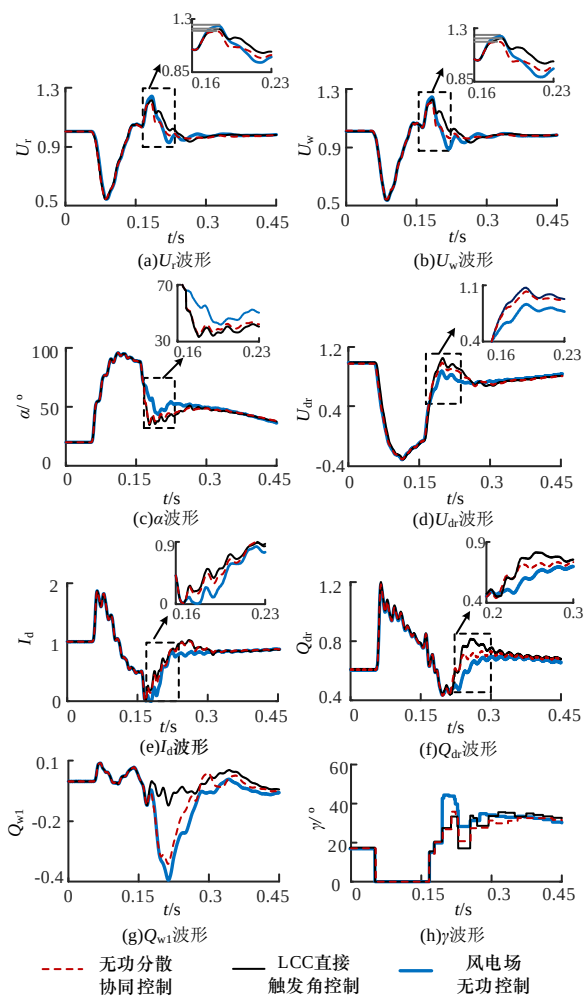


图 A6 案例 2 (三相金属性故障) 控制效果对比

Fig.A6 Control effect comparison in Case 1 (single-phase metal fault)

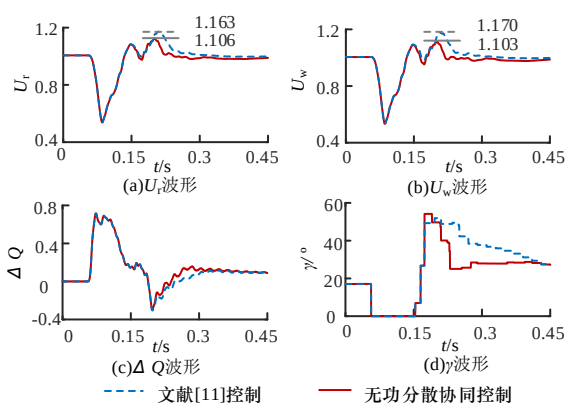


图 A7 案例 1(单相金属性故障)抑制过电压效果对比

Fig.A7 Comparison of effect of restraining overvoltage in Case 1 (single-phase metal fault)

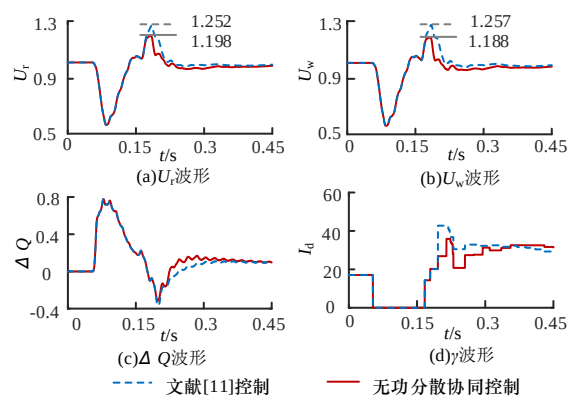


图 A8 案例 2(三相金属性故障)抑制过电压效果对比

Fig.A8 Comparison of effect of restraining overvoltage in Case 2 (three-phase metal fault)