

DOI:10.12158/j.2096-3203.2020.03.015

抑制直流连续换相失败的直流电流指令值优化策略

王勇¹, 尹纯亚², 石岩¹, 张志宇¹, 王英¹, 王娟¹

(1. 国网新疆电力有限公司昌吉供电公司, 新疆维吾尔自治区 昌吉 831100;

2. 新疆大学电气工程学院, 新疆维吾尔自治区 乌鲁木齐 830047)

摘要:为抑制直流系统连续换相失败,通过分析换相失败机理,得出直流电流上升与逆变侧交流系统电压降低是造成首次换相失败的主要原因。研究直流首次换相失败后恢复阶段时的控制系统动作特性与电气量变化规律,得出在换相失败恢复期间,逆变侧直流电压的快速恢复会引起直流电流指令值的快速上升,逆变侧切换为定电流控制,由于在控制过程中未考虑直流电流上升对关断角的影响,会导致控制系统失去关断角的控制权从而引起直流连续换相失败。基于此,提出一种考虑关断角的直流电流指令值优化控制策略,结合低压限流控制抑制连续换相失败的发生。最后,基于PSCAD/EMTDC仿真软件与国际大电网会议直流标准测试模型(CIGRE HVDC)验证了所提控制策略的有效性。

关键词:换相失败;连续换相失败;直流电流指令值;高压直流输电;直流控制

中图分类号:TM732

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2020)03-0099-08

0 引言

随着特高压直流输电系统的快速发展与电压等级、传输容量的快速提升,越来越多的特高压工程处于投运状态与建设状态,使得电力系统愈发呈现“强直弱交”特性^[1-3]。作为直流输电系统最常见的故障,换相失败期间的功率快速变化将会对交流系统的安全稳定运行造成冲击^[4-5]。而连续换相失败作为单次换相失败的继发性故障,会对交流系统造成多次冲击,严重情况下可能引发直流闭锁^[6]。因此,研究连续换相失败的发生机理及抑制措施对保障交直流混联系统的安全稳定运行具有重要意义。

目前,国内外学者针对首次换相失败的影响因素与应对措施做了大量的研究,文献[7-8]通过建立关断角与直流电流、逆变侧换流母线电压以及触发角的数学模型,得出逆变侧交流系统故障是引起换相失败的主要原因。在此基础上,文献[9-12]分别研究了换相失败预测控制、故障合闸角、交流系统支撑强度、谐波以及逆变侧交流系统故障类型对换相失败的影响,并提出相应的分析方法。文献[13-14]提出了考虑直流电流上升、交流系统电压下降以及故障发生时刻的换相失败分析方法。为降低换相失败发生的概率,文献[9,15]分别通过改进换相失败预测控制策略与定关断角控制策略来预防首次换相失败的发生。但以上研究都集中在

对首次换相失败影响因素与应对措施进行研究,并未涉及连续换相失败机理及应对措施。

为此,文献[16]定义虚拟电阻实现对低压限流启动电压进行优化,提出一种抑制连续换相失败的控制方法,但由于虚拟电阻压降的存在,会使恢复速度变慢。基于文献[16],文献[17]将逆变侧交流系统电压有效值作为低压限流启动电压,实现了连续换相失败的有效抑制。但以上研究并未对连续换相失败机理进行分析,且交流系统电压测量慢,若直流系统发生故障,低压限流环节可能存在失效的问题。由于在首次换相失败以及换相失败恢复期间,直流电流指令值会根据直流电压的剧烈变化而变化,且未考虑对关断角的影响可能引发直流系统再次换相失败,因此需要将故障期间关断角的影响考虑在内,对直流电流指令值进行优化,从而预防连续换相失败。

基于上述问题,首先分析了换相失败的影响因素,其次分析了直流系统首次换相失败后恢复过程中直流控制系统响应特性与电气量变化的关系,得出影响直流连续换相失败的影响因素。最后结合分析结果提出了一种抑制连续换相失败的直流电流指令值优化策略,并于PSCAD/EMTDC中搭建仿真模型进行验证。

1 连续换相失败机理分析

1.1 换相失败影响因素分析

特高压直流换流器一般是由三相6脉动换流器级联构成,6脉动换流器作为最基本的换流单元,其

收稿日期:2019-11-12;修回日期:2019-12-18

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51877185)

与交流系统换相示意如图 1 所示。

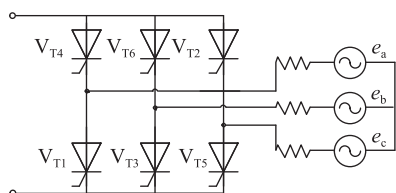


图 1 三相 6 脉动换流器换相示意

Fig.1 Commutation process diagram of three-phase 6 pulse converter

图 1 中, $V_{T1} \sim V_{T6}$ 分别为 6 脉动换流器的 6 个阀; e_a, e_b, e_c 分别为逆变侧 a、b、c 三相电压瞬时值。晶闸管具有单向可控的特点, 可以控制导通, 但不能控制关断, 为了使晶闸管阀进行关断, 需要给阀施加一个反向电压。当两换流阀正常换相结束后, 晶闸管阀需要承受一定的反向电压才能恢复阻断能力。若刚退出导通的阀未恢复阻断能力, 此时施加在阀上的电压转为正向电压时又会自行导通, 称之为换相失败。逆变器关断角过小是导致换相失败的主要原因。

图 1 中关断角 γ 可表示为:

$$\cos\gamma = \frac{\sqrt{2}I_d X_c}{T_1 U_{ll}} - \cos\alpha_1 \quad (1)$$

式中: U_{ll} 为逆变侧换流母线电压; T_1 为换流变压器变比; I_d 为直流电流; X_c 为换相电抗; α_1 为逆变器触发角。

式(1)揭示了关断角与直流电流、逆变侧换流母线电压有关, 因此当直流电流上升或逆变侧换流母线电压下降, 导致关断角降低到逆变器换相所需的最小关断角 (γ_{min}) 时, 逆变器将会发生换相失败, 但可通过调节 α_1 实现对关断角的控制。晶闸管换相所需的最小关断时间为 $400 \mu s$, 用电角度表示为 7.2° , 因此在后续的在理论分析与仿真分析中 $\gamma_{min} = 7.2^\circ$ 。

1.2 直流控制系统

直流连续换相失败是指直流输电首次换相失败之后直流系统再次发生一次或多次换相失败^[18]。由于直流首次换相失败很难采取有效的措施预防, 而在首次换相失败之后, 直流控制系统有足够的时间对关断角进行调节, 因此直流系统连续换相失败与直流控制系统动作特性息息相关。在国际大电网会议直流标准测试模型 (CIGRE HVDC) 中直流控制系统结构如图 2 所示^[19], 其中, I_{dR} 为整流侧直流电流; U_{dI} 为整流侧直流电压; I_{dI} 为逆变侧直流电流; α_R 为整流侧触发角; β_R 为整流侧触发超前角; β_{L1} 为逆变侧定电流控制器输出触发超前角; β_{L2} 为逆变侧

定关断角控制器输出触发超前角; I_{dref} 为直流电流指令值; R_V 为直流线路补偿电阻; I_{des} 为直流主控制给出的直流电流指令值, 一般为 1 p.u. 。

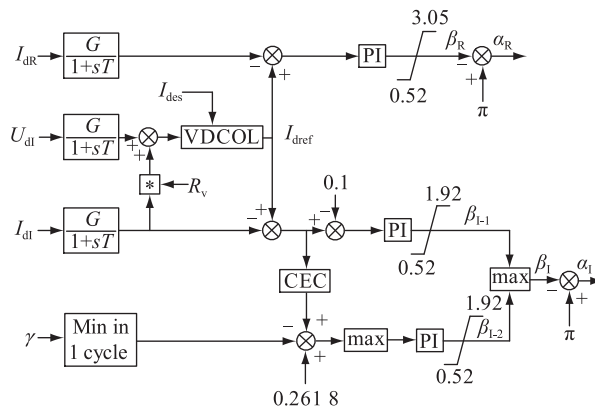


图 2 直流控制系统结构

Fig.2 Structure of DC control system

图 2 中, 直流系统整流侧为定电流控制, 逆变侧由定电流控制与定关断角控制组成, 但为使整流侧与逆变侧只有一个定电流控制被选中, 整流侧直流电流指令值要比逆变侧直流电流指令值大 0.1 p.u. , 保证逆变侧选中定关断角控制而不会选择定电流控制器。

直流电流指令值是通过低压限流控制器 (voltage dependent current order limiter, VDCOL) 控制给出, VDCOL 通过检测经补偿电阻补偿后的直流电压的大小输出直流电流指令值。补偿电阻与 VDCOL 启动电压 U_V 可计算为:

$$\begin{cases} R_V = k \frac{I_{dN}}{U_{dN}} R_d \\ U_V = \frac{U_{dI}}{U_{dN}} + \frac{I_d}{I_{dN}} R_V \end{cases} \quad (2)$$

式中: I_{dN} 为直流系统额定直流电流; U_{dN} 为直流系统额定直流电压; R_d 为直流输电线路直流电阻; k 值决定低压限流控制从直流线路上哪一点启动, 当 $k = 0, R_V = 0$, 代表 VDCOL 将逆变侧直流电压作为启动电压; $k = 1$, 代表 VDCOL 将整流侧直流电压作为启动电压。在 CIGRE HVDC 中是将直流线路中点电压作为 VDCOL 启动电压, 因此 $k = 0.5$, VDCOL 控制特性如图 3 所示。

图 3 中, $U_{max} = 0.9 \text{ p.u.}$, $U_{min} = 0.4 \text{ p.u.}$, $I_{max} = 1 \text{ p.u.}$, $I_{min} = 0.55 \text{ p.u.}$ 。根据图 3 可得直流电流指令值与低压限流控制器启动电压的关系为:

$$I_{dref} = \begin{cases} 1 & U_V > 0.9 \\ 0.9U_V + 0.19 & 0.4 < U_V \leq 0.9 \\ 0.55 & U_V \leq 0.4 \end{cases} \quad (3)$$

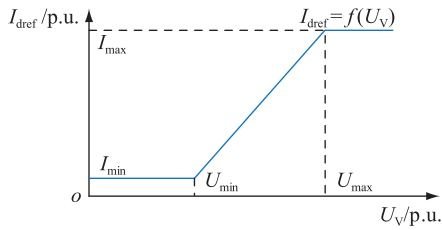


图3 VDCOL 控制特性曲线

Fig.3 Control characteristic curve of VDCOL

当直流系统受到扰动后,定电流控制器会根据式(3)与式(2)低压限流给定的指令值对直流电流进行调节。

电流偏差控制(current error control, CEC)的特性曲线如图4所示。

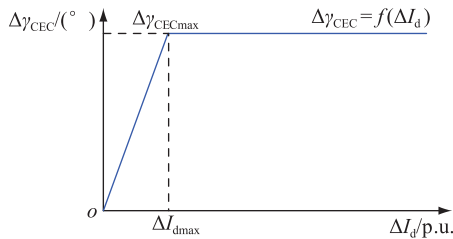


图4 CEC 特性曲线

Fig.4 Control characteristic curve of CEC

图4中, ΔI_d 为逆变侧直流电流指令值与实际值的差值,CEC只在电流指令值大于实际值时才起作用,即在首次换相失败之后,当逆变侧直流电压上升,根据式(3)可知此时直流电流指令值也会增大,这时CEC才起作用。图4中电流偏差 ΔI_d 表示为:

$$\Delta I_d = I_{dref} - I_d \quad (4)$$

在CIGRE HVDC中, $\Delta I_{max} = 0.1 \text{ p.u.}$, $\Delta \gamma_{CEC} = 16^\circ$,则根据图4可得:

$$\Delta \gamma_{CEC} = \begin{cases} 16^\circ & \Delta I_d \geq 0.1 \\ 160\Delta I_{max} & 0 \leq \Delta I_d < 0.1 \end{cases} \quad (5)$$

根据图2直流控制系统结构,定关断角控制的输入量 $\Delta \gamma$ 可表示为:

$$\Delta \gamma = \Delta \gamma_{CEC} + \gamma_0 - \gamma \quad (6)$$

式中: γ_0 为定关断角控制的目标值,在CIGRE HVDC中为 15° 。

1.3 直流连续换相失败机理分析

基于CIGRE HVDC模型,当逆变侧换流母线在1.3 s时发生三相接地故障,接地电感 $L_f = 0.8 \text{ H}$,故障持续时间0.3 s,直流系统各电气量波形变化如图5所示。

图5中,阶段1为正常运行阶段,阶段2为首次换相失败阶段,阶段3为首次换相失败恢复阶段,阶段4为连续换相失败阶段,阶段5与阶段6为连续换相失败恢复阶段。

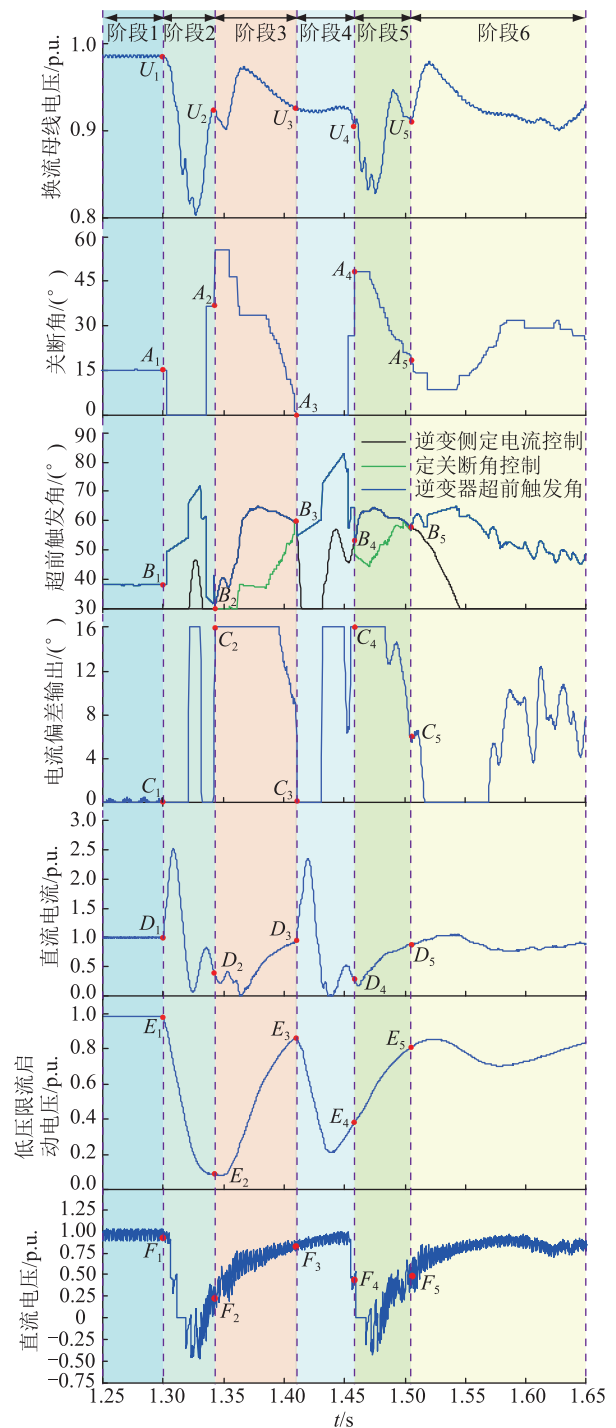


图5 直流系统各电气量仿真波形

Fig.5 Simulation waveforms of electric quantity of DC system

阶段1:在系统正常运行阶段,交流系统电压、关断角、直流电流、直流电压、超前触发角都保持平稳。由于直流电流并未发生变化,逆变侧定电流控制器将触发超前角控制在最小值,此阶段逆变侧为定关断角控制器起作用。

阶段2:当交流系统发生三相短路故障导致逆变侧换流母线电压降低(U_1 至 U_2 阶段),直流电压短时降为0(F_1 至 F_2 阶段),直流电流上升(D_1 至 D_2 阶段)

段),关断角降低至最小关断角(7.2°)以下,逆变器发生首次换相失败。由于在此阶段直流电压降为0,根据式(3),直流电流指令值会降低到一个较低的值。在阶段2(首次换相失败)直流电流增大阶段,逆变侧定电流控制为了降低直流电流,会减小触发超前角,但由阶段1的分析可知,逆变侧定电流控制已将触发超前角控制在最小值 30° ,因此逆变侧定电流控制将不会动作;在直流电流降低阶段,当直流电流还未降低到直流电流指令值以下,根据式(4)和式(5)可以看出,CEC不起作用,定电流控制器也不起作用,但由于PI控制的超调作用,当直流电流由于超调降低到直流电流指令值以下时,CEC启动,根据式(6)可知关断角的降低与直流CEC的启用会导致关断角偏差一直存在,则定关断角控制将会持续增大触发超前角并将其增大到一个很大的值。因此在阶段2定关断角控制器起作用。

阶段3:当首次换相失败结束后,逆变器能够正常换相,逆变侧直流电压开始从0开始恢复,根据式(3)可知直流电流指令值会快速上升,逆变侧定电流控制会快速增大触发超前角。由式(4)与式(5)可知,CEC一直处于启动状态,由于在阶段2末期关断角会上升到一个很大的值(A_2 点),根据式(6)可知此时定关断角控制会迅速降低触发超前角以降低关断角。因此当逆变侧定电流控制输出的超前触发角等于定关断角控制输出的超前触发角时(B_2 点),逆变侧控制器切换为定电流控制,控制系统将失去对关断角的控制。在此阶段虽然定电流控制器增大触发超前角给关断角增大了一定的裕度,根据式(1)可以看出直流电流的增大会使得逆变器关断角降低,虽然逆变侧定电流控制器会增大触发超前角,但由于直流电流增大对关断角的影响大于触发超前角对关断角的影响,同时逆变侧换流母线电压仍处于故障值(U_4 点),因此关断角最终呈现降低趋势(A_2 至 A_3 阶段)。由于逆变侧直流电流指令值比整流侧直流电流指令值小 0.1 p.u.,当实际直流电流小于逆变侧直流电流指令值时,逆变器触发超前角呈现上升趋势,实际直流电流大于逆变侧直流电流指令值但小于整流侧直流电流指令值,此时逆变器超前角呈现降低状态,因此在阶段3触发超前角会呈现先增大后降低的趋势。在触发超前角处于降低阶段,此时关断角已处在一个很低的值,引起关断角进一步降低到逆变器换相所需的最小关断角以下,引起逆变器的第二次换相失败。

阶段4:由关断角、直流电压、直流电流波形可以看出直流系统发生第二次换相失败,阶段4的控制系统动作过程与阶段3类似,但有所不同的是首次换相失败前的超前触发角为正常运行时的稳态值(B_1 点),但阶段4前的触发超前角是由阶段3首次换相失败恢复期间逆变侧定电流控制器决定的,因此在阶段4之前的超前触发角要更大一些。在换相失败期间定关断角控制会促使触发超前角进一步增大,比阶段2中的超前触发角更大,因此当阶段4的换相失败恢复时,触发超前角也会维持在一个更大的值。

阶段5:在第二次换相失败恢复过程中,当逆变侧控制器切换到定电流控制时,触发超前角仍然很大。因此定电流控制器的调节速度会更快,根据式(4)和式(5),此时CEC不会降为0,会加快恢复过程中定电流控制向定关断角控制的切换。虽然在阶段5的恢复过程中,由于定电流控制器在起作用会导致关断角的降低,但是相比较阶段3而言,定电流控制向定关断角控制的快速切换使得后续关断角能够得到控制避免又一次换相失败的发生。

综上所述,在换相失败恢复期间,逆变侧切换为定电流控制是造成连续换相失败的根本原因,直流电流指令值是决定逆变侧控制系统切换的主要影响因素。

2 直流电流指令值控制优化策略

由第1节分析可知,在换相失败恢复期间,将逆变侧控制快速切换至定关断角控制可使逆变器重新获得关断角控制权,从而防止连续换相失败。

由于在换相失败恢复阶段初期,定关断角控制迅速降低触发超前角从而降低关断角,使得逆变侧控制策略切换为定电流控制。由式(6)可以看出, γ_0 与 γ 相差不大,此时CEC的输出是决定定关断角控制是否起作用的关键所在。且在换相失败恢复初期,由于直流电流指令值快速增大,此时CEC一直处于启动状态,但未将逆变侧控制策略切换为定关断角的原因是CEC已达到调节上限。

根据式(1),可得直流电流与关断角、逆变器触发角与逆变侧换流母线电压的关系为:

$$I_d = \frac{(\cos\gamma_0 + \cos\alpha_1)T_1 U_{L1}}{\sqrt{2}X_c} \quad (7)$$

由式(7)可以看出,若要保持逆变器关断角在 γ_0 ,则直流电流值不应超过式(7)的等号右侧部分。因此根据式(7)可通过实时测量逆变侧换流母线电压 U_{L1} ,逆变器触发角可取自图2中触发角的最大

值。直流电流指令值应满足:

$$I_{dref} = \frac{(\cos\gamma_0 + \cos\alpha_{max})T_1 U_{L1}}{\sqrt{2}X_c} \quad (8)$$

根据式(2)、式(3)与图3低压限流控制的动作特性,可知直流电流指令值是根据低压限流启动电压的变化而给出的,并未考虑直流电流的变化是否会对直流连续换相失败造成影响。在低压限流启动电压在下降的过程中,直流电流指令值也会随之降低,此时并不会对换相失败造成影响,但在低压限流启动电压增大的过程中,直流电流指令值也随启动电压的增大而快速增大,此时可能会降低关断角,引发连续换相失败。

因此文中将直流电流变化对关断角的影响考虑在内,提出一种考虑逆变器关断角的直流电流指令值计算方法,并将其与VDCOL相结合,取两者直流电流指令值最小值作为最终的直流电流指令值,该策略的直流控制系统如图6所示。其中, I_{dref1} 为VDCOL输出直流电流指令值; I_{dref2} 为直流电流指令值计算值。

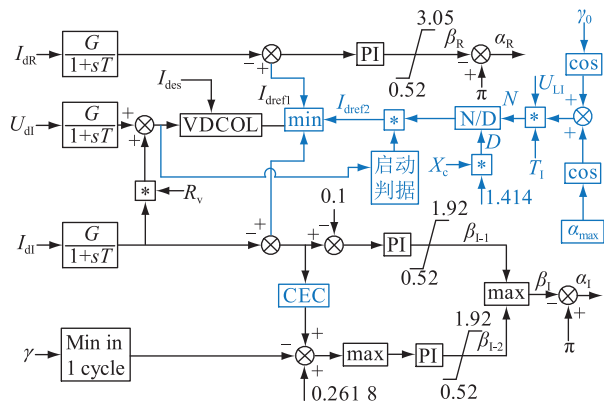


图6 含直流电流指令值优化策略的直流控制系统

Fig.6 Control system of DC current order value optimization strategy

图6中蓝色部分为式(8)的直流电流指令值计算,其中启动判据为:当检测到 $\beta_{L1} > \beta_{L2}$,投入运行,当检测到逆变侧交流系统故障清除后,延时50 ms退出。这样可保证直流电流指令值优化策略在故障期间起作用。

图2中的传统控制策略的直流电流指令值只与逆变侧直流电压有关,在换相失败恢复阶段,由于未考虑直流电流快速变化对关断角的影响,可能会引发逆变器再次发生换相失败。从图6可以看出,相较于传统直流控制策略(图2),文中所提控制策略是根据直流系统运行状态实时计算直流电流指令值,保证逆变器在故障期间的关断角裕度值,从而抑制连续换相失败的发生。

3 仿真实验

3.1 抑制直流连续换相失败控制策略仿真实验

基于PSCAD/EMTDC电磁暂态仿真软件,于CIGEE HVCD控制模型中搭建图6所示的直流电流指令值控制策略。控制参数为: $T_1 = 0.9097$; $X_c = 13.3152 \Omega$; $\gamma_0 = 15^\circ$; $\alpha_{max} = 150^\circ$; $\gamma_{min} = 7.2^\circ$ (最小关断时间 $400 \mu s$),其他参数与原系统保持一致。设置逆变侧换流母线在1.3 s发生三相接地故障,接地电感 $L_f = 0.8 H$,故障持续时间为0.3 s,仿真波形如图7—图9所示。

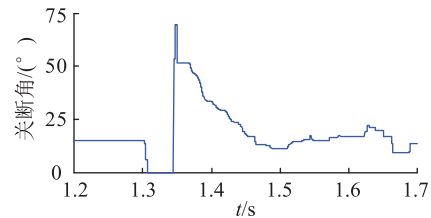


图7 关断角仿真波形

Fig.7 The simulation curve of extinction angle

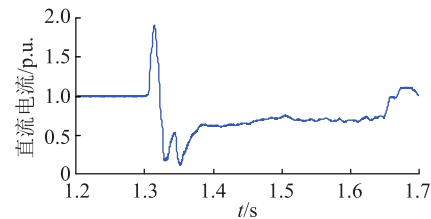
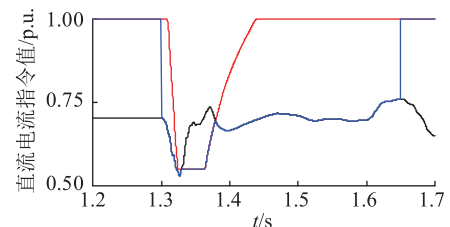


图8 直流电流仿真波形

Fig.8 The simulation curve of DC current



— 低压限流控制输出 — 最终输出直流电流
— 直流电流优化

图9 直流电流指令值波形

Fig.9 The curve of DC current order value

从图7—图9各电气量的仿真结果可以看出,采用优化后的直流电流指令值控制策略后,逆变器只发生了一次换相失败,相比较图5发生连续2次换相失败而言,有效降低了后续换相失败的概率。

为进一步验证文中所提控制策略的有效性,设置逆变侧换流母线三相短路故障,接地电感为 $L_f = 0.1 H$,故障持续时间0.3 s,则各电气量的仿真波形如图10—图14所示。

从图10—图14的仿真结果可以看出,在逆变

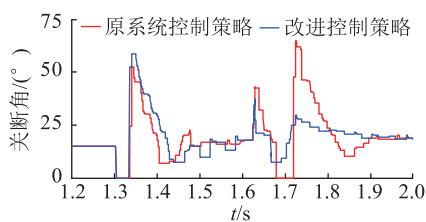


图 10 逆变器关断角仿真波形

Fig.10 The simulation curve of extinction angle

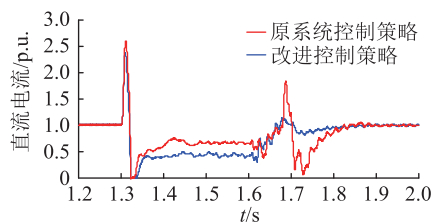


图 11 直流电流仿真波形

Fig.11 The simulation curve of DC current

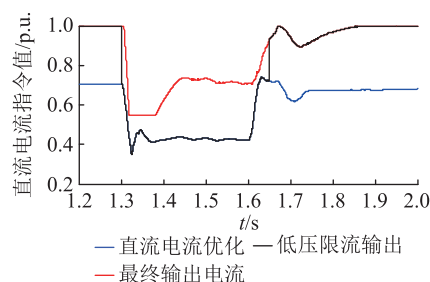


图 12 直流电流指令值波形

Fig.12 The curve of DC current order value

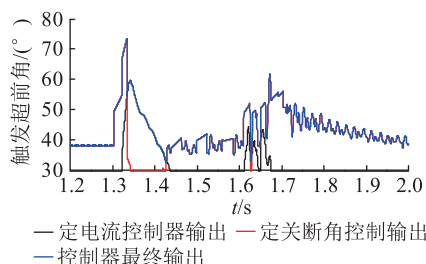


图 13 超前触发角仿真波形(原控制系统)

Fig.13 The simulation curve of β in inverter (origin control system)

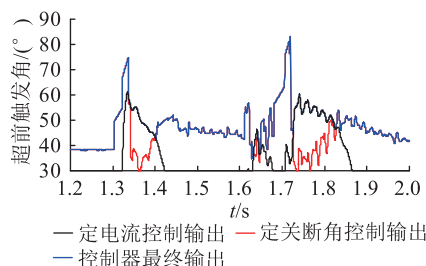


图 14 超前触发角仿真波形(改进控制系统)

Fig.14 The simulation curve of β in inverter (the improvement control system)

侧换流母线发生三相短路故障时,原控制系统发生了2次换相失败,而采用文中提出的改进控制策略后逆变器只发生了首次换相失败。从图 12 可以看出,在故障期间直流电流指令值被限制在一定范围内,虽然降低了控制系统直流电流的恢复速度,但也降低了连续换相失败发生的概率,且在故障消失后,直流电流也能快速恢复。

3.2 改进策略对交流系统的影响分析

由于文中所提控制策略是在直流系统发生首次换相失败之后降低直流电流指令值,使关断角留有较大裕度,减少连续换相失败概率,这势必会影响直流系统馈入逆变侧交流系统的有功功率量,进而对交流系统频率造成影响。当交流系统在 1.3 s 发生三相电感性接地故障,故障持续时间为 0.3 s,故障电感为 0.8 H,直流系统对逆变侧交流系统有功功率及频率的影响如图 15 和图 16 所示。

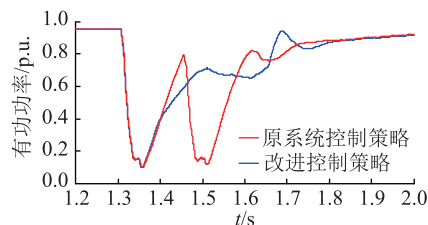


图 15 不同控制策略下交流系统有功功率波形

Fig.15 The waveform of active power in inverter AC system under different control strategies

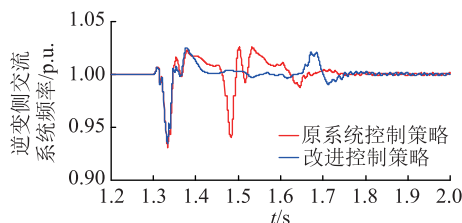


图 16 不同控制策略下交流系统频率仿真波形

Fig.16 The waveform offrequency in inverter AC system under different control strategies

采用文中控制策略之后虽然会降低直流系统首次换相失败后的恢复速度,但由于有效地防止了直流系统的二次换相失败,相比较原控制系统而言,其对交流系统有功功率及频率的影响较低。在交流系统故障清除后,文中控制策略会退出运行,直流电流指令值会受到 VDCOL 控制,使得直流电流快速增大从而引起有功功率增大,频率也会随之增大。由仿真波形可见,所增大的频率并未超过原系统第二次换相失败对交流系统频率的影响。因此,相比较原控制系统,文中所提控制策略一方面可有效预防直流系统的二次换相失败,另一方面对交流系统有功功率与频率的影响也未超过原系统。

4 结语

通过分析逆变侧交流系统故障后对逆变器换相过程的影响,得出直流电流增大与逆变侧换流母线电压降低是影响逆变器换相失败的主要因素。并分析首次换相失败之后的直流控制响应特性,得出换相失败恢复初期关断角过大以及直流电压的快速恢复会导致逆变器切换为定电流控制,从而使逆变器失去对关断角的控制权,可能引发直流系统再次发生换相失败。为了在换相失败恢复期间使控制系统快速切换到定关断角控制,获得逆变器关断角的控制权,提出一种考虑关断角的直流电流指令值优化策略,并基于 PSCAD/EMTDC 仿真软件搭建控制系统模型进行仿真验证,仿真结果表明:相比较原控制系统而言,所提控制策略可有效抑制连续换相失败的发生;在换相失败恢复期间可将逆变侧控制策略快速切换为定关断角控制,验证了文中所提优化策略的有效性。最后仿真分析了文中所提控制策略对交流系统的影响,结果表明,相较于原控制系统而言,文中所提控制策略对交流系统的影响不大。所得相关结论可为直流控制系统优化以及交直流系统风险评估提供理论依据。

本文得到国网新疆电力有限公司昌吉供电公司科技项目(SGXJCJ00FCS1900297)资助,谨此致谢!

参考文献:

- [1] 杨鹏,吴娅妮,马士聪,等. ± 1100 kV 特高压直流输电工程直流线路故障重启动过程非故障极换相失败研究[J]. 电力自动化设备,2016,36(4):14-18.
YANG Peng, WU Yani, MA Shicong, et al. Analysis of commutation failure of healthy pole during restart of faulty line for ± 1100 kV UHVDC project[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(4): 14-18.
- [2] YANG Wankai. Study on system commissioning test and project application of Lingzhou to Shaoxing UHVDC transmission project[J]. The Journal of Engineering, 2017(13): 2188-2192.
- [3] 郑超,马世英,申旭辉,等. 强直弱交的定义、内涵与形式及其应对措施[J]. 电网技术,2017,41(8):2491-2498.
ZHENG Chao, MA Shiyong, SHEN Xuhui, et al. Definition, connotation and form of strong HVDC and weak AC and countermeasures for stable operation of hybrid power grid[J]. Power System Technology, 2017, 41(8): 2491-2498.
- [4] 李明节. 大规模特高压交直流混联电网特性分析与运行控制[J]. 电网技术,2016,40(4):985-991.
LI Mingjie. Characteristic analysis and operational control of large-scale hybrid UHV AC/DC power grids[J]. Power System Technology, 2016, 40(4): 985-991.
- [5] 尹纯亚,李凤婷,王丹东,等. 风电高渗透率交直流外送系统直流闭锁稳控方案研究[J]. 电力系统保护与控制,2019,47(3):95-102.
YIN Chunya, LI Fengting, WANG Dandong, et al. Research on stability control scheme for AC/DC hybrid transmission system with wind power high permeability under DC blocking[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(3): 95-102.
- [6] 吴萍,林伟芳,孙华东,等. 多馈入直流输电系统换相失败机制及特性[J]. 电网技术,2012,36(5):269-274.
WU Ping, LIN Weifang, SUN Huadong, et al. Research and electromechanical transient Simulation on mechanism of commutation failure in multi-infeed HVDC power transmission system[J]. Power System Technology, 2012, 36(5): 269-274.
- [7] THIO C V, DAVIES J B, KENT K L. Commutation failures in HVDC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1996, 11(2): 946-957.
- [8] RAHIMI E, GOLE A M, DAVIES J B. Commutation failure analysis in multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1): 378-384.
- [9] 李程昊,刘遵义,石光,等. 换相失败预测控制对特高压直流运行影响分析及改进[J]. 全球能源互联网,2018,1(5):618-625.
LI Chenghao, LIU Zunyi, SHI Guang, et al. Analysis of influence and improvement of commutation failure prevention for UHVDC transmission systems[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2018, 1(5): 618-625.
- [10] 李晓华,叶超,蔡泽祥. 交流电网支撑强度对直流换相的影响研究[J]. 机电工程技术,2016,45(2):67-74.
LI Xiaohua, YE Chao, CAI Zexiang. Influence of AC system strength on commutation in HVDC[J]. Mechanical and Electrical Engineering Technology, 2016, 45(2): 67-74.
- [11] 王峰,刘天琪,周胜军,等. 谐波对 HVDC 系统换相失败的影响机理及定量分析方法[J]. 中国电机工程学报,2015,35(19):4888-4894.
WANG Feng, LIU Tianqi, ZHOU Shengjun, et al. Mechanism and quantitative analysis method for HVDC commutation failure resulting from harmonics[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(19): 4888-4894.
- [12] 李江涛,顾悦,任子媛,等. 交流不对称故障类型对 HVDC 换相失败的影响研究[J]. 高压电器,2018,54(7):131-137.
LI Jiangtao, GU Yue, REN Ziyuan, et al. Influence of AC system asymmetric fault on the HVDC system commutation failure[J]. High Voltage Apparatus, 2018, 54(7): 131-137.
- [13] 王峰,刘天琪,李兴源,等. 考虑直流电流上升及交流电压下降速度的换相失败分析[J]. 电力系统自动化,2016,40(22):111-117.
WANG Feng, LIU Tianqi, LI Xingyuan, et al. Commutation failure analysis considering DC current rise and AC voltage drop speed[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(22): 111-117.
- [14] 徐敬友,谭海燕,孙海顺,等. 考虑直流电流变化及交流故障发生时影响的 HVDC 换相失败分析方法[J]. 电网技术,2015,39(5):1261-1267.

- XU Jingyou, TAN Haiyan, SUN Haishun, et al. Research on method to analyze commutation failure in HVDC power transmission system considering the impact of DC current variation and occurrence moment of AC fault[J]. Power System Technology, 2015, 39(5):1261-1267.
- [15] 李程昊,刘畅,张振安,等. 计及换相失败预测控制和故障合闸角的 HVDC 换相失败分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(3):56-63,76.
- LI Chenghao, LIU Chang, ZHANG Zhenyu, et al. Analysis of commutation failure in HVDC power transmission system considering prediction control of commutation failure and initial fault angle[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(3):56-63,76.
- [16] 郭春义,李春华,刘羽超,等. 一种抑制传统直流输电连续换相失败的虚拟电阻电流限制控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(18):4930-4937,5117.
- GUO Chunyi, LI Chunhua, LIU Yuchao, et al. A DC current limitation control method based on virtual-resistance to mitigate the continuous commutation failure for conventional HVDC [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(18):4930-4937, 5117.
- [17] 李瑞鹏,李永丽,陈晓龙. 一种抑制直流输电连续换相失败的控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(17):5029-5042,5300.
- LI Ruipeng, LI Yongli, CHEN Xiaolong. A control method for suppressing the continuous commutation failure of HVDC transmission[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(17):5029-5042,5300.
- [18] 袁阳,卫志农,王华伟,等. 基于直流电流预测控制的换相失败预防方法[J]. 电网技术, 2014, 38(3):565-570.
- YUAN Yang, WEI Zhinong, WANG Huawei, et al. A DC current predictive control based method to decrease probability of commutation failure[J]. Power System Technology, 2014, 38(3):565-570.
- [19] 徐政. 交直流电力系统动态行为分析[M]. 北京:机械工业出版社, 2004:44-51.
- XU Zheng. Dynamic behavior analysis of AC and DC power system[M]. Beijing:China Machine Press, 2004:44-51.

作者简介:



王勇

王勇(1979),男,硕士,高级工程师,从事电力系统规划与运行工作(E-mail:64227114@qq.com);

尹纯亚(1994),男,博士在读,研究方向为交直流混联电网运行与控制;

石岩(1987),男,硕士,工程师,从事电力系统调度运行工作。

Optimization strategy of DC current order value to restrain DC continuous commutation failure

WANG Yong¹, YIN Chunya², SHI Yan¹, ZHANG Zhiyu¹, WANG Ying¹, WANG Juan¹

(1. State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd. Changji Power Supply Company, Changji 831100, China;

2. College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830047, China)

Abstract: In order to suppress the continuous commutation failure of DC system, the main reason of the first commutation failure is the rise of DC current and the decrease of AC system voltage at the inverter side. The action characteristics of the control system and the law of the electric quantity change in the recovery phase after the first commutation failure are studied. It is concluded that during the recovery phase of the commutation failure, the fast recovery of the DC voltage at the inverter side will cause the fast rise of the DC current command value, and the inverter side will switch to the constant current control. The influence of the DC current rise on the turn off angle which is not considered in the control process results in the control loses of the extinction angle which leads to the failure of DC continuous commutation. Therefore, an optimal control strategy of DC current command value considering the turn off angle is proposed, which combines with low-voltage current limiting control to suppress the occurrence of continuous commutation failure. Finally, the effectiveness of the proposed control strategy is verified by PSCAD / EMTDC simulation software and CIGRE HVDC model simulation.

Keywords: commutation failure; continuous commutation failure; DC current order value; high voltage direct current (HVDC); DC control

(编辑 钱悦)