

送端换流母线电压上升影响受端换相的机理及抑制措施

马星^{1,2}, 尹纯亚³, 王利超^{1,2}, 马健^{1,2}, 槽伟红^{1,2}, 段玉^{1,2}

(1. 国网新疆电力有限公司电力科学研究院, 新疆 乌鲁木齐 830011;

2. 新疆电力系统全过程仿真重点实验室, 新疆 乌鲁木齐 830011;

3. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830017)

摘要:为避免由送端换流母线电压上升引起逆变器关断角减小导致换相失败,分别从电气量变化特性和无功交换特性研究了其发生机理。基于推导建立的关断角表达式,分析发现送端换流母线电压上升会引起直流电流增大从而导致关断角减小;同时直流电流的增大会引起逆变器无功消耗增加,导致受端换流母线电压跌落,进一步导致关断角减小,诱发换相失败。因此,提出了一种通过改进送端控制器以抑制换相失败的措施。该措施在送端换流母线电压上升时增大整流器触发角以抑制直流电流的上升,同时增大整流器无功消耗从而减缓送端换流母线电压的上升。基于PSCAD/EMTDC电磁暂态仿真平台,利用CIGRE HVDC标准测试模型仿真验证了理论分析的正确性和抑制措施的有效性。

关键词:换相失败; 换流母线电压; 直流电流; 无功功率; 高压直流输电

中图分类号: TM 721 文献标志码: A 文章编号: 1003-6954(2024)05-0080-06

DOI: 10.16527/j.issn.1003-6954.20240512

Mechanism and Suppression Measures for Receiving-end Commutation Affected by Voltage Rise of Sending-end Converter Bus

MA Xing^{1,2}, YIN Chunya³, WANG Lichao^{1,2}, MA Jian^{1,2}, ZAO Weihong^{1,2}, DUAN Yu^{1,2}

(1. Electric Power Research Institute of State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd., Urumqi 830011,

Xinjiang, China; 2. Xinjiang Key Laboratory of Whole Process Simulation for Power System,

Urumqi 830011, Xinjiang, China; 3. School of Electrical Engineering,

Xinjiang University, Urumqi 830017, Xinjiang, China)

Abstract: In order to avoid the commutation failure due to the decrease of extinction angle of inverter caused by voltage rise of converter bus at sending end, the occurrence mechanism is studied from the variation characteristics of electrical quantity and the exchange characteristics of reactive power respectively. Based on the derived expression of extinction angle, it is found that the voltage rise of converter bus at sending end will increase DC current, which will lead to the decrease of extinction angle. At the same time, the increase of DC current will lead to the increase of reactive power consumption of inverter, resulting in voltage drop of converter bus at receiving end, further leading to the decrease of extinction angle and inducing commutation failure. Therefore, a measure to suppress commutation failure by improving controller at sending end is proposed. This measure increases the trigger angle of rectifier when the voltage of converter bus rises at sending end to suppress the rise of DC current and increases the reactive power consumption of rectifier, so as to slow down the voltage rise of converter bus at sending end. Based on PSCAD/EMTDC electromagnetic transient simulation platform, CIGRE HVDC benchmark model is used to verify the correctness of theoretical analysis and the effectiveness of suppression measures.

Key words: commutation failure; conerter bus voltage; DC current; reactive power; high voltage direct current transmission

0 引言

中国地域辽阔,资源丰富,但能源与负荷在地理分布上呈现不均衡特点^[1]。高压直流输电系统因其远距离输电经济性好、易调节的特点得到重点关注和广泛应用^[2-5]。但直流输电系统的逆变器采用半控型器件晶闸管换流,逆变侧易发生换相失败^[6-8]。

受端换流母线电压跌落、直流电流上升是导致换相失败的主要原因^[9-11]。文献[12]分析了受端交流非对称故障对换相的影响,指出非对称故障不仅会导致换流母线电压跌落还会引起电压过零点前移,使得换相条件更为恶劣。文献[13]针对受端交流非对称故障推导建立了考虑直流电流变化的仅含电压变化率的关断角表达式,分析发现考虑直流电流变化后的临界电压降更为严峻。文献[14]研究了直流线路中平波电抗器及对地电容等储能元件在受端交流系统发生对称故障时的充放电效应,继而分析了其对直流电流的影响,指出故障后直流电流的变化速率与线路中平波电抗器的大小负相关。上述研究都是基于受端交流故障展开,未考虑送端换流母线电压的变化。文献[15]研究了送端换流母线电压恢复对逆变器换相的影响,推导建立了直流控制系统随送端换流母线电压跌落采用不同控制方式时的关断角表达式,分析发现送端换流母线电压恢复会导致关断角减小,严重时会发生换相失败。但其未考虑送端换流母线电压上升对逆变器换相的影响。随着高压直流输电技术的发展和应用,直流送端落点日趋密集,故障导致多条直流间交互特性也更为复杂。文献[16]指出多馈出直流系统中,若某回直流线路闭锁,会导致送端暂态压升从而与之存在耦合关系的其他直流线路。但其未深入研究送端换流母线电压上升对逆变器换相的影响,也未提出有效的改善措施。

因此,下面分别从电气量变化特性和无功交换特性着手研究送端换流母线电压上升对逆变器关断角的影响,以及整流器触发角与逆变器关断角、送端换流母线电压的关系,并基于此提出有效的改善措施;最后基于 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真平台利用 CIGRE HVDC 标准测试模型进行仿真验证。

1 电压上升导致换相失败的机理

1.1 换相失败的影响因素

换相过程中,在反向电压作用期间本应退出导通的阀未能完全恢复阻断能力或换相过程始终未能结束,使本该关断的阀在正向电压作用下重新导通,就会发生换相失败^[17]。晶闸管在反向电压的作用下恢复其阻断能力的过程可用临界关断角 γ_{\min} 表示,若关断角 $\gamma < \gamma_{\min}$,则逆变器发生换相失败^[18]。 γ 表达式^[19]为

$$\gamma = \arccos\left(\frac{\sqrt{2}T_1 I_d X_{Cl}}{NU_{Ll}} + \cos\beta\right) \quad (1)$$

式中: T_1 为受端换流变压器的变比; I_d 为直流电流; X_{Cl} 为受端换相电抗; N 为单极6脉波桥的数量; U_{Ll} 为受端换流母线电压; β 为触发超前角。

由式(1)可知, γ 与多种影响因素有关,这些因素除去系统参数外可以划分为电气量(U_{Ll} 及 I_d)和控制量(β)两类。当故障发生时,电气量比控制量变化更快^[20]。因此,在故障初期, U_{Ll} 的跌落和 I_d 的增大会共同导致 γ 减小。

送端换流母线电压上升导致逆变器换相失败与交、直流系统电气量变化特性、无功交换特性有关,其间关系如图1所示,应分别进行分析。

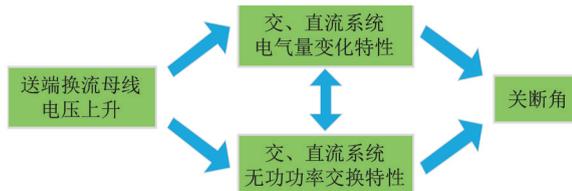


图1 送端换流母线电压上升与关断角关系

1.2 电气量变化特性

直流准稳态模型^[15]为

$$I_d = \frac{U_{dR} - U_{dI}}{R_d} \quad (2)$$

$$U_{dR} = 1.35NT_R U_{LR} \cos\alpha - \frac{3}{\pi}NX_{CR}I_d \quad (3)$$

$$U_{dI} = 1.35NT_1 U_{Ll} \cos\gamma - \frac{3}{\pi}NX_{Cl}I_d \quad (4)$$

式中: U_{dR} 、 U_{dI} 分别为送端和受端直流电压; R_d 为直流线路的等效电阻; T_R 为送端换流变压器的变比; U_{LR} 为送端换流母线电压; α 为整流器触发角; X_{CR} 为送端换相电抗。

将式(3)和式(4)代入式(2)得到 I_d 与两端换流母线电压的关系为

$$I_d = \frac{1.35N(T_R U_{LR}^* U_{LRN} \cos \alpha - T_I U_{LI}^* U_{LIN} \cos \gamma)}{R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI})} \quad (5)$$

式中: U_{LR}^* 、 U_{LRN} 分别为送端换流母线电压标幺值和额定值; U_{LI}^* 、 U_{LIN} 分别为受端换流母线电压标幺值和额定值。

由式(5)可知, I_d 与 U_{LR} 正相关, 即 I_d 在 U_{LR} 上升时具有增大趋势。将式(5)代入式(1)可得 γ 与两端换流母线电压的关系式为

$$\gamma = \arccos(K_1 \frac{U_{LR}^*}{U_{LI}^*} + K_2) \quad (6)$$

其中:

$$\left\{ \begin{aligned} K_1 &= \frac{1.35\sqrt{2}NT_1T_R U_{LRN}X_{CI} \cos \alpha}{U_{LIN} [1.35\sqrt{2}NT_1^2X_{CI} + R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI})]} \\ K_2 &= \frac{[R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI})] \cos \beta}{R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI}) + 1.35\sqrt{2}NT_1^2X_{CI}} \end{aligned} \right. \quad (7)$$

考虑到控制系统中 PI 控制器的延时特性, 可认为在 U_{LR} 迅速上升时, 直流控制系统的控制效果不明显, α 与 β 保持不变^[21]。 K_1 、 K_2 与直流系统运行参数有关, 可看做定值。由式(6)可知, 若 U_{LI} 不变 ($U_{LI}^* = 1$ pu), U_{LR} 的上升会导致 γ 减小。结合式(5)可知, U_{LR} 上升会引起 I_d 增大从而导致 γ 减小。若 $\gamma < \gamma_{\min}$, 则逆变器会发生换相失败。将 γ_{\min} 代入式(6)可得 U_{LR} 上升导致逆变器换相失败的临界电压为

$$U_{LRM}^* = \frac{\cos \gamma_{\min} - K_2}{K_1} \quad (8)$$

由式(8)可知, 若 $U_{LR}^* > U_{LRM}^*$, 逆变器会发生换相失败。

1.3 无功功率交换特性

高压直流输电系统运行时, 直流系统与受端交流系统功率交换关系如图 2 所示。

图 2 中: P_{dl} 为直流系统受端输送的有功功率; Q_{CI} 为受端交流系统提供的无功功率; Q_{LI} 为受端滤波器提供的无功功率; Q_{dl} 为逆变器消耗的无功功率。结合图 2 和逆变器运行特性可得直流系统受端

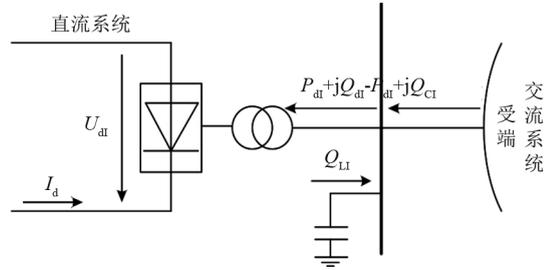


图 2 直流系统与受端交流系统功率交换关系

功率计算公式^[19]为

$$\begin{cases} P_{dl} = U_{dl} I_d \\ Q_{dl} = P_{dl} \tan \varphi_1 \\ \cos \varphi_1 = \frac{\cos \gamma + \cos(\gamma + \mu_1)}{2} \end{cases} \quad (9)$$

式中: φ_1 为受端功率因数角; μ_1 为受端换相角, 其与 I_d 正相关^[22]。 U_{LR} 上升会引起 I_d 增大进而导致 μ_1 增大, 结合式(9)可知, μ_1 增大会引起 φ_1 增大, 进而导致 Q_{dl} 增大。 Q_{CI} 会随 Q_{dl} 增大, 引起 U_{LI} 降低, 导致 γ 减小。

1.4 电压上升影响关断角的机理

U_{LR} 上升影响 γ 过程如图 3 所示。

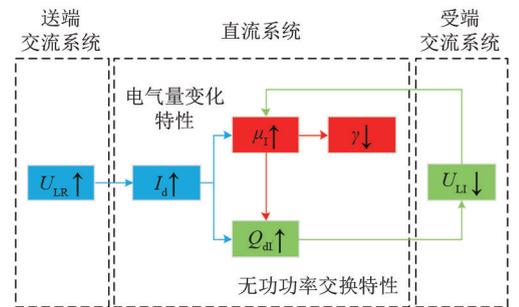


图 3 送端换流母线电压上升影响关断角过程

图 3 中: “↑”“↓” 分别表示各参数的增大或减小; 蓝色框图表示 U_{LR} 上升引起电气量变化影响 γ 过程; 绿色框图表示 U_{LR} 上升引起无功功率交换变化影响 γ 过程; 红色框图表示换相参数。由图 3 可知, U_{LR} 上升会引起 I_d 增大, μ_1 随 I_d 增大, 导致 γ 减小; 同时 I_d 和 μ_1 的增大会导致 Q_{dl} 增大, Q_{CI} 随 Q_{dl} 增大, 引起 U_{LI} 降低, 进一步导致 γ 减小。

2 控制器改进措施

2.1 基于电气量变化特性的分析

U_{LR} 上升时, 若考虑 α 的变化, 则由式(6)可得

$$\gamma = \arccos(K_3 \frac{U_{LR}^*}{U_{LI}^*} \cos \alpha + K_2) \quad (10)$$

其中:

$$\begin{cases} K_2 = \frac{\left[R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI}) \right] \cos \beta}{R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI}) + 1.35\sqrt{2}NT_1^2 X_{CI}} \\ K_3 = \frac{1.35\sqrt{2}NT_1 T_R U_{LRN} X_{CI}}{U_{LIN} \left[1.35\sqrt{2}NT_1^2 X_{CI} + R_d + \frac{3N}{\pi}(X_{CR} - X_{CI}) \right]} \end{cases} \quad (11)$$

由式(10)可知, γ 与 U_{LR} 负相关, 而与 α 正相关, 即 γ 在 α 增大时具有增大趋势。若 U_{LI} 不变 ($U_{LI}^* = 1$ pu), 将 γ_{\min} 代入式(10)可得 α 与 U_{LR} 的关系表达式为

$$\alpha = \arccos\left(\frac{\cos \gamma_{\min} - K_2}{K_3 U_{LR}^*}\right) \quad (12)$$

结合式(10)和式(12)可知, 为抑制 U_{LR} 上升导致逆变器换相失败, 应在 U_{LR} 上升时, 增大 α 。

2.2 基于无功功率交换特性的分析

高压直流输电系统运行时, 直流系统与送端交流系统功率交换关系如图 4 所示。

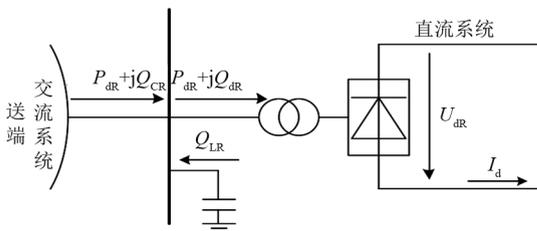


图 4 直流系统与送端交流系统功率交换关系

图 4 中: P_{dr} 为直流系统送端输送的有功功率; Q_{CR} 为送端交流系统提供的无功功率; Q_{LR} 为送端滤波器提供的无功功率; Q_{dr} 为整流器消耗的无功功率。结合图 4 和整流器运行特性可得直流系统送端功率计算公式^[18]为

$$\begin{cases} P_{dr} = U_{dr} I_d \\ Q_{dr} = P_{dr} \tan \varphi_R \\ \cos \varphi_R = \frac{\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu_R)}{2} \end{cases} \quad (13)$$

式中: φ_R 为送端功率因数角; μ_R 为送端换相角。

由式(13)可知, 若增大 α , 则会引起 φ_R 增大, 导致 Q_{dr} 增大, 进而减缓 U_{LR} 的上升, 抑制逆变器换相失败的发生。

2.3 送端控制器的改进

U_{LR} 上升时增大 α 影响 γ 过程如图 5 所示。

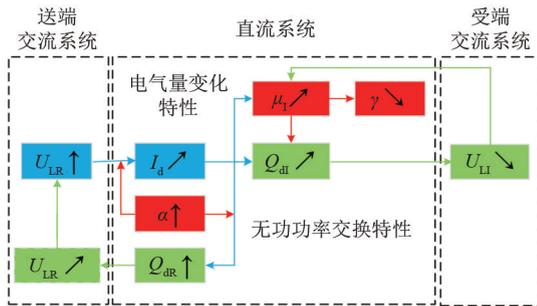


图 5 送端换流母线电压上升时增大触发角影响关断角过程

图 5 中, “↗” “↘” 分别表示 U_{LR} 上升时增大 α 可减缓各参数的增大或减小。由图 5 可知, U_{LR} 上升时增大 α 可改善电气量变化特性和无功功率交换特性, 从而改善 γ 的变化特性。将表 1 所示的 CIGRE HVDC 标准测试模型参数代入式(10), 可得 α 与 U_{LR} 的关系曲线如图 6 所示。

表 1 CIGRE HVDC 标准测试模型参数

参数	系统额定运行值
U_{LRN}/kV	345
U_{LIN}/kV	230
R_d/Ω	5
$X_{CR} = X_{CI}/\Omega$	13.444 5
$\alpha/(\circ)$	20
$\beta/(\circ)$	40
$\gamma/(\circ)$	15
$\gamma_{\min}/(\circ)$	7
N	2
T_R	0.612 8
T_1	0.919 2

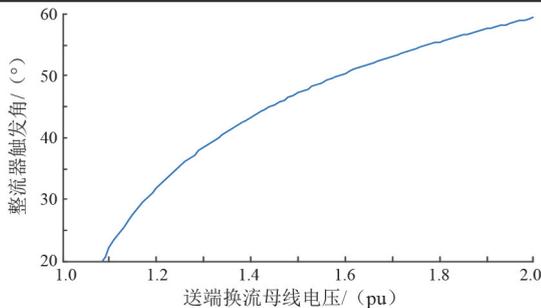


图 6 整流器触发角与送端换流母线电压的关系曲线

U_{LR} 上升时 α 大于图 6 中蓝色曲线数值便可抑制逆变器换相失败的发生。基于式(10)对 CIGRE HVDC 标准测试模型送端控制器^[15]改进后, 其结构如图 7 所示。

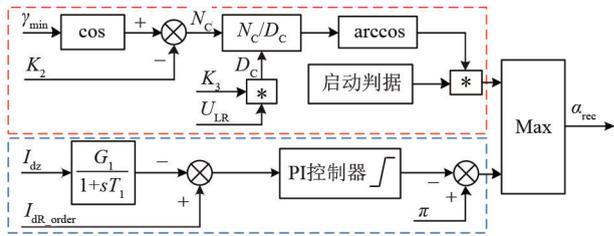


图 7 改进后的送端控制器结构

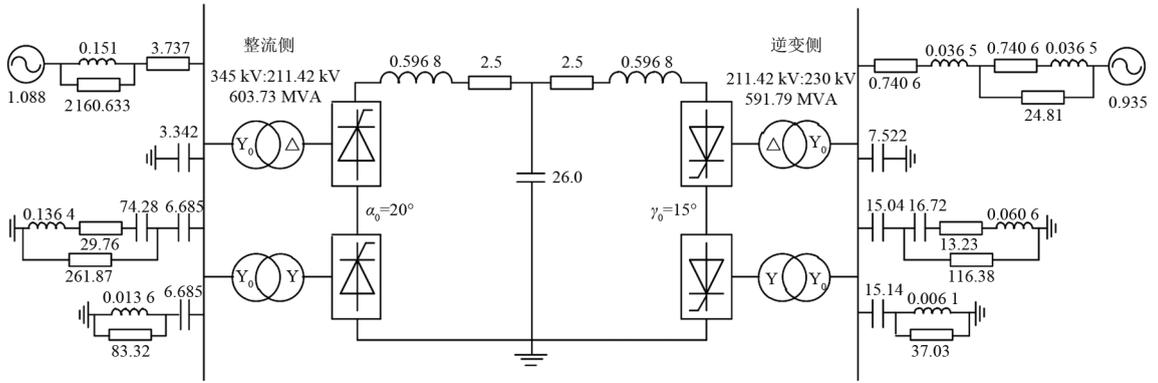
图 7 中： I_{dz} 、 I_{dR_order} 分别为送端直流电流及其指令值； α_{rec} 为整流器触发角指令值；蓝色虚线框内为原系统定电流控制器；红色虚线框内为新增的改进装置，以 $U_{LR}^* > U_{LRM}^*$ 为启动判据，以 $U_{LR}^* < U_{LRM}^*$ 为切出判据。当 U_{LR} 上升时，取输出较大者作为 α_{rec} 。

3 仿真实验

基于 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真平台利用 CIGRE HVDC 标准测试模型仿真验证，具体模型和参数信息^[23]如图 8 所示。系统额定运行时各参数信息见表 1。

3.1 电压上升导致换相失败的机理验证

基于 CIGRE HVDC 标准测试模型参数计算得到 $K_1 = 0.8425$ ， $K_2 = 0.0792$ ， $U_{LRM}^* = 1.0841$ pu。设置 U_{LR} 于 $t = 2$ s 时开始上升，当 $U_{LR}^* = 1.1$ pu 大于 U_{LRM}^* 时，电气量及受端无功功率变化波形如图 9 所示。



注：电阻、电感、电容的单位分别为 Ω 、H、 μF

图 8 CIGRE HVDC 标准测试模型

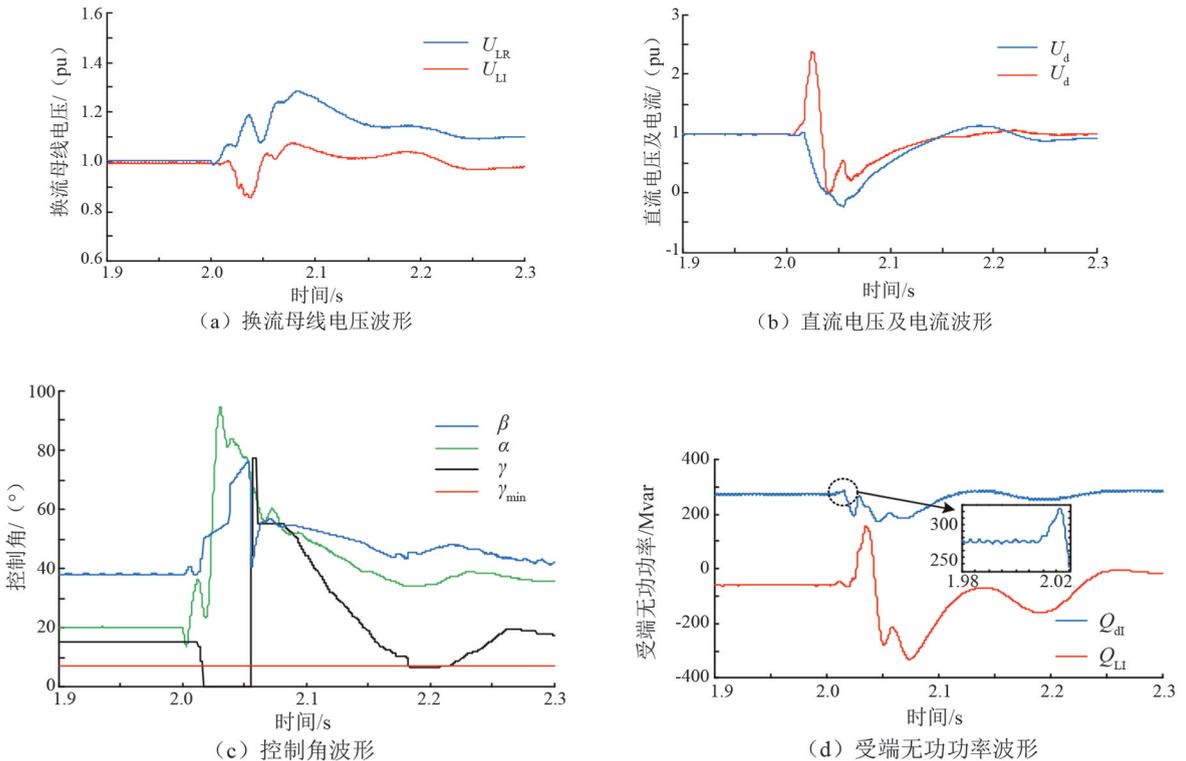


图 9 电气量及受端无功功率变化波形

由图 9 可知, U_{LR} 上升时, I_d 迅速增大, α 先减小后增大, Q_{di} 有增大趋势, Q_{Li} 增大, U_{Li} 减小, γ 减小并小于 γ_{min} , 逆变器发生换相失败。

仿真结果与理论分析一致: U_{LR} 上升会引起 I_d 增大从而导致 γ 减小; 同时 I_d 的增大会引起 Q_{Li} 增加, 导致 U_{Li} 跌落, 进一步导致 γ 减小, 诱发换相失败。

3.2 改进措施有效性验证

送端控制器改进后 α 波形如图 10 所示。

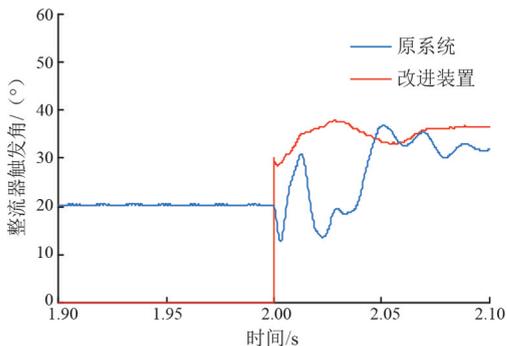
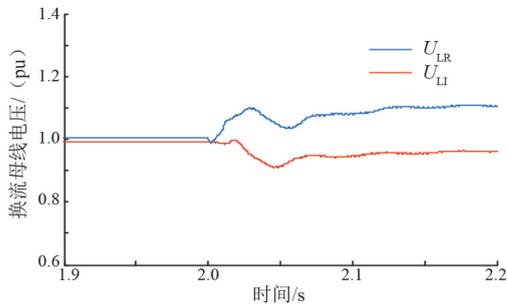


图 10 整流器触发角波形

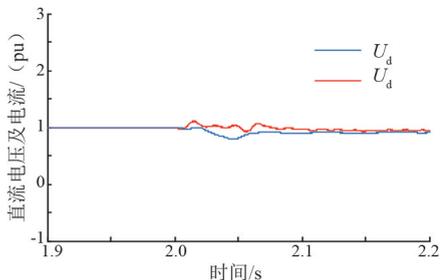
由图 10 可知, U_{LR} 上升时, 改进装置输出的 α 较原系统更大且增速更快。送端控制器改进后电气量及送端无功功率变化波形如图 11 所示。

由图 11 可知, 送端控制器改进后, 在 U_{LR} 上升时 I_d 小幅增大, α 迅速增大, Q_{LR} 增大, U_{Li} 略有减小, γ 减小但并未小于 γ_{min} , 逆变器未发生换相失败。

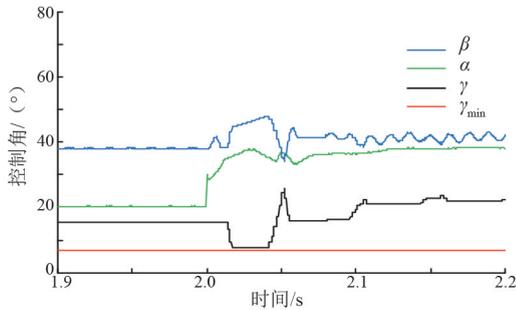
仿真结果与理论分析一致: 改进装置在 U_{LR} 上升时增大 α 以抑制 I_d 的上升, 同时增大 Q_{LR} 从而减缓 U_{LR} 的上升, 有效抑制了逆变器换相失败的发生。



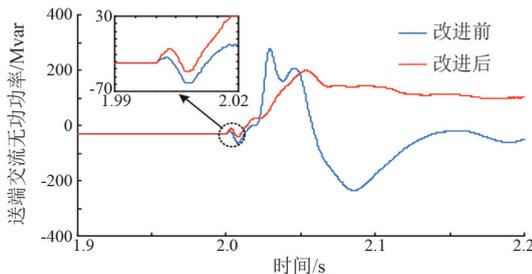
(a) 送端控制器改进后的换流母线电压波形



(b) 送端控制器改进后的直流电压及电流波形



(c) 送端控制器改进后的控制角波形



(d) 送端交流系统提供的无功功率波形

图 11 送端控制器改进后电气量及送端无功功率变化波形

4 结 论

上面分别从电气量变化特性和无功功率交换特性研究了送端换流母线电压上升导致逆变器换相失败的机理及抑制措施, 得到以下结论:

1) 送端换流母线电压上升会引起直流电流增大; 同时逆变器无功功率消耗增加, 引起受端换流母线电压跌落, 二者共同导致逆变器关断角减小, 诱发换相失败。

2) 送端换流母线电压上升时增大整流器触发角可抑制直流电流的增大; 同时整流器无功功率消耗增加, 减缓送端换流母线电压的上升, 从而避免逆变器发生换相失败。

基于上述结论所提出的一种通过改进送端控制器以抑制送端换流母线电压上升导致逆变器换相失败的措施, 经仿真验证有效。

参考文献

[1] 陈国平, 董昱, 梁志峰. 能源转型中的中国特色新能源高质量发展分析与思考[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(17): 5493-5506.

[2] 李小鹏, 戴文睿, 林圣, 等. 基于高频分量的高压直流输电线路单端保护方法[J]. 四川电力技术, 2020, 43(2): 33-35.

- [23] GUO W C, YANG J D, WANG M J, et al. Nonlinear modeling and stability analysis of hydro-turbine governing system with sloping ceiling tailrace tunnel under load disturbance [J]. Energy Conversion and Management, 2015, 106: 127-138.
- [24] CHEN J B, ZHENG Y, LIU D, et al. Quantitative stability analysis of complex nonlinear hydraulic turbine regulation system based on accurate calculation [J]. Applied Energy, 2023, 351: 121853.

(上接第85页)

- [3] 刘泽洪. ± 1100 kV 特高压直流输电工程创新实践[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(23): 7782-7792.
- [4] 谷琛, 李鹏, 何慧雯, 等. ± 1100 kV 以上电压等级直流输电技术研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(20): 6745-6754.
- [5] 刘泽洪, 郭贤珊, 乐波, 等. ± 1100 kV/12000 MW 特高压直流输电工程成套设计研究[J]. 电网技术, 2018, 42(4): 1023-1031.
- [6] YING X, ZHANG X P, YANG C H. Commutation failure elimination of LCC HVDC systems using thyristor-based controllable capacitors [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(3): 1448-1458.
- [7] SHAO Y, TANG Y. Fast evaluation of commutation failure risk in multi-infeed HVDC systems [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(1): 646-653.
- [8] 黄梦华, 傅闯, 汪娟娟, 等. 单相接地时高压直流换相电压相位偏移量特性[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(12): 162-168.
- [9] 阮思焯, 徐凯, 刘丹, 等. 直流输电系统换相失败统计分析及抵御措施建议[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(18): 13-17.
- [10] 周博昊, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 基于直流电流有限时域预测算法的换相失败预防策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(6): 178-185.
- [11] 周博昊, 李凤婷, 宋新甫, 等. 基于直流电流变化量的换相失败预测判别与控制系统优化[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3497-3504.
- [12] 张彦涛, 邱丽萍, 施浩波, 等. 考虑不对称故障影响的多馈入直流系统换相失败快速判别方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(16): 4759-4767.
- [13] 王璐, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 考虑直流电流变化的 HVDC 系统不对称故障换相失败分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(1): 17-23.
- [14] 王峰, 刘天琪, 由新红, 等. 基于暂态直流电流预测的

作者简介:

卢旭东(1976),男,硕士,高级工程师,从事水电运检管理;
何璇(1992),女,工程师,从事计算机、网络安全、信息运维管理;
汤雨(1992),男,工程师,从事水电机组检修管理;
陈金保(1992),男,博士,从事水电机组优化控制方面研究;
肖志怀(1968),男,教授,博士生导师,从事水电机组优化控制方面研究。 (收稿日期:2024-04-19)

- 换相失败临界电压瞬时值判据[J]. 高电压技术, 2021, 47(1): 129-137.
- [15] 马星, 李凤婷, 尹纯亚. 整流侧换流母线电压恢复对逆变器换相的影响[J]. 电网技术, 2020, 44(8): 2950-2960.
- [16] 尹纯亚, 李凤婷, 宋新甫, 等. 多馈出直流系统换相失败快速判别方法[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3459-3465.
- [17] MIRSAEIDI S, DONG X Z, TZELEPIS D, et al. A predictive control strategy for mitigation of commutation failure in LCC-based HVDC systems [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(1): 160-172.
- [18] XIAO H, LI Y H, LAN T K, et al. Sending end AC faults can cause commutation failure in LCC-HVDC inverters [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(5): 2554-2557.
- [19] 汤奕, 郑晨一, 楼伯良, 等. 抑制连续换相失败的直流功率控制策略[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3514-3522.
- [20] LIU L, LIN S, SUN P Y, et al. A calculation method of pseudo extinction angle for commutation failure mitigation in HVDC [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(2): 777-779.
- [21] 尹纯亚, 李凤婷, 陈伟伟, 等. 单极闭锁引起直流健全极换相失败分析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(11): 114-119.
- [22] 夏海涛, 周小平, 洪乐荣, 等. 一种抑制后续换相失败的自适应电流偏差控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(15): 4345-4355.
- [23] 马星, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 整流侧换流母线电压恢复导致逆变器换相失败的机理分析[J]. 电力工程技术, 2021, 40(4): 83-88.

作者简介:

马星(1996),男,硕士,工程师,从事电力系统规划、多能源系统、电力系统运行、电网安全分析等工作;
尹纯亚(1994),男,博士,副教授,研究方向为交直流系统稳定与控制。 (收稿日期:2023-11-29)