

直流孤岛送电系统的功率输送能力分析

周煜智, 徐 政, 董桓锋

(浙江大学 电气工程学院, 浙江 杭州 310027)

摘要: 传统高压直流输电系统存在送端孤岛运行的可能性, 而直流孤岛送电系统的功率输送能力是其运行特性的重要方面, 因此对直流孤岛送电系统的功率输送能力进行了针对性的研究。在 PSCAD/EMTDC 仿真程序中搭建了直流孤岛送电系统模型; 通过理论计算和时域仿真 2 种方法分别绘制系统最大功率曲线, 根据直流电流指令值变化速率的不同, 分类讨论了慢速电流变化时的励磁模型和励磁参数对系统功率输送能力的影响、快速电流变化时励磁参数对系统过渡过程的影响; 将所提方法应用于分析送端交流系统故障, 阐述失稳机理并提出改善措施。仿真结果表明: 基于功率输送能力分析的直流电流限幅和发电机强励措施能显著改善直流孤岛送电系统发生故障后的暂态响应特性。

关键词: 直流孤岛; 输送能力; 最大功率曲线; 短路比; 励磁系统; 改善措施; 时域仿真; 模型

中图分类号: TM 761

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2017.10.014

0 引言

传统高压直流输电技术在我国西电东送的能源发展战略中发挥了举足轻重的作用, 随着大型水电基地与火电基地的集约化开发, 能源基地送端交流系统存在孤岛运行方式。例如, 云广直流采用送端孤岛运行方式, 可大幅提升云南电力外送能力, 同时能有效避免直流系统故障蔓延至交流输电通道所造成的系统失稳风险。因此, 云广直流在规划设计阶段就提出将送端孤岛方式作为一种正常运行方式^[1-5]。另有一些直流工程, 如锦苏、中蒙、呼辽、向上等, 则由于送端系统与交流主网联系薄弱或者处于建设过渡期等原因, 存在正常运行或故障后转入孤岛运行的可能性^[6-12]。针对直流孤岛送电系统, 在频率控制^[5-10]、暂态稳定分析^[11-14]以及过电压计算^[15-17]等诸多方面进行了研究。

直流孤岛送电系统的功率输送能力是其运行特性的重要方面。文献[13-14]所述的送端交流系统线路发生 $N-1$ 、 $N-2$ 故障情况下的电压失稳问题, 其本质原因就是故障导致直流孤岛送电系统的功率输送能力下降, 系统运行点转移至不稳定的运行区域。对于直流输电系统的功率输送能力而言, 以往文献的研究对象通常为逆变侧受端系统^[18-24]。但是, 直流孤岛送电系统和逆变侧受端系统的系统特性存在较大差异: 逆变侧受端系统电网规模较大且结构复杂, 分析时很难准确考虑发电机励磁系统的影响; 直流孤岛送电系统位于整流侧, 对交流系统电压与无功支撑能力的要求没有逆变侧高, 其电网规模小且结构简单, 发电机励磁系统对功率输送能力有显著的提升作用。鉴于上述差异, 以往文献的研究结论应用到直流孤岛送电系统中的适用性较为有限。

本文对直流孤岛送电系统的功率输送能力进行了针对性的研究: 首先, 在 PSCAD/EMTDC 仿真程序中搭建了直流孤岛送电系统模型; 然后, 通过理论计算和时域仿真 2 种方法分别绘制了系统最大功率曲线 MPC (Maximum Power Curve), 根据直流电流指令值变化速率的不同, 分类讨论了慢速电流变化时励磁模型和励磁参数对系统功率输送能力的影响, 快速电流变化时励磁参数对系统过渡过程的影响; 最后, 将上述分析方法应用到具体的送端交流系统故障中, 从直流系统功率输送能力的角度阐述失稳机理并提出改善措施。

1 系统模型

1.1 数学模型

直流孤岛送电系统可以等效为图 1 所示的准稳态数学模型^[18-22]。图中, $E_a \angle \delta$ 为交流系统等效电动势; $Z_a \angle \theta$ 为交流系统等效阻抗; U_{ac} 为换流站交流母线电压; B_c 为交流滤波器及无功补偿装置等效导纳; x_T 为换流变压器漏抗; τ 为换流变压器分接头系数; U_{dc} 和 I_{dc} 分别为直流电压和电流; P_{ac} 和 Q_{ac} 分别为交流有功和无功; P_{dc} 和 Q_{dc} 分别为流入直流系统的有功和无功; Q_c 为交流滤波器及无功补偿装置提供的无功功率。

在图 1 的等效模型中, 取交流系统的功率基准值

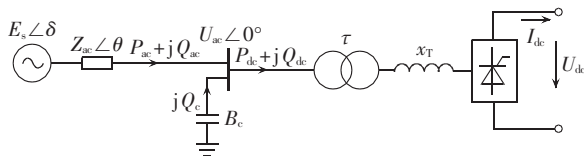


图 1 直流孤岛送电系统等效模型

Fig.1 Equivalent model of DC island transmission system

S_{acb} 和直流系统的功率基准值 S_{dcb} 为直流额定功率 P_{dcN} , 交流系统电压基准值 U_{acb} 为交流母线额定电压 U_{acN} , 直流系统电压基准值 U_{dcb} 为直流额定电压 U_{dcN} , 同时定义常数 K 如式(1)所示。

$$K = \frac{U_{\text{dcb}}}{U_{\text{acb}}} \tau_{\text{dcN}} \quad (1)$$

其中, τ_{dcN} 为换流变压器额定变比。

则图 1 所示等效模型的特性可用如下 9 个方程描述。

$$P_{\text{dc}} = \frac{3K_p K_b U_{\text{ac}}^2}{4\pi x_T \tau^2} \{ \cos(2\alpha) - \cos[2(\alpha + \mu)] \} \quad (2)$$

$$Q_{\text{dc}} = \frac{3K_p K_b U_{\text{ac}}^2}{4\pi x_T \tau^2} \{ 2\mu + \sin(2\alpha) - \sin[2(\alpha + \mu)] \} \quad (3)$$

$$I_{\text{dc}} = \frac{KU_{\text{ac}}}{\sqrt{2} x_T \tau} [\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)] \quad (4)$$

$$U_{\text{dc}} = \frac{3\sqrt{2} K_p K_b U_{\text{ac}}}{2\pi K \tau} [\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)] \quad (5)$$

$$P_{\text{ac}} = \frac{E_s U_{\text{ac}} \cos(\theta - \delta) - U_{\text{ac}}^2 \cos \theta}{Z_{\text{ac}}} \quad (6)$$

$$Q_{\text{ac}} = \frac{E_s U_{\text{ac}} \sin(\theta - \delta) - U_{\text{ac}}^2 \sin \theta}{Z_{\text{ac}}} \quad (7)$$

$$Q_c = B_c U_{\text{ac}}^2 \quad (8)$$

$$P_{\text{ac}} = P_{\text{dc}} \quad (9)$$

$$Q_{\text{ac}} + Q_c = Q_{\text{dc}} \quad (10)$$

其中, K_p 为直流输电系统极数; K_b 为换流站每极 6 脉动换流桥个数; α 为触发角; μ 为换相重叠角。

1.2 仿真模型

在 PSCAD/EMTDC 仿真程序中搭建如图 2 所示的直流孤岛送电系统的仿真模型。该模型由 CIGRE Benchmark 标准测试系统修改而来, 具体情况如下: 将送端交流系统由原来的“理想源+阻抗”替换为实际的“发电机+交流线路”, 其他地方不做改动。图中, U_i 为发电机机端电压; X_s 为送端交流系统电抗。

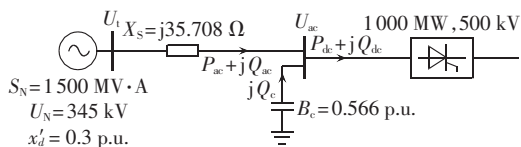


图 2 直流孤岛送电系统仿真模型

Fig.2 Simulation model of DC island transmission system

在图 2 所示直流孤岛送电系统中, 发电机经 2 回交流线路接入直流整流站, 其中发电机额定容量 $S_N = 1500 \text{ MV} \cdot \text{A}$, 额定电压 $U_N = 345 \text{ kV}$, 暂态电抗 $x_d' = 0.3 \text{ p.u.}$ ($U_{\text{base}} = 345 \text{ kV}$, $S_{\text{base}} = 1500 \text{ MV} \cdot \text{A}$), 发电机模型采用次暂态电势变化模型(5 阶模型), 包含励磁系统和调速系统, 不包含电力系统稳定器 PSS(Power System Stabilizer); 送端交流系统电抗 $X_s = j35.708 \Omega$; 直流

额定功率 $P_{\text{dcN}} = 1000 \text{ MW}$, 额定电压 $U_{\text{dcN}} = 500 \text{ kV}$; 交流滤波器及无功补偿装置等效导纳 $B_c = 0.566 \text{ p.u.}$ ($U_{\text{base}} = 345 \text{ kV}$, $S_{\text{base}} = 1000 \text{ MV} \cdot \text{A}$)。直流模型采用 CIGRE Benchmark 模型, 正常运行时整流侧采用定电流或定功率控制, 逆变侧采用定最小熄弧角($\gamma_{\min}$)控制。

将交流系统的功率基准值 S_{acb} 和直流系统的功率基准值 S_{dcb} 取 $1000 \text{ MV} \cdot \text{A}$, 交流系统电压基准值 U_{acb} 取 345 kV , 则 $x_d' = 0.2 \text{ p.u.}$, $X_s = 0.3 \text{ p.u.}$, $B_c = 0.566 \text{ p.u.}$ 。稳定运行时, $U_{\text{ac}} = 1 \text{ p.u.}$, $P_{\text{ac}} = 1 \text{ p.u.}$, $Q_{\text{ac}} = 0$ 。由此可得: 发电机暂态电势 $E' = 1.118 \text{ p.u.}$, 发电机机端电压 $U_i = 1.044 \text{ p.u.}$ 。

值得注意的是, 本文采用的数学模型和仿真模型都具有足够的典型性, 能够充分描述直流孤岛送电系统的物理本质并揭示其运行机理。因此, 尽管下文是针对图 1 和图 2 的特定情况进行分析, 但其研究结论仍具有普遍意义, 应用于其他情况时只有具体数据上的差异。

1.3 MPC

本文通过理论计算和时域仿真 2 种方法分别绘制直流孤岛送电系统的 MPC。

理论计算方法绘制 MPC 的具体过程为: 在式(2)—(10)中包含 K 、 K_p 、 K_b 、 x_T 、 τ 、 B_c 、 Z_{ac} 、 θ 、 E_s 、 δ 、 α 、 μ 、 U_{dc} 、 I_{dc} 、 P_{dc} 、 Q_{dc} 、 P_{ac} 、 Q_{ac} 、 Q_c 和 U_{ac} 共 20 个变量, 其中前 9 个变量已知, 剩下的 11 个变量中, I_{dc} 为自变量(已知)。当 I_{dc} 较小时, 直流系统运行于整流侧定电流控制、逆变侧定 $\gamma_{\min}$ 控制模式, $U_{\text{dc}} \approx 1 \text{ p.u.}$, 根据式(2)—(10)可以求解余下 9 个未知变量; 当 I_{dc} 较大时, 直流系统运行于整流侧定最小触发角($\alpha_{\min}$)控制、逆变侧定电流控制模式, $\alpha = 5^\circ$, 同样可以求解余下 9 个未知变量。最后, 计算所得 $P_{\text{dc}} - I_{\text{dc}}$ 曲线即为 MPC。

理论计算方法绘制 MPC 需要注意的是: 图 1 所示等效模型中交流系统的戴维南等效电压源幅值 E_s 和交流系统等效阻抗 $Z_{\text{ac}} \angle \theta$ 的取值。当 $Z_{\text{ac}} \angle \theta = 0.5 \angle 90^\circ \text{ p.u.}$ 、 $E_s = 1.118 \text{ p.u.}$ 时, 得到的 MPC 定义为 QMPC- E' , 对应以往文献中不考虑发电机励磁系统作用, 发电机暂态电势 E' 保持不变的情况; 当 $Z_{\text{ac}} \angle \theta = 0.3 \angle 90^\circ \text{ p.u.}$ 、 $E_s = 1.044 \text{ p.u.}$ 时, 得到的 MPC 定义为 QMPC- U_i , 对应理想状态下发电机励磁系统能维持机端电压 U_i 恒定的情况。

时域仿真方法绘制 MPC 的具体过程如下。

a. 根据直流孤岛送电系统的拓扑结构、系统参数、控制方式等原始信息, 在仿真程序中搭建满足研究要求的直流孤岛送电系统仿真模型。

b. 以一定的速率不断增大直流电流指令值, 可以在仿真程序中得到发电机机端电压 U_i 、整流站交流母线电压 U_{ac} 、直流功率 P_{dc} 以及直流电流 I_{dc} 等运行状态变量关于时间 t 的变化关系。

c. 将 $P_{dc}-t$ 曲线和 $I_{dc}-t$ 曲线转换为 $P_{dc}-I_{dc}$ 曲线,即为 MPC,定义此时的 MPC 为 DMPC,对应直流孤岛送电系统的实际情况。由 MPC 可知系统最大可送功率 MAP(Maximum Available Power)以及对应的最大可送电流 I_{MAP} ,据此分析直流孤岛送电系统的功率输送能力。

时域仿真方法绘制 MPC 需要注意的是:直流电流指令值的变化速率 CORR(Current Order Ramp Rate)。尽管直流控制系统和发电机励磁系统的响应时间较短,但当 CORR 较大时,系统仍会存在短暂的过渡过程。因此,下文将根据有无过渡过程,分慢速电流变化和快速电流变化 2 种情况讨论。

2 功率输送能力分析

2.1 慢速电流变化

当 CORR 很小,即直流电流指令值缓慢增加时,可以认为直流孤岛送电系统不存在过渡过程,此时得到的 DMPC 为发电机励磁系统作用的最终效果。

发电机励磁系统种类繁多,按励磁机原理不同可分为静止励磁系统、交流励磁系统和直流励磁系统 3 类,每类励磁系统又可细分成多种励磁模型,每种励磁模型的参数设置也有不同组合。本文以每类励磁系统中应用最广泛的励磁模型为例,即选取 ST1A、AC2A 和 DC1A 3 种励磁模型,除励磁增益 K_e 对比分析外,其余励磁参数均采用 PSCAD 默认设置(详见文献[25]),研究慢速电流变化时励磁模型和励磁参数对系统功率输送能力的影响。

图 3 给出了励磁模型为 ST1A,直流电流指令值从 1.0 p.u. 以 0.01 p.u./s 的速率增大到 2.1 p.u. 时,不同励磁增益 K_e 对应的 DMPC(P_{dc} 、 I_{dc} 为标么值)。作为对比,图中还给出了 QMPC- E' 和 QMPC- U_i 。

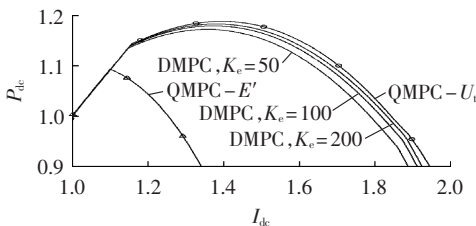


图 3 慢速电流变化时的 DMPC

Fig.3 DMPCs in slow current order ramping rate

对比 DMPC 和 QMPC- E' 可知:考虑发电机励磁系统作用后,直流孤岛送电系统的功率输送能力有了显著提高。

以往研究中的研究对象为逆变侧受端系统,由于受端电网规模较大且结构复杂,难以准确考虑发电机励磁系统的影响,所以当受端交流系统进行戴维南等效时通常假设发电机暂态电势 E' 保持不变,受端系统等效阻抗包含了发电机暂态电抗 x'_d ,这也正是文

献[18]估算交流系统短路容量时的处理方法。因此,采用短路比 SCR(Short Circuit Ratio)衡量受端电网强度,分析受端电网的功率输送能力与 SCR 之间的关系,是合理的。

与逆变侧受端系统不同,直流孤岛送电系统规模小且结构简单,其可以准确考虑发电机励磁系统的影响。在发电机励磁系统作用下,发电机暂态电势 E' 会增大,理想状态下发电机机端电压 U_i 保持不变。因此,采用 SCR 衡量送端电网强度,特别是分析直流孤岛送电系统的功率输送能力与 SCR 之间的关系,是不准确的。

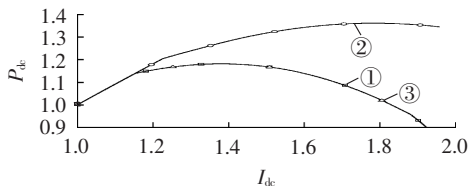
为了进一步揭示直流孤岛送电系统的功率输送能力的决定因素,对图 2 所示仿真模型的交流系统参数 x'_d 、 X_s 和 U_i 稍作修改,形成如表 1 所示的 3 种组合(x'_d 、 X_s 、 U_i 、 E' 、SCR 均为标么值),其中参数组合 1 为原始参数。

表 1 3 种交流系统参数组合

Table 1 Three parameter combinations of AC system

系统参数组合	x'_d	X_s	SCR	U_i	E'
1	0.2	0.3	2.00	1.044	1.118
2	0.3	0.2	2.00	1.020	1.118
3	0.3	0.3	1.67	1.044	1.166

对 3 种参数组合下的直流孤岛送电系统分别绘制其慢速电流变化时的 DMPC,仿真结果如图 4 所示(P_{dc} 、 I_{dc} 为标么值)。对比曲线①和曲线②可知,SCR 相同时,系统 DMPC 不一定重合;对比曲线①和曲线③可知, X_s 相同时,系统 DMPC 重合。由此可知,真正决定直流孤岛送电系统功率输送能力的因素是交流系统阻抗 X_s 而非 SCR。也就是说,在将以往文献中关于逆变侧受端系统功率输送能力的研究结论应用到直流孤岛送电系统场景时,交流系统的电压恒定由原来的发电机暂态电势 E' 处前移到发电机机端电压 U_i 处,同时等效阻抗的组成不包含发电机暂态电抗 x'_d 。对图 2 中仿真模型只改变交流系统参数,且保证正常稳定运行时都满足 $U_{ac}=1$ p.u.、 $P_{ac}=1$ p.u.、 $Q_{ac}=0$,其 MAP 和 I_{MAP} 随 X_s 的变化曲线如图 5 所示(MAP、 I_{MAP} 、 X_s 均为标么值)。



- ① $X_s=0.3$ p.u., SCR=2.0
- ② $X_s=0.2$ p.u., SCR=2.0
- ③ $X_s=0.3$ p.u., SCR=1.67

图 4 3 种交流系统参数组合下慢速电流变化时的 DMPC

Fig.4 DMPCs in slow current order ramping rate under three parameter combinations of AC system

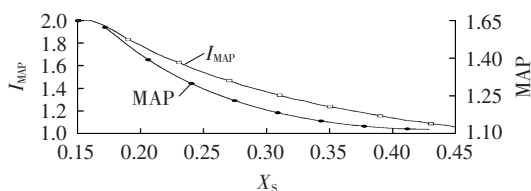


图 5 慢速电流变化时 MAP、 I_{MAP} 随 X_S 的变化曲线

Fig.5 Curves of MAP and I_{MAP} vs. X_S in slow current order ramping rate

对比不同励磁增益 K_e 时的 DMPC 和 QMPC- U_i 可知:DMPC 和 QMPC- U_i 相差不多,但随着励磁增益 K_e 增大,直流孤岛送电系统的功率输送能力增强,且 DMPC 逐渐逼近理想状态下 U_i 恒定时的 QMPC- U_i 。这是因为随着励磁增益 K_e 增大,励磁系统维持机端电压恒定的能力增强,发电机机端电压 U_i 随直流电流 I_{dc} 增大时的下降幅度减小,如图 6 所示(U_i 、 I_{dc} 为标么值)。但是,过大的励磁增益 K_e 容易导致系统阻尼不足,在实际取值时需综合考虑,避免产生阻尼比小于 3% 的振荡模式。

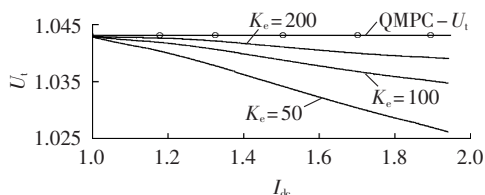


图 6 慢速电流变化时 U_i 随 I_{dc} 的变化曲线

Fig.6 Curves of U_i vs. I_{dc} in slow current order ramping rate

图 7 给出了励磁模型分别为 ST1A、AC2A 和 DC1A,慢速电流变化时, I_{MAP} - K_e 和 MAP- K_e 关系图(I_{MAP} 、MAP 为标么值)。从图 7 中可以看出:慢速电流变化时,发电机励磁系统对直流孤岛送电系统功率输送能力的影响,关键在于励磁系统维持机端电压恒定的能力。励磁模型确定以后,随着励磁增益不断增大,励磁系统维持机端电压恒定的能力增强,直流孤岛送电系统的功率输送能力也随之增强,且不断逼近理想状态下发电机机端电压恒定时的 MPC。一般而言,实际工程中应用的励磁系统,其维持机端电压恒定的能力较强,所以实际的 DMPC 和理想的 QMPC- U_i

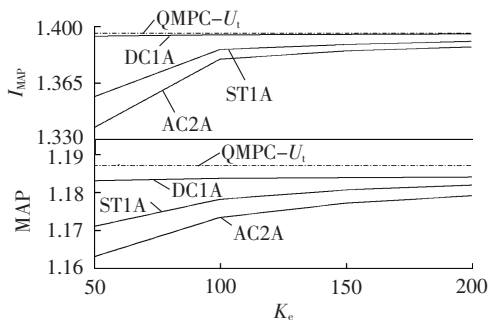


图 7 慢速电流变化时 MAP、 I_{MAP} 随 K_e 的变化曲线

Fig.7 Curves of MAP and I_{MAP} vs. K_e in slow current order ramping rate

相差不多。

2.2 快速电流变化

当 CORR 较大,即直流电流指令值快速增加时,尽管直流控制系统和发电机励磁系统的响应时间比较短,直流孤岛送电系统仍然会存在短暂的过渡过程。该过渡过程主要与励磁系统的暂态响应特性有关,本文以 ST1A 励磁模型为例,研究快速电流变化时,励磁增益 K_e 与励磁时间常数 T_e 对系统短暂过渡过程的影响。

图 8 和图 9 分别给出了励磁模型为 ST1A,直流电流指令值从 1.0 p.u. 以 2.0 p.u./s 的速率增大到 1.3 p.u. 时,不同励磁增益 K_e 和励磁时间常数 T_e 对应的 DMPC (P_{dc} 、 I_{dc} 均为标么值)。作为对比,图中还画出了 QMPC- E' 和 QMPC- U_i 。

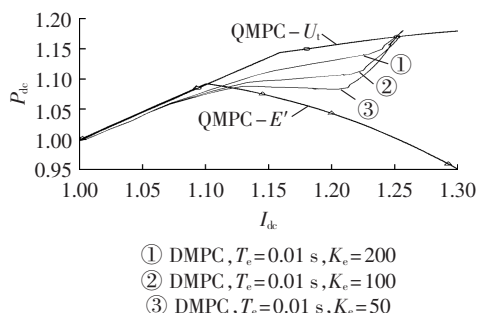


图 8 快速电流变化时不同 K_e 下的 DMPC

Fig.8 DMPCs vs. K_e in fast current order ramping rate

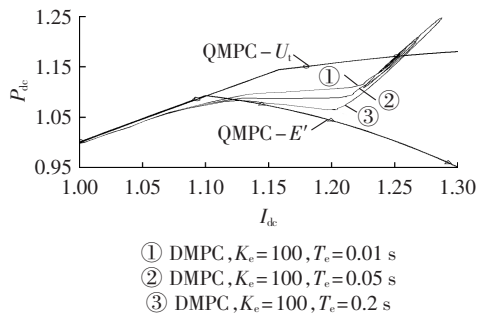


图 9 快速电流变化时不同 T_e 下的 DMPC

Fig.9 DMPCs vs. T_e in fast current order ramping rate

从图 8 可以看出:当励磁时间常数 T_e 一定时,随着励磁增益 K_e 增大,过渡过程的 DMPC 更接近 QMPC- U_i ,其稳定点也不断提高,这与慢速电流变化时分析结果一致。

从图 9 可以看出:当励磁增益 K_e 一定时,随着励磁时间常数 T_e 减小,过渡过程的 DMPC 更接近 QMPC- U_i ,其振荡幅度也不断减小,最终稳定到同一运行点。

综合图 8 和图 9 可以看出:快速电流变化时,DMPC 上的系统运行点总是先大致沿着 QMPC- E' 移动,之后再折向 QMPC- U_i 移动,在励磁系统暂态响应速度较慢(如 $K_e=100$, $T_e=0.2$ s)时尤其明显。这是

因为直流电流快速增大时,初期励磁系统尚未响应,发电机暂态电势 E' 保持不变,之后励磁系统作用,维持发电机机端电压 U_t 恒定。DMPC 过渡过程中的拐点表示发电机励磁系统发挥有效控制的时刻。

综上所述,快速电流变化时发电机励磁参数对系统过渡过程的影响,关键在于励磁系统的暂态响应速度,而随着励磁系统暂态响应速度加快,直流孤岛送电系统的过渡过程缩短,且运行轨迹更接近发电机机端电压恒定时的 MPC。一般而言,实际工程中应用的励磁系统,其暂态响应速度较快,所以实际的 DMPC 过渡过程较短,在数百毫秒之内,如果研究的时间尺度较长,可以忽略其过渡过程,只考虑励磁系统的最终效果。

3 故障仿真

本节以图 2 所示直流孤岛送电系统为例,仿真其送端交流系统线路发生 $N-1$ 故障,观察系统暂态响应情况,应用第 2 节所述的分析方法,从功率输送能力的角度阐述失稳机理,并提出改善措施。

3.1 失稳机理

送端交流系统线路发生 $N-1$ 故障具体设置情况为: $t=3.0\text{ s}$ 时,在整流站交流母线处发生三相接地短路故障,0.1 s 后故障清除,同时跳 1 回交流线路(正常运行时有 2 回交流线路)。系统暂态响应情况如图 10 所示(U_{ac} 、 I_{dc} 、 P_{dc} 、 f 为标幺值),相应的系统运行点变化如图 11 所示(P_{dc} 、 I_{dc} 为标幺值)。图 11 中 DMPC₁ 为送端交流系统电抗 X_s 从原来的 0.3 p.u. 增至故障

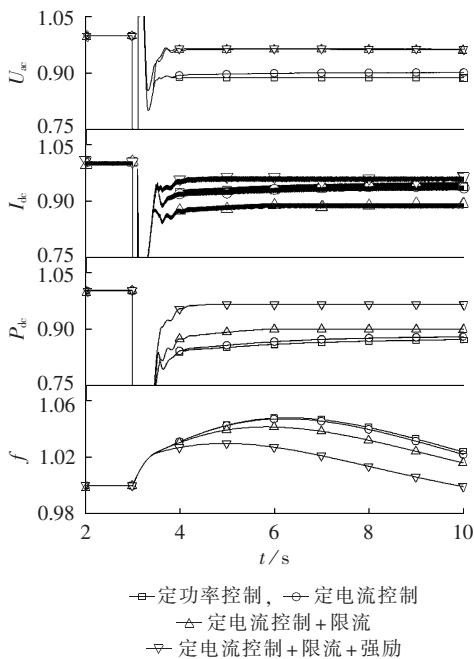


图 10 送端交流系统线路发生 $N-1$ 故障时系统暂态响应情况

Fig.10 System transient response with $N-1$ fault in transmission line of sending-end AC system

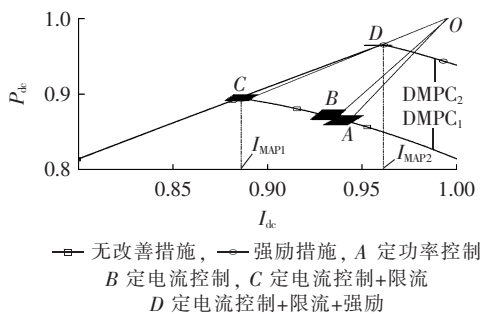


图 11 送端交流系统线路发生 $N-1$ 故障前后系统运行点
Fig.11 System operating points with and without $N-1$ fault in transmission line of sending-end AC system

后的 0.6 p.u.,其他参数保持不变时对应的 MPC。

从图 10 和图 11 可得如下结论。

a. 无论是定功率方式还是定电流方式,不采取改善措施时,故障清除后送端系统的交流电压都难以恢复。从功率输送能力的角度来看,其失稳机理可阐述如下:故障导致直流孤岛送电系统的功率输送能力下降,系统最大可送电流 I_{MAP1} 减小至 0.89 p.u.,而直流电流指令值大于 I_{MAP1} ,所以故障发生后系统运行点转移到 I_{MAP1} 的右半区域,即 $dP_{dc}/dI_{dc}<0$ 区域。在该运行区域内,直流电流越大,直流消耗的无功功率越多,交流系统电压越低,直流输送的有功功率也越小,是不合理的运行区域。理论上而言,在此区域内直流系统无法稳定运行在定功率方式,但实际上,由于低压限流环节的作用,系统还是能运行在新的稳定点。但无论是定功率方式还是定电流方式,新的稳定点都不是合理运行点。

b. 直流系统控制模式为定功率方式时,故障发生前后,系统从原来的运行点 O 逐渐稳定到新的运行点 A :整流站交流母线电压 U_{ac} 为 0.888 p.u.,直流电流 I_{dc} 约为 0.940 p.u.,直流功率 P_{dc} 为 0.872 p.u.。整个暂态过程中送端系统频率峰值为 1.047 p.u.。

c. 直流系统控制模式为定电流方式时,故障发生前后,系统从原来的运行点 O 逐渐稳定到新的运行点 B :整流站交流母线电压 U_{ac} 为 0.902 p.u.,直流电流 I_{dc} 约为 0.930 p.u.,直流功率 P_{dc} 为 0.879 p.u.。整个暂态过程中送端系统频率峰值为 1.046 p.u.。

d. 对比 2 种直流系统控制模式下系统新的稳定运行点可知,定电流方式要略优于定功率方式,具体表现在:整流站交流母线电压 U_{ac} 略高,直流电流 I_{dc} 略小,而直流功率 P_{dc} 略大,整个暂态过程中送端系统频率峰值也略小。因此,在直流功率接近稳定极限时采用定电流方式对系统电压稳定性更为有利。

3.2 改善措施

根据 3.1 节的分析可知,送端交流系统线路发生 $N-1$ 故障后,直流孤岛送电系统交流电压恢复困难的关键原因是:直流电流指令值大于系统最大可送电流,

导致系统运行点转移至不合理的运行区域。事实上,直流孤岛送电系统的直流控制系统通常还包含频率限制控制器 FLC(Frequency Limit Controller),即使考虑低压限流环节,仍会导致故障后直流电流指令值不合理地增大^[26]。因此,可以考虑对直流电流指令值增加限幅环节,限幅值取系统最大可送电流 I_{MAP} ,从而避免系统运行点转移至 I_{MAP} 右半区域,同时能保证直流系统在故障清除后能最大限度地输送功率,降低频率峰值。

另一方面,发电机机端电压升高能提高直流孤岛送电系统的功率输送能力。因此,可以考虑故障后提高发电机励磁电压参考值 U_{ref} ,如本文中 U_{ref} 从原来的 1.044 p.u. 提高到 1.094 p.u.,对应的系统 MPC 如图 11 中 DMPC₂ 所示,系统最大可送电流 I_{MAP2} 增大到 0.96 p.u.,此时再结合直流电流限幅,能进一步降低频率峰值,改善系统的暂态响应特性。

图 10 给出了直流控制模为定电流方式时,采取直流电流限幅和发电机强励+直流电流限幅措施后的系统暂态响应特性,相应的系统运行点变化如图 11 所示。

从图 10 和图 11 可得如下结论。

a. 单独采取直流电流限幅措施时,故障发生后,系统从原来的运行点 O 逐渐稳定到新的运行点 C : 整流站交流母线电压 U_{ac} 为 0.961 p.u.,直流电流 I_{dc} 约为 0.890 p.u.,直流功率 P_{dc} 为 0.899 p.u.。整个暂态过程中送端系统频率峰值为 1.041 p.u.。对比不采取措施时的运行点 B ,采取措施后直流电流减小,而直流功率提高,交流电压正常恢复,频率峰值略有下降。

b. 采取发电机强励+直流电流限幅措施时,故障发生前后,系统从原来的运行点 O 逐渐稳定到新的运行点 D : 整流站交流母线电压 U_{ac} 为 0.964 p.u.,直流电流 I_{dc} 约为 0.960 p.u.,直流功率 P_{dc} 为 0.964 p.u.。整个暂态过程中送端系统频率峰值为 1.029 p.u.。对比单独采取直流电流限幅措施时的运行点 C ,此时的频率峰值大幅下降。

4 结论

本文通过时域仿真方法绘制直流孤岛送电系统的 MPC,从而分析其功率输送能力,主要结论如下。

a. 考虑发电机励磁系统作用后,直流孤岛送电系统的功率输送能力有了显著提高。在将以往文献中关于逆变侧受端系统的功率输送能力的研究结论应用到直流孤岛送电系统场景时,交流系统的电压恒定由原来的发电机暂态电势 E' 处前移到发电机机端电压 U_i 处,同时等效阻抗的组成不包含发电机暂态电抗 x'_d 。

b. 慢速电流变化时,励磁模型确定后,随着励磁

增益增大,励磁系统维持机端电压恒定的能力增强,直流孤岛送电系统的功率输送能力也随之增强,且不断逼近理想状态下发电机机端电压恒定时的 MPC。

c. 快速电流变化时,随着励磁系统暂态响应速度加快,直流孤岛送电系统的过渡过程缩短,且运行轨迹更接近发电机机端电压恒定时的 MPC。如果研究的时间尺度较长,可以忽略这一过渡过程,只考虑励磁系统的最终效果。

d. 从功率输送能力的角度能很好地解释直流孤岛送电系统在送端交流系统故障时电压难以恢复的问题,且基于功率输送能力分析的直流电流限幅和发电机强励措施能显著改善故障后系统的暂态响应特性。

参考文献:

- [1] 吴宝英,陈允鹏,陈旭,等. ± 800 kV 云广直流输电工程对南方电网安全稳定的影响[J]. 电网技术,2006,30(22):5-12.
WU Baoying, CHEN Yunpeng, CHEN Xu, et al. Study on impacts of ± 800 kV Yunnan-Guangdong HVDC transmission project on security and stability of China Southern Power Grid[J]. Power System Technology, 2006, 30(22): 5-12.
- [2] 金小明,蔡汉生. 云广特高压直流系统孤岛运行的影响及相应对策[J]. 南方电网技术,2010,4(2):15-20.
JIN Xiaoming, CAI Hansheng. The impact of islanding operation of Yunnan-Guangdong UHVDC system and corresponding countermeasures[J]. Southern Power System Technology, 2010, 4(2): 15-20.
- [3] 张勇,徐光虎,余畅,等. 云广 ± 800 kV 直流安全稳定控制方案研究[J]. 南方电网技术,2010,4(4):32-36.
ZHANG Yong, XU Guanghu, YU Chang, et al. Study on the security-stability control scheme for Yunnan-Guangdong ± 800 kV DC system[J]. Southern Power System Technology, 2010, 4(4): 32-36.
- [4] 洪潮. 云广特高压直流孤岛运行方式下单极闭锁故障分析[J]. 中国电机工程学报,2016,36(7):1801-1807.
HONG Chao. Mono-polar blocking fault analysis of Yunnan-Guangdong UHVDC system islanding operation[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1801-1807.
- [5] 陈亦平,程哲,张昆,等. 高压直流输电系统孤岛运行调频策略[J]. 中国电机工程学报,2013,33(4):96-102.
CHEN Yiping, CHENG Zhe, ZHANG Kun, et al. Frequency regulation strategy for islanding operation of HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(4): 96-102.
- [6] 贺静波,张剑云,李明节,等. 直流孤岛系统调速器稳定问题的频域分析与控制方法[J]. 中国电机工程学报,2013,33(16):137-143.
HE Jingbo, ZHANG Jianyun, LI Mingjie, et al. Frequency domain analysis and control for governor stability problem in islanded HVDC sending systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(16): 137-143.
- [7] 赵良,覃琴,郭强,等. 中蒙直流输电工程送端孤岛频率控制问题[J]. 电网技术,2008,32(21):22-25.
ZHAO Liang, QIN Qin, GUO Qiang, et al. Frequency control for islanded system at sending terminal of HVDC power transmission from China to Mongolia[J]. Power System Technology, 2008, 32(21): 22-25.

- [8] 王华伟,韩民晓,范园园,等. 呼辽直流孤岛运行方式下送端系统频率特性及控制策略[J]. 电网技术,2013,37(5):1401-1406.
WANG Huawei,HAN Minxiao,FAN Yuanyuan,et al. Sending end frequency characteristics under islanded operation mode of HVDC transmission system from Hulunbuir to Liaoning and corresponding control strategy[J]. Power System Technology,2013,37(5):1401-1406.
- [9] 李朝顺,张正茂,康激扬. 大直流弱送端系统安全稳定控制策略[J]. 电网技术,2014,38(1):28-32.
LI Chaoshun,ZHANG Zhengmao,KANG Jiyang. Research on security and stability control strategy for weak sending-end system of large capacity HVDC power transmission system[J]. Power System Technology,2014,38(1):28-32.
- [10] 魏亮,王渝红,李兴源,等. 高压直流输电送端孤岛运行附加频率控制器设计[J]. 电力自动化设备,2016,36(1):143-148.
WEI Liang,WANG Yuhong,LI Xingyuan,et al. Design of additional frequency controller for islanded sending-end operation of HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(1):143-148.
- [11] 吴萍,徐式蕴,赵兵,等. 面向风火打捆的特高压直流输电工程弱送端强直弱耦合特性研究[J]. 电力自动化设备,2016,36(1):60-66.
WU Ping,XU Shiyun,ZHAO Bing,et al. Research of weak sending-end coupling characteristics for bundled wind-thermal power transmission of UHVDC project[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(1):60-66.
- [12] 李亚男,马为民,殷威扬,等. 向家坝-上海特高压直流系统孤岛运行方式[J]. 高电压技术,2010,36(1):185-189.
LI Yanan,MA Weimin,YIN Weiyang,et al. Island operation modes XS800 UHVDC system[J]. High Voltage Engineering,2010,36(1):185-189.
- [13] 胡铭,金小明,高鹏,等. 云广特高压直流输电系统孤岛运行的稳定控制措施[J]. 电网技术,2009,33(18):5-8.
HU Ming,JIN Xiaoming,GAO Peng,et al. Stability control strategies for ± 800 kV DC transmission system from Yunnan to Guangdong under islanded operation[J]. Power System Technology,2009,33(18):5-8.
- [14] 吴小辰,金小明,赵勇,等. 云广直流孤岛运行的稳定特性研究[J]. 南方电网技术,2010,4(增刊1):7-12.
WU Xiaochen,JIN Xiaoming,ZHAO Yong,et al. Study on stability of islanded operation of Yunnan-Guangdong UHVDC project[J]. Southern Power System Technology,2010,4(Supplement 1):7-12.
- [15] 胡铭,蔡汉生,田杰,等. 云广直流孤岛运行过电压控制措施研究[J]. 高电压技术,2008,34(9):1905-1909.
HU Ming,CAI Hansheng,TIAN Jie,et al. Study of overvoltage control schemes for Yun-Guang UHVDC transmission system in island operation[J]. High Voltage Engineering,2008,34(9):1905-1909.
- [16] 蔡汉生,金小明,王华伟,等. 云广特高压直流输电线路孤岛运行过电压及抑制[J]. 高电压技术,2009,35(11):2634-2639.
CAI Hansheng,JIN Xiaoming,WANG Huawei,et al. Temporary overvoltage and mitigation measures for islanding operation of Yun-Guang UHVDC[J]. High Voltage Engineering,2009,35(11):2634-2639.
- [17] 蔡汉生,金小明,张东辉. 云广特高压直流线路孤岛运行方式过电压保护方案[J]. 高电压技术,2009,34(12):2886-2890.
CAI Hansheng,JIN Xiaoming,ZHANG Donghui. Implementation scheme of over-voltage protection for islanding operation of Yun-Guang UHVDC[J]. High Voltage Engineering,2009,34(12):2886-2890.
- [18] Energy Development and Power Generation Committee. IEEE guide for planning DC links terminating at AC locations having low short-circuit capacities:IEEE Std 1204-1997[S]. New York, USA:The Institute of Electrical and Electronics Engineers,Inc., 1997.
- [19] FRANKEN B,ANDERSSON G. Analysis of HVDC converters connected to weak AC systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems,1990,5(1):235-242.
- [20] AIK D L H, ANDERSSON G. Impact of dynamic system modeling on the power stability of HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,1999,2(4):1427-1437.
- [21] 徐政. 联于弱交流系统的直流输电特性研究之一:直流输电的输送能力[J]. 电网技术,1997,21(1):12-16.
XU Zheng. Characteristics of HVDC connected to weak AC systems part 1:HVDC transmission capability[J]. Power System Technology,1997,21(1):12-16.
- [22] 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,2004:61-66.
- [23] 赵腾,张焰,叶冠豪,等. 多回特高压直流分层馈入模式下交直流混联系统的稳态特性分析[J]. 电力自动化设备,2016,36(8):157-164.
ZHAO Teng,ZHANG Yan,YE Guanhao,et al. Steady-state characteristics analysis for AC-DC hybrid system in hierarchical-infeed mode of multi-loop UHVDC[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(8):157-164.
- [24] 付蓉,孙万钱,汤奕,等. 特高压直流分层接入方式下稳态特性研究[J]. 电力自动化设备,2017,37(1):81-86.
FU Rong,SUN Wanqian,TANG Yi,et al. Steady-state characteristics of UHVDC hierarchical connection mode[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(1):81-86.
- [25] Energy Development and Power Generation Committee. IEEE recommended practice for excitation system models for power system stability studies:IEEE Std 421.5-2005[S]. New York, USA:The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., 2006.
- [26] 杜斌,柳勇军,涂亮,等. 糯扎渡直流频率限制控制器研究[J]. 南方电网技术,2013,7(5):27-31.
DU Bin,LIU Yongjun,TU Liang,et al. Study on the frequency limit control of Nuozhadu DC transmission project[J]. Southern Power System Technology,2013,7(5):27-31.

作者简介:



周煜智

周煜智(1991—),男,浙江温州人,博士研究生,研究方向为交直流电力系统稳定分析(E-mail:zhouyuzhi@zju.edu.cn);

徐政(1962—),男,浙江海宁人,教授,博士研究生导师,博士,研究方向为大规模交直流电力系统分析、直流输电与柔性交流输电、风力发电技术与风电场并网技术(E-mail:xuzheng007@zju.edu.cn);

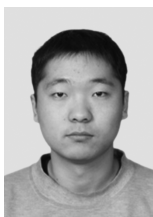
董桓锋(1990—),男,浙江绍兴人,博士研究生,研究方向为交直流电力系统稳定分析(E-mail:donghf@zju.edu.cn)。

(下转第 106 页 continued on page 106)

- [J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(24): 74-81.
- XIONG Qiaopo, LUO An, SHUAI Zhikang, et al. A single-carrier modulation strategy for cascade SVG[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(24): 74-81.
- [15] 林志勇, 江道灼, 周月宾, 等. 基于级联 H 桥换流器的 APF-STATCOM 的控制与调制[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(7): 91-96.
- LIN Zhiyong, JIANG Daozhuo, ZHOU Yuebin, et al. Control and modulation for APF-STATCOM based on cascaded H-bridge converter[J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(7): 91-96.
- [16] 喻锋, 王西田. 基于冒泡原理的模块化多电平换流器快速电压均衡控制策略[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(9): 81-86.
- YU Feng, WANG Xitian. Fast voltage balancing control based

on bubbling principle formodular multilevel converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(9): 81-86.

作者简介:



吴丽然

吴丽然(1987—),男,河北石家庄人,博士研究生,研究方向为牵引变流器控制、高压大功率变流器拓扑结构及控制、电气化铁道电能质量治理(E-mail:cggd2012@bjtu.edu.cn);

吴命利(1971—),男,河北藁城人,教授,博士研究生导师,博士,通信作者,研究方向为电气化铁道及城市轨道交通供电、电磁暂态计算与电力系统数字仿真等(E-mail:mlwu@bjtu.edu.cn)。

DC voltage balancing control for cascaded H-bridge converter

WU Liran, WU Mingli

(School of Electrical Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

Abstract: Based on analyzing the relationship between the charging/discharging states of DC capacitors and the switching states of the power devices, an improved DC voltage balancing control method is proposed for cascaded H-bridge converter, which can be applied in various situations such as rectifier, reactive power compensation, harmonic current elimination, etc. According to the power flow direction at AC side of converter, the DC voltage balance is achieved by selecting the switching functions and adjusting the charging/discharging states of DC capacitors. By changing the balancing control cycle, the DC voltage balancing rate and the influence of balance algorithm on switching frequency can be both adjusted. Simulative results based on MATLAB/Simulink show the effectiveness of the proposed DC voltage balancing control method.

Key words: cascaded H-bridge converter; DC voltage balancing control; rectify; reactive power compensation; harmonic current elimination

(上接第 99 页 continued from page 99)

Power transmission capability analysis of DC island transmission system

ZHOU Yuzhi, XU Zheng, DONG Huanfeng

(College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: The sending-end system of the traditional HVDC transmission system may operate in islanding mode and the power transmission capability of DC island transmission system is important in its operation, so that the power transmission capability is deeply studied. The model of DC island transmission system is built with PSCAD/EMTDC simulation program and the MPCs(Maximum Power Curves) of the system are drawn by theoretical calculation and time-domain simulation. According to the different change rates of DC current reference, the influences of excitation models and parameters on the power transmission capability in low current change rate, and the influences of excitation parameters on the system transient process in high current change rate are discussed respectively. The proposed method is applied to analyze the faults in the sending-end system, then the mechanism of instability is expounded and some improvement measures are put forward. Simulative results show that DC current amplitude limiting and generator excitation forcing based on power transmission capability analysis can significantly improve the transient response characteristics of DC island transmission system with faults.

Key words: DC island; transmission capability; maximum power curve; short circuit ratio; excitation system; improvement measures; time-domain simulation; models