

基于多状态 Markov 模型和逆最优理论的 HVDC 附加控制器

刘子文^{1,2}, 苗世洪^{1,2}, 李力行^{1,2}, 魏德华^{1,2}, 晁凯云^{1,2}, 范志华^{1,2}

(1. 华中科技大学 电气与电子工程学院 强电磁工程与新技术国家重点实验室, 湖北 武汉 430074;

2. 华中科技大学 电气与电子工程学院 电力安全与高效湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430074)

摘要: 高压直流输电 (HVDC) 的附加控制器可以显著改善交直流混联系统的稳定性, 但电力系统在随机大扰动下呈现出连续时间动态和离散事件相互作用的混杂特性, 使得基于系统固定工况的传统建模方法无法全面描述系统的运行状态。针对此问题, 提出了一种基于多状态 Markov 模型和逆最优理论的 HVDC 附加控制器。首先建立了多区域交直流混联系统的多状态 Markov 模型, 在此基础上, 提出了交直流混联 Markov 系统的逆最优反推控制策略, 该策略将非线性系统最优控制问题转化为渐近稳定控制律的求解问题, 不仅能够确保随机扰动下系统的鲁棒稳定性, 还解决了具有非线性特性的系统全局优化问题, 同时也避免了求解 HJI 偏微分方程, 使控制策略易于工程实现。在选择控制参数时, 以设备停运率替代 Markov 系统的状态转移率, 因而可在满足系统多状态特性的同时, 避免由于实际系统运行方式的复杂性给控制策略的实现带来的困难。仿真结果表明, 与传统的控制器相比, 所提的 HVDC 附加控制器能显著提高交直流混联系统的暂态稳定性。

关键词: 交直流混联系统; 高压直流输电; 附加控制; 多状态 Markov 模型; 随机扰动; 逆最优理论

中图分类号: TM 711

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2018.11.017

0 引言

高压直流输电 HVDC (High Voltage Direct Current) 技术因在远距离大容量输电和电力系统联网方面具有明显的优势, 故在我国西电东送和全国联网工程中起到了重要的作用, 而配置合理的直流附加控制器可以显著提高交直流混联系统的运行稳定性^[1-2]。随着 HVDC 技术的发展, 直流附加控制策略从最初的比例-积分型, 发展到以协同控制^[3]、内模控制^[4]等为代表的新型控制策略。然而上述控制方法基于固定运行工况对系统进行建模, 无法全面覆盖系统的运行状态, 考虑系统参数摄动的控制策略依然仅针对系统典型工况, 当系统状态变化过大时仍无法进行有效的控制, 甚至会加剧系统恶化。由于电力系统在运行过程中会发生随机大扰动事件, 因而电力系统具有连续时间动态和离散事件相互作用的混杂特性^[5], 前者即为系统的连续物理状态, 由微分方程和代数方程来描述, 而后者为表征系统运行状态的切换参数, 具有一定的随机特性。因此, 在电力系统建模方面, 需要采用一种新的方法来描述系统的混杂特性。近年来, Markov 跳跃系统因能同时表征系统的时间连续性与离散事件随机性而备受学者们关注, 并在电力系统中得到了初步应用^[6-8]。文献[6]考虑了有功和无功负荷发生突变的情况,

并在一个大规模 Markov 跳跃系统框架中提出了一种互联电网的分散控制; 文献[7]将系统负荷随机突变处理成 Markov 过程并设计了一种电力系统模糊稳定器; 文献[8]基于离散 Markov 理论提出了一种针对电力系统时滞稳定性的分析和控制方法。但上述文献对于电力系统多状态 Markov 模型的研究都是假定系统的多运行状态为简单的负荷变化, 并认为其状态转移速率已知。然而在实际电力工程中, 根本无法全部精确获知系统的运行状态。如何对状态转移速率未知的电力系统进行建模与研究, 成为 Markov 建模理论在电力系统中应用的焦点问题。

另一方面, 为了增强直流附加控制器的鲁棒性, 同时保证系统综合运行性能最优, 国内外学者们提出了可以同时解决非线性系统最优控制和鲁棒控制问题的 H_∞ 最优控制, 并在 HVDC 系统的稳定控制中得到了应用^[9]。 H_∞ 最优控制不但可以对控制系统进行优化设计, 还可以满足系统对外界的干扰以及其他不确定性因素的鲁棒性能。然而非线性 H_∞ 最优控制的求解一般都归结为求解 HJI 偏微分方程, 在很多情况下, 很难求得 HJI 方程的解或者其根本是不存在的^[10]。为了避免求解 HJI 方程, 20 世纪 90 年代中期, Freeman 等学者系统性地提出了逆最优控制理论^[11]。与传统最优控制问题相反, 该理论中的目标泛函并非事先设定, 而是由使原系统的辅助系统满足渐近稳定要求的控制律推导得出, 且该目标泛函与常规最优控制的性能目标具有相同的意义。因此, 逆最优理论将非线性系统的最优控制问题转化为渐近稳定控制律的求解问题, 使得原问题可以在 Lyapunov 稳定框架内得到解决, 避免了求解

收稿日期: 2017-08-29; **修回日期:** 2018-08-02

基金项目: 国家重点研发计划项目 (2017YFB0903601); 国家自然科学基金资助项目 (51377068)

Project supported by the National Key R&D Program of China (2017YFB0903601) and the National Natural Science Foundation of China (51377068)

HJI 方程。文献[12]针对双馈感应电机提出了一种离散系统逆最优控制方案,实现了系统的最优轨迹跟踪;文献[13]基于逆最优控制方法实现了对永磁同步电机的混沌控制,提高了系统的渐近稳定性。然而,利用逆最优理论实现交直流混联系统的鲁棒最优控制,目前在国内外均未有报道。

针对上述问题,本文综合考虑运行过程中可能发生的系统结构和参数变化所引起的运行方式随机跳变,建立多区域交直流混联系统多状态 Markov 模型;在控制策略设计方面,考虑系统模型误差和外部干扰,将逆最优控制理论应用于多状态 Markov 系统中,提出 HVDC 附加非线性 Markov 逆最优控制 MIOC(Markov Inverse Optimal Control)策略,以提高系统鲁棒稳定性和实现系统运行性能最优,同时避免求解 HJI 偏微分方程,提高控制器的工程实用性。在 PSCAD/EMTDC 软件中的仿真结果验证了所提的 HVDC 附加控制器对提升交直流混联系统暂态稳定的有效性。

1 交直流混联系统多状态 Markov 建模

具有交直流并联运行结构的多区域交直流混联系统,其结构示意图如图 1 所示。根据直流输电线路的送端和受端将该系统划分为区域 A 和 B。

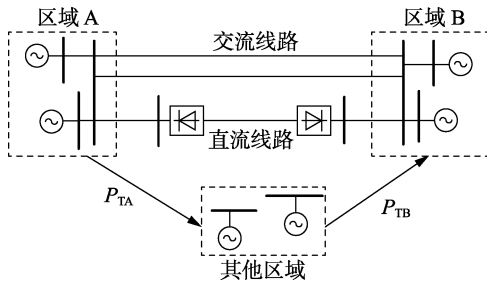


图 1 复杂交直流混联多区域系统

Fig.1 Complex AC/DC hybrid multi-zone transmission system

由于直流系统的响应速度很快,故可以将直流系统的有功调制模型近似为一阶惯性模型。定义某一区域的惯量中心^[2]转角为 δ_{COI} 和惯量中心角频率为 ω_{COI} ,则交直流系统的惯量中心动态方程为:

$$\begin{cases} \dot{\delta}_{\text{COI,AB}} = \omega_s \omega_{\text{COI,AB}} \\ \dot{\omega}_{\text{COI,AB}} = \left(\frac{P_{\text{mA}}}{M_{\text{TA}}} - \frac{P_{\text{mB}}}{M_{\text{TB}}} \right) - \left(\frac{1}{M_{\text{TA}}} + \frac{1}{M_{\text{TB}}} \right) P_{\text{ac}} - \\ \quad \left(\frac{1}{M_{\text{TA}}} + \frac{1}{M_{\text{TB}}} \right) P_{\text{dc}} - \left(\frac{P_{\text{LA}}}{M_{\text{TA}}} - \frac{P_{\text{LB}}}{M_{\text{TB}}} \right) - \\ \quad \left(\frac{P_{\text{TA}}}{M_{\text{TA}}} + \frac{P_{\text{TB}}}{M_{\text{TB}}} \right) - \theta \omega_{\text{COI,AB}} + \varepsilon_{\text{D}} d \\ \dot{P}_{\text{dc}} = \frac{1}{T_{\text{d}}} (-P_{\text{dc}} + P_{\text{deref}} + u_{\text{dc}}) + \varepsilon_{\text{P}} d \end{cases} \quad (1)$$

其中, $\delta_{\text{COI,AB}} = \delta_{\text{COI,A}} - \delta_{\text{COI,B}}$, 为两区域发电机惯量中

心转子角之差; $\omega_{\text{COI,AB}} = \omega_{\text{COI,A}} - \omega_{\text{COI,B}}$, 为两区域惯量中心转子角频率之差; $\omega_s = 2\pi f$, 为发电机同步角速度; P_{mA} 和 P_{mB} 为两区域原动机总机械功率; P_{LA} 和 P_{LB} 为两区域本地负荷; P_{TA} 为从区域 A 输送至其他区域的功率; P_{TB} 为从其他区域输送至区域 B 的功率; M_{TA} 、 M_{TB} 为两区域等效转动惯量; P_{ac} 为交流线路输送功率; P_{dc} 为直流线路输送功率; P_{deref} 为直流参考功率; u_{dc} 为附加直流功率控制输入量; θ 为 COI 坐标下等效阻尼系数,是未知参数; ε_{D} 为等效阻尼误差和外界干扰系数; d 为不确定性随机干扰; T_{d} 为惯性时间常数; ε_{P} 为直流系统等值误差和外界干扰系数。

当电力系统在运行过程中发生发电机出力、负荷功率以及网架结构突然变化时,会引起系统结构和参数发生跳变,导致系统的状态方程在不同运行状态之间转换。转换规律由一个在时间域 $[0, +\infty)$ 上定义的集合 $\{r(t)\}$ 决定, $\{r(t)\}$ 为在有限集合 $s = \{1, 2, \dots, N\}$ 内取值的 Markov 过程,转移概率 P_{ij} 为:

$$P_r \{r(t+dt) = j | r(t) = i\} = \begin{cases} \gamma_{ij} dt + o(dt) & i \neq j \\ 1 + \gamma_{ii} dt + o(dt) & i = j \end{cases} \quad (2)$$

其中, dt 满足 $\lim_{dt \rightarrow 0} o(dt)/dt = 0$ ($dt > 0$); γ_{ij} 为系统在 t 时刻处于状态 i , 在 $t+dt$ 时刻取状态 j 的转移速率,

满足对任意状态有 $\sum_{j=1, j \neq i}^N \gamma_{ij} = -\gamma_{ii}$ ($\gamma_{ij} \geq 0, i \neq j; \gamma_{ii} < 0$)。从概率层面上理解,状态转移速率 γ_{ij} 为单位时间内转移概率 P_{ij} 的变化量,文献[14]指出,电力系统设备停运过程的状态转移速率与元件停运率是相等的,即若令状态 1 为系统正常运行状态,则 γ_{ij} ($j = 2, 3, \dots, N$) 与 γ_{ji} ($j = 2, 3, \dots, N$) 分别为各设备的停运率与修复率。根据文献[15]可知,Markov 过程存在一个独立的平稳分布 $\pi = \{\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_N\}$, 同时这也是系统经过 n ($n \rightarrow \infty$) 步状态转移之后得到的极限(平稳)概率分布。

为了简洁起见,本文下述内容以上标 (i) 表示系统状态 $r(t) = i$ 。定义 $\xi^{(i)}$ 为:

$$\xi^{(i)} = \begin{bmatrix} \xi_1^{(i)} \\ \xi_2^{(i)} \\ \xi_3^{(i)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\delta_{\text{COI,AB}} - \delta_{\text{COI,0}}^{(i)}) / \omega_s \\ \omega_{\text{COI,AB}} \\ P_{\text{m}}^{(i)} - P_{\text{e}}^{(i)} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{cases} P_{\text{m}}^{(i)} = \frac{P_{\text{mA}}^{(i)}}{M_{\text{TA}}^{(i)}} - \frac{P_{\text{mB}}^{(i)}}{M_{\text{TB}}^{(i)}}, P_{\text{e}}^{(i)} = \frac{P_{\text{ac}}^{(i)}}{M_{\text{L}}^{(i)}} - \frac{P_{\text{dc}}^{(i)}}{M_{\text{T}}^{(i)}} - P_{\text{L}}^{(i)} - P_{\text{T}}^{(i)} \\ P_{\text{L}}^{(i)} = \frac{P_{\text{LA}}^{(i)}}{M_{\text{TA}}^{(i)}} - \frac{P_{\text{LB}}^{(i)}}{M_{\text{TB}}^{(i)}}, P_{\text{T}}^{(i)} = \frac{P_{\text{TA}}^{(i)}}{M_{\text{TA}}^{(i)}} - \frac{P_{\text{TB}}^{(i)}}{M_{\text{TB}}^{(i)}} \\ \frac{1}{M^{(i)}} = \frac{1}{M_{\text{TA}}^{(i)}} + \frac{1}{M_{\text{TB}}^{(i)}} \end{cases}$$

其中, $\delta_{\text{COI,0}}^{(i)}$ 为系统稳态时区域发电机的惯量中心等效平衡功角差。当系统处于不同运行状态时,相应

的功率信号、发电机组等值惯性时间常数等均会发生大的变化,因此建模时考虑了其处于不同状态的情况。由 $\dot{\xi}_3^{(i)} = \dot{P}_m^{(i)} - \dot{P}_e^{(i)}$ 可得:

$$\begin{aligned} \dot{\xi}_3^{(i)} &= v + \frac{\varepsilon_P d}{M^{(i)}} \\ v &= -\frac{\dot{P}_{ac}^{(i)}}{M^{(i)}} + \frac{-P_{dc}^{(i)} + P_{dref} + u_{dc}}{T_d M^{(i)}} + \dot{P}_T^{(i)} \end{aligned} \quad (4)$$

其中, v 为虚拟直流附加控制信号。

由于与直流的快速调节功能相比,原动机调节器的调节作用以及负荷随时间的变化较为缓慢,故此处忽略了其随时间的变化率。在控制器设计的过程中,利用待设计的虚拟控制律,可以适应系统中存在的非线性项。进而得到整个交直流系统的惯量中心多状态 Markov 状态方程为:

$$\begin{cases} \dot{\xi}_1^{(i)} = \xi_2^{(i)} \\ \dot{\xi}_2^{(i)} = \xi_3^{(i)} + \varphi_2^{(i)} \theta + \eta_2^{(i)} d \\ \dot{\xi}_3^{(i)} = v + \eta_3^{(i)} d \end{cases} \quad (5)$$

其中, $\varphi_2^{(i)} = \xi_2^{(i)}$; $\eta_2^{(i)} = \varepsilon_D$; $\eta_3^{(i)} = \varepsilon_P / M^{(i)}$ 。在上述系统建模中,综合考虑了系统运行过程中可能发生的随机跳变所引起的系统结构和参数的变化,同时也考虑了系统参数误差、外界干扰等不确定性扰动。虽然多状态 Markov 模型可以看成一般系统由单模态到多模态的一个推广,但它们之间有着本质的差别,Markov 系统子模态的稳定性并不能保证整个系统的稳定性,因此一般系统的研究结果并不能够简单地应用到 Markov 切换系统中。本文将多状态 Markov 系统模型作为整体展开研究,其子模态之间的关联体现在由状态转移速率所描述的 Markov 随机过程中。

2 基于多状态 Markov 模型和逆最优理论的直流附加控制策略

2.1 逆最优理论在交直流混联系统中的应用

最优控制的二次型性能指标可描述为:

$$\min J(v) = \int_0^\infty (\xi^T Q \xi + v^T R v) dt \quad (6)$$

其中, Q 和 R 为正定权重; ξ 为状态量; v 为控制量。发电机的功角是衡量系统稳定性的重要指标,通过全网协调控制,使各区域系统间的相对转子角保持为故障后的平衡功角,可保证全系统稳定性能最优。系统发生扰动后失去同步稳定的根本原因是不平衡功率累积产生了过剩能量,若发生扰动后系统的不平衡功率无法趋于 0,发电机将持续加速或减速直至失步,故当发生扰动后的系统同步稳定时,所有发电机的转速差必然趋于 0。因此采用发电机相对转子角偏差 ξ_1 、交流线路相对频率差 ξ_2 、有功功率不平

衡量 ξ_3 形成综合性能指标。通过最小化性能指标(式(6)),可以确定系统的最优控制策略。考虑到系统建模误差和外界干扰的影响,二次性能指标可进一步表示为:

$$J(v) = \sup_d \int_0^\infty (\xi^T Q \xi + v^T R v - \gamma |d|) dt \quad (7)$$

其中, γ 为干扰 d 的正定惩罚权重。性能指标 $J(v)$ 包含了状态量 ξ 、控制量 v 以及干扰量 d ,通过最小化该性能指标,可以得到系统在最严重干扰下的最优控制。该问题的求解算法一般都归结为求解 HJI 偏微分方程,但在很多情况下,很难求得 HJI 方程的解或者其根本是不存在的。与传统最优控制问题相反,逆最优控制中的目标泛函并非事先设定好的,而是由使原系统的辅助系统满足渐近稳定要求的控制律推导得出,且该目标泛函与常规最优控制的性能目标(式(7))具有相同的意义。这样就将非线性系统的最优控制问题转化为渐近稳定控制律的求解问题,不仅解决了非线性系统的全局优化问题,还保证了系统的鲁棒性,同时也避免了求解 HJI 偏微分方程。本文将文献[16]对逆最优控制问题的描述推广到多状态 Markov 系统中。

如果存在一类 κ_∞ 函数 γ ,其导数 γ' 也是 κ_∞ 函数,那么正定函数 $R(\xi, r(t))$ 满足 $R = R^T > 0$ 。正定无界函数 $E(\xi, r(t))$ 为系统变量 ξ 和所处状态 $r(t)$ 的函数,正定函数 $l(\xi, r(t))$ 为性能指标补偿函数,反馈控制 $v = \alpha(\xi, r(t))$ 满足 $\alpha(0, r(t)) = 0$ 且能够最小化以下性能指标。

$$J(v) = \sup_{d \in D} \left\{ \lim_{t \rightarrow \infty} \left[E(\xi, r(t)) + \int_0^t (l(\xi, r(t)) + v^T R(\xi, r(t)) v - \gamma |d|) d\tau \right] \right\} \quad (8)$$

其中, D 为局部有界函数的集合。该非线性多状态 Markov 系统的逆最优控制问题是可解的。为简洁起见,忽略了 $\xi^{(i)}$ 中表征多状态的上标 (i) 。正定补偿函数 $l(\xi, r(t))$ 为求解逆最优控制问题所增加的最优泛函补偿项,当性能指标(式(8))最小化时,二次性能指标(式(7))达到最小值,二者具有相同的意义。

2.2 交直流混联多状态 Markov 系统逆最优反推控制策略

为了统一,将系统(式(5))写成如下标准形式:

$$\begin{bmatrix} \dot{\xi}_1 \\ \dot{\xi}_2 \\ \dot{\xi}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \xi_2 + \varphi_1^{(i)} \theta \\ \xi_3 + \varphi_2^{(i)} \theta \\ \varphi_3^{(i)} \theta \end{bmatrix} + g_1 d + g_2 v \quad (9)$$

其中, $g_1 = [\eta_1^{(i)}, \eta_2^{(i)}, \eta_3^{(i)}]^T$; $g_2 = [0, 0, 1]^T$; $\eta_1^{(i)} = 0$; $\varphi_1^{(i)} = \varphi_3^{(i)} = 0$ 。为了求解非线性多状态 Markov 系统的逆最优控制问题,首先给出 Markov 系统的辅助系

统为:

$$\begin{bmatrix} \dot{\xi}_1 \\ \dot{\xi}_2 \\ \dot{\xi}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \xi_2 + \varphi_1^{(i)} \theta \\ \xi_3 + \varphi_2^{(i)} \theta \\ \varphi_3^{(i)} \theta \end{bmatrix} + \mu \mathbf{g}_1 (\mathbf{L}_{g_1} V)^T + \mathbf{g}_2 v \quad (10)$$

其中, $V(\xi, \hat{\theta}, i)$ 为该系统的 Lyapunov 函数; μ 为任意正常数; $(\mathbf{L}_{g_1} V)^T$ 为李导数, 其值为 $\sum_{j=1}^3 \eta_j \partial V / \partial \xi_j$ 。若存在控制律 v :

$$v = \alpha(\xi, \hat{\theta}, r(t)) = -\mathbf{R}(\xi, \hat{\theta}, r(t))^{-1} (\mathbf{L}_{g_2} V)^T \quad (11)$$

能够使辅助系统依概率渐近稳定, 则控制律 v^* :

$$v^* = \beta \alpha(\xi, \hat{\theta}, r(t)) \quad \beta \geq 2 \quad (12)$$

能够最小化目标泛函(式(13)), 从而求解原系统的逆最优控制问题。

$$J(v) = \sup_{d \in D} \left\{ \lim_{t \rightarrow \infty} \left[2\beta V(\xi, \hat{\theta}, r(t)) + \int_0^t (l(\xi, \hat{\theta}, r(t)) + v^T \mathbf{R}(\xi, \hat{\theta}, r(t)) v - \beta \vartheta \gamma |d|/\vartheta) dt \right] \right\} \quad (13)$$

其中, $0 < \vartheta \leq 2$; $l(\xi, \hat{\theta}, r(t))$ 为正定补偿项。其证明过程与文献[16]中定理 3.1 的证明过程类似。通过建立辅助系统, 将原系统的逆最优控制问题转化为辅助系统的稳定控制问题, 就可以在控制 Lyapunov 函数的框架下, 研究原系统的最优控制问题。

交直流混联多状态 Markov 系统逆最优反推控制的求解过程如下。

a. 采用坐标变换如下:

$$\begin{cases} z_1^{(i)} = \xi_1 \\ z_2^{(i)} = \xi_2 - \alpha_1^{(i)} \\ z_3^{(i)} = \xi_3 - \alpha_2^{(i)} \end{cases} \quad (14)$$

其中, $\alpha_1^{(i)}, \alpha_2^{(i)}$ 为待定的光滑函数。

辅助系统的 Lyapunov 函数如下:

$$V(\xi, \hat{\theta}, i) = \sum_{j=1}^3 \left[\frac{1}{2} (z_j^{(i)})^2 \right] + \frac{1}{2} P \tilde{\theta}^2 \quad (15)$$

其中, $\hat{\theta}$ 为对未知参数 θ 的动态估计值; $\tilde{\theta} = \theta - \hat{\theta}$, 为参数 θ 的估计误差; P 为待取的正常数。对辅助系统的 Lyapunov 函数求取弱无穷小算子^[17]得:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi, i) &= \frac{\partial V}{\partial \xi} \dot{\xi} + \frac{\partial V}{\partial \hat{\theta}} \dot{\hat{\theta}} + \sum_{j=1}^N [\gamma_{ij} V(\xi, j)] = \\ &= z_3^{(i)} v + \sum_{j=1}^2 \frac{\partial V}{\partial \xi_j} [\xi_{j+1} + \mu \eta_j^{(i)} (\mathbf{L}_{g_1} V)^T + \varphi_j^{(i)} \theta] + \\ &= \sum_{j=1}^3 \left[z_j^{(i)} \left(-\frac{\partial \alpha_{j-1}^{(i)}}{\partial \hat{\theta}} \dot{\hat{\theta}} \right) \right] - P \tilde{\theta} \dot{\hat{\theta}} + \sum_{j=1}^N \gamma_{ij} V(\xi, j) \quad (16) \end{aligned}$$

该弱无穷小算子与一般 Lyapunov 函数的导数具有相同的含义, 唯一的区别在于其包含了 Markov 过程引起的状态耦合项 $\sum_{j=1}^N \gamma_{ij} V(\xi, j)$ 。根据

Lyapunov 函数的定义, 若能找到虚拟控制 v , 使得该弱无穷小算子是负定的, 则可确保辅助系统的依概率渐近稳定性。对于式(16)中与一般 Lyapunov 函数导数具有相同含义的部分, 步骤 b 进行了相应反推控制律的推导, 以实现辅助系统的渐近稳定; 状态耦合项在步骤 c 中对反推控制律的控制参数进行了变换, 以满足 Markov 过程的状态转移性质。

b. 令中间控制变量 $\varpi_j^{(i)}$ 和 $\psi_j^{(i)}$ 满足:

$$\begin{cases} (\mathbf{L}_{g_1} V)^T = \sum_{j=1}^3 \varpi_j^{(i)} z_j^{(i)} \\ \sum_{j=1}^3 \frac{\partial V}{\partial \xi_j} \varphi_j^{(i)} \theta = \sum_{j=1}^3 \psi_j^{(i)} z_j^{(i)} \theta \end{cases} \quad (17)$$

其中, $\varpi_j^{(i)} = \eta_j^{(i)} - \frac{\partial \alpha_{j-1}^{(i)}}{\partial \xi_{j-1}} \eta_{j-1}^{(i)}$; $\psi_j^{(i)} = \varphi_j^{(i)} - \frac{\partial \alpha_{j-1}^{(i)}}{\partial \xi_{j-1}} \varphi_{j-1}^{(i)}$ 。同时定义光滑函数 φ 满足以下条件:

$$\varphi \sum_{k=1}^3 z_k = - \sum_{k=1}^2 \frac{\partial \alpha_2}{\partial \xi_k} \xi_{k+1} - \frac{\partial \alpha_2}{\partial \hat{\theta}} \dot{\hat{\theta}} + \psi_3^{(i)} \hat{\theta} \quad (18)$$

中间控制变量 $\varpi_j^{(i)}$ 和 $\psi_j^{(i)}$ 以及函数 φ 可以将式(16)中的 $z^{(i)}$ 无关项转化为有关项以便于反推设计。进一步利用均值不等式, 有:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi, i) &\leq z_3^{(i)} \left[v + \frac{1}{2} z_3^{(i)} + \mu (\varpi_3^{(i)})^2 z_3^{(i)} + \right. \\ &\quad \left. \sum_{k=1}^3 \Phi_k^{(i)} z_k \right] + z_2^{(i)} \left[z_2^{(i)} + \alpha_2 + \mu (\varpi_2^{(i)})^2 z_2^{(i)} - \right. \\ &\quad \left. \frac{\partial \alpha_1}{\partial \xi_1} \xi_2 - \frac{\partial \alpha_1}{\partial \hat{\theta}} \dot{\hat{\theta}} + \psi_2^{(i)} \hat{\theta} \right] + \left(\frac{1}{2} z_1^{(i)} + \alpha_1 \right) z_1^{(i)} + \\ &\quad \left(\sum_{j=1}^3 \psi_j^{(i)} z_j^{(i)} - P \dot{\hat{\theta}} \right) \tilde{\theta} + \sum_{j=1}^N \gamma_{ij} V(\xi, j) \quad (19) \end{aligned}$$

其中, $\Phi_1^{(i)} = \Phi_3^{(i)} = \phi$; $\Phi_2^{(i)} = 2\mu \varpi_2^{(i)} \varpi_3^{(i)} + \phi$ 。

取反推控制参数 α_1, α_2 为:

$$\begin{cases} \alpha_1 = -c_1 z_1^{(i)} - \frac{1}{2} z_1^{(i)} \\ \alpha_2 = -c_2 z_2^{(i)} - z_2^{(i)} - \mu (\varpi_2^{(i)})^2 z_2^{(i)} + \frac{\partial \alpha_1}{\partial \xi_1} \xi_2 - \psi_2^{(i)} \hat{\theta} \end{cases} \quad (20)$$

取自适应控制律 $\dot{\hat{\theta}} = P^{-1} \left(\sum_{j=1}^3 \psi_j^{(i)} z_j^{(i)} - \hat{\theta} \right)$, 虚拟

控制 $v = -R^{-1} z_3^{(i)}$, 其中有:

$$R = \left[c_3 + \frac{1}{2} + \mu (\varpi_3^{(i)})^2 + \sum_{k=1}^3 \frac{(\Phi_k^{(i)})^2}{2c_k} \right]^{-1} > 0$$

将上式代入式(19)可得:

$$\begin{aligned} \mathcal{L}V(\xi, i) &\leq -cV(\xi, \hat{\theta}, i) - \frac{\bar{c}}{2} \sum_{k=1}^3 (z_k^{(i)})^2 + \\ &\quad \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N \gamma_{ij} \sum_{k=1}^3 (z_k^{(j)})^2 + \frac{1}{2} \theta^2 \quad (21) \end{aligned}$$

其中, $\bar{c} = \min\{c_1, c_2, c_3\}/2$; $c = \min\{\bar{c}, 1/P\}$ 。

c. 参数 c_1-c_3 取值满足的条件为:

$$\bar{c} \geq \max_i \max_j \left\{ \frac{\pi_i}{\pi_j} \right\} \max_j \left\{ \sum_{i=1, i \neq j}^N \gamma_{ij} + |\gamma_{jj}| \right\} \quad (22)$$

考虑到 Markov 过程的概率特性, 此处基于 Markov 过程的平稳分布 $\pi = \{\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_N\}$, 利用数学期望对弱无穷小算子进一步约束, 以消除式 (21) 中的状态耦合项。对弱无穷小算子 $\mathcal{L}V(\xi, \hat{\theta}, r(t))$ 取数学期望得:

$$\begin{aligned} E[\mathcal{L}V(\xi, \hat{\theta}, r(t))] &= \sum_{i=1}^N E[\mathcal{L}V(\xi, \hat{\theta}, i) \pi_i] \leq \\ &-c \sum_{i=1}^N E[V(\xi, \hat{\theta}, i) \pi_i] - \Delta E + \frac{1}{2} \theta^2 \quad (23) \\ \Delta E &= E \left[\sum_{i=1}^N \frac{\bar{c} \pi_i}{2} \sum_{k=1}^3 (z_k^{(i)})^2 - \right. \\ &\quad \left. \sum_{i=1}^N \frac{1}{2} \pi_i \sum_{j=1}^N \gamma_{ij} \sum_{k=1}^3 (z_k^{(j)})^2 \right] \end{aligned}$$

由于 c_1-c_3 取值满足条件式 (22), 则 $\Delta E > 0$, 故有:

$$E[\mathcal{L}V(\xi, \hat{\theta}, r(t))] \leq -c E[V(\xi, \hat{\theta}, r(t))] + \frac{1}{2} \theta^2 \quad (24)$$

令 $\rho = \theta^2 / (2c) > 0$, 则式 (23) 满足如下不等式:

$$0 \leq E(V) \leq \rho + [V(0) - \rho] e^{-\rho t} \quad (25)$$

可见当时间 $t \rightarrow \infty$ 时, V 是按指数衰减至 ρ 的, 故 ξ 是最终一致有界的, 因此辅助系统可以实现 Lyapunov 意义上的依概率渐近稳定。根据式 (12), 可得控制策略如式 (26) 所示, 以此求解原系统的逆最优控制问题。

$$v^* = -\beta R^{-1} z_3^{(i)} \quad \beta \geq 2 \quad (26)$$

2.3 状态转移速率未知情况下控制参数选择

2.2 节给出了交直流混联多状态 Markov 系统逆最优反推控制律, 但应用该策略时需要先利用式 (22) 对控制参数 $[c_1, c_2, c_3]$ 进行约束。在实际电力工程系统中, 考虑到系统运行方式的多变, 电力设备通信、外部环境干扰的不确定性等因素的影响和制约, 无法完全已知系统模型的转移过程, 故不能直接利用式 (22) 选择参数 $[c_1, c_2, c_3]$ 。而非线性系统的控制性能以及 Markov 系统的多状态过程很大程度上依赖于参数的选择, 因此需要讨论在状态转移速率 γ_{ij} 未知情况下参数 $[c_1, c_2, c_3]$ 的选择问题。

本文主要考虑发电机、输电线路以及负荷 (离散化处理) 的随机停运引起电力系统运行状态变化对系统稳定性造成的影响。对于含有 M 个电力设备 (发电机组、输电线路以及负荷等) 的电力系统而言, 每个设备存在 2 种运行状态 (正常运行与停运状态)。对于任意运行时刻而言, 本文考虑单一设备可

能发生故障的情况, 则其运行过程存在 $1+M$ 个可能的运行状态。令状态 1 为系统额定正常运行状态, 其余 M 个状态对应系统运行过程中可能发生的发电机出力变化、负荷功率变化以及网架结构调整等运行状态。随着运行时间的增加, 电力系统的运行状态概率趋于平稳概率 $\pi = \{\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_{M+1}\}$, 并且系统处于正常运行状态的概率将远大于发生故障的概率, 即 $\pi_1 \gg \pi_i (i = 2, 3, \dots, M+1)$, 因此可以得到 $\max \{\pi_i\} = \pi_1 (i = 1, 2, \dots, M+1)$, 同时假设系统剩余 M 个运行模态的平稳概率相等, 即 $\pi_i = \pi_p (i = 2, 3, \dots, M+1)$ 。

令中间变量 $S_j = \sum_{i=1}^M \gamma_{ij}$, 由文献 [14] 可知平稳概率和状态转移速率满足关系式 $\sum_{i=1}^M \pi_i \gamma_{ij} = 0 (i = 1, 2, \dots, M+1)$, 则有:

$$S_j = \frac{\pi_1 - \pi_p}{\pi_p} (-\gamma_{1j}) \quad (27)$$

由于 $\gamma_{11} < 0, \gamma_{11} < \gamma_{1j} (j \neq 1)$, 因此可以得出 $\bar{c}$ 需满足的表达式为:

$$\bar{c} \geq \frac{\pi_1}{\pi_p} (S_1 - 2\gamma_{11}) = \frac{\pi_1}{\pi_p} \left(\frac{\pi_1 - \pi_p}{\pi_p} + 2 \right) \sum_{i=2}^M \lambda_i \quad (28)$$

其中, λ_i 为电力系统各设备的停运率, 其值可以根据可靠性评估统计数据得到。以设备的停运率替代多状态 Markov 系统的状态转移率, 在保证系统的多状态过程满足 Markov 特性的同时, 避免因实际系统运行方式的复杂给控制策略的实现带来困难。实际应用时, 在满足限制条件式 (28) 的同时可根据需要设计合适的参数组合 $[c_1, c_2, c_3]$, 以实现系统最佳性能目标。

3 仿真验证

为了验证所设计的非线性 Markov 逆最优控制器的控制效果, 利用 PSCAD 对图 2 所示的两馈入交直流混联系统进行动态仿真测试, 并对比其与无附加控制、极点配置方法 PPM (Pole Placement Method) [18] 下的系统响应曲线, 验证有效性。

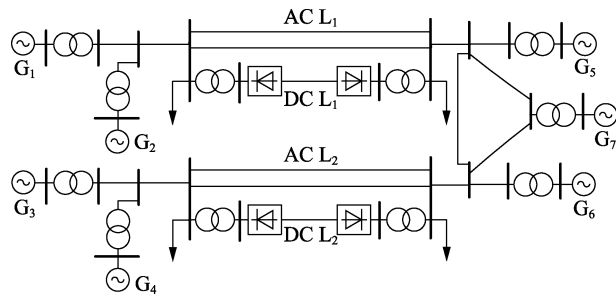


图 2 双馈入交直流混联系统

Fig.2 Dual-infeed AC/DC hybrid system

图 2 中,发电机采用次暂态模型,励磁系统采用简单励磁模型,各发电机未加装电力系统稳定器;直流系统采用详细电磁暂态仿真模型,并采用双极中性点接地运行方式,其等效时间常数 $T_d=0.1$ s;负荷采用恒阻抗模型。单回交直流线路网架结构参数详见文献[18]。初始稳态运行工况下,直流线路电压为 ± 800 kV,传输功率为 5 000 MW;交流线路电压为 500 kV,传输功率为 2 000 MW。

在该算例中,交直流混联系统工作状态的变化考虑的是系统网架结构的变化、负荷功率波动以及发电机的出力变化,在建模时将系统运行工况的变化处理成具有 4 个状态的 Markov 过程($s=\{1, 2, 3, 4\}$):状态 1 指系统正常运行,即发电机出力、负荷功率为额定值,系统网架结构不发生变化;状态 2 指系统网架结构发生变化;状态 3 指系统负荷功率发生变化;状态 4 指发电机出力发生变化。

假设系统运行于各状态的平稳概率分布 $\pi_1=0.91, \pi_p=0.03$,且取电力系统各设备的停运率 $\lambda_2=\gamma_{12}=0.002, \lambda_3=\gamma_{13}=0.001, \lambda_4=\gamma_{14}=0.001$,各设备的修复率 $\gamma_{21}=\gamma_{31}=\gamma_{41}=0.1$ 。Markov 状态转移矩阵的其他元素未知,因此设为 0。对多状态 Markov 系统进行仿真的关键是 Markov 链的仿真实现,根据 Markov 过程仿真算法,模拟系统 30 s 内系统状态转移过程如图 3 所示。

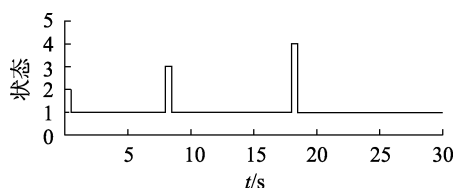


图 3 系统状态转移过程

Fig.3 Transferring process of system states

对图 2 中的两馈入系统进行如图 3 所示的 Markov 过程动态仿真,其中系统在初始时刻之前一直运行于状态 1,且系统各非正常具体运行状态分别如下:状态 2 为初始时刻交流线路 L_1 中某条线路末端发生三相金属性接地短路故障,0.2 s 后切除该线路;状态 3 为 8 s 时系统整体负荷功率由 100% 跳变至 75%;状态 4 为 18 s 时发电机 G_2 退出运行。

系统处于各非正常运行状态时间均为 0.5 s。控制系统的详细参数如下: $\beta=2.5, \mu=1, c_1=c_2=7.5, c_3=9$ 。不同控制器作用下发电机 G_1 和 G_5 的相对转角差 δ_{1-5} 、交流线路 L_1 的惯量中心角频率差 ω_{con} (标么值)的响应曲线如图 4 所示。

图 4(a)给出了 0~30 s 内不同控制器作用下系统的响应曲线,其各模态下的响应结果如图 4(b)~(d)所示。由仿真结果可以看出,没有附加直流控制时发电机的相对转角差和角频率差在短时间内发生失稳,因此只给出了前几秒的响应曲线。而采用

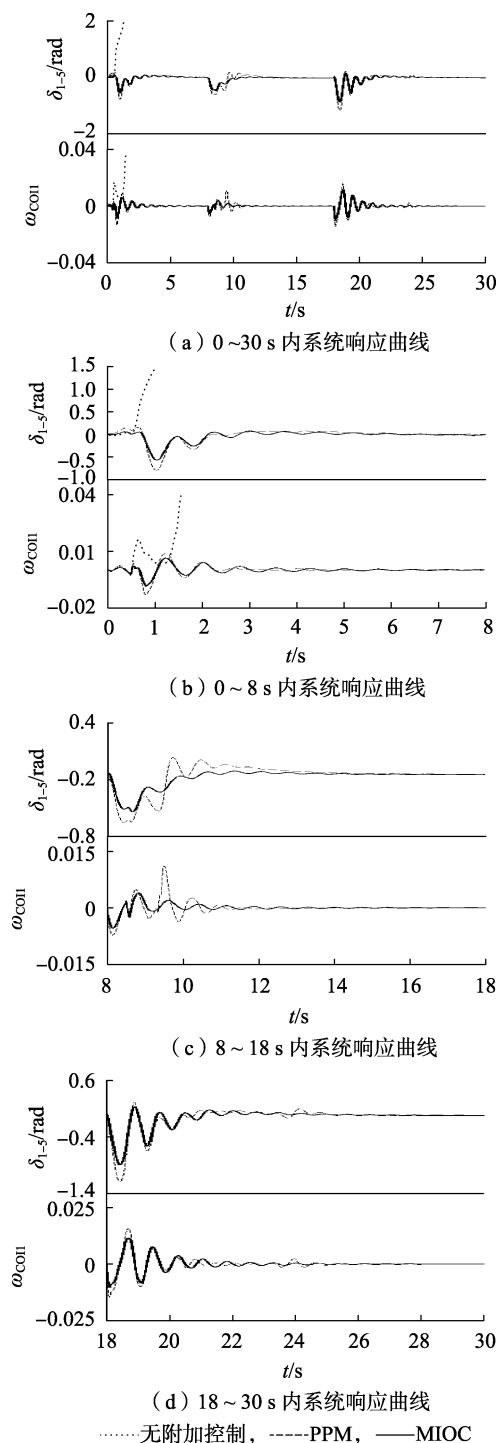


图 4 各种控制方法下系统响应曲线

Fig.4 System response curves under different control methods

传统 PPM 和本文提出的 Markov 逆最优控制方法都可以改善系统的动态响应性能,但改善效果不尽相同。发生不同工况的突变时,系统振荡的超调量在 Markov 逆最优控制的作用下比传统 PPM 更快得到抑制,且系统恢复稳态的时间也进一步缩小。如系统在 8~18 s 内时,传统 PPM 下发电机 G_1 和 G_5 的相对转角差超调量超过了 0.6 rad,交流线路 L_1 两端惯量中心相对角频率差超调量则超过了 0.012 p.u. (0.6 Hz),且经过多次摇摆后才开始减小振幅;而采

用 Markov 逆最优控制时,相对转角差超调量只有不到 0.5 rad,相对角频率差超调量更是低于 0.004 p.u. (0.2 Hz),系统性能指标得到明显改善。当系统运行工况发生第一次变化(交流线路 L_1 中某一条线路因接地短路故障退出运行)和第三次变化(发电机 G_2 退出运行)时,Markov 逆最优控制也能够明显减小发电机的相对转角差和线路相对角频率差的振荡超调量,快速抑制系统振荡。由此可见,Markov 逆最优控制能有效反映系统多状态过程,从而改善系统的动态性能,且仿真结果验证了 Markov 逆最优控制策略的有效性。

4 结论

a. 针对交直流系统在运行过程中可能发生随机跳变所引起的系统结构和参数的变化,并考虑系统参数误差、外界干扰等不确定性扰动,建立了能反映系统不同运行工况的多状态 Markov 模型。将逆最优控制理论应用于该系统中,在确保系统鲁棒稳定的同时,又解决了非线性系统的全局优化问题。仿真表明,该策略能显著提高交直流系统的暂态稳定性。

b. 所提控制策略基于多状态 Markov 模型进行设计,因此对系统运行状态的变化具有较强的鲁棒性,同时,该策略将非线性最优控制问题转化为渐近稳定控制律的求解问题,避免了求解 HJI 偏微分方程。对于复杂交直流系统而言,只要将区域大容量电力系统等值为惯量中心发电机,就可以通过所提方法设计出适用的 HVDC 附加控制器。

c. 近年来得到迅速发展的广域量测技术为所提策略的工程实现提供了可行性。而广域量测信息可能出现的延时与数据丢包对附加控制器的影响与对策,是应进一步开展研究的方向。

参考文献:

- [1] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社, 2011:110-112.
- [2] 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.
- [3] 邹延生,董萍. 基于协同控制理论的非线性直流附加控制器设计[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(4):210-217. ZOU Yansheng, DONG Ping. Design of nonlinear HVDC supplementary controller based on synergetic control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(4):210-217.
- [4] 曾果,李兴源,段毅. 基于内模控制理论的 HVDC IMC-PID 控制器设计[J]. 电力自动化设备, 2014, 34(4):162-167. ZENG Guo, LI Xingyuan, DUAN Yi. Design of IMC-PID controller based on internal model control theory for HVDC control system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(4): 162-167.
- [5] 赵洪山,米增强,牛东晓,等. 利用混杂系统理论进行电力系统建模的研究[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(1):20-25. ZHAO Hongshan, MI Zengqiang, NIU Dongxiao, et al. Power system modelling using hybrid system theory[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(1):20-25.
- [6] UGRINOVSKII V, POTA H R. Decentralized control of power systems via robust control of uncertain Markov jump parameter systems[J]. International Journal of Control, 2005, 78(9):662-677.
- [7] ARRIFANO N S D, OLIVEIRA V A. Robust fuzzy control approach for a class of Markovian jump nonlinear systems[J]. IEEE Transactions on Fuzzy Systems, 2006, 14(6):738-754.
- [8] 马静,李益楠,李俊臣,等. 考虑电力系统跳变特性的时滞稳定控制策略[J]. 电网技术, 2015, 39(4):1033-1038. MA Jing, LI Yinan, LI Junchen, et al. A time-delay stability control strategy considering jump characteristic of power system[J]. Power System Technology, 2015, 39(4):1033-1038.
- [9] LI Y, REHTANZ C, RÜBERG S, et al. Wide-area robust coordination approach of HVDC and FACTS controllers for damping multiple interarea oscillations[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(3):1096-1105.
- [10] 马兴,刘会金,崔雪,等. 基于预测控制与 H_∞ 控制的有源电力滤波器设计[J]. 电工技术学报, 2016, 31(3):50-57. MA Xing, LIU Huijin, CUI Xue, et al. Active power filter design based on predictive control and H_∞ control[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(3):50-57.
- [11] FREEMAN R A, KOKOTOVIC P V. Inverse optimality in robust stabilization[J]. Siam Journal on Control & Optimization, 1996, 34(4):1365-1391.
- [12] RUIZ-CRUZ R, SANCHEZ E N, ORNELAS-TELLEZ F, et al. Particle swarm optimization for discrete-time inverse optimal control of a doubly fed induction generator[J]. IEEE Transactions on Cybernetics, 2013, 43(6):1698-1709.
- [13] WEI Q, WANG X Y, HU X P. Inverse optimal control for permanent magnet synchronous motor[J]. Journal of Vibration and Control, 2015, 21(4):801-807.
- [14] 宁辽逸,吴文传,张伯明. 电力系统运行风险评估中元件时变停运模型分析[J]. 电力系统自动化, 2009, 33(16):7-12. NING Liaoyi, WU Wenchuan, ZHANG Boming. Analysis of a time-varying power component outage model for operation risk assessment[J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(16):7-12.
- [15] WU Z J, XIE X J, SHI P, et al. Back stepping controller design for a class of stochastic nonlinear systems with Markovian switching[J]. Automatica, 2009, 45(4):997-1004.
- [16] KRSTIĆ M, LI Z H. Inverse optimal design of input-to-state stabilizing nonlinear controllers[J]. IEEE Transactions on Automatic Control, 1998, 43(3):336-350.
- [17] MAO X. Stability of stochastic differential equations with Markovian switching[J]. Stochastic Processes and their Applications, 1999, 79(1):45-67.
- [18] KUNDUR P. Power system stability and control[M]. New York, USA:McGraw-hill, 1994:776-778.

作者简介:



刘子文

刘子文(1991—),男,江苏淮安人,博士研究生,主要研究方向为电力系统运行与控制、分布式发电及微电网运行与控制;

苗世洪(1963—),男,湖北随州人,教授,博士研究生导师,博士,通信作者,主要研究方向为电力系统运行与控制、微电网与配电网新技术(E-mail:sa2000999@126.com)。

(下转第128页 continued on page 128)

作者简介:



赵坚鹏

赵坚鹏(1993—),男,北京人,硕士研究生,主要研究方向为高压直流输电和 FACTS 技术(**E-mail**: zhaojianpeng0830@163.com);

赵成勇(1964—),男,北京人,教授,博士研究生导师,博士,主要从事直流输电、电能质量分析与控制方面的研究(**E-mail**:

chengyongzhao@ncepu.edu.cn);

许建中(1987—),男,北京人,副教授,博士,主要从事高压直流输电和 FACTS 技术方面的研究(**E-mail**: xujianzhong@ncepu.edu.cn);

郭春义(1984—),男,北京人,副教授,博士,主要研究方向为直流输电和 FACTS 技术等(**E-mail**: chunyi guo@gmail.com)。

Coordination between superconducting current limiter and high voltage DC circuit breaker in DC grid

ZHAO Jianpeng¹, ZHAO Chengyong¹, XU Jianzhong¹, GUO Chunyi¹

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: In order to mitigate the contradiction between the maximum cut-off time and the cut-off short-circuit capacity of the DCCB(DC Circuit Breaker) in DC grid, the method of suppressing DC fault current by SFCL(Superconducting Fault Current Limiter) is studied, and the scheme of coordination between SFCL and DCCB is proposed. The current limiting characteristics of SFCLs with different resistance values are analyzed, and different influence factors including superconductor parallel resistance value and current limiting reactance are compared, based on which, the sequential coordination conditions of SFCL and DCCB in pole-to-pole fault are proposed. The model of five-terminal DC grid is built in PSCAD/EMTDC. The simulative results verified the fault current limiting characteristics of SFCL. By reasonably selecting parameters and reactor values of SFCL, the fault current can effectively be suppressed, the energy dissipated by the energy dissipation branch of DCCB can be reduced, and the fault isolation process can be accelerated.

Key words: DC grid; superconducting current limit; DC circuit breaker; sequential coordination

(上接第 120 页 continued from page 120)

Complementary controller of HVDC based on multi-state Markov model and inverse optimal theory

LIU Ziwen^{1,2}, MIAO Shihong^{1,2}, LI Lixing^{1,2}, WEI Dehua^{1,2}, CHAO Kaiyun^{1,2}, FAN Zhihua^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Engineering and Technology, School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China;

2. Hubei Electric Power Security and High Efficiency Key Laboratory, School of Electrical and Electronic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: The complementary controller of HVDC(High Voltage Direct Current) can efficiently improve the stability of AC/DC hybrid power system. However, the interaction of simultaneous continuous time dynamic and discrete event under large random disturbances raises hybrid characteristics in a power system. As a result, traditional modeling methods based on a fixed operating condition cannot accurately describe the system operating states. To address this problem, a complementary controller of HVDC based on the multi-state Markov model and inverse optimal theory is proposed. Firstly, the multi-state Markov model of the multi-zone AC/DC hybrid power system is established. On this basis, the inverse optimal back-stepping control strategy of AC/DC hybrid Markov system is proposed, which transforms the optimal control problem of nonlinear systems to the problem of solving the asymptotically stable control law. The proposed strategy can not only ensure the system robust stability under random disturbances, but also solve the global optimization problem of the system with nonlinear characteristics, at the same time, avoid solving the HJI partial differential equations, which facilitates engineering applications. When choosing control parameters, the state transition rate of Markov system is replaced by the equipment outage rate, which can satisfy the system multi-state characteristics, and avoid the difficulties caused by the operating complexity of actual system. Simulative results show that the proposed complementary controller of HVDC is more effective in improving the transient performance of AC/DC hybrid power system compared with traditional controllers.

Key words: AC/DC hybrid power system; HVDC; complementary control; multi-state Markov model; random disturbance; inverse optimal theory