

## 换流变分接头及直流控制器极限诱导分岔分析\*

谭涛亮<sup>1)†</sup> 张尧<sup>2)</sup> 钟庆<sup>2)</sup>

1) (广东电网公司阳江供电局, 阳江 529500)

2) (华南理工大学电力学院, 广州 510640)

(2011年1月10日收到; 2011年5月15日收到修改稿)

本文研究了直流子系统整流站定电流逆变站定电压控制方式下逆变站换流变变比和熄弧角达到限值时交直流互联系统发生极限诱导分岔的情况. 对系统遭遇硬限制时不会发生奇异诱导分岔的原因作了详细的探讨; 发现系统发生极限诱导分岔时换流变变比需大于临界值并给出了不同类型极限诱导分岔临界值的计算公式. 根据临界值对参数灵敏度的信息, 可通过调整参数来消除分岔点以增大稳定域. 分析了发电机励磁电压极限对换流变变比临界值及系统稳定域的影响. 给出了发生此类极限诱导分岔的机理解释: 换流变无功消耗的增加, 换流站无功补偿的下降及控制方式的转换导致系统因无功缺乏失稳.

**关键词:** 交直流系统, 硬限制, 极限诱导分岔, 控制方式

**PACS:** 05.45.-a

## 1 引言

电力系统稳定问题与非线性分岔理论密切相关. 对不受约束系统, 其稳定边界由鞍结分岔 (SNB<sup>[1]</sup>), 霍普夫分岔 (HB<sup>[2,3]</sup>) 及奇异诱导分岔 (SIB<sup>[4]</sup>) 点集组成<sup>[5]</sup>. 实际电力系统中很多设备都存在硬限制, 如发电机无功限制, 变压器分接头限制, 静止无功发生器容量限制等, 其本质上是一受约束的非线性动力系统. 因此, 电力系统的稳定边界往往由以上三类点集和极限诱导分岔点 (LIB) 集组成. 现代电力系统正越来越多地运行于接近控制与运行极限. 随着系统参数的缓慢变化, 当电力系统设备硬限制起作用时, 可能导致系统失稳<sup>[6]</sup>. 因此, 有必要对这类限制进行深入的研究.

目前已有一些文献对电力系统遭遇硬限制引起的失稳现象进行了分析. 文献 [1] 通过优化方法求取系统遭遇无功极限时的极限诱导分岔点. 文献 [7] 提出一种基于连续潮流的极限诱导分岔检测方法. 但上两文献均是基于潮流方程的静态分析. 文献 [8] 最早对发电机遭遇无功极限时发生电

压崩溃进行了动态分析. 文献 [9] 将系统硬限制分为驱动量限制和状态量限制, 并在二维电力系统中得出了: 轻载遭遇励磁极限时, 系统不失稳. 重载遭遇励磁极限时, 系统将瞬间失去稳定性, 电压崩溃将沿着不稳定平衡点的不稳定流形轨迹发生. 文献 [10] 基于分岔后的效果将极限诱导分岔分为极限诱导静态分岔和极限诱导动态分岔, 并采用直接优化法分析系统的鞍结分岔点和极限诱导分岔点. 文献 [11] 在平面系统对系统遭遇状态量限制产生极限环的条件进行了探讨. 文献 [12,13] 分别分析了电力系统由于静止无功发生器 (SVC) 容量限制及柔性输电设备 (FACTS) 控制限制时发生电压崩溃现象.

现有文献对极限诱导分岔的研究主要集中在发电机无功出力达到限制, 励磁电压极限的分析. 在交直流系统中, 换流变分接头及直流控制器都存在极值限制. 随着负荷的增加, 换流站变压器分接头不断调整, 当换流变变比和控制角均达到极限时, 直流控制方式也发生调整时, 系统结构发生改变, 可能导致系统出现极限诱导分岔. 本文主要针对逆

\* 科技部“十一五”重大支撑项目 (批准号:2006BAA02A17) 资助的课题.

† E-mail: 30940480@qq.com

变电站定电压控制方式,以四机两区域交直流系统为例,分析了当逆变站换流变变比及熄弧角达到限值时,系统发生极限诱导分岔的情况.并研究了励磁电压限制对极限诱导分岔临界值的影响.最后对发生极限诱导分岔的机理进行了分析.

## 2 受约束电力系统数学模型

包含不同类型硬限制的电力系统 DAE(微分代数方程)如下式所示:

$$\dot{x} = f(x, y, z, \lambda), \quad (1)$$

$$0 = g(x, y, \lambda), \quad (2)$$

$$x_{li} \leq x_i \leq x_{ui}, \quad i = 1, \dots, n, \quad (3)$$

$$z_i = \bar{h}_i(x, y, \lambda) = \begin{cases} z_{li}, & h_i(x, y, \lambda) \leq z_{li}, \\ h_i(x, y, \lambda), & z_{li} < h_i(x, y, \lambda) < z_{ui}, \\ z_{ui}, & h_i(x, y, \lambda) \geq z_{ui}, \end{cases} \quad (4)$$

$$i = 1, \dots, s.$$

(1),(2) 式中,  $x, y, f(\cdot), g(\cdot)$  的含义参见文献 [1]. (3) 式为状态量限制约束条件, 该条件将  $x_i$  的大小限制在  $(x_{li}, x_{ui})$  的闭区间内, 当  $x_i$  越过边界值  $x_{ilim}$  时, 强迫  $x_i$  等于  $x_{ilim}$ . 此时, 系统方程阶数将降低一维. (4) 式为驱动量限制的约束条件. 内部驱动变量  $z_i$  为  $(x, y, \lambda)$  的函数, 其上界为  $z_{ui}$ , 下界为  $z_{li}$ . 当  $z_i$  越界时, 同样会被限制在边界值上. 但系统的方程个数不会改变.

本文主要考虑直流系统逆变站换流变变比与熄弧角的极限及发电机励磁电压极限, 均属于状态量限制. 当状态变量  $x_i$  达到限制后, 状态变量向量  $x$  减少一维变成  $x' = (x_1, \dots, x_{i-1}, x_i, x_{i+1}, \dots, x_n)^T$ . 微分方程组  $f(\cdot)$  将减少一个方程, 变为  $f' = (f_1, \dots, f_{i-1}, x_i, f_{i+1}, \dots, f_n)^T$ . 遭遇限制后的系统 DAE 方程如下所示:

$$\begin{aligned} \dot{x}' &= f'(x', x_{ilim}, y, \lambda), \\ 0 &= g(x', x_{ilim}, y, \lambda). \end{aligned} \quad (5)$$

对比 (5) 式和 (1),(2) 式可知, 达到限值后, 系统的结构发生了改变. 其雅可比矩阵及特征根都会相应的发生变化, 因此, 限值前的稳定平衡点可能会变为不稳定平衡点. 此时, 系统发生极限诱导分岔.

## 3 换流变及直流控制器极限诱导分岔分析

本文采如图 1 所示的四机两区域系统研究逆变站换流变变比和熄弧角达到极值时产生的极限诱导分岔, 系统基本参数详见文献 [14].

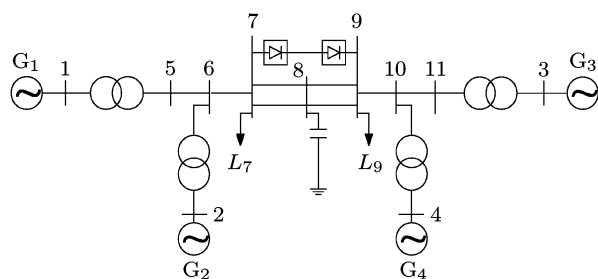


图 1 四机两区域系统

### 3.1 电力系统动态元件微分方程及代数方程

发电机动态方程为

$$\begin{aligned} \dot{\delta}_i &= \omega_i - 1, \\ T_{Ji} \dot{\omega}_i + D_i(\omega_i - 1) &= T_{mi} - [E'_{qi} i_{qi} - (X'_{di} - X'_{qi}) i_{di} i_{qi}], \\ T'_{d0i} \dot{E}'_{qi} &= E_{fi} - E'_{qi} - (X_{di} - X'_{di}) i_{di}. \end{aligned} \quad (6)$$

励磁系统采用简化的一阶方程

$$T_{Li} \dot{E}_{fi} = (V_{refi} - V_i) - K_{fi} E_{fi}, \quad (7)$$

式中,  $V_i, \theta_i$  为与发电机相连母线电压幅值及相角. 其余变量物理意义详见文献 [15].

换流器采用准稳态模型, 各变量之间的稳态关系方程式为

$$\begin{aligned} V_d &= V_{d0} \cos \theta - \frac{3}{\pi} X_c I_d, \\ V_{d0} &= \frac{3\sqrt{2}}{\pi} k_T V_t, \\ \cos \varphi &\approx V_d / V_{d0}, \\ P_d &= V_d I_d, \\ Q_d &= P_d \tan \varphi. \end{aligned} \quad (8)$$

直流输电线路动态方程为

$$\dot{I}_d = \frac{1}{L} (V_{dr} - V_{di} - I_d R_d). \quad (9)$$

(8) 及 (9) 式中各变量物理意义详见文献 [16].

针对整流站定电流 (CC), 逆变站定电压 (CV) 的典型运行方式, 其主控制框图如图 2 和图 3 所示. 为方便分析, 定电压控制直接以熄弧角作为输出量.

由图 2, 图 3 可以列出定电流控制和定电压控制的动态方程如下:

$$\begin{aligned} \frac{dx_1}{dt} &= \frac{1}{T_{c3}}(I_d - x_1), \\ K_{c1} \frac{dx_1}{dt} - \frac{d\alpha}{dt} &= \frac{K_{c2}}{T_{c2}}(I_{def} - x_1); \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \frac{dx_4}{dt} &= \frac{1}{T_{v3}}(V_d - x_4), \\ K_{v1} \frac{dx_4}{dt} - \frac{d\gamma}{dt} &= \frac{K_{v2}}{T_{v2}}(V_{def} - x_4). \end{aligned} \quad (11)$$

式中,  $K_{c1}, K_{v1}, K_{c2}, K_{v2}$  分别为积分系数和比例系数;  $T_{c2}, T_{c3}, T_{v2}, T_{v3}$  为时间常数.

机网接口方程采用潮流平衡方程, 对应于换流母线节点的功率方程式需增加直流功率一项 [13].

负荷变化以参数  $\lambda$  表示. 对负荷节点  $i$ , 其有功及无功功率为  $P_i = P_{i0}(1 + \lambda), Q_i = Q_{i0}(1 + \lambda)$ .

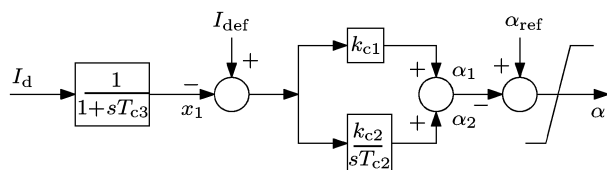


图 2 定电流控制

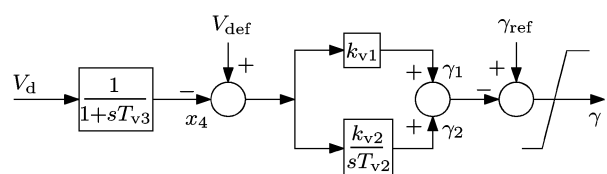


图 3 定电压控制

系统发生 SIB 时, 矩阵  $g_y$  奇异 [1]. 即 SIB 点只与系统代数方程相关. 对发电机励磁电压限制, 由于  $g(\cdot)$  中不包含励磁电压变量, 矩阵  $g_y$  完全不变. 对 TE 限制,  $g(\cdot)$  中只有逆变器换流母线有功及消耗的无功有变化. 极限前后直流系统由定电压变为定最小熄弧角控制方式, 直流电压与功率因数变化很小, 且直流电流不变, 故直流系统的有功及无功变化都很小, 因此极限前后的  $g_y$  值基本不变. 从上述分析知, 当系统遭遇硬限制时, 出现 SIB 的概率完全可以忽略. 故本文对此不作分析.

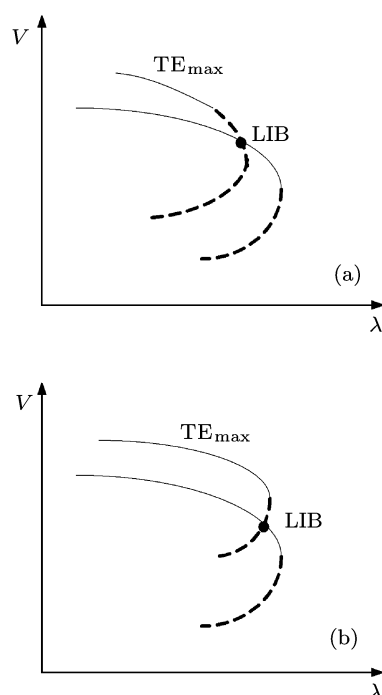


图 4 极限诱导分岔类型示意图 (a) LIB-1; (b) LIB-2

### 3.2 极限诱导分岔分析

文献 [3] 指出系统因发电机无功出力达到限值而引起极限诱导分岔是由于当前 PV 曲线与发电机处于无功极限  $Q_{lim}$  状态下的 PV 曲线的交点位于  $Q_{lim}$  时 PV 曲线的下半支, 即位于  $Q_{lim}$  状态下 PV 曲线的不稳定区域. 在动态分析中, HB, SIB 点可能出现在 SNB 点之前, 因此, 在 PV 曲线的上半支系统就可能处于失稳区域. 为叙述简便, 将换流变变比与熄弧角余弦值的乘积以符号 TE 表示. 图 4 为发生极限诱导分岔时可能出现的类型示意图. 上半支发生 LIB 记为 LIB-1, 下半支发生 LIB 记为 LIB-2.

设图 1 所示系统中频率为 50Hz, 发电机励磁参数  $K_f$  均取 50,  $T_L$  为 1, 参考电压  $V_{ref}$  为 1.05; 直流线路电感标幺值为 0.25; 直流控制器参数  $K_{c1}, K_{v1}$  为 1;  $K_{c2}, K_{v2}$  为 75;  $T_{c2}, T_{c3}, T_{v2}, T_{v3}$  均为 1; 设节点 9 的负荷缓慢增长, 其余参数同文献 [11].

表 1 不同  $T_{max}$  值下发生分岔时的  $\lambda$  值

	HB	LIB-1	SIB	LIB-2	SNB
$T_{max} = 1.12$	0.6775	—	0.7104	—	0.7268
$T_{max} = 1.16$	—	0.7060	0.7147	—	0.7301
$T_{max} = 1.26$	—	—	0.7345	0.7393	—

设定逆变器最小熄弧角为  $5^\circ$ , TE 值由逆变器换流变变比  $T$  确定. 采用连续法搜索各类分岔点,

若  $T_{\max}$  取 1.12, 状态矩阵  $A = f_x - f_y(g_y)^{-1}g_x$  的特征值在极限前后实部均为负值, 系统是稳定的. 若  $T_{\max}$  取 1.16, 矩阵  $A$  的特征值在极限前实部全为负值, 极限后出现实部为正值的一对共轭虚根:  $0.9717 \pm 5.0166i$ , 系统失稳. 若  $T_{\max}$  取 1.26, 系统首先发生 SIB, 此时矩阵  $A$  有一特征值从负无穷变为正无穷. 在极限前一刻,  $A$  有一正特征值 75.2326, 其余特征值实部均为负值. 极限后发生另一分岔,  $A$  有实部为正值的一对共轭虚根:  $0.3294 \pm 0.4390i$ , 其余特征值实部均为负值. 表 1 及图 5, 图 6 为仿真结果及图形.

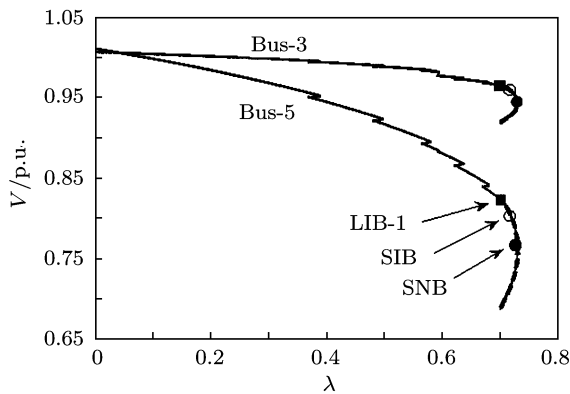


图 5  $T_{\max}=1.16$  时的 PV 曲线

(12),(13) 式中,  $w_H = [w_1 \ w_2]$ ,  $w_0 = [w_1 \ 0]$ ;  $w_1^0, w_0^0$  为指定的行向量;  $p$  为系统参数如  $V_{\text{ref}}, K_f, K_{c1}$  等等;  $A_{\text{aug}} = \begin{bmatrix} f_x & f_y \\ g_x & g_y \end{bmatrix}$ ;  $C(\cdot)$  为达到极限的条件式. 此处为令 (11) 式第 2 式中的  $d\gamma/dt = 0$  所得的式子.

由 (12),(13) 式可以算得发生 LIB-1 分岔点的临界值变比  $T_{\text{cr}}$  为 1.14; 发生 LIB-2 分岔点的  $T_{\text{cr}}$  为 1.24. 即  $T_{\text{cr}} < 1.14$  时, 系统不会发生极限诱导分岔,  $1.15 \leq T_{\text{cr}} < 1.24$  时, 出现 LIB-1 点,  $T_{\text{cr}} \geq 1.24$  时, 出现 LIB-2 点.

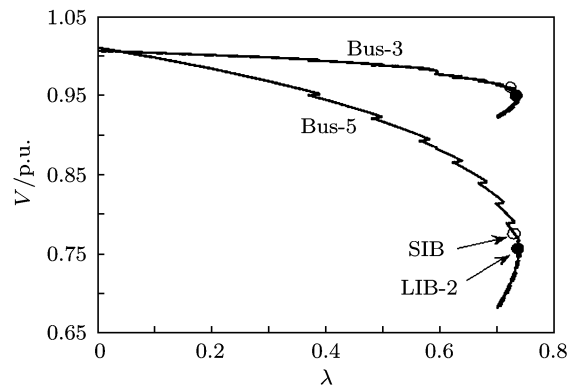


图 6  $T_{\max}=1.26$  时的 PV 曲线

由上文仿真结果可知, 当  $T_{\max}$  大于某一临界值时, 达到限值时才会出现 LIB. 上文分析了 TE 达到限值时不会出现 SIB, 因此, 对应于 LIB-1 的临界值  $TE_{\text{cr}}$  可通过求解  $TE_{\max}$  状态下 PV 曲线的 HB 点得到, 如下式所示:

$$\begin{aligned} f(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= 0, \\ g(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= 0, \\ w_H A_{\text{aug}} - w_0 j\omega &= 0, \\ w_1^0 w_1^T - 1 &= 0, \\ C(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= 0. \end{aligned} \quad (12)$$

对 LIB-2 的临界值  $TE_{\text{cr}}$  可通过求解  $TE_{\max}$  状态下 PV 曲线的 SNB 点得到, 如下式所示:

$$\begin{aligned} f(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= 0, \\ g(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= 0, \\ w A_{\text{aug}} &= 0, \\ w^0 w^T - 1 &= 0, \\ C(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= 0. \end{aligned} \quad (13)$$

#### 4 临界值灵敏度分析

通过灵敏度计算, 可以知道哪些系统参数对  $TE_{\text{cr}}$  影响较大, 调节这些参数可以改变  $TE_{\text{cr}}$  值达到消除 LIB 点, 增大系统动态负荷裕度的目的. 令

$$\begin{aligned} X &= (x, y)^T, \\ F(X, \lambda, TE_{\text{cr}}, p) &= \begin{cases} f(x, y, TE_{\text{cr}}, p), \\ g(x, y, \lambda, TE_{\text{cr}}, p). \end{cases} \end{aligned}$$

对 (12) 式第 1 式求对参数  $p$  的导数, 可得

$$F_X \frac{dX}{dp} + F_\lambda \frac{d\lambda}{dp} + F_{TE_{\text{cr}}} \frac{dTE_{\text{cr}}}{dp} + F_p = 0. \quad (14)$$

两边左乘  $w_H$ , 并根据 (12) 式中第 3 式可得

$$w_0 \frac{dX}{dp} j\omega + w_H F_\lambda \frac{d\lambda}{dp} + w_H F_{TE_{\text{cr}}} \frac{dTE_{\text{cr}}}{dp} + w_H F_p = 0. \quad (15)$$

对 (12) 式第 5 式求对参数  $p$  的导数得

$$C_X \frac{dX}{dp} + C_\lambda \frac{d\lambda}{dp} + C_{TE_{\text{cr}}} \frac{dTE_{\text{cr}}}{dp} + C_p = 0. \quad (16)$$

综合 (14),(15),(16) 式可得

$$\begin{bmatrix} F_X & F_\lambda & F_{TE_{cr}} \\ w_0 j \omega & w_H F_\lambda & w_H F_{TE_{cr}} \\ C_X & C_\lambda & C_{TE_{cr}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dX/dp \\ d\lambda/dp \\ dTE_{cr}/dp \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -F_p \\ -w_H F_p \\ -C_p \end{bmatrix}. \quad (17)$$

对 (13) 式作相同的处理, 可得

$$\begin{bmatrix} F_X & F_\lambda & F_{TE_{cr}} \\ 0 & w F_\lambda & w F_{TE_{cr}} \\ C_X & C_\lambda & C F_{TE_{cr}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dX/dp \\ d\lambda/dp \\ dTE_{cr}/dp \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -F_p \\ -w F_p \\ -C_p \end{bmatrix}. \quad (18)$$

求解 (17),(18) 式可以得到 LIB-1 及 LIB-2 的临界值对各参数的灵敏度值如表 2 所示. 对灵敏度出现虚数的情况, 大小取其模值, 正负与实部相同.

表 2 灵敏度计算结果

参数	$K_{v1}$	$K_{v2}$	$K_{f3}$	$V_{ref3}$	$P_{m3}$
LIB-1 $dTE_{cr}/dp$	$3 \times 10^{-4}$	$8 \times 10^{-6}$	-0.0126	-3.90	-0.052
$d\lambda/dp$	$-5 \times 10^{-4}$	$-1 \times 10^{-5}$	0.0044	1.952	0.0354
LIB-2 $dTE_{cr}/dp$	0.0022	$2 \times 10^{-5}$	-0.0037	-3.43	0.1856
$d\lambda/dp$	-0.0014	$-4 \times 10^{-5}$	0.0044	4.111	-0.064

由表 2 可见, 只有参数  $V_{ref}$  的灵敏度较大, 其余均较小. 其中逆变站直流控制器的参数灵敏度很小的原因是极限前后控制方式发生了转换.

表中, 对应参数  $V_{ref}, dTE_{cr}/dp$  为负值,  $d\lambda/dp$  为负值. 即增大  $V_{ref}$  将使得  $TE_{cr}$  减小, 而  $\lambda$  增大. 若将  $V_{ref}$  改为 1.02,  $T_{cr}$  变为 1.17, 变比  $T_{max}$  为 1.16, 当达到极限值时, 系统不发生 LIB-1, 但  $\lambda = 0.6533$  时, 系统已经发生了 SIB, 即系统的动态负荷裕度反而减小了. 若  $V_{ref}$  为 1.10,  $T_{cr}$  变为 1.11, 变比  $T_{max}$  为 1.12, 系统发生 LIB-1 时,  $\lambda = 0.8383$ . 若  $V_{ref}$  取 1.18, 变比  $T_{max}$  为 1.12, 此时系统不发生 LIB-1 及 SIB, 直接发生 LIB-2, 即若  $V_{ref}$  足够大, 可以消去 LIB-1 及 SIB 点, 增大系统的动态负荷裕度.

### 5 发电机励磁电压极限对 $TE_{cr}$ 的影响

实际电力系统中, 发电机励磁电压一般都存在极限值, 因此有必要对发电机励磁电压达到极限后对  $TE_{cr}$  的影响进行探讨. 选择随着负荷的增加励磁电压上升速度最快的发电机作为关键发电

机, 本例中为发电机  $G_3$ . 设定发电机励磁电压极限值  $E_{flim}$  为 2.0, 变比  $T_{max}$  设为 1.09. 当  $\lambda = 0.6039$  时,  $G_3$  的励磁电压  $E_{f3} = 2.0$ , 系统状态矩阵特征值在极限前后实部均为负值, 不发生 LIB.  $\lambda = 0.6072$  时, 发生 LIB-2. 仿真曲线如图 7 所示.

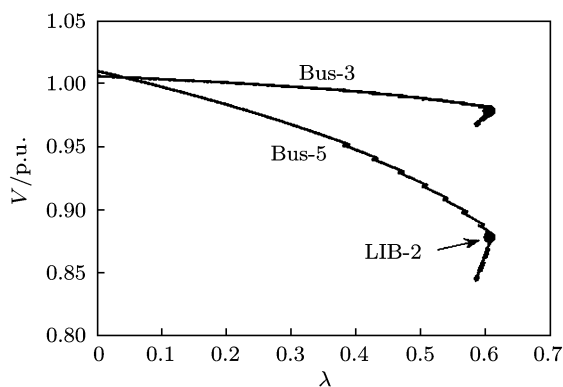


图 7 考虑励磁电压极限的 PV 曲线

当  $E_{f3}$  达到极限值时, 为计算此时的  $TE_{cr}$ , 在 (17) 和 (18) 式中, 将  $E_{f3}$  以 2.0 代之并去掉  $E_{f3}$  的微分方程. 此时, (17) 式无解, 即该状态下系统无 LIB-1 点, 求解 (18) 式得到  $T_{cr} \geq 1.07$  时, 系统即发生 LIB-2. 由以上分析可知, 考虑发电机励磁电压极限后, 临界值  $T_{cr}$  与动态负荷裕度都有所减小.

### 6 TE 极限诱导分岔机理分析

随着负荷的增加, 各节点电压均有所下降, 当逆变站交流母线下落到一定程度时, 需增大换流变变比  $k_T$  以维持定电压方式. 图 8 为略去励磁支路的换流变等值电路. 图中,  $Z_T$  为折算到一次侧的换流变漏抗, 本文的换流变变比  $k_T$  采用文

献 [13] 的表示方法, 即为二次侧电压和一次侧电压的比值. 由文献 [13] 可得换流变一次侧线电流为  $I_1 = k_\gamma n_t k_T I_d \sqrt{6}/\pi$ , 其中,  $k_\gamma$  近似为常数 0.995,  $n_t$  为换流桥数,  $I_d$  为直流电流. 在定电流控制方式下,  $k_T$  增大将使得  $I_1$  增大. 故换流变消耗的无功随着  $k_T$  的增大将以平方级别增大. 换流站交流母线上并联电容的无功补偿量与换流站交流母线电压值的平方成正比. 随着负荷的增加, 电压逐渐下降, 换流站的无功补偿量严重减小, 更多的无功和有功需通过线路从发电机端传输过来, 从而造成各线路电压降增大, 使得各节点电压继续下降, 造成无功补偿量的进一步下降. 由此系统陷入恶性循环越来越接近不稳定区域. 换流变变比的限值较小时, 当变比达到限值时系统处于轻载状态, 各节点电压都较高, 无功缺额不大, 因此不会发生分岔. 换流变变比的限值大于临界值时, 系统处于重载状态, 节点电压均偏低, 由直流系统引起的无功消耗及补偿量的减小对系统电压稳定性起至关重要的作用. 此时, 若换流站交流母线电压继续下降, 逆变侧的熄弧角将减小, 并到达熄弧角的限值, 逆变站控制方式由定电压方式转变为定最小熄弧角方式. 当逆变站换流母线交流母线电压下降时, 将引起逆变器换相角增大, 同时直流电压也降低. 在采用定熄弧角控制时, 由于换相角增大, 为了保持熄弧角不变, 熄弧角调节器将使逆变器触发角增大, 于是逆变器损耗的无功功率增加, 使得逆变站换流站母线电压进一步降低. 以上因素共同作用导致系统因无功缺乏而失稳. 需要注意的是, 当变比达到极限时, 系统并没失稳, 只有当控制方式转换后, 系统才

会失稳, 其因为在控制方式发生转换前, 系统已处于临界状态, 此时, 无功损耗的微量增加也会导致系统失稳. 考虑发电机励磁电压极限时, 励磁电压到达限值意味着发电机无功出力受到了限制. 在发电机无功出力未达限值时, 相当于一个动态无功源, 给系统提供动态无功支撑. 在遭遇限值时便失去电压调节能力变为静态无功源. 使得系统的运行平衡点跃至离不稳定边界更近的位置, 导致系统的动态负荷裕度及临界值  $T_{cr}$  减小.

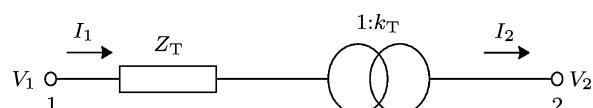


图 8 换流变等值电路

## 7 结论

本文研究了逆变站换流变变比及熄弧角达到极限时所产生的极限诱导分岔现象. 发现系统发生极限诱导分岔时, 逆变站换流变变比及熄弧角余弦值的乘积需大于某一临界值. 对极限诱导分岔的两种类型进行了分析并给出了这两种类型计算临界值的公式. 通过灵敏度分析得知临界值对发电机机端参考电压值变化最敏感. 调节机端参考电压值可以消去霍普夫分岔及奇异诱导分岔点, 增大系统的稳定域. 最后对换流变变比和直流控制器极限诱导分岔的原因进行了详细的分析.

- [1] Li H Q, Liu Y M, Yorina N 2005 *Proceedings of the CSEE* **25** 56 (in Chinese) [李华强, 刘亚梅, Yorino N 2005 中国电机工程学报 **25** 56]
- [2] Liu S, Liu B, Zhang Y K, Wen Y 2010 *Acta Phys. Sin.* **59** 38 (in Chinese) [刘爽, 刘彬, 张业宽, 闻岩 2010 物理学报 **59** 38]
- [3] Liu S H, Tang J S 2008 *Acta Phys. Sin.* **57** 6162 (in Chinese) [刘素华, 唐驾时 2008 物理学报 **57** 6162]
- [4] Wang Q H, Zhou S X 2003 *Proceedings of the CSEE* **23** 18 (in Chinese) [王庆红, 周双喜 2003 电机工程学报 **23** 18]
- [5] Venkatasubramanian V, Schättler H, Zaborszky J 1995 *Proc. IEEE* **83** 1530
- [6] Lerrn A A P, Caiizares C A, Nadarajah Mithulananthan 2001 *IEEE-PES Summer Meeting Vahncouver, BC, Canada* July 15—19, 2001 p1805
- [7] Xiong N, Cheng H Z, Ma Z L, Zhu Z L, Wang X H, Lu J Z 2008 *Automation of Electric Power Systems* **32** 35 (in Chinese) [熊宁, 程浩忠, 马则亮, 朱忠烈, 王晓辉, 陆建忠 2008 电力系统自动化 **32** 35]
- [8] Ian Dobson, Liming Lu 1992 *IEEE Transactions on Circuits and Systems* **39** 762
- [9] Jiang X, Schattler H, Zaborszky J Venkatasubramanian V 1995 *Proceedings of IEEE International Symposium on Circuits and Systems, Seattle, USA* April 28—May 3 1995 p146
- [10] Avalos R J, Cañizares A, Milano F, Conejo A J 2009 *IEEE Transactions on Circuits and Systems* **56** 210
- [11] Jiang X, Venkatasubramanian V, Schattler H, Zaborszky J 1995 *Proceedings of IEEE Conference on Control Applications* New York, USA September 28—29 1995 p63

- [12] Lei Chen, Yong Min *Power Tech* 2007 Lausanne, Switzerland, July 1—5 2007 p250
- [13] Nemat-Talebi, Mostafa Shaflee, Subramaniam Bala, Karamdel Javad 2006 *First International Conference on Industrial and Information Systems, ICIIS* 2006, Sri Lanka, August 8—11 2006 p36
- [14] Xu Z 2006 *Dynamic Behavior Analysis of AC/DC Power System* (Beijing: China Machine Press) p43—48(in Chinese) [徐政 2005 交直流电力系统动态行为分析 (北京: 机械工业出版社) 第 43—48 页]
- [15] Ni Y X, Chen S S, Zhang BL 2002 *Theory and Analysis of Dynamic Power System* (Beijing: Tsinghua University Press) p48—71(in Chinese) [倪以信, 陈寿孙, 张宝霖 2002 动态电力系统的理论和分析 (北京: 清华大学出版社) 第 48—71 页]
- [16] Wang X F 2003 *Modern power system analysis*(Beijing: Science Press) p432—438(in Chinese) [王锡凡 2003 现代电力系统分析 (北京: 科学出版社) 第 432—438 页]

## Limit induced bifurcation due to converter transformer tap and DC controller limit\*

Tan Tao-Liang<sup>1)†</sup> Zhang Yao<sup>2)</sup> Zhong Qing<sup>2)</sup>

1) (Yangjiang Power Supply Bureau, Yangjiang 529500, China)

2) (School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China)

(Received 10 January 2011; revised manuscript received 15 May 2011)

### Abstract

The limit induced bifurcation (LIB) in AC/DC power system caused by converter transformer tap and extinction angle limit under the control mode of constant current in rectifier and constant voltage in inverter is studied in this paper. The reason why the singularity induced bifurcation does not occur while the hard limit encounters is analyzed. The transformer ratio should be larger than a critical value while LIB occurs and the formulas for critical value of LIB in different types are derived in this paper. The sensitivities of critical value to parameters are calculated, from which some bifurcation points are eliminated and the stable region is augmented. And, the effects of field voltage limit on critical value and stable region are discussed. Finally, a mechanism of limit induced bifurcation is proposed. The increase of reactive power consumed in converter transformer and the decrease of the reactive power compensation in converter AC bus and the transform of control mode result in the system destabilization due to the lack of reactive power.

**Keywords:** AC/DC power system, hard limit, limit induced bifurcation, control mode

**PACS:** 05.45.-a

\* Project supported by the National Eleventh Five Year Plan Key Project of Ministry of Science and Technology of China (Grant No. 2006BAA02A17).

† E-mail: 30940480@qq.com