

# 静止同步补偿器直流侧电压的最优动态分级控制

张晓滨, 钟彦儒

(西安理工大学自动化学院, 陕西省 西安市 710048)

## Optimal Dynamic Hierarchical Control of the STATCOM DC Side Voltage

ZHANG Xiao-bin, ZHONG Yan-ru

(School of Automation, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, Shaanxi Province, China)

**ABSTRACT:** The DC side voltage mathematical model of static synchronous compensator (STATCOM) was established by switch period averaging modeling and instantaneous reactive power theory. Based on this model, the optimal dynamic hierarchical control strategy was proposed. According to the optimal range of modulation index and the reactive power, the STATCOM DC side voltage was regulated in different levels. The optimal dynamic hierarchical control strategy led to the low total harmonic distortion of voltage and current, the small switches stress, the high efficiency, and the similar transient response for STATCOM compared with that keeping the DC side voltage constant. The simulation and experimental results illustrate the accuracy of the DC side voltage mathematical model and the validity of the optimal dynamic hierarchical control strategy.

**KEY WORDS:** STATCOM; DC side voltage mathematical model; optimal dynamic hierarchical control strategy; total harmonic distortion of voltage and current; switch stress

**摘要:** 应用开关周期平均建模法结合瞬时无功理论推导出静止同步补偿器(static synchronous compensator, STATCOM)的直流侧电压数学模型。基于此数学模型提出最优动态分级控制策略。该策略依据调制指数的最优范围和无功功率对STATCOM的直流侧电压进行最优动态分级控制。与直流侧电压为恒值的控制策略相比,最优动态分级控制策略减小了STATCOM的输出电压和电流总谐波畸变率及开关应力,提高了装置效率,并且不影响STATCOM补偿无功的动态性能。仿真和试验结果证明了STATCOM直流侧电压数学模型的正确性和最优动态分级控制策略的有效性。

**关键词:** 静止同步补偿器; 直流侧电压数学模型; 最优动态分级控制策略; 电压和电流总谐波畸变率; 开关应力

## 0 引言

静止同步补偿器是柔性交流输电系统(flexible

AC transmission, FACTS)的核心设备之一,可以从感性到容性平滑地调节电网无功功率<sup>[1]</sup>。STATCOM的数学建模方式主要有:列写电路方程建立数学模型<sup>[2-3]</sup>;列写电路方程并结合瞬时无功理论建立数学模型<sup>[4-6]</sup>;应用开关周期平均建模法建立数学模型<sup>[7-8]</sup>;应用状态空间平均建模法建立数学模型<sup>[9]</sup>。本文在导出STATCOM开关周期平均模型的基础上,引入瞬时无功理论,得出直流侧电压数学模型。该数学模型显示直流侧电压与无功补偿功率和调制指数之间有直接的数学关系。目前STATCOM的直流侧电压在控制过程中普遍采用恒值控制策略<sup>[5,10-13]</sup>,当STATCOM吸收的无功功率从容性向感性过渡时,调制指数将逐渐变小,而调制指数变小将引起STATCOM的输出电压总谐波畸变率( $U_{THD}$ )、电流总谐波畸变率( $I_{THD}$ )和开关应力( $S$ )变大,从而影响STATCOM装置的运行效率和对电网的谐波注入量。如果采用使调制指数始终保持为较高恒值的控制策略,又将引起直流侧电压不停的变化,从而大大降低STATCOM对无功补偿的动态响应性能。文献[14]提出将直流侧电压分为两级控制,分别对应补偿容性和感性无功功率。此方法虽然对解决调制指数过低起到一定作用,但简单的将直流侧电压分为两级而不考虑无功补偿容量和调制指数变化范围对STATCOM的影响,将不能得到降低STATCOM的 $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 的最优解。针对目前研究状况,本文提出直流侧电压最优动态分级控制策略。将调制指数的最优范围和装置的无功补偿容量相结合建立直流侧电压最优分级控制选择表,依据此表对STATCOM的直流侧电压进行最优分级控制,从而使STATCOM在满足 $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 在最优范围内的同时保证无功补偿良好的动态响应性能。

# 1 STATCOM 的直流侧电压数学模型

## 1.1 STATCOM 的拓扑结构

STATCOM 的主电路如图 1 所示,  $L$  为连接电抗器的等效电感,  $R$  为连接电抗器和开关管的等效电阻,  $o$  为直流侧的假设中点,  $N$  为电网电压中性点,  $N$  与  $o$  之间断开,  $e_a$ 、 $e_b$ 、 $e_c$  为电网电压,  $u_{aN}$ 、 $u_{bN}$ 、 $u_{cN}$  为逆变电路输出与  $N$  之间的电压。

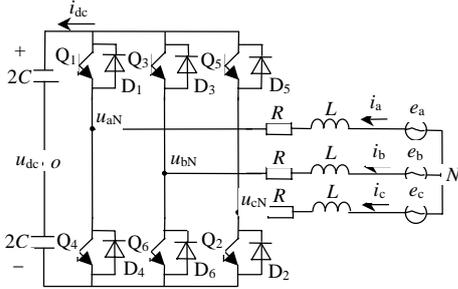


图 1 STATCOM 的主电路图

Fig. 1 Main circuit of STATCOM

## 1.2 STATCOM 的开关周期平均模型

设  $s_a$ 、 $s_b$ 、 $s_c$  为对应开关  $Q_1$ 、 $Q_3$ 、 $Q_5$  的开关函数:

$$s_i = \begin{cases} 1, & Q_j \text{ 导通} \\ 0, & Q_j \text{ 关闭} \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $i=a, b, c$ ;  $j=1, 3, 5$

由开关函数的定义可以推导得出

$$\begin{cases} u_{aN} = (s_a - \frac{1}{2})u_{dc} + u_{oN} \\ u_{bN} = (s_b - \frac{1}{2})u_{dc} + u_{oN} \\ u_{cN} = (s_c - \frac{1}{2})u_{dc} + u_{oN} \end{cases} \quad (2)$$

$u_{oN}$  由电网电压平衡的条件得

$$u_{oN} = \frac{u_{dc}}{2} - \frac{1}{3}(s_a + s_b + s_c)u_{dc} \quad (3)$$

由此导出 STATCOM 交流侧的电压方程为

$$\begin{cases} Li_a = e_a - (s_a - \frac{s_a + s_b + s_c}{3})u_{dc} - i_a R \\ Li_b = e_b - (s_b - \frac{s_a + s_b + s_c}{3})u_{dc} - i_b R \\ Li_c = e_c - (s_c - \frac{s_a + s_b + s_c}{3})u_{dc} - i_c R \end{cases} \quad (4)$$

由开关函数定义推导出 STATCOM 直流侧电流方程为

$$C\dot{u}_{dc} = s_a i_a + s_b i_b + s_c i_c = i_{dc} \quad (5)$$

由于电网电压、各相电流和直流侧电压在一个开关周期的变化很小, 对式(4)、(5)联立求开关周期平均<sup>[15]</sup>得

$$\begin{cases} Li_a = e_a - (d_a - \frac{d_a + d_b + d_c}{3})u_{dc} - i_a R \\ Li_b = e_b - (d_b - \frac{d_a + d_b + d_c}{3})u_{dc} - i_b R \\ Li_c = e_c - (d_c - \frac{d_a + d_b + d_c}{3})u_{dc} - i_c R \\ Ci_{dc} = d_a i_a + d_b i_b + d_c i_c \end{cases} \quad (6)$$

式中  $d_a$ 、 $d_b$ 、 $d_c$  为  $Q_1$ 、 $Q_3$ 、 $Q_5$  的占空比。开关采用正弦脉宽调制(sinusoidal pulse width modulation, SPWM), 调制电压分别为  $u_{ma} = U_m \sin(\omega t - \theta)$ ,  $u_{mb} = U_m \sin(\omega t - \theta - 2\pi/3)$  和  $u_{mc} = U_m \sin(\omega t - \theta + 2\pi/3)$ , 三角载波电压的幅值为  $U_c$ , 可以推导出

$$\begin{cases} d_a = \frac{1}{2} [1 + \frac{U_m}{U_c} \sin(\omega t - \theta)] \\ d_b = \frac{1}{2} [1 + \frac{U_m}{U_c} \sin(\omega t - \theta - \frac{2\pi}{3})] \\ d_c = \frac{1}{2} [1 + \frac{U_m}{U_c} \sin(\omega t - \theta + \frac{2\pi}{3})] \end{cases} \quad (7)$$

将式(6)整理得到 STATCOM 的开关周期平均模型为

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_a \\ \dot{i}_b \\ \dot{i}_c \\ \dot{u}_{dc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R}{L} & 0 & 0 & -\frac{U_m}{2U_c L} \sin(\omega t - \theta) \\ 0 & -\frac{R}{L} & 0 & -\frac{U_m}{2U_c L} \sin(\omega t - \theta - \frac{2\pi}{3}) \\ 0 & 0 & -\frac{R}{L} & -\frac{U_m}{2U_c L} \sin(\omega t - \theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{d_a}{C} & \frac{d_b}{C} & \frac{d_c}{C} & 0 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ u_{dc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{L} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} \quad (8)$$

## 1.3 STATCOM 的直流侧电压数学模型

根据瞬时无功理论对 STATCOM 的开关周期平均模型进行坐标变换<sup>[16-17]</sup>。电网电压分别为  $e_a = E \sin \omega t$ ,  $e_b = E \sin(\omega t - 2\pi/3)$  和  $e_c = E \sin(\omega t + 2\pi/3)$ , 以逆时针旋转方向为基准, 令有功坐标轴  $p$  轴与电网电压矢量同向, 无功坐标轴  $q$  轴滞后有功坐标轴  $90^\circ$ , 所取旋转坐标系如图 2 所示,  $\omega$  为旋转坐标系的角速度<sup>[18]</sup>。

对应的坐标变换矩阵<sup>[19]</sup>为

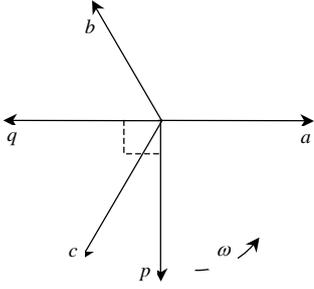


图2 p-q 旋转坐标系

Fig. 2 p-q rotating frame

$$\mathbf{T}_{pq/abc} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \sin \omega t & \sin(\omega t - \frac{2}{3}\pi) & \sin(\omega t + \frac{2}{3}\pi) \\ -\cos \omega t & -\cos(\omega t - \frac{2}{3}\pi) & -\cos(\omega t + \frac{2}{3}\pi) \end{bmatrix} \quad (9)$$

$e_a$ 、 $e_b$ 、 $e_c$ 的坐标变换结果为

$$\begin{bmatrix} e_p \\ e_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}}E \\ 0 \end{bmatrix} \quad (10)$$

$u_{aN}$ 、 $u_{bN}$ 、 $u_{cN}$ 的坐标变换结果为

$$\begin{bmatrix} u_p \\ u_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{8}} \frac{U_m}{U_c} u_{dc} \cos \theta \\ \sqrt{\frac{3}{8}} \frac{U_m}{U_c} u_{dc} \sin \theta \end{bmatrix} \quad (11)$$

求解式(8)中电流的微分方程并对稳态部分进行坐标变换得

$$\begin{bmatrix} i_p \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{2RU_c E - RU_m u_{dc} \cos \theta + \omega LU_m u_{dc} \sin \theta}{2U_c(R^2 + L^2\omega^2)} \\ \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{2\omega LU_c E - \omega LU_m u_{dc} \cos \theta - RU_m u_{dc} \sin \theta}{2U_c(R^2 + L^2\omega^2)} \end{bmatrix} \quad (12)$$

根据功率守恒<sup>[4]</sup>可得

$$u_{aN} = \frac{1}{2} \lambda u_{dc} \sin(\omega t - \theta) + \begin{cases} (-1)^{\frac{n+1}{2}} \frac{2u_{dc}}{n\pi} \sum_{k=2}^{\infty} J_k\left(\frac{\lambda n\pi}{2}\right) \{\cos[(k\omega + n\omega_s)t - k\theta] + \cos[(k\omega + n\omega_s)t - k\theta]\}, \\ n=1, 3, 5, \dots, k=2l, k \neq 6l (l=1, 2, 3, \dots) \\ \sum_{n=2}^{\infty} (-1)^{\frac{n}{2}} \frac{2u_{dc}}{n\pi} \sum_{k=1}^{\infty} J_k\left(\frac{\lambda n\pi}{2}\right) \{\sin[(k\omega + n\omega_s)t - k\theta] + \sin[(k\omega + n\omega_s)t - k\theta]\}, \\ n=2, 4, 6, \dots, k=2l-1, k \neq 6l-3 (l=1, 2, 3, \dots) \end{cases} \quad (18)$$

式中 $\omega_s$ 为三角载波的频率。

STATCOM的 $U_{THD}$ 为

$$U_{THD} = \frac{4}{\pi} \sqrt{\frac{\sum_{n=1, k=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} J_k^2\left(\frac{\lambda n\pi}{2}\right)}{\lambda}} \quad (19)$$

式中： $n=1, 3, 5, \dots, k=2l, k \neq 6l (l=1, 2, 3, \dots)$ ； $n=2, 4, 6, \dots, k=2l-1, k \neq 6l-3 (l=1, 2, 3, \dots)$ 。

$$u_{dc} i_{dc} = u_p i_p + u_q i_q \quad (13)$$

将式(11)、(12)代入式(13)，由于 $u_{dc} \neq 0$ 且忽略暂态过程，得出直流侧电压为

$$u_{dc} = \frac{2E(R \cos \theta + \omega L \sin \theta)}{R\lambda} \quad (14)$$

式中 $\lambda = U_m/U_c$ ，为STATCOM的调制指数。

进一步可得STATCOM吸收的有功功率和无功功率为

$$\begin{bmatrix} p \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{3}{2} \frac{E^2}{R} \sin^2 \theta \\ -\frac{3}{2} \frac{E^2}{R} \cos \theta \sin \theta \end{bmatrix} \quad (15)$$

在STATCOM运行中， $\theta$ 一般非常小<sup>[9, 20-21]</sup>，分析式(15)可得

$$\sin \theta \approx -\frac{2qR}{3E^2} \quad (16)$$

由此推导出直流侧电压与补偿吸收的无功功率和调制指数之间的数学模型为

$$u_{dc} = \frac{6E^2 - 4q\omega L}{3E\lambda} \quad (17)$$

## 2 STATCOM 直流侧电压恒值控制策略的缺陷

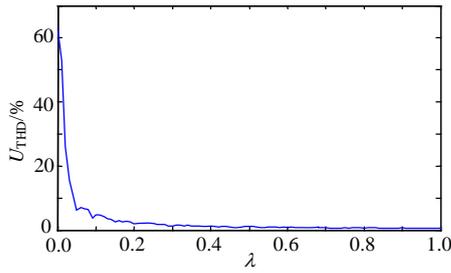
STATCOM 直流侧电压的数学模型指出，直流侧电压与调制指数 $\lambda$ 和吸收的无功功率 $q$ 有关。 $q$ 变化将引起直流侧电压改变，直流侧电压恒值控制策略是通过调节 $\lambda$ 使直流侧电压保持在恒值。因此，当 $q$ 由容性向感性过渡时， $\lambda$ 将逐渐变小，而 $\lambda$ 值的大小将对STATCOM的输出电压和电流谐波及开关应力都有影响，下文将进行分析。

首先推导 $u_{aN}$ 的基波加谐波表达式<sup>[22]</sup>为

$J_k(x)$ 为衰减震荡函数，随着 $\lambda$ 增大， $J_k(\lambda n\pi/2)$ 震荡衰减， $U_{THD}$ 将总体呈现减小的趋势。调制指数 $\lambda$ 与 $U_{THD}$ 之间的关系曲线如图3所示。

进一步推导出STATCOM的 $I_{THD}$ 为

$$I_{THD} = \frac{6E^2 - 4q\omega L}{\sqrt{2\pi}|q|\lambda} \sqrt{\sum_{n=1, k=1}^{\infty} \frac{J_k^2\left(\frac{\lambda n\pi}{2}\right)}{n^2 [R^2 + (k\omega \pm n\omega_s)^2 L^2]}} \quad (20)$$

图 3  $\lambda$ 与 $U_{\text{THD}}$ 的关系曲线图Fig. 3 Relationship between  $\lambda$  and  $U_{\text{THD}}$ 

由式(20)可以看出,随着 $\lambda$ 增加 $I_{\text{THD}}$ 同样呈现减小的趋势。

由开关电流应力的近似算法可得 $Q_1$ 与 $Q_4$ 的电流应力<sup>[23]</sup>为

$$\begin{cases} I_{Q1\text{rms}} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i_a^2 d_a dt} \\ I_{Q4\text{rms}} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i_a^2 (1-d_a) dt} \end{cases} \quad (21)$$

同理,可得其余开关的电流应力。电压应力为直流侧电压,为了便于分析,求各个开关应力的平方和为

$$S' = \sum_{n=1}^6 u_{\text{dc}}^2 I_{Qn\text{rms}}^2 = \frac{9q^2(6E^2 - 4q\omega L)^2}{27E^4 \lambda^2} + \frac{2(6E^2 - 4q\omega L)^4}{27\pi^2 E^4 \lambda^4} + \sum_{n=1, k=1}^{\infty} \frac{J_k^2(\lambda n\pi/2)}{n^2 [R^2 + (k\omega \pm n\omega_s)^2 L^2]} \quad (22)$$

由式(22)可以看出,随着 $\lambda$ 增加,各个开关应力的平方和减小,即 $S$ 减小,STATCOM效率得到提高。因此STATCOM在补偿相同无功功率时,应尽可能使 $\lambda$ 保持为较大值,使 $U_{\text{THD}}$ 、 $I_{\text{THD}}$ 和 $S$ 较小。直流侧电压恒值控制策略由于并未考虑 $\lambda$ 的大小,因此在STATCOM吸收感性无功时会使 $\lambda$ 减小,从而引起 $U_{\text{THD}}$ 、 $I_{\text{THD}}$ 和 $S$ 增加。为了改进这种缺陷,本文提出将直流侧电压进行最优动态分级控制的策略。

### 3 直流侧电压最优动态分级控制策略

直流侧电压最优动态分级控制策略的核心是,STATCOM在补偿吸收无功功率由容性最大值向感性最大值过渡过程中,确保 $\lambda$ 始终在最优的范围内,使STATCOM的 $U_{\text{THD}}$ 、 $I_{\text{THD}}$ 和 $S$ 较小。首先确定 $\lambda$ 的最优范围。通过分析图3中 $\lambda$ 与 $U_{\text{THD}}$ 的关系可以看出,在 $\lambda$ 较小时,随着 $\lambda$ 的变化, $U_{\text{THD}}$ 的变化较大;当 $\lambda$ 大于0.6后,随着 $\lambda$ 的增加, $U_{\text{THD}}$ 变化很小。通过分析可知, $I_{\text{THD}}$ 和 $S$ 与 $\lambda$ 的关系和 $U_{\text{THD}}$ 与 $\lambda$ 的关系从趋势上基本相同,因此初步选定 $\lambda$ 的最小值为

0.6。接下来确定 $\lambda$ 的最大值。STATCOM采用SPWM调制,当 $\lambda$ 接近于1时,在正负半周中间位置附近的凹口和脉冲将趋近于消失,从而产生过调制,使STATCOM的电压和电流中谐波成份增加。因此, $\lambda$ 的最大值不是越大越好,应由实际应用中开关的开关时间、死区时间和三角载波周期共同决定,计算公式如下:

$$\lambda_{\text{max}} = 1 - \frac{2 \times [k(t_{\text{on}} + t_{\text{off}}) + t_d]}{T_s} \quad (23)$$

式中: $t_{\text{on}}$ 和 $t_{\text{off}}$ 分别为开关的开通和关断时间; $t_d$ 为开关的死区时间; $k$ 大于1,为开关时间的调节系数; $T_s$ 为三角载波周期。

直流侧电压的最优动态分级是按照STATCOM吸收的无功功率进行计算的,目的是使 $\lambda$ 保持在最优范围内,其过程如图4所示。首先直流侧电压的第1级即吸收最大容性无功 $-Q$ 时的直流侧电压为

$$u_{\text{dc1}} = \frac{6E^2 + 4Q\omega L}{3E\lambda_{\text{max}}} \quad (24)$$

随着STATCOM吸收的无功向感性方向变化, $\lambda$ 值将逐渐变小。当 $\lambda$ 小于0.6时,直流侧电压变为第2级。此处为了防止 $\lambda$ 在0.6附近震荡引起直流侧电压的震荡,引入一个宽度为0.03的滞环。直流侧电压第2级的确定方法为先计算直流侧电压为 $u_{\text{dc1}}$ 、 $\lambda$ 为0.63和0.6时对应的分级无功功率

$$\begin{cases} q_{0.63\_1} = \frac{6E^2 - u_{\text{dc1}} \times 3E \times 0.63}{4\omega L} \\ q_{0.6\_1} = \frac{6E^2 - u_{\text{dc1}} \times 3E \times 0.6}{4\omega L} \end{cases} \quad (25)$$

然后根据 $q_{0.63\_1}$ 计算出直流侧电压的第2级为

$$u_{\text{dc2}} = \frac{6E^2 - 4q_{0.63\_1}\omega L}{3E\lambda_{\text{max}}} \quad (26)$$

随着吸收的无功继续向感性变化,以此类推进行计算,直到算出的分级无功功率 $q_{0.6\_n}$ 超出STATCOM的补偿容量为止,由此得到了分级数为 $n$ 的所有直流侧分级电压。直流侧电压的分级数和各个分级的电压值是一个与STATCOM补偿容量、开关时间、死区时间及三角载波周期相关的动态数据。

根据直流侧电压最优动态分级的计算结果建立直流侧电压最优动态分级控制选择表,如表1所示。在STATCOM运行时,根据负载产生的无功 $q_{\text{ref}}$ 和当前的 $u_{\text{dc}}$ ,参照表1得出直流侧参考电压 $u_{\text{dcref}}$ 。用 $q_{\text{ref}}$ 代替STATCOM当前实际的吸收无功进行前馈控制,并且用查表方式确定 $u_{\text{dcref}}$ ,可以消除由直流侧电压分级控制引起的对无功补偿动态响应性能的

影响。

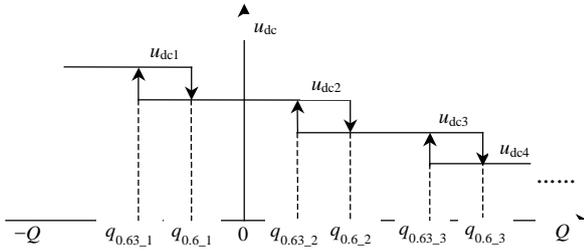


图4 直流侧电压最优动态分级过程

Fig. 4 DC side voltage optimal dynamic hierarchical process

表1 直流侧电压最优动态分级控制选择

Tab. 1 Selection of DC side voltage optimal dynamic hierarchical control

$q_{ref}$	$-Q \sim q_{0.63_1}$	$q_{0.63_1} \sim q_{0.6_1}$	$q_{0.6_1} \sim q_{0.63_2}$	$q_{0.63_2} \sim q_{0.6_2}$	.....
$u_{dc}$	不考虑	$u_{dc1}$	$u_{dc2}$	不考虑	$u_{dc2}$ $u_{dc3}$ .....
$u_{dcref}$	$u_{dc1}$	$u_{dc1}$	$u_{dc2}$	$u_{dc2}$	$u_{dc2}$ $u_{dc3}$ .....

直流侧电压最优动态分级控制策略如图5所示。 $i_{abc}$ 为STATCOM的吸收电流， $i_{Labc}$ 为负载电流， $e_{abc}$ 为电网电压。将检测到的信号通过计算得到STATCOM补偿吸收的无功 $q$ 和负载发出的无功 $q_{ref}$ 。通过 $u_{dc}$ 和 $q_{ref}$ ，按照直流侧电压分级控制选择表得出 $u_{dcref}$ ，然后经过PI调节得到STATCOM的输出控制变量 $\theta$ 和 $\lambda$ 。

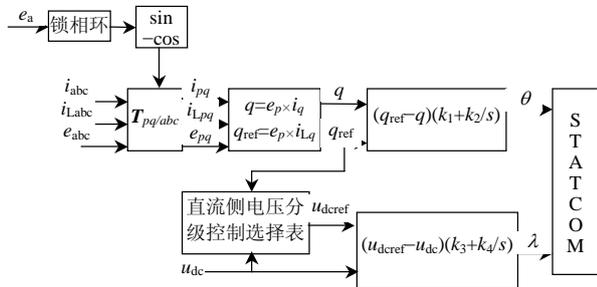


图5 直流侧电压最优动态分级控制策略系统框图

Fig. 5 Block diagram of the DC side voltage optimal dynamic hierarchical control strategy

### 4 仿真与实验结果

STATCOM系统的仿真参数为：1) 电网电压有效值 $U_s=380$  V；2) STATCOM补偿吸收最大无功电流有效值/无功功率分别是 $I=50$  A/ $Q=33$  kvar；3) 进线电感值 $L=10$  mH，直流侧电容值 $C=940$   $\mu$ F。

应用Matlab软件建立STATCOM的仿真系统，首先仿真验证直流侧电压数学模型的正确性。STATCOM分别采用直流侧电压恒值控制策略和最优动态分级控制策略进行控制。在最优动态分级控制策略中，由于仿真开关是理想元件，即 $t_{on}$ 、 $t_{off}$ 和 $t_d$ 均为0，因此 $\lambda_{max}=1$ 。通过计算将直流侧电压分为

4级： $u_{dc1}=1070$  V， $u_{dc2}=680$  V， $u_{dc3}=430$  V， $u_{dc4}=270$  V。分级无功功率分别为： $-Q=-33$  kvar， $q_{0.63_1}=-3.9$  kvar， $q_{0.6_1}=-1.5$  kvar， $q_{0.63_2}=14.4$  kvar， $q_{0.6_2}=15.9$  kvar， $q_{0.63_3}=26.1$  kvar， $q_{0.6_3}=27$  kvar。在恒值控制策略中 $u_{dc}$ 分别为1300和1070 V。让STATCOM补偿的无功由-33 kvar向+33 kvar逐渐变化，在3个控制策略中分别用仿真和数学模型得出 $\lambda$ 的仿真和理论曲线，如图6所示。从图5、6中看出，在3种控制策略下 $\lambda$ 的仿真和理论曲线分别都基本重合，表明所建立的直流侧电压数学模型是准确的。

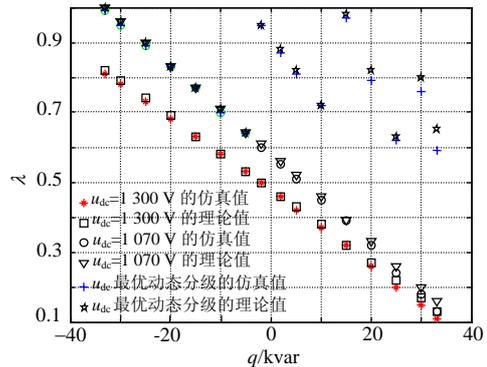


图6  $\lambda$ 理论值与仿真值对比曲线

Fig. 6 Comparison of theoretical value and simulation value for  $\lambda$

下文对3个控制策略的调制指数 $\lambda$ 进行对比仿真，结果如图7所示。由图7中看出， $u_{dc}=1300$  V时 $\lambda$ 值整体偏小， $u_{dc}=1070$  V时 $\lambda$ 值有所提高。最优动态分级控制时， $\lambda$ 值在无功功率为-1.5 kvar前与 $u_{dc}=1070$  V时的 $\lambda$ 值相等，这是由于 $u_{dc1}=1070$  V。随着无功功率向感性变化，直流侧电压进行分级调节， $\lambda$ 值始终不低于0.6。

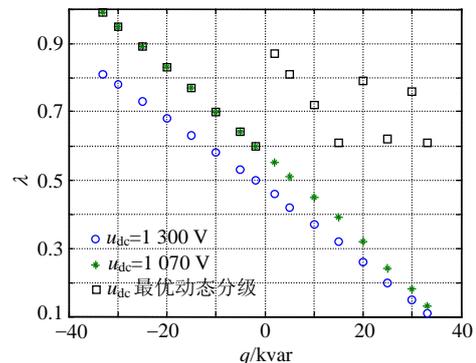


图7 3个控制策略的 $\lambda$ 对比曲线图

Fig. 7 Comparison of  $\lambda$  for three control strategies

最后对3个控制策略的 $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 进行对比仿真，结果如图8所示。由图8中看出， $u_{dc}=1300$  V时 $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 整体较大， $u_{dc}=1070$  V时这3个变量整体减小。采用最优动态分级控制策略在无

功率为-1.5 kvar之前，3 个变量的曲线与 $u_{dc}=1\ 070\ V$ 时重合。随着无功功率向感性变化，直流侧电压进行分级调节， $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 都大大减小。

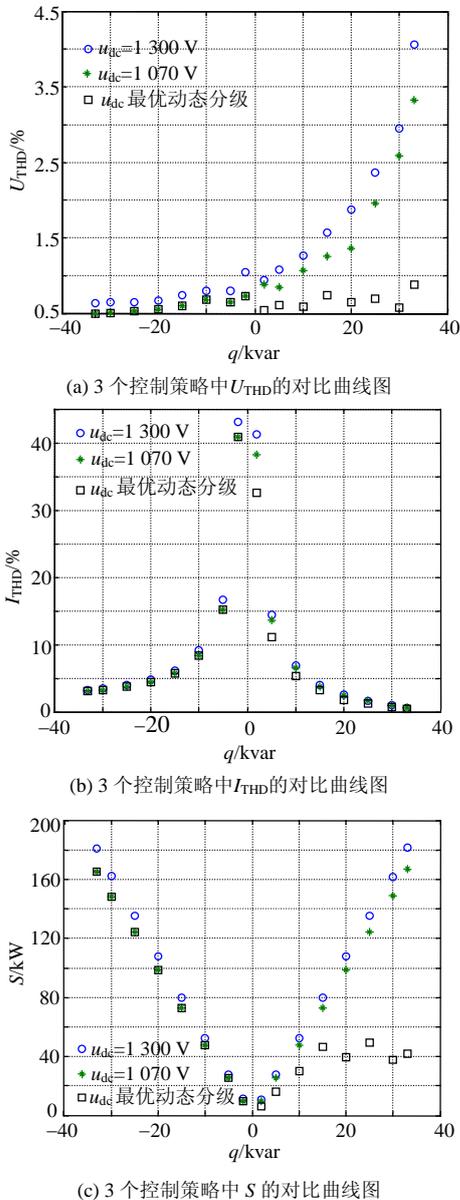
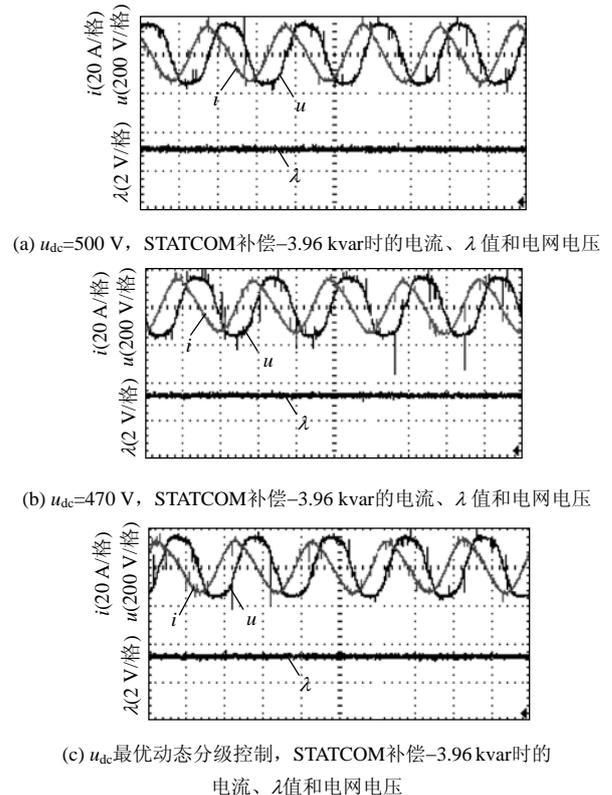


图 8 3 个控制策略中 $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 对比曲线图  
 Fig. 8 Comparison of  $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$  and  $S$  for three control strategies

接下来对直流侧电压最优动态控制策略进行实验研究。STATCOM系统的实验参数为：1) 电网电压有效值 $U_s=191\ V$ ；2) STATCOM补偿吸收最大无功电流有效值/无功功率分别为 $I=15\ A/Q=4.95\ kvar$ ；3) 进线电感值 $L=10\ mH$ ，直流侧电容值 $C=940\ \mu F$ 。

实验分别采用直流侧电压恒值控制策略和最优动态分级控制策略。开关选用的是IGBT模块， $t_{on}$ 和 $t_{off}$ 分别为  $0.135$  和  $0.61\ \mu s$ ， $k$ 为 2， $t_d$ 为  $2\ \mu s$ ，

$T_s$ 为  $151.5\ \mu s$ ，可以得出 $\lambda_{max}$ 为 0.95。对于直流侧电压动态分级控制策略，通过计算将直流侧电压分为 3 级： $u_{dc1}=470\ V$ ， $u_{dc2}=310\ V$ ， $u_{dc3}=205\ V$ 。分级功率分别为： $-Q=-4.95\ kvar$ ， $q_{0.63_1}=0.56\ kvar$ ， $q_{0.6_1}=1.08\ kvar$ ， $q_{0.63_2}=4.3\ kvar$ ， $q_{0.6_2}=4.65\ kvar$ 。在恒值控制策略中 $u_{dc}$ 分别取  $500$  和  $470\ V$ 。STATCOM分别补偿吸收  $12\ A/3.96\ kvar$ 的容性和感性无功功率。各个控制策略下STATCOM的电流、 $\lambda$ 值和电网电压如图 9 所示。图 9 中 $\lambda$ 值是通过控制板的一个D/A口输出得到， $0\sim 3.3\ V$ 对应  $0\sim 1$ 。由图 9(a)、(b)和(c)可知，当补偿吸收-3.96 kvar容性无功时，最优动态分级控制策略由于 $u_{dc1}=470V$ ，因此 $\lambda$ 值与恒值控制策略 $u_{dc}=470\ V$ 的 $\lambda$ 值相等为 0.88。而恒值控制策略 $u_{dc}=500\ V$ 的 $\lambda$ 值较低为 0.85。应用直流侧电压数学模型对 $\lambda$ 值进行理论计算，结果分别为 0.89 和 0.84。由图 9(d)、(e)和(f)可知，对于补偿 +3.96 kvar感性无功，恒值控制策略 $u_{dc}=500\ V$ 的 $\lambda$ 值最低为 0.35，恒值控制策略 $u_{dc}=470\ V$ 的 $\lambda$ 值为 0.4。最优动态分级控制策略的 $u_{dc2}=310\ V$ ， $\lambda$ 值最高为 0.65。应用直流侧电压数学模型对 $\lambda$ 值进行理论计算分别为 0.4、0.44 和 0.66。由实验结果可以看出直流侧电压最优动态分级控制策略可以有效保持 $\lambda$ 值在最优范围内，同时 $\lambda$ 实验值与理论值



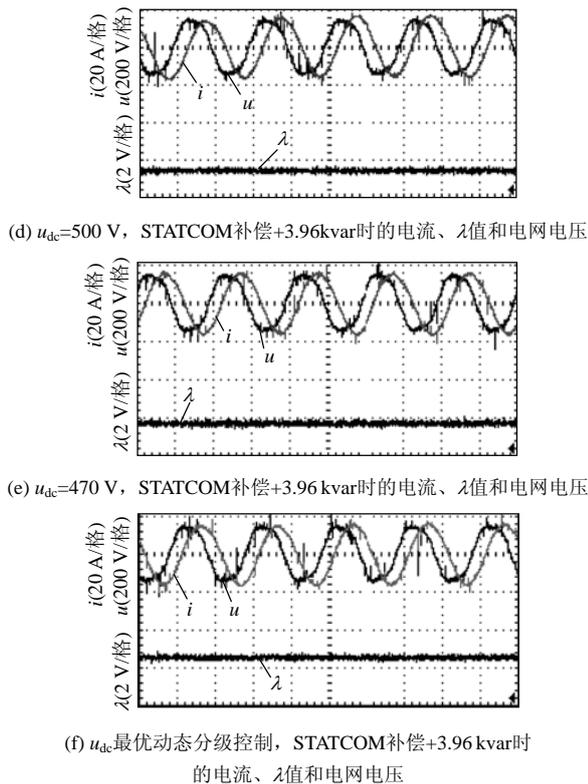


图9 3个控制策略中STATCOM的电流和 $\lambda$ 值及电网电压

Fig. 9 Current and  $\lambda$  of STATCOM and power network voltage for three control strategies

的基本吻合再一次证明直流侧电压数学模型的正确性。

## 5 结论

应用开关周期平均建模法结合瞬时无功理论,推导出STATCOM的直流侧电压数学模型。基于模型中的直流侧电压与调制指数和补偿无功功率之间的关系,提出了直流侧电压最优动态分级控制策略。该控制策略与目前广泛使用的直流侧电压恒值控制策略比较,可使STATCOM在整个无功补偿范围内保持调制指数始终在最优范围内,从而使STATCOM的 $U_{THD}$ 、 $I_{THD}$ 和 $S$ 大大降低,装置的效率得到提高,对电网的谐波注入有效减小。

## 参考文献

- [1] 马思尔, 瓦马(著). 基于晶闸管的柔性交流输电控制装置[M]. 徐政(译). 北京: 机械工业出版社, 2005: 363-366.
- [2] 李晓露, 段献忠, 何仰赞. 不平衡系统中 ASTATCOM 动态建模研究[J]. 中国电机工程学报, 1999, 19(9): 76-80.  
Li Xiaolu, Duan Xianzhong, He Yangzan. Dynamic model of ASTATCOM in unbalanced systems[J]. Proceedings of the CSEE, 1999, 19(9): 76-80(in Chinese).
- [3] 孙元章, 刘建政, 杨志平, 等. ASTATCOM 动态建模与暂态仿真

研究[J]. 电力系统自动化, 1996, 20(1): 5-10.

Sun Yuanzhang, Liu Jianzheng, Yang Zhiping, et al. Dynamic modeling and transient simulation for advanced static var generator [J]. Automation of Electric Power Systems, 1996, 20(1): 5-10(in Chinese).

- [4] Sugimoto H, Morimoto S, Yano M. A high performance control method of a voltage-type PWM converter[C]. Power Electronics Specialists Conference, Kyoto, Japan, 1988.
- [5] Schauder C. Vector analysis and control of advanced static var compensators[C]. International Conference on AC and DC Power Transmission, London, UK, 1991.
- [6] 沈东, 姜齐荣, 韩英铎. 静止同步补偿器的标么化模型及开环响应时间常数分析[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(7): 56-61.  
Shen Dong, Jiang Qirong, Han Yingduo. A per-unit STATCOM model and analysis of openloop response time constant[J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(7): 56-61(in Chinese).
- [7] 姜齐荣, 王强, 韩英铎, 等. 新型静止无功发生器(ASTATCOM)装置的建模及控制[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 1997, 37(7): 21-25.  
Jiang Qirong, Wang Qiang, Han Yingduo, et al. Modelling and control of advanced static var generator[J]. Journal of Tsinghua University : Sci & Tech, 1997, 37(7): 21-25(in Chinese).
- [8] 段大鹏, 孙玉坤, 潘春伟. 基于三相 VSI 的 STATCOM 动态建模与仿真研究[J]. 高电压技术, 2006, 32(6): 84-87.  
Duan Dapeng, Sun Yukun, Pan Chunwei. Dynamic modeling and simulation of three-phase VSI-based STATCOM[J]. High Voltage Engineering, 2006, 32(6): 84-87(in Chinese).
- [9] Tavakoli Bina M, Hamill D C. Average circuit model for angle-controlled STATCOM[J]. IEE Proceedings of Electric Power Applications, 2005, 152(3): 653-659.
- [10] Sensarma P S, Padiyar K R, Ramanarayanan V. Analysis and performance evaluation of a distribution STATCOM for compensating voltage fluctuations[J]. IEEE Trans. on Power Delivery, 2001, 16(2): 259-264.
- [11] Ledwich G, Ghosh A. A flexible DSTATCOM operating in voltage or current control mode[J]. IEE Proceedings of Generation, Transmission and Distribution, 2002, 149(2): 215-224.
- [12] Jain A, Joshi K, Behal A, et al. Voltage regulation with STATCOMs: modeling, control and results[J]. IEEE Trans. on Power Delivery, 2006, 21(2): 726-735.
- [13] Song E, Lynch A F, Dinavahi V. Experimental validation of a flatness-based control for a voltage source converter[C]. American Control Conference, New York, USA, 2007.
- [14] Xu L, Agelidis V G, Acha E. Development considerations of DSP-controlled PWM VSC-based STATCOM[J]. IEE Proceedings of Electric Power Applications, 2001, 148(5): 449-455.
- [15] 徐德鸿. 电力电子系统建模及控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 2005: 122-130.
- [16] 王茂海, 刘会金. 通用瞬时功率定义及广义谐波理论[J]. 中国电机工程学报, 2001, 21(9): 68-73.  
Wang Maohai, Liu Huijin. A universal definition of instantaneous power and broad-sense harmonic theory[J]. Proceedings of the CSEE, 2001, 21(9): 68-73(in Chinese).

- [17] 王茂海, 孙元章. 三相电路中功率现象的解释及无功功率的分类[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(10): 63-66.  
Wang Maohai, Sun Yuanzhang. Analysis of power phenomenon and classification of reactive power in three-phase circuit[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(10): 63-66(in Chinese).
- [18] [日]电气学会半导体电力变换系统调查专门委员会(编). 电力电子电路[M]. 陈国呈(译). 北京: 科学出版社, 2003: 75-86.
- [19] 王兆安, 杨君, 刘进军. 谐波抑制和无功功率补偿[M]. 北京: 机械工业出版社, 2002: 209-223.
- [20] 栗春, 姜齐荣, 王仲鸿. STATCOM 电压控制系统性能分析[J]. 中国电机工程学报, 2000, 20(8): 46-50.  
Li Chun, Jiang Qirong, Wang Zhonghong. Voltage regulation stability analysis of STATCOM[J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(8): 46-50(in Chinese).
- [21] 谢小荣, 姜齐荣. 柔性交流输电系统的原理与应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2006: 197-211.
- [22] 日本电气学会电力半导体变流方式调研专门委员会(编). 电力半导

体变流电路[M]. 王兆安, 张良金(译). 北京: 机械工业出版社, 1993: 132-139.

- [23] 周维维, 杜雄, 谢品芳, 等. 直流侧 APF 与 APF 和 PFC 开关利用率比较研究[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(8): 28-31.  
Zhou Luwei, Du Xiong, Xie Pinfang, et al. Research on switch utilization ratio of DC side APF in comparison with APF and PFC[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(8): 28-31(in Chinese).



张晓滨

收稿日期: 2009-11-02。

作者简介:

张晓滨(1977—), 男, 博士研究生, 讲师, 研究方向为电力电子与无功补偿技术, blueice197716@yahoo.com.cn;

钟彦儒(1950—), 男, 教授, 博士生导师, 研究方向为新型电力电子装置。

(编辑 吕鲜艳)